

**Deutsche
Risikostudie
Kernkraftwerke
Phase B**



Gesellschaft für Reaktorsicherheit

Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke Phase B

Eine Untersuchung im Auftrag des
Bundesministers für Forschung und Technologie

Verlag TÜV Rheinland

CIP-Titelaufnahme der Deutschen Bibliothek

Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke, Phase B —: eine Untersuchung / Ges.
für Reaktorsicherheit. Im Auftr. d. Bundesministers für Forschung u.
Technologie. — Köln: Verl. TÜV Rheinland, 1990.

ISBN: 3-88585-809-6

NE: Gesellschaft für Reaktorsicherheit >Köln<

Die diesem Bericht zugrundeliegenden Arbeiten wurden im Auftrag des Bundesministers für
Forschung und Technologie unter dem Kennzeichen RS 576 durchgeführt.
Die Verantwortung für den Inhalt liegt jedoch allein bei der Gesellschaft für Reaktorsicherheit
(GRS) mbH.

Herausgeber: Der Bundesminister für Forschung und Technologie
© by Der Bundesminister für Forschung und Technologie, Bonn 1989
Gesamtherstellung: Verlag TÜV Rheinland GmbH, Köln
Printed in Germany 1990
ISBN 3-88585-809-6

Vorwort

Eine verantwortbare Nutzung der Kernenergie erfordert die Gewährleistung des bestmöglichen Schutzes für die Bevölkerung und die Umwelt. Vorrangig muß jede mögliche Vorsorge getroffen werden, um Unfälle in Kernkraftwerken zu verhindern. In der Kerntechnik werden daher sowohl an die sicherheitstechnische Auslegung wie auch an die Zuverlässigkeit der Systeme die höchsten Anforderungen gestellt. Da aber bei keinem technischen System eine absolute Zuverlässigkeit zu erreichen ist, kann auch das Auftreten schwerer Unfälle nicht mit letzter Sicherheit ausgeschlossen werden. In jedem Fall muß aber sichergestellt sein, daß Schadensfolgen auf die Anlage selbst beschränkt bleiben. Einen wesentlichen Beitrag zur Erreichung dieser beiden Ziele, nämlich der Verhinderung von Unfällen und der Begrenzung möglicher Unfallfolgen, leisten die Ergebnisse der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke.

Vor zehn Jahren wurde die Phase A mit dem Ziel vorgestellt, das störfallbedingte kollektive Risiko durch den Betrieb von Kernkraftwerken in der Bundesrepublik Deutschland darzustellen. Inzwischen hat sich die Zielsetzung probabilistischer Sicherheitsanalysen wesentlich geändert. Ziel der Phase B ist die anlagentechnische Sicherheitsanalyse zur Ermittlung sicherheitsrelevanter Schwachstellen. Die hieraus resultierenden sicherheitstechnischen Verbesserungen sowie die Vorausplanung anlageninterner Notfallmaßnahmen führen zu einem konkreten technischen Sicherheitsgewinn.


Schon aufgrund der Hinweise der Phase A konnten systemtechnische Verbesserungen durchgeführt werden. Durch die wesentlich vertieften und gezielten Analysen in der Phase B wurden weitere potentielle Schwachstellen erkannt, die zum Teil bereits durch geeignete technische Maßnahmen ausgeräumt wurden. Dies bedeutet selbst im Bereich der sehr unwahrscheinlichen Störfallsituationen eine weitere Erhöhung der Sicherheit.

Die Reaktorsicherheitsforschung ist jedoch ein dynamischer Prozeß. Wie in jeder Forschung erwachsen auch hier oft aus Antworten neue Fragestellungen und neue Aufgaben. Bereits im Verlauf der Arbeiten zur Phase B war es erforderlich, zusätzliche und ergänzende Untersuchungen zur Phänomenologie schwerer Störfälle und zu den Möglichkeiten ihrer Beherrschung und Folgenminderung durchzuführen.

Vorrangiges Ziel der Reaktorsicherheitsforschung bleibt es, die ständige Weiterentwicklung und Verbesserung der Vorsorgemaßnahmen zur Gewährleistung einer höchstmöglichen präventiven Sicherheit zu stimulieren. Darüber hinaus werden zur Begrenzung möglicher Unfallfolgen geeignete Maßnahmen untersucht und deren Wirksamkeit bewertet.

Nicht zuletzt die Unfälle in Harrisburg und Tschernobyl haben vor Augen geführt, daß die Vorsorgepflicht des Staates nicht an nationalen Grenzen haltmachen darf. Es besteht die Notwendigkeit und die Pflicht, an den internationalen Bemühungen um eine weltweite

Verbesserung der Sicherheitsstandards aktiv mitzuwirken. Zu deren Bewertung tragen probabilistische Sicherheitsanalysen wesentlich bei. In diesem Sinne stellen die in der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke entwickelten Verfahren sowie die Ergebnisse der begleitenden Untersuchungen zur Phänomenologie von Kernschmelzunfällen auch einen Beitrag der deutschen Reaktorsicherheitsforschung zu den internationalen Bemühungen um die Erhöhung der Reaktorsicherheit dar.

Handwritten signature of Heinz Riesenhuber in black ink.

Dr. Heinz Riesenhuber
Bundesminister für
Forschung und Technologie

Inhalt

	Seite
Kurzfassung	1
1 Zielsetzung und Aufbau der Studie	93
1.1 Einführung	93
1.2 Zielsetzung der Untersuchungen	94
1.3 Untersuchte Anlage	95
1.4 Begrenzungen der Studie	96
1.5 Abwicklung der Studie	97
1.6 Gliederung des Berichts	107
2 Beschreibung der untersuchten Anlage	109
2.1 Einführung	109
2.2 Aufbau, Funktion und Sicherheitskonzept eines Kernkraftwerks mit Druckwasserreaktor	109
2.2.1 Aufbau und Funktion	109
2.2.2 Sicherheitskonzept	111
2.2.2.1 Sicherheitstechnische Auslegung	112
2.2.2.2 Sicherheitstechnische Auslegungsgrundsätze	113
2.2.2.3 Die Rolle von Automatik und Betriebspersonal bei der Störfallbeherr- schung	114
2.3 Beschreibung der Anlagentechnik	115
2.3.1 Übersicht	115
2.3.2 Reaktorkern	116
2.3.3 Reaktorkühlkreislauf	118
2.3.3.1 Reaktordruckbehälter	118
2.3.3.2 Dampferzeuger, Pumpen, Rohrleitungen und Druckhalter	119
2.3.4 Speisewasser-Dampf-Kreislauf	122
2.3.5 Volumenregel- und Chemikalieneinspeisesystem	123
2.3.6 Regeleinrichtungen	123
2.3.7 Kühlmitteldruckbegrenzung	126
2.3.8 Reaktorschutzsystem	126
2.3.9 Elektrische Energieversorgung	130
2.3.10 Notspeisewassersystem	130
2.3.11 Not- und Nachkühlsystem	133
2.3.12 Notstandssystem	135
2.3.13 Sicherheitsbehälter und Ringraumabsaugung	135
2.4 Berücksichtigte Systemänderungen in der Risikostudie, Phase B	137
2.4.1 Im Kernkraftwerk Biblis B durchgeführte Systemänderungen, die sich aus den Untersuchungen der Phase A der Risikostudie oder aus anderen Gründen ergaben	138
2.4.2 Systemänderungen im Kernkraftwerk Biblis B, die durch die Deutsche Risikostudie, Phase B, angeregt wurden	140
2.4.2.1 Bei den systemtechnischen Untersuchungen (ohne anlageninterne Not- fallmaßnahmen) berücksichtigte Änderungen	140

2.4.2.2	Berücksichtigte Änderungen zur Durchführung von anlageninternen Notfallmaßnahmen	141
3	Inhalt und Methoden der Risikoanalyse	143
3.1	Einführung	143
3.2	Zweck von Risikoanalysen	143
3.3	Zu untersuchende Störfall- bzw. Unfallabläufe	144
3.4	Durchgeführte Untersuchungen	146
3.5	Notwendige Daten	151
3.6	Methoden der Risikoanalyse	152
3.6.1	Einführung	152
3.6.2	Methoden der Zuverlässigkeitsanalyse	153
3.6.2.1	Ermittlung von Nichtverfügbarkeiten und Ausfallwahrscheinlichkeiten von Komponenten	154
3.6.2.2	Ermittlung von Nichtverfügbarkeiten und Ausfallwahrscheinlichkeiten von Systemen (Fehlerbaumanalyse)	155
3.6.2.3	Common-Cause-Ausfälle	158
3.6.2.4	Menschliche Fehlhandlungen	160
3.6.3	Aussagesicherheit der Analyse	162
3.7	Darstellung der Ergebnisse	164
4	Ereignisablaufanalysen für Kühlmittelverlustfälle und Transienten ohne Berücksichtigung anlageninterner Notfallmaßnahmen	169
4.1	Einführung	169
4.2	Auslösende Ereignisse	169
4.2.1	Kühlmittelverluststörfälle	170
4.2.2	Transienten	171
4.3	Ereignisablaufanalysen	172
4.3.1	Lecks in einer Hauptkühlmittleitung oder am Druckhalter	172
4.3.1.1	Systemfunktionen	172
4.3.1.2	Mindestanforderungen an die Systemfunktionen	176
4.3.1.3	Ereignisablaufdiagramm	188
4.3.2	Lecks in einer Anschlußleitung des Reaktorkühlkreislaufs im Ringraum (Primärkreislecks im Ringraum)	190
4.3.3	Dampferzeuger-Heizrohrlecks	193
4.3.3.1	Systemfunktionen	193
4.3.3.2	Mindestanforderungen an die Systemfunktionen	197
4.3.3.3	Ereignisablaufdiagramm	200
4.3.4	Transienten	203
4.3.4.1	Systemfunktionen	203
4.3.4.2	Mindestanforderungen an die Systemfunktionen	206
4.3.4.3	Ereignisablaufdiagramme	213
4.4	Thermohydraulische Untersuchungen	217
4.4.1	Eingesetzte Rechenprogramme	217
4.4.2	Kühlmittelverluststörfälle	217
4.4.2.1	Lecks in einer Hauptkühlmittleitung	217
4.4.2.2	Lecks am Druckhalter	229

4.4.2.3	Dampferzeuger-Heizrohrlecks	233
4.4.3	Transienten	249
4.4.3.1	Notstromfall	249
4.4.3.2	Ausfall der Hauptwärmesenke	252
4.4.3.3	Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung	252
4.4.3.4	Lecks im Frischdampfsystem	253
4.4.3.5	ATWS	257
4.5	Analysen zum Verhalten des Reaktordruckbehälters	264
4.5.1	Werkstoffverhalten	267
4.5.2	Wiederkehrende Prüfungen und Überwachungsprogramme	268
4.5.3	Verhalten des Reaktordruckbehälters bei Störfällen	269
4.5.3.1	Probabilistische Untersuchungen zum Reaktordruckbehälter-Versagen ..	269
4.5.3.2	Erkenntnisse aus Thermoschock-Großversuchen	272
4.5.3.3	Tragverhalten des Reaktordruckbehälters bei ATWS	275
4.5.4	Zusammenfassende Bewertung	276
4.6	Ergebnisse der Ereignisablaufanalysen	277
5	Zuverlässigkeitsanalyse für Kühlmittelverluststörfälle und Transienten ohne Berücksichtigung anlageninterner Notfallmaßnahmen	289
5.1	Einführung	289
5.2	Ergebnisse der Zuverlässigkeitsanalyse	289
5.2.1	Kühlmittelverluststörfälle	289
5.2.1.1	Große und mittlere Lecks in einer Hauptkühlmittleitung	289
5.2.1.2	Kleine Lecks in einer Hauptkühlmittleitung	290
5.2.1.3	Kleines Leck 2 (40 cm ²) am Druckhalter nach Fehlüffnen eines Druck- halter-Sicherheitsventils beim Leistungsbetrieb	294
5.2.1.4	Dampferzeuger-Heizrohrlecks	295
5.2.2	Transienten und kleine Lecks am Druckhalter bei Transienten	296
5.2.2.1	Notstromfall	296
5.2.2.2	Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung ohne Ausfall der Hauptwär- mesenke	298
5.2.2.3	Ausfall der Hauptwärmesenke	299
5.2.2.4	Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und Hauptwärmesenke	302
5.2.2.5	Kleines Leck 3 am Druckhalter bei verschiedenen zu erwartenden Tran- sienten	303
5.2.2.6	Lecks in einer Frischdampfleitung	303
5.2.3	ATWS (Anticipated Transients Without Scram)	307
5.2.3.1	Notstromfall und Ausfall der Reaktorschnellabschaltung	307
5.2.3.2	Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und Ausfall der Reaktor- schnellabschaltung	308
5.2.3.3	Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und Hauptwärmesenke und Ausfall der Reaktorschnellabschaltung	308
5.2.3.4	Sonstige Transienten	308
5.2.4	Unsicherheiten der Zuverlässigkeitsanalyse	309
5.3	Daten für auslösende Ereignisse	310
5.3.1	Häufigkeit von Transienten	310
5.3.2	Häufigkeit von Lecks in Rohrleitungen	318

5.3.2.1	Lecks im Reaktorkühlkreislauf und in seinen Anschlußleitungen	318
5.3.2.2	Lecks an Dampferzeuger-Heizrohren	325
5.3.2.3	Lecks im Frischdampfsystem	327
5.3.2.4	Lecks an Hilfs- und Nebensystemen	331
5.4	Zuverlässigkeitskenngrößen für unabhängige Ausfälle	333
5.4.1	Diskussion möglicher Vorgehensweisen in der Studie	333
5.4.1.1	Einführung	333
5.4.2	Durchgeführte Untersuchungen	334
5.4.3	Vorgehen in der Studie	349
5.5	Daten Leittechnik	370
5.6	Zuverlässigkeitskenngrößen für Ausfälle aus gemeinsamer Ursache (Common-Cause-Wahrscheinlichkeiten)	371
5.6.1	Einführung	371
5.6.2	Randbedingungen für die Quantifizierung	375
5.6.2.1	Verwendbare Erfahrungen	375
5.6.2.2	Beurteilung der Übertragbarkeit	376
5.6.2.3	Fehlerentdeckung	377
5.6.3	Vorgehen bei der Abschätzung von Common-Cause-Daten	378
5.6.4	Ergebnisse	386
5.7	Zuverlässigkeitsanalyse des Systems zur Reaktorschnellabschaltung	386
5.7.1	Betriebserfahrung mit Steuerelementen in Druckwasserreaktoren	386
5.7.1.1	Deutsche Betriebserfahrung	386
5.7.1.2	Amerikanische Betriebserfahrung	387
5.7.1.3	Zusammenfassung der Betriebserfahrung und Vorgehensweise bei der Übertragung auf die Anlage Biblis B	389
5.7.2	Ausfall des mechanischen Teils der Steuerelemente zur Reaktorschnellab- schaltung	390
5.7.3	Ausfall des elektromechanischen Teils der Reaktorschnellabschaltung	395
5.7.4	Ausfall der Anregekriterien der Reaktorschnellabschaltung	396
5.7.5	Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktion Reaktorschnellabschaltung	396
5.8	Bewertung menschlichen Fehlverhaltens	398
5.8.1	Allgemeines	398
5.8.2	Geplante oder ungeplante Handlungen	399
5.8.3	Qualitative Bewertung	399
5.8.4	Quantitative Bewertung	400
5.8.4.1	Bewertung geplanter Maßnahmen des Betriebspersonals	401
5.8.4.2	Bewertung von Maßnahmen des Betriebspersonals bei anlageninternen Notfallmaßnahmen	401
5.8.5	Screening-Verfahren zur Untersuchung von anlageninternen Notfallmaß- nahmen	405
5.8.5.1	Screening-Faktoren	406
5.8.5.2	Ein heuristisches Modell zur Aufgabenanalysen	406
5.9	Zusammenfassung der Ergebnisse der Zuverlässigkeitsuntersuchungen ohne übergreifende anlageninterne und -externe auslösende Ereignisse	407

6	Ereignisablaufanalysen für Kühlmittelverluststfälle und Transienten mit Berücksichtigung anlageninterner Notfallmaßnahmen	419
6.1	Einführung	419
6.2	Übersicht über anlageninterne Notfallmaßnahmen	420
6.3	Ereignisablaufanalysen	422
6.3.1	Anlageninterne Notfallmaßnahmen bei Transienten	422
6.3.2	Anlageninterne Notfallmaßnahmen bei Kühlmittelverluststfällen („kleine Lecks“)	430
6.3.3	Anlageninterne Notfallmaßnahmen bei Dampferzeuger-Heizrohrlecks ..	433
6.3.4	Anlageninterne Notfallmaßnahmen bei ATWS	435
6.4	Thermohydraulische Untersuchungen zu sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen	435
6.4.1	Notstromfall mit Ausfall aller Notstromdiesel und des Notstandsystems (Station Black-out)	435
6.4.1.1	Referenzfall ohne anlageninterne Notfallmaßnahmen	435
6.4.1.2	Referenzfall mit anlageninternen Notfallmaßnahmen	439
6.4.2	Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und Versagen der Notspeisewasserversorgung	441
6.4.2.1	Referenzfall ohne anlageninterne Notfallmaßnahmen	441
6.4.2.2	Referenzfall mit anlageninternen Notfallmaßnahmen (Einspeisung aus Speisewasserbehälter)	445
6.4.2.3	Zusätzliche Einzeluntersuchungen	447
6.5	Thermohydraulische Untersuchungen zu primärseitigen Maßnahmen ..	452
6.5.1	Primärseitiges Bleed and Feed	452
6.5.2	Primärseitiges Bleed and Feed bei Versagen von Druckhalter-Abblaseventilen in Offenstellung	458
6.5.3	Wirksamkeit der Druckspeicher-Einspeisungen bei Ausfall der Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen und bei primärseitiger Druckentlastung ..	462
6.6	Randbedingungen der Analyse von Handmaßnahmen	469
6.6.1	Ergebnisse der Screening-Analyse	470
6.6.2	Datenbasis und Modelle zur Abschätzung der menschlichen Zuverlässigkeit	472
6.7	Zusammenfassung und Bewertung	474
7	Ereignisablaufanalysen für übergreifende anlageninterne und -externe Ereignisse	481
7.1	Einführung	481
7.2	Häufigkeit übergreifender Ereignisse	481
7.2.1	Anlageninterne Ereignisse	482
7.2.1.1	Brand	482
7.2.1.2	Überflutung	485
7.2.1.3	Lastabsturz	486
7.2.2	Anlagenexterne Ereignisse	488
7.2.2.1	Erdbeben	488
7.2.2.2	Flugzeugabsturz	492
7.2.2.3	Einwirkungen aus Block A	494
7.3	Ablaufanalysen für übergreifende anlageninterne Ereignisse	496

7.3.1	Brand	496
7.3.1.1	Eingrenzung relevanter Ereignisabläufe	498
7.3.1.2	Brand im Schaltanlagegebäude im Bereich der 220-V- und 24-V-Gleichstromanlagen	500
7.3.1.3	Anlageninterne Notfallmaßnahmen bei Brand	505
7.3.2	Überflutung	507
7.3.2.1	Aufbau und Betrieb der beteiligten Systeme	507
7.3.2.2	Mögliche Abläufe der Überflutung	508
7.3.2.3	Erläuterungen zum Ereignisablaufdiagramm	509
7.3.2.4	Bewertung	511
7.4	Ablaufanalysen für übergreifende anlagenexterne Ereignisse	512
7.4.1	Ereignisablaufanalysen für Einwirkungen durch Erdbeben	512
7.4.1.1	Systemtechnische Ereignisabläufe	512
7.4.1.2	Unsicherheiten	515
7.4.2	Ereignisablaufanalyse für Einwirkungen durch Flugzeugabsturz	518
7.4.2.1	Ermittlung der Treff- und Schadenshäufigkeit	519
7.4.2.2	Systemtechnische Ereignisabläufe	523
7.4.3	Einflüsse von anlageninternen Notfallmaßnahmen auf die Ereignisablaufanalysen bei übergreifenden anlagenexternen Ereignissen	524
7.5	Untersuchungen zum Verhalten von Bauwerken, Bauteilen und Komponenten bei Einwirkungen durch Erdbeben	528
7.5.1	Bauwerks- und Bauteilverhalten	528
7.5.2	Komponentenverhalten	531
7.6	Bewertung der Ergebnisse der Ereignisablaufanalysen	538
7.6.1	Übergreifende anlageninterne Ereignisse	538
7.6.2	Übergreifende anlagenexterne Ereignisse	542
8	Analysen zur Funktion des Sicherheitsbehälters bei Kernschmelzunfällen	549
8.1	Einführung	549
8.1.1	Vorgänge im Reaktorsystem („in-vessel“)	549
8.1.2	Vorgänge im Sicherheitsbehälter („ex-vessel“)	552
8.1.3	Rechenprogramme	554
8.2	Ereignisabläufe	558
8.3	Untersuchungen zum Unfallablauf im Reaktorsystem	559
8.3.1	Thermodynamische Untersuchungen zum Kernschmelzen	559
8.3.1.1	Kernschmelzen bei niedrigem Druck im Primärsystem (ND-Fall)	559
8.3.1.2	Kernschmelzen bei hohem Druck im Primärsystem (HD-Fall)	561
8.3.1.3	Kernschmelzen nach Absenkung des Drucks im Primärsystem (ND*-Fall)	564
8.3.1.4	Kernschmelzen nach Bruch einer Nachkühlleitung im Ringraum	571
8.3.1.5	Kernschmelzen nach einem nicht beherrschten Dampferzeuger-Heizrohrleck	574
8.3.2	Untersuchungen zur Aufheizung von Rohrleitungen bei Kernschmelzen unter hohem Druck	576
8.3.3	Untersuchungen zur Dampfexplosion	577
8.3.3.1	Voraussetzungen für eine Dampfexplosion	577
8.3.3.2	Thermische Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und Kühlmittel ...	578

8.3.3.3	Belastung der Strukturen	582
8.3.3.4	Schlußfolgerungen	584
8.4	Untersuchungen zu den Belastungen des Sicherheitsbehälters und umgebender Strukturen	584
8.4.1	Druckaufbau im Sicherheitsbehälter	584
8.4.1.1	Randbedingungen, Eingabedaten und Nodalisation	590
8.4.1.2	Sicherheitsbehälter ohne größere Leckagen	592
8.4.1.3	Druckentlastung des Sicherheitsbehälters	600
8.4.1.4	Sicherheitsbehälter mit Leckagen	601
8.4.2	Umgehung („Bypass“) des Sicherheitsbehälters	604
8.4.3	Untersuchungen zum Wasserstoff	606
8.4.3.1	Einführung	606
8.4.3.2	Wasserstoffbildung und -freisetzung	607
8.4.3.3	Bedingungen für die Verbrennung von Gasgemischen	611
8.4.3.4	Untersuchungen zur Wasserstoffverteilung	616
8.4.3.5	Auswirkungen auf den Sicherheitsbehälter bei der Verbrennung von Wasserstoff	626
8.4.3.6	Maßnahmen zur Verhinderung gefährlicher Wasserstoffkonzentrationen	630
8.4.3.7	Schlußfolgerungen	633
8.4.4	Untersuchungen zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung	633
8.4.4.1	Ausgangssituation und Randbedingungen	633
8.4.4.2	Ablauf der „trockenen“ Schmelze-Beton-Wechselwirkung	635
8.4.4.3	Sonderfälle und Parameteruntersuchungen	638
8.5	Lastabtragung an Komponenten und Bauwerkstrukturen bei Kernschmelzunfällen	639
8.5.1	Einführung	639
8.5.2	Lastabtragung an Komponenten des Primärkreises und umgebenden Strukturen	640
8.5.2.1	Belastungen der Reaktordruckbehälterschale	640
8.5.2.2	Untersuchungen zur Festigkeit der Reaktordruckbehälter-Kalotte	643
8.5.2.3	Versagensdruck des Tragschildes	650
8.5.2.4	Tragfähigkeit der Reaktordruckbehälter-Verankerung	653
8.5.2.5	Tragverhalten und Grenztragfähigkeit der Hauptkühlmittelleitung ohne Berücksichtigung der Reaktordruckbehälter-Aufhängung	656
8.5.2.6	Dynamisches Verhalten des Reaktordruckbehälters nach Versagen der Kalotte	659
8.5.2.7	Versagen des Reaktordruckbehälters bei Systemdrücken größer 3 MPa	662
8.5.2.8	Versagen der Hauptkühlmittelleitung bei hohen Temperaturen	662
8.5.3	Verhalten des Sicherheitsbehälters bei auslegungsüberschreitenden Belastungen	663
8.5.3.1	Berücksichtigte Belastungsarten	663
8.5.3.2	Untersuchungsziele und verwendete Modelle	664
8.5.3.3	Verhalten des Sicherheitsbehälters unter statischen Belastungen	672
8.5.3.4	Verhalten des Sicherheitsbehälters unter dynamischen Belastungen	677
8.5.3.5	Zusammenfassung der Untersuchungen zum Sicherheitsbehälter	683
8.5.4	Verhalten der Sekundärabschirmung	684
8.5.5	Zusammenfassung der Untersuchungen in Abschnitt 8.5	686
8.6	Zusammenfassung	687

9	Analysen zur Freisetzung von Spaltprodukten in die Umgebung bei Kernschmelzunfällen	707
9.1	Einführung	707
9.2	Phänomenologischer Überblick	707
9.2.1	Freisetzung aus dem Kern und Primärsystem	707
9.2.1.1	Kerninventar	707
9.2.1.2	Freisetzung aus dem Kern	707
9.2.1.3	Chemische Form des Jods	714
9.2.1.4	Spaltproduktrückhaltung im Primärkreis	715
9.2.2	Freisetzung bei der Schmelze-Beton-Wechselwirkung	716
9.2.3	Spaltproduktverhalten in der Anlage	716
9.2.3.1	Verhalten von Jod	717
9.2.3.2	Aerosolverhalten	719
9.2.4	Freisetzung beim Durchschmelzen des Betonfundaments	719
9.2.5	Rechenprogramme und Modelle	720
9.3	Untersuchungen zur Spaltproduktfreisetzung	721
9.3.1	Freisetzung aus dem Sicherheitsbehälter	721
9.3.1.1	Freisetzung bei Druckentlastung des Sicherheitsbehälters über Filter ...	729
9.3.1.2	Freisetzung bei Sicherheitsbehälterversagen durch H ₂ -Verbrennung ...	736
9.3.1.3	Freisetzung bei erhöhter Leckage des Sicherheitsbehälters	737
9.3.2	Freisetzung unter Umgehung des Sicherheitsbehälters	741
9.3.2.1	Freisetzung nach Versagen einer Nachkühlleitung im Ringraum	741
9.3.2.2	Freisetzung nach einem nicht beherrschten Dampferzeuger-Heizrohrleck	747
9.4	Zusammenfassung und Bewertung der Ergebnisse	753
10	Zusammenfassung und Bewertung	759
10.1	Zusammenfassung der Ergebnisse	759
10.2	Gegenüberstellung der systemtechnischen Ergebnisse von Phase B und Phase A	770
10.3	Bewertung der Ergebnisse	772
Anhang		
Bewertung sicherheitsrelevanter Unterschiede zwischen der Anlage		
Biblis B und Konvoianlagen		
		813
A.1	Einleitung	813
A.2	System- und Anlagentechnik bei Konvoianlagen	813
A.2.1	Aufbau der Sicherheitssysteme	813
A.2.2	Druckführende Komponenten	816
A.2.3	Sicherheitsbehälter	816
A.2.4	Auslegungsanforderungen	817
A.2.5	Primärkreislecks im Ringraum	821
A.3	Bewertung der sicherheitsrelevanten Unterschiede	821

Kurzfassung

Inhalt

	Seite
1 Ziele, Gegenstand und Methoden der Studie	3
1.1 Zielsetzung der Studie	6
– Einführung	6
– Zielsetzung der Risikostudie, Phase B	6
1.2 Die untersuchte Anlage	7
– Aufbau und Funktion	7
– Sicherheitskonzept	9
– Sicherheitsrelevante Systeme und Komponenten	10
1.3 Vorgehen in der Studie	14
– Untersuchte Unfallabläufe	14
– Angewandte Methoden	15
2 Durchgeführte Untersuchungen	19
2.1 Auslösende Ereignisse	21
– Anlageninterne Ereignisse	21
– Übergreifende anlageninterne und anlagenexterne Ereignisse	22
– Erwartete Eintrittshäufigkeiten auslösender Ereignisse	23
2.2 Übergang von auslösenden Ereignissen zu Schadenszuständen	31
– Zur Störfallbeherrschung benötigte Systemfunktionen	31
– Übergangswahrscheinlichkeiten von auslösenden Ereignissen zu Schadenszuständen; erwartete Häufigkeiten der Schadenszustände	32
– Erläuterungen zu den Schadenszuständen aufgrund anlageninterner auslösender Ereignisse	35
– Erläuterungen zu den Schadenszuständen aufgrund übergreifender auslösender Ereignisse	44
– Zusammenfassende Erläuterungen zu den Schadenszuständen	44
2.3 Überführung von Schadenszuständen in einen sicheren Zustand durch anlageninterne Notfallmaßnahmen	49
– Anlageninterne Notfallmaßnahmen	49
– Möglichkeiten der anlageninternen Notfallmaßnahmen zur Druckentlastung und Bespeisung	50
– Wirksamkeit der Maßnahmen zur Druckentlastung und Bespeisung	51
– Bewertung der Maßnahmen zur Druckentlastung und Bespeisung	54
2.4 Übergang von Schadenszuständen zu Kernschmelzfällen	55
– Vorgänge beim Kernschmelzen	55
– Bewertung des Übergangs von Schadenszuständen zu Kernschmelzfällen ..	63

2.5	Funktion des Sicherheitsbehälters beim Kernschmelzen	69
	– Verhalten des Sicherheitsbehälters vor Versagen des Reaktordruckbehälters	69
	– Verhalten des Sicherheitsbehälters nach Versagen des Reaktordruckbehälters	70
2.6	Ausmaß der Spaltproduktfreisetzungen	73
3	Bewertungen	75
3.1	Vergleich der Ergebnisse von Phase B und Phase A	75
	– Eintrittshäufigkeiten auslösender Ereignisse	75
	– Schadenszustände	81
3.2	Bewertung der Ergebnisse und Schlußfolgerungen	82
	– Begrenzungen	82
	– Bewertung der Ergebnisse	83
	– Schlußfolgerungen	84
	Anhang	86

1 Ziele, Gegenstand und Methoden der Studie

Dieser Teil des vorliegenden Berichts enthält die Kurzfassung der Untersuchungen und die Ergebnisse der Deutschen Risikostudie, Phase B. Die Untersuchungen erfolgten im Auftrag des Bundesministers für Forschung und Technologie. Sie sind eine Fortführung der Arbeiten zur Phase A der Studie, deren Ergebnisse 1979 veröffentlicht wurden [GRS 79]. Die Arbeiten zur Risikostudie, Phase B, wurden 1981 begonnen. Der Bundesminister für Forschung und Technologie beauftragte zunächst die in Tabelle 1-1 aufgeführten Institutionen mit der Durchführung von Forschungsvorhaben zu Einzelthemen. Diese sollten Risikountersuchungen vertiefen und neue Erkenntnisse der deutschen und internationalen Reaktorsicherheitsforschung aufarbeiten. Die Arbeiten zu diesen Einzelvorhaben wurden Ende 1984 abgeschlossen.

Im Jahre 1985 beauftragte der Bundesminister für Forschung und Technologie dann die Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH, unter Einbeziehung der Ergebnisse der Einzelvorhaben die Arbeiten zur Phase B fortzuführen und abzuschließen. Dazu wurden Teilaufgaben an einige andere Institutionen vergeben. Die beauftragten Institutionen sind in Tabelle 1-2 aufgeführt.

Im Lauf der Phase B wurde mehrfach auf Fachtagungen und in Veröffentlichungen über die Untersuchungen und Zwischenergebnisse berichtet. Der Anhang enthält Vorträge und Veröffentlichungen ab 1986.

Tab. 1-1: Vom BMFT zwischen 1981 und 1985 mit der Durchführung von Einzeluntersuchungen zur Risikostudie, Phase B, beauftragte Institutionen

Battelle-Institut e. V.
Frankfurt

Beratungs-Büro für Angewandte Physik
Gechingen

Brenk Systemplanung
Ingenieurbüro für wissenschaftlich-technische Beratung
Aachen

Babcock-Brown, Boveri Reaktor GmbH (BBR)
Mannheim

Eidgenössisches Institut für Reaktorforschung (EIR)
Würenlingen/Schweiz

Tab. 1-1: Vom BMFT zwischen 1981 und 1985 mit der Durchführung von Einzeluntersuchungen zur Risikostudie, Phase B, beauftragte Institutionen
(I. Fortsetzung)

Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH
Köln

Gesellschaft für Strahlen- und Umweltforschung mbH (GSF)
Neuherberg

GUV Gesellschaft für Umweltüberwachung mbH
Aldenhoven

Institut für angewandte Ökologie
Freiburg

Institut für Kernenergetik und Energiesysteme (IKE)
der Universität Stuttgart
Stuttgart

Kernforschungsanlage Jülich GmbH (KFA)
Institut für Nukleare Sicherheitsforschung
Jülich

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH (KfK)
Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik (INR)
Projekt Nukleare Sicherheit (PNS)
Karlsruhe

NIS Ingenieur-Gesellschaft mbH
Hanau

Rheinisch-Westfälisches Elektrizitätswerk AG (RWE)
Essen

Rheinisch-Westfälischer Technischer Überwachungs-Verein e.V.
Essen

Siemens AG, UB KWU
Erlangen

Staatliche Materialprüfungsanstalt (MPA)
Universität Stuttgart
Stuttgart

Tab. 1-1: Vom BMFT zwischen 1981 und 1985 mit der Durchführung von Einzeluntersuchungen zur Risikostudie, Phase B, beauftragte Institutionen
(2. Fortsetzung)

Technischer Überwachungs-Verein Rheinland e.V.
Institut für Unfallforschung und Ergonomie
Köln

Dr.-Ing. Horst Wölfel
Beratende Ingenieure
Höchberg

Zerna, Schnellenbach und Partner
Gemeinschaft Beratender Ingenieure GmbH
Bochum

Tab. 1-2: Von der GRS ab 1985 mit Teilaufgaben beauftragte Institutionen

Technischer Überwachungs-Verein Norddeutschland e.V.
Hamburg

König und Heunisch
Beratende Ingenieure
Frankfurt

Staatliche Materialprüfungsanstalt (MPA)
Universität Stuttgart
Stuttgart

Institut für Kernenergetik und Energiesysteme (IKE)
Universität Stuttgart
Stuttgart

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH (KfK) ¹⁾
Projekt Nukleare Sicherheit (PNS)
Karlsruhe

¹⁾ Mitarbeit im Rahmen des projekteigenen Arbeitsprogramms

1.1 Zielsetzung der Studie

● Einführung

Bei großen Industrieanlagen haben Sicherheitsfragen eine zentrale Bedeutung. Solche Anlagen können nur erstellt und betrieben werden, wenn ausreichende Sicherheitsanforderungen erfüllt werden. Dies gilt in besonderem Maße für Kernkraftwerke und andere kerntechnische Anlagen.

Oberstes Ziel aller Sicherheitsüberlegungen bei Kernkraftwerken ist es, den Einschluß radioaktiver Stoffe sicherzustellen. Hierzu ist in der Kerntechnik ein umfassendes Sicherheitskonzept entwickelt worden. Beginnend mit der Planung, über den Bau bis hin zum Betrieb werden umfangreiche Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke gestellt.

Zur Sicherheitsbeurteilung werden umfangreiche Störfalluntersuchungen durchgeführt, mit denen die sicherheitstechnischen Anforderungen im einzelnen bestimmt werden. Diese Untersuchungen orientieren sich an einer Reihe vorab festgelegter Störfälle, den Auslegungsstörfällen. Sie dienen als Bemessungsgrundlage für die sicherheitstechnische Auslegung eines Kernkraftwerks.

Daneben wurden in der Kerntechnik schon frühzeitig quantitative wahrscheinlichkeitmäßige Sicherheitsüberlegungen angestellt. So wurden für wichtige Sicherheitseinrichtungen Zuverlässigkeitsuntersuchungen bereits Ende der sechziger Jahre vorgenommen. Jedoch fehlten für diese Analysen ausreichende Betriebserfahrungen, aus denen abgesicherte Daten zum Betriebs- und Ausfallverhalten von Bauteilen (Pumpen, Armaturen etc.) abgeleitet werden konnten.

Inzwischen liegen umfangreiche Erfahrungen mit Zuverlässigkeitsuntersuchungen vor. Dabei wurde nicht nur die Datenbasis stetig verbessert, sondern auch die Methoden für Zuverlässigkeitsuntersuchungen wurden weiterentwickelt. Heute sind Zuverlässigkeitsanalysen ein wichtiger Bestandteil der technischen Sicherheitsbeurteilung.

Mit der Risikostudie, Phase A, wurde erstmals für ein Kernkraftwerk in der Bundesrepublik eine umfassende Risikountersuchung vorgenommen. Dabei wurden weitgehend die Grundannahmen der amerikanischen Reaktorsicherheitsstudie, WASH-1400 [NRC 75], übernommen.

● Zielsetzung der Risikostudie, Phase B

Die ersten Risikountersuchungen hatten hauptsächlich das Ziel, das mit Unfällen in Kernkraftwerken verbundene Risiko abzuschätzen und, soweit möglich, dieses mit anderen zivilisatorischen und naturbedingten Risiken zu vergleichen. So befaßten sich die amerikanische Reaktorsicherheitsstudie WASH 1400 und die Risikostudie, Phase A, eingehend damit, die mit Unfällen verbundenen Schadensfolgen außerhalb der Anlage, insbesondere das Ausmaß und die Häufigkeit gesundheitlicher Schäden für die Bevölkerung, zu ermitteln.

Bereits die Arbeiten zur Risikostudie, Phase A, zeigten aber auch den großen Nutzen von Risikountersuchungen bei der Sicherheitsbeurteilung der Anlagentechnik. Die Ergebnisse der anlagentechnischen Untersuchungen führten zu einer Reihe von sicherheitstechnisch bedeutsamen Verbesserungen der Systemtechnik. Ähnliche Erfahrungen wurden in den Folgejahren auch in Risikountersuchungen im Ausland gemacht.

Demgemäß haben sich die Aufgaben und Zielsetzungen von Risikoanalysen in den letzten Jahren wesentlich verändert. Risikountersuchungen werden heute hauptsächlich dazu

herangezogen, die Ausgewogenheit der Sicherheitstechnik der Anlagen zu überprüfen und Möglichkeiten zur Verbesserung der Sicherheit zu identifizieren. Risikoanalysen mit dieser neueren Zielsetzung werden als probabilistische Sicherheitsanalysen (Probabilistic Safety Assessment, PSA) bezeichnet.

Sicherheitstechnische Untersuchungen haben gezeigt, daß Kernkraftwerke in vielen Fällen auch dann noch Sicherheitsreserven besitzen, wenn Sicherheitssysteme nicht wie vorgesehen wirksam werden. Diese Sicherheitsreserven können im Sinne einer Weiterentwicklung der Sicherheitstechnik für anlageninterne Notfallmaßnahmen genutzt werden. Ziel von Risikoanalysen ist es deshalb auch, derartige Maßnahmen zu identifizieren und ihre Durchführbarkeit und Wirksamkeit zu bewerten.

Die wesentlichen Ziele der Untersuchungen in Phase B sind daher:

- die Identifizierung von Schwachstellen und sicherheitstechnischen Verbesserungen,
- die Ermittlung von Sicherheitsreserven bei Störfall- und Unfallabläufen, die Auslegungsgrenzen überschreiten,
- die Beurteilung anlageninterner Notfallmaßnahmen.

Damit hat sich die Zielsetzung in Phase B gegenüber der Phase A von der Abschätzung des Unfallrisikos auf detaillierte systemtechnische und anlagentechnische Untersuchungen zu Stör- und Unfallabläufen verlagert.

Das Ausmaß möglicher Spaltproduktfreisetzungen wird zwar auch in Phase B ermittelt, jedoch werden keine erneuten Unfallfolgerechnungen durchgeführt. Denn es lassen sich, unabhängig von vorhandenen Sicherheitseinrichtungen, immer Unfallsituationen annehmen, bei denen es zu Freisetzungen eines erheblichen Anteils des Aktivitätsinventars kommt. Unfallfolgen außerhalb der Anlage, die mit derartigen hohen Aktivitätsfreisetzungen verbunden sind, wurden bereits in der Phase A abgeschätzt. Diese Ergebnisse können auch für die Phase B zur Orientierung herangezogen werden.

1.2 Die untersuchte Anlage

Gegenstand der Untersuchungen in Phase B ist, wie bereits für die Phase A, das Kernkraftwerk Biblis B. Die Anlage besitzt einen Druckwasserreaktor des Herstellers Kraftwerk Union AG mit einer thermischen Leistung von 3750 MW. Betreiber der Anlage ist die Rheinisch Westfälische Elektrizitätswerk AG (RWE). Die Anlage wurde 1976 in Betrieb genommen. Inzwischen wurden in der Anlage zahlreiche Änderungen durchgeführt. Diese werden in der Phase B berücksichtigt. Ebenso werden alle Änderungen unter dem Vorbehalt der Realisierung bewertet, für die, angeregt durch Zwischenergebnisse der Studie, bewertungsfähige Unterlagen vorgelegt wurden (vgl. Tabelle 2-4).

● Aufbau und Funktion

Bild 1-1 veranschaulicht den Aufbau und die Funktion der untersuchten Anlage.

Die im Reaktorkern (1) durch Spaltung und radioaktiven Zerfall erzeugte Wärme wird durch den in sich geschlossenen Reaktorkühlkreislauf (Primärkreislauf) über Dampferzeuger (2) an den Speisewasser-Dampf-Kreislauf (Sekundärkreislauf) übertragen. Ein ausreichend hoher Druck des Reaktorkühlmittels verhindert eine Dampfbildung im Reaktorkühlkreislauf; daher die Bezeichnung „Druckwasserreaktor“. Das sekundärseitig in die Dampferzeuger eingespeiste Wasser wird darin durch Aufnahme der Wärme aus dem

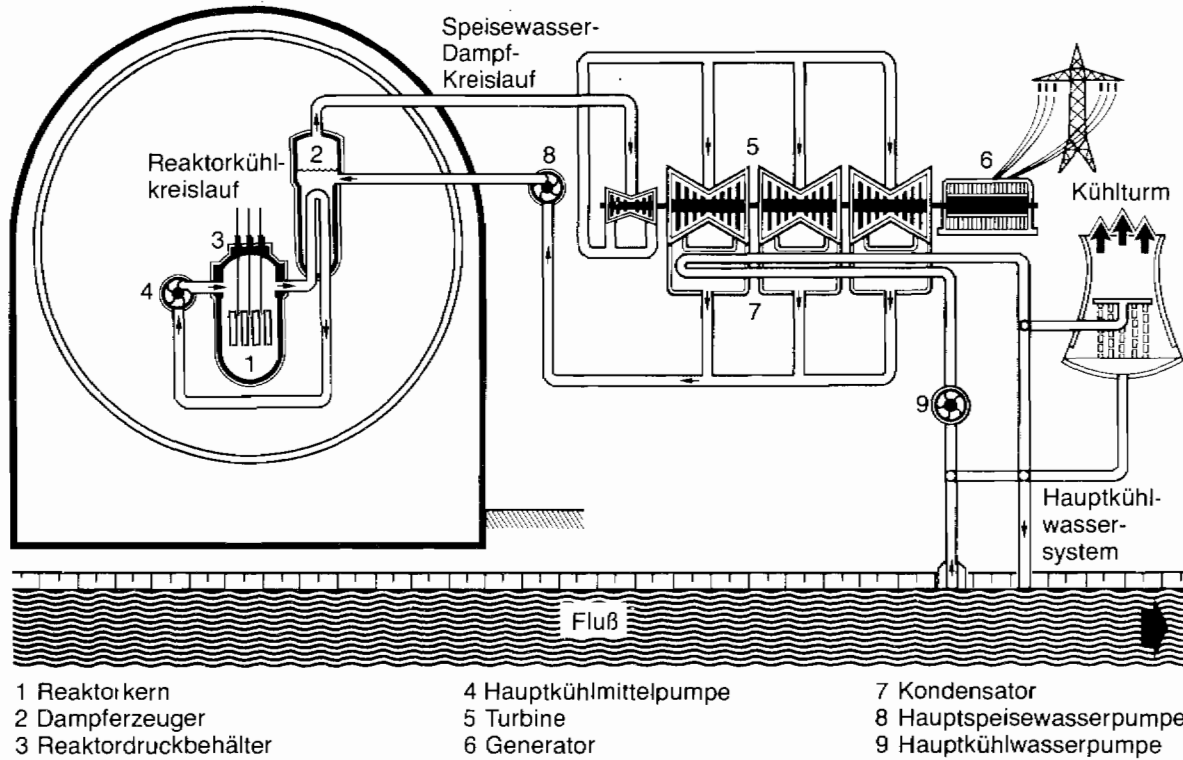


Bild 1-1: Funktionsschema eines Kernkraftwerkes mit Druckwasserreaktor

Reaktorkühlkreislauf verdampft. Der entstehende Dampf treibt die Turbine (5) und diese den Generator (6) an. Der aus der Turbine abströmende Dampf, der nicht mehr zur Erzeugung elektrischer Energie genutzt werden kann, wird im Kondensator (7) niedergeschlagen. Das kondensierte Wasser wird zu den Dampferzeugern zurückgepumpt. Die Wärmeabfuhr aus dem Kondensator erfolgt über das Hauptkühlwassersystem. Die Wärme wird entweder unmittelbar an den Fluß oder über Kühltürme an die Umgebung abgegeben.

● Sicherheitskonzept

Im Kernkraftwerk entstehen während des Reaktorbetriebs durch Spaltung von Kernbrennstoff erhebliche Mengen an radioaktiven Stoffen. Das Sicherheitskonzept muß durch den Einschluß dieser radioaktiven Stoffe gewährleisten, daß eine Freisetzung dieser Stoffe verhindert bzw. in zulässigen Grenzen gehalten wird.

Durch den Zerfall der während des Reaktorbetriebs durch Kernspaltung gebildeten radioaktiven Stoffe entsteht auch nach Abschaltung des Reaktors Wärme, die Nachzerfallwärme. Diese wird zusammen mit der in den Strukturen gespeicherten Wärme als Nachwärme bezeichnet. Diese ist im Vergleich zu der während des Reaktorbetriebs erzeugten Wärme gering und nimmt im Verlauf der Zeit ständig ab. Ohne Kühlung des Reaktorkerns würde die Nachwärme aber ausreichen, den Reaktorkern so weit aufzuheizen, daß radioaktive Stoffe freigesetzt werden. Daher ist es notwendig, den Reaktorkern auch nach der Abschaltung zu kühlen.

Aus den physikalischen und technischen Bedingungen des Reaktorbetriebs ergeben sich folgende grundlegende Sicherheits-Anforderungen:

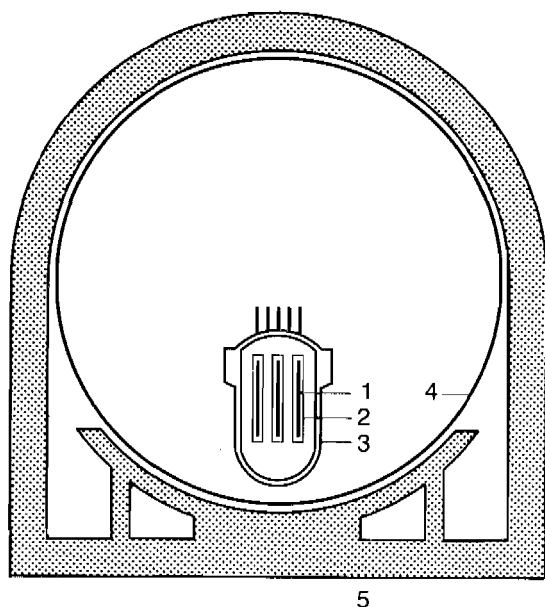
- Kontrolle der Reaktivität
Der Reaktor muß jederzeit sicher abgeschaltet und im abgeschalteten Zustand gehalten werden können.
- Kernkühlung
Auch nach Abschaltung des Reaktors muß die Kühlung des Reaktorkerns und eine Abfuhr der Nachwärme langfristig sichergestellt werden.
- Einschluß der radioaktiven Stoffe
Radioaktive Stoffe müssen zurückgehalten werden.

Die Erfüllung dieser Forderungen wird durch ein Sicherheitskonzept gewährleistet, daß gestaffelte Barrieren zum sicheren Einschluß der im Reaktor enthaltenen radioaktiven Stoffe und sicherheitstechnische Einrichtungen und Maßnahmen vorsieht, die diese Barrieren schützen.

Bild 1-2 veranschaulicht die prinzipielle Anordnung der gestaffelten Barrieren, nämlich

- das Kristallgitter des Brennstoffes selbst, in dem der überwiegende Teil der Spaltprodukte zurückgehalten wird,
- die Brennstabhüllrohre, die gasdicht verschweißt sind,
- den Reaktordruckbehälter zusammen mit dem geschlossenen Reaktorkühlkreislauf,
- den gasdichten und druckfesten Sicherheitsbehälter, der den Reaktorkühlkreislauf umschließt.

Um die Barrieren zu schützen, werden gestaffelte Maßnahmen angewandt, die verschiedenen Sicherheitsebenen zugeordnet sind.



- 1 Kristallgitter des Brennstoffs
- 2 Brennstabhüllrohr
- 3 Reaktorkühlkreislauf
- 4 Sicherheitsbehälter
- 5 Stahlbetonhülle

Bild 1-2: Einschluß der Spaltprodukte

Auf der ersten Sicherheitsebene trägt die Qualität der Auslegung, Fertigung, Errichtung und Betriebsführung dazu bei, eine gute Verfügbarkeit zu erreichen und Störungen und Störfälle zu vermeiden, welche die Barrieren gefährden könnten.

Trotzdem können Fehlfunktionen von Komponenten oder Systemen mit Folgen für die Barrieren auftreten. Typische Beispiele sind Komponentenausfälle wie Ausfall einer Pumpe im Primärsystem oder im Speisewasser-Dampf-Kreislauf. Auf der zweiten Sicherheitsebene wird, mit Hilfe von Regelungs- und Begrenzungseinrichtungen, bei Auftreten solcher Betriebsstörungen die Anlage innerhalb zulässiger Auslegungsgrenzen gehalten.

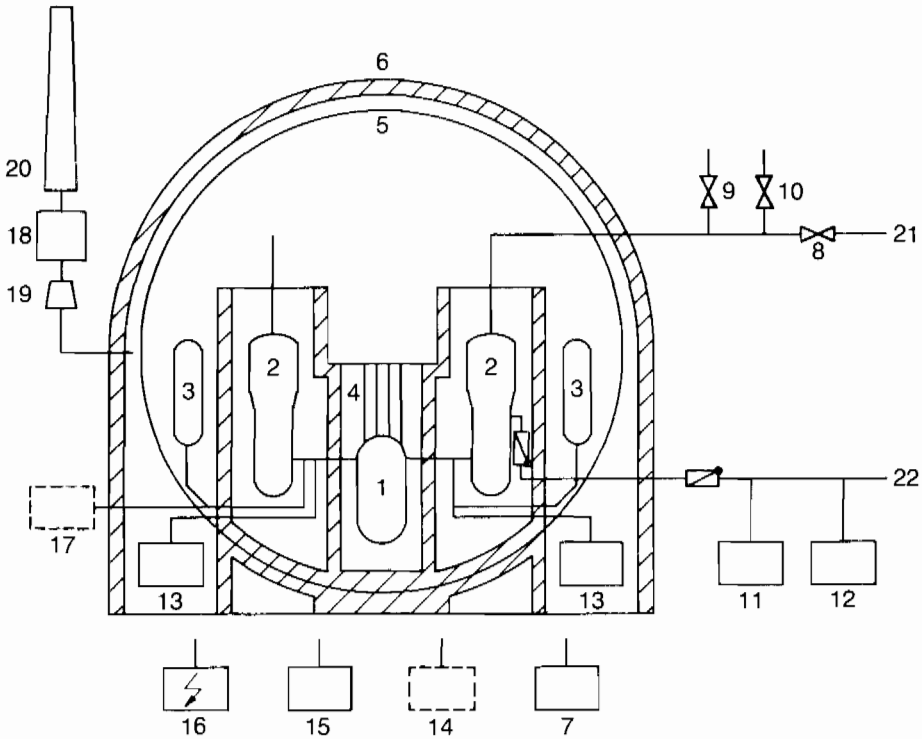
Auf einer dritten Sicherheitsebene sind zusätzliche Sicherheitssysteme vorgesehen, wodurch die Barrieren gegen die Auswirkungen eines Spektrums verschiedener Störfälle, den Auslegungsstörfällen, geschützt sind. Die Sicherheitssysteme werden redundant (mehr Systeme als erforderlich) und diversitär (mehr Systeme als erforderlich und mit unterschiedlichem Aufbau) ausgeführt. Auch werden sie automatisch angeregt und so gesteuert, daß erst etwa 30 min nach Störfallbeginn Handmaßnahmen des Betriebspersonals erforderlich sind.

Anlagendynamische Untersuchungen zeigen, daß auch bei Versagen der Sicherheitssysteme der dritten Sicherheitsebene im allgemeinen die Funktion der Barrieren erst nach längerer Zeit gefährdet wird. Diese Zeiten können für anlageninterne Notfallmaßnahmen genutzt werden, die einer vierten Sicherheitsebene zugeordnet werden.

● Sicherheitsrelevante Systeme und Komponenten

Nachfolgend werden wichtige Systeme und Sicherheitsvorrichtungen kurz beschrieben (siehe auch Bild 1-1, 1-3 und 1-4):

- Im Reaktorkern wird die bei der nuklearen Kettenreaktion freigesetzte Energie in thermische Energie umgewandelt. Er enthält den wesentlichen Teil der in der Anlage vorhandenen radioaktiven Stoffe.



- | | |
|---|--|
| 1 Reaktordruckbehälter | 12 Notstandssystem |
| 2 Dampfzeuger | 13 Not- und Nachkühlungsnetzwerk |
| 3 Druckspeicher (Not- und Nachkühlungsnetzwerk) | 14 Regeleinrichtungen |
| 4 Reaktorschnellabschaltanlage | 15 Reaktorschutzsystem |
| 5 Sicherheitsbehälter | 16 Eigenbedarfsanlage und Notstromsystem |
| 6 Stahlbetonhülle | 17 Volumenregelsystem |
| 7 Abgas- und Abwassersystem | 18 Abluftanlage |
| 8 Frischdampf-Schnellschließventil | 19 Fortluftfilter |
| 9 Abblaseregelventil | 20 Abluftkamin |
| 10 Frischdampf-Sicherheitsventil | 21 zur Turbine |
| 11 Notwassersystem | 22 von den Hauptwasserpumpen |

Bild 1-3: Sicherheitsrelevante Systeme und Komponenten im Kernkraftwerk

- Das Reaktorschnellabschaltssystem dient zur raschen Unterbrechung der Kettenreaktion. Damit wird die Energiefreisetzung im Reaktorkern auf die Energiefreisetzung durch den Nachzerfall der Spaltprodukte (Nachzerfallwärme) reduziert.
- Der Reaktorkühlkreislauf besteht aus dem Reaktordruckbehälter, den Hauptkühlmittelleitungen, der Primärseite der Dampfzeuger mit den Dampfzeuger-Heizrohren und der Ein- und Austrittskammer, den Hauptkühlmittelpumpen und dem Druckhalter.

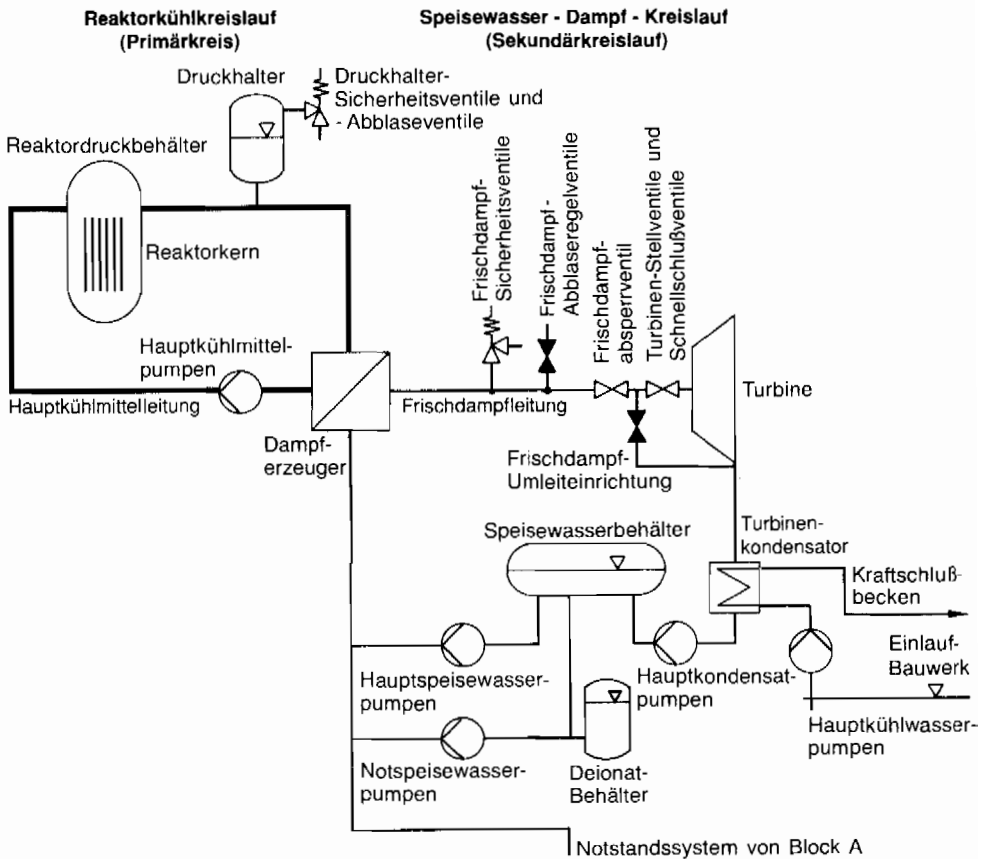


Bild 1-4: Prinzipschaltung des Reaktorkühlkreislaufs und des Speisewasser-Dampf-Kreislaufs

Die im Reaktorkern an das Kühlmittel abgegebene Wärme wird im Reaktorkühlkreislauf zu den Dampferzeugern transportiert.

- Der Speisewasser-Dampf-Kreislauf besteht aus der Sekundärseite der Dampferzeuger, den Frischdampfleitungen mit der Frischdampfumleiteinrichtung, der Turbine mit dem Turbinenkondensator und den Hauptkondensatpumpen, dem Speisewasserbehälter und dem Hauptspeisewassersystem mit den Hauptspeisewasserpumpen. Bei Leistungsbetrieb wird im Speisewasser-Dampf-Kreislauf der Dampf von den Dampferzeugern zur Turbine transportiert.
- Das Volumenregelsystem gleicht vor allem Volumenschwankungen des Kühlmittels während des Reaktorbetriebs aus.
- Die Begrenzungs- und Regelungseinrichtungen haben die Aufgabe, die wesentlichen Prozeßgrößen für die Wärmeabfuhr aus dem Reaktorkern innerhalb betrieblicher Auslegungsgrenzen zu halten.
- Das Reaktorschutzsystem erfaßt alle sicherheitsrelevanten Meßgrößen und löst bei Erreichen von Grenzwerten Reaktorschutzsignale aus, die automatisch Schutzaktionen einleiten.
- Die elektrische Energieversorgung besteht aus der Eigenbedarfsanlage und dem Notstromsystem. Die Eigenbedarfsanlage versorgt betriebliche und sicherheitstechnisch notwendige Komponenten und Systeme mit elektrischer Energie. Bei Ausfall dieser Stromversorgung (Notstromfall) versorgt das Notstromsystem die sicherheitstechnisch wichtigsten Komponenten.
- Das Notspeisewassersystem versorgt die Dampferzeuger immer dann, wenn das Hauptspeisewassersystem nicht zur Verfügung steht. Das Notspeisewassersystem kann zur Abfuhr der Nachwärme und zum Abfahren der Anlage (d. h. zum Absenken der Kühlmitteltemperatur) eingesetzt werden.
- Das Not- und Nachkühlsystem umfaßt die Systemfunktionen: Hochdruckeinspeisung, Druckspeichereinspeisung, Niederdruckeinspeisung. Es hat die Aufgabe, nach Abschaltung des Reaktors auch langfristig die Nachwärme über den nuklearen Zwischenkühlkreis und das nukleare Nebenkühlwassersystem abzuführen. Bei einem Kühlmittelverlust muß es außerdem Wasser in den Reaktorkühlkreislauf nachspeisen.
- Das Notstandssystem hat die Aufgabe, die Anlage bei Einwirkungen von außen in einen sicheren Zustand zu überführen.
- Der Sicherheitsbehälter schließt mit dem Gebäudeabschlußsystem (Absperrarmaturen) die wichtigsten aktivitätsführenden Anlagenteile ein. Die umgebende Stahlbetonhülle schützt den Sicherheitsbehälter gegen Einwirkungen von außen. Der Raum zwischen der äußeren Stahlbetonhülle und dem Sicherheitsbehälter wird als Ringraum bezeichnet.

1.3 Vorgehen in der Studie

● Untersuchte Unfallabläufe

Etwas 95 % des gesamten Aktivitätsinventars eines Kernkraftwerks befinden sich im Reaktorkern. Davon entfällt der weitaus größte Teil auf die Spaltprodukte, die während des Betriebs im Kernbrennstoff entstehen. Von den restlichen 5 % des Aktivitätsinventars befindet sich der größte Anteil im Lagerbecken für abgebrannte Brennelemente. Geringe Anteile verteilen sich auf beladene Brennelement-Transportbehälter und auf einige Systeme der Hilfsanlagen.

In der Phase B werden Störfälle untersucht, die den Reaktorkern betreffen. Ungefähr 98 % des Aktivitätsinventars des Reaktorkerns sind im Kristallgitter des Brennstoffs gebunden. Der überwiegende Teil der radioaktiven Stoffe kann deshalb nur freigesetzt werden, wenn der Kern schmilzt.

Dementsprechend konzentriert sich die Risikoanalyse auf die Ereignisabläufe, die zum Schmelzen des Kernbrennstoffs führen können. Kernschmelzen ist nur möglich, wenn der Reaktorkern über längere Zeit nicht gekühlt, d. h. die im Kern erzeugte Wärme über die Kühlsysteme nicht abgeführt werden kann. Zur Sicherstellung der Wärmeabfuhr sind auch bei Störungen und Störfällen weitreichende Schutz- und Sicherheitseinrichtungen vorhanden. In der Risikoanalyse wird untersucht, mit welcher Wahrscheinlichkeit und unter welchen Umständen es trotz dieser Einrichtungen zu einem Schmelzen des Reaktorkerns kommen kann.

Wie Analysen zeigen, besitzen Kernkraftwerke auch dann Sicherheitsreserven, wenn Auslegungsgrenzen überschritten werden. Zum Beispiel kann bei einem Notstromfall und zusätzlichem Ausfall der Notstromdiesel und des Notstandssystems, also bei fehlender Bespeisung der Dampferzeuger, die Wärme aus dem Reaktor nicht abgeführt werden. Dadurch heizt sich der Reaktorkühlkreis auf; es kommt schließlich zum Ansprechen der Druckhalterventile. Eine starke Aufheizung der Brennstäbe setzt jedoch erst dann ein, wenn der Reaktorkühlkreis über die Druckhalterventile soweit ausdampft, daß der Wasserstand im Reaktordruckbehälter unter die Oberkante des Kerns absinkt und die Brennstäbe längere Zeit freigelegt werden.

In diesem Fall und in einer Reihe ähnlicher Fälle vergeht relativ viel Zeit, bevor ein Anlagenzustand erreicht wird, bei dem Kernschmelzen nicht mehr verhindert werden kann. Diese Zeit bis dahin kann dazu genutzt werden, anlageninterne Notfallmaßnahmen zu ergreifen, um ein Schmelzen des Brennstoffs zu verhindern, zu verzögern oder wenigstens in seinen Auswirkungen zu begrenzen.

Kann das Schmelzen des Reaktorkerns nicht aufgehalten werden, so kommt es letzten Endes zum Versagen des Reaktordruckbehälters im unteren Bodenbereich und die geschmolzenen Kernmaterialien gelangen in den Sicherheitsbehälter. Ist der Druck im Reaktorkühlkreislauf unmittelbar vor dem Versagen des Reaktordruckbehälters hoch, dann kann der Sicherheitsbehälter hohen mechanischen Belastungen ausgesetzt werden. Diese Belastungen vermindern sich, wenn vor dem Versagen des Reaktordruckbehälters der Reaktorkühlkreislauf an anderer Stelle entlastet oder wenn der Druck im Reaktorkühlkreislauf durch anlageninterne Notfallmaßnahmen abgesenkt wird. Durchschmelzen bei niedrigem Druck im Reaktorkühlkreislauf führt nicht zu unmittelbaren Belastungen des Sicherheitsbehälters.

Der Sicherheitsbehälter ist die letzte Barriere, mit der die aus dem Brennstoff freigesetzten Spaltprodukte in der Anlage zurückgehalten werden.

Ein Überdruckversagen des Sicherheitsbehälters aufgrund des langfristigen Druckanstiegs kann mit gezielten Maßnahmen zur Druckentlastung verhindert werden. Nicht abgelagerte, in der Atmosphäre des Sicherheitsbehälters noch luftgetragene Spaltprodukte können dabei über Filter weitgehend zurückgehalten werden. Die Rückhaltefunktion des Sicherheitsbehälters kann auch beim Durchschmelzen der Fundamentplatte beeinträchtigt werden.

Zu frühzeitigen Freisetzungen kommt es, wenn

- der Sicherheitsbehälter von Anfang an undicht ist,
- die Rückhaltefunktion des Sicherheitsbehälters umgangen wird oder
- Belastungen auftreten, die zu einem frühen Versagen des Sicherheitsbehälters führen.

In der Studie werden folgende Schritte durchgeführt, um die relevanten Unfallabläufe zu untersuchen:

- Erfassung der auslösenden Ereignisse und Ermittlung der erwarteten Eintrittshäufigkeit¹
- Ermittlung der von den Sicherheitssystemen nicht beherrschten Ereignisabläufe (Ermittlung der Schadenszustände),
- Identifizierung und Ermittlung der Wirksamkeit von anlageninternen Notfallmaßnahmen,
- Ermittlung der Belastung und Funktion des Sicherheitsbehälters beim Kernschmelzen,
- Ermittlung des Ausmaßes der Spaltproduktfreisetzung.

Die wichtigsten dabei verwendeten Methoden werden im folgenden dargestellt.

● Angewandte Methoden

- Ereignisablauf- und Systemanalysen

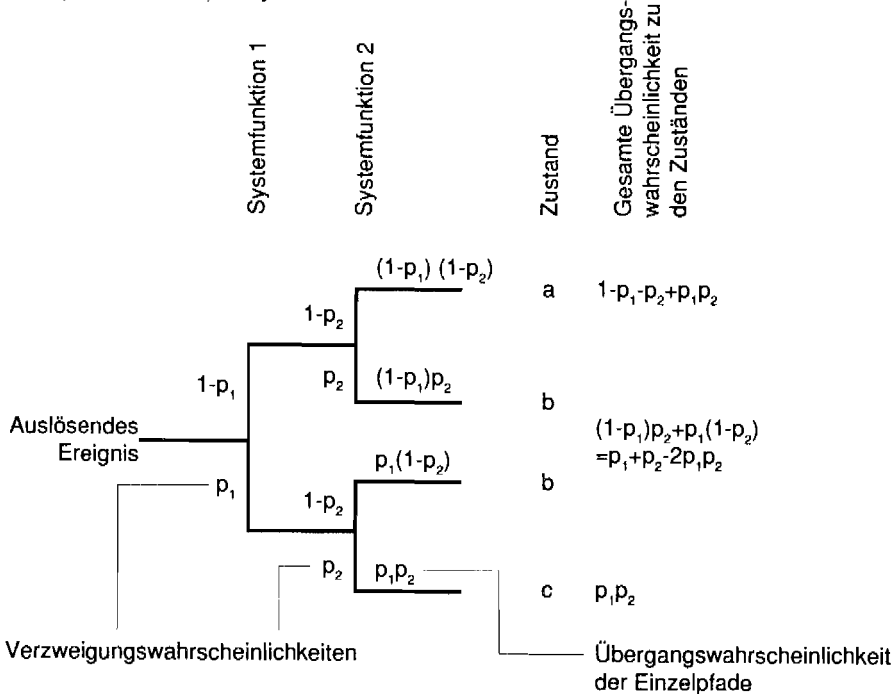
Ein auslösendes Ereignis kann durch verschiedene Kombinationen von Funktionen der Sicherheitssysteme (Systemfunktionen) beherrscht werden. Durch welche Kombinationen von Systemfunktionen der Störfall beherrscht werden kann, wird durch Systemsimulationen, vor allem thermohydraulische Analysen, bestimmt. Dabei wird insbesondere ermittelt, wieviele der mehrfach vorhandenen (redundanten) Systemstränge der einzelnen Sicherheitssysteme erforderlich sind (Mindestanforderung), um eine bestimmte Systemfunktion zu erfüllen. Sind die Mindestanforderungen nicht erfüllt, so führt das auslösende Ereignis zu einem Schadenszustand.

In Ereignisablaufdiagrammen (vgl. das schematische Bild 1-5) wird systematisch jede Möglichkeit erfaßt, mit der ein auslösendes Ereignis beherrscht werden kann oder zu einem Schadenszustand führen kann. Dazu werden Ereignispfade gebildet, die vom auslösenden Ereignis ausgehen und für jede benötigte Systemfunktion einen Verzweigungspunkt enthalten. An diesem teilt sich der Ereignispfad in zwei Zweige auf. Davon ist der eine der Verfügbarkeit, der andere der Nichtverfügbarkeit der Systemfunktion zugeordnet. So ergeben sich viele Pfade, die entweder zu beherrschten Zuständen oder zu Schadenszuständen führen.

Im Ereignisablaufdiagramm werden an jedem Verzweigungspunkt den sich aufteilenden Pfaden Verzweigungswahrscheinlichkeiten zugeordnet. Diese entsprechen der Verfügbar-

¹ Durch den Begriff *erwartete* Häufigkeit wird zum Ausdruck gebracht, daß es sich um einen erwarteten Mittelwert über ein Zeitintervall handelt.

keit bzw. Nichtverfügbarkeit der zugehörigen Systemfunktion. Bei den Verzweigungswahrscheinlichkeiten handelt es sich um bedingte (unter der Bedingung des durch das auslösende Ereignis verursachten Ablaufs) Wahrscheinlichkeiten, die durch Zuverlässigkeits-(Fehlerbaum-)analysen bestimmt werden.



$p_{1,2}$ ~ Nichtverfügbarkeit der Systemfunktion 1,2
 $1-p_{1,2}$ ~ Verfügbarkeit der Systemfunktion 1,2

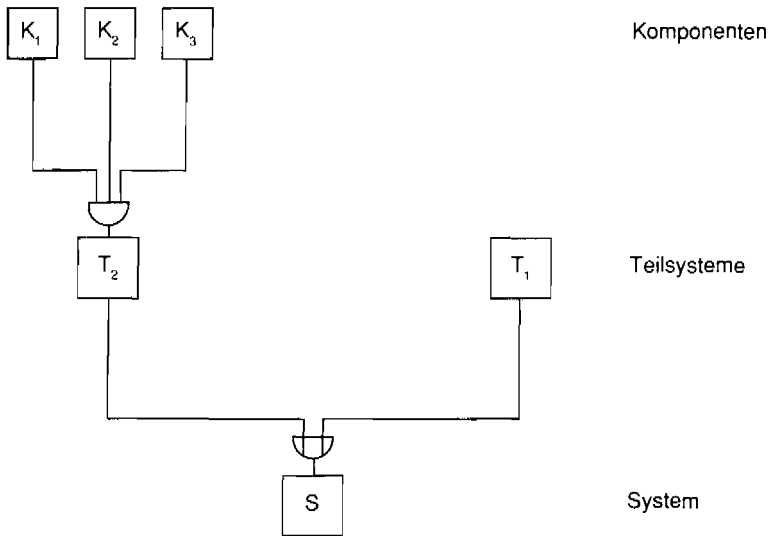
- a Beherrschter Zustand
- b Schadenszustand 1
- c Schadenszustand 2

Bild 1-5: Schema eines Ereignisablaufdiagramms

Damit ergibt sich für jeden Einzelpfad eine Übergangswahrscheinlichkeit vom auslösenden Ereignis zum Schadenszustand als Produkt der Verzweigungswahrscheinlichkeiten entlang des Pfades. Die gesamte Übergangswahrscheinlichkeit von einem auslösenden Ereignis zu einem bestimmten Schadenszustand ergibt sich durch Addition der Übergangswahrscheinlichkeiten der Einzelpfade, die zu dem gleichen Schadenszustand führen.

- Zuverlässigkeitsanalyse

Um für die Verzweigungen im Ereignisablaufdiagramm Wahrscheinlichkeiten angeben zu können, ist das Ausfallverhalten, d. h. die Nichtverfügbarkeit oder die Ausfallrate von Systemfunktionen, quantitativ zu bewerten. Beobachtungen, aus denen das Ausfallverhalten einer Systemfunktion aus der Betriebserfahrung direkt ermittelt werden kann, sind häufig nicht zahlreich genug, weil aufgrund der hohen Zuverlässigkeit der Systeme in Kernkraftwerken ein Ausfall der Systeme nur selten oder noch nie aufgetreten ist. Dagegen läßt sich das Ausfallverhalten von Komponenten, die in den verschiedensten Systemen vorhanden sind, aus der Betriebserfahrung bestimmen.



S: System, dessen Ausfall in der Betriebserfahrung nicht beobachtet wurde. Es enthält die Teilsysteme T_1 und T_2 . Es ist nicht verfügbar, wenn mindestens eines der Teilsysteme nicht verfügbar ist ("oder"-Verknüpfung).

T_1 : Teilsystem, dessen Nichtverfügbarkeit aus der Betriebserfahrung bekannt ist.

T_2 : Teilsystem, dessen Ausfall in der Betriebserfahrung nicht beobachtet wurde. Es enthält die Komponenten K_1 , K_2 , K_3 . Es ist nicht verfügbar, wenn alle drei Komponenten gleichzeitig ausgefallen sind ("und"-Verknüpfung).

K_1 , K_2 , K_3 : Komponenten, deren Nichtverfügbarkeiten aus der Betriebserfahrung bekannt sind.

Nichtverfügbarkeiten von:

K_1 , K_2 , K_3 : $p(K_1)$, $p(K_2)$, $p(K_3)$ bekannt aus der Betriebserfahrung

T_2 : $p(T_2) = p(K_1) \cdot p(K_2) \cdot p(K_3)$ ermittelt aus den bekannten Nichtverfügbarkeiten der Komponenten.

T_1 : $p(T_1)$ bekannt aus der Betriebserfahrung

S: $p(S) = 1 - [(1 - p(T_1)) \cdot (1 - p(T_2))]$
 $= p(T_1) + p(T_2) - p(T_1) \cdot p(T_2)$ ermittelt aus den bekannten Nichtverfügbarkeiten der Teilsysteme bzw. der Komponenten.

Bild 1-6: Schema eines Fehlerbaums und der Ermittlung der Nichtverfügbarkeit eines Systems, dessen Ausfall in der Betriebserfahrung nicht beobachtet wurde

Deswegen wird das Ausfallverhalten von Systemfunktionen auf das Ausfallverhalten von Komponenten der Systeme zurückgeführt. Dabei werden auch Handlungen von Personen, die in den Betrieb eingreifen, wie Systemfunktionen behandelt.

Für die Ermittlung der Ausfallwahrscheinlichkeit von Systemfunktionen wird die Fehlerbaumanalyse eingesetzt. Bei ihr wird ein Ereignis (z. B. Ausfall der Kühlung) vorgegeben und nach allen Ausfallursachen gesucht, die zu diesem Ereignis führen. Im allgemeinen ergibt sich dabei eine Vielzahl von Ausfallkombinationen verschiedener Komponenten oder Teilsysteme. Bild 1-6 zeigt für ein einfaches Beispiel das Schema eines Fehlerbaumes und die einzelnen Schritte zur Ermittlung der Nichtverfügbarkeit einer Systemfunktion.

Die Fehlerbaumanalyse ermöglicht durch graphische Darstellung eine übersichtliche Behandlung selbst großer technischer Systeme. Dabei lassen sich auch Folgeausfälle, menschliches Fehlverhalten und Common-Cause-Ausfälle berücksichtigen.

- Unsicherheitsanalyse

In den Betriebserfahrungen werden auslösende Ereignisse und Ausfälle von Komponenten beobachtet. Daraus werden erwartete Eintrittshäufigkeiten von auslösenden Ereignissen und Zuverlässigkeitsdaten (Ausfallraten, Nichtverfügbarkeiten) der Komponenten abgeleitet. Die ermittelten Größen sind mit Unsicherheiten behaftet aus folgenden Gründen:

- Selbst wenn die Beobachtungen sich auf lauter baugleiche Komponenten beziehen würden, könnten deren Zuverlässigkeitsdaten nicht beliebig genau bestimmt werden, weil nur eine begrenzte Menge von Beobachtungen vorliegt.
- In Wirklichkeit beziehen sich die Beobachtungen aber auf nicht baugleiche Komponenten. Die dadurch bedingte zufällige Variation von Einflußgrößen über der zugrunde gelegten Menge von Beobachtungen führt zu einer zusätzlichen Unsicherheit.
- Häufig liegen nur sehr wenig oder keine Beobachtungen über den Eintritt eines auslösenden Ereignisses oder den Ausfall einer Komponente vor. In einem solchen Fall müssen Modellüberlegungen mit herangezogen werden. Die damit eingebrachten Größen und Beziehungen sind mit Kenntnisunsicherheiten behaftet.

Die Unsicherheiten über die durch Beobachtungen oder Modellüberlegungen ermittelten Größen werden durch Wahrscheinlichkeitsverteilungen beschrieben, durch welche die mögliche Variation der Größen ausgedrückt wird. Im Falle von Kenntnisunsicherheiten wird der subjektivistische Wahrscheinlichkeitsbegriff zugrunde gelegt. Bei diesem wird der Grad an Kenntnis durch Wahrscheinlichkeiten ausgedrückt.

Die so quantifizierten Unsicherheiten in der erwarteten Eintrittshäufigkeit der auslösenden Ereignisse und der Nichtverfügbarkeit der Komponenten werden nach den Regeln der Wahrscheinlichkeitsrechnung durch die Rechenschritte zur Ermittlung der Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen fortgepflanzt. Dadurch ergeben sich für die Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktionen wiederum (subjektive) Wahrscheinlichkeitsverteilungen. Die Unsicherheiten in den Mindestanforderungen für die Erfüllung der Systemfunktionen, die sich aus Ungenauigkeiten der thermohydraulischen Simulation ergeben können, sind dabei nicht berücksichtigt.

Aus der Verteilungsfunktion der subjektiven Wahrscheinlichkeit kann abgelesen werden, mit welcher Wahrscheinlichkeit die erwartete Häufigkeit unterhalb (oder oberhalb) eines bestimmten Wertes liegt. Der Wert z. B., unter dem die erwartete Häufigkeit mit 95-% Wahrscheinlichkeit liegt, wird 95 %-Fraktile genannt. Der Bereich zwischen der 5-%- und

der 95-%-Fraktile wird auch als subjektiver 90-%-Vertrauensbereich der erwarteten Häufigkeit bezeichnet. Dieser enthält mit 90 %iger subjektiver Aussagesicherheit den zutreffenden Wert der erwarteten Häufigkeit. Für die 50-%-Fraktile ist auch die Bezeichnung Median gebräuchlich. Der Begriff Erwartungswert kennzeichnet im Wahrscheinlichkeitskonzept, das auf Beobachtungen einer Zufallsgröße angewandt wird, den im Mittel über viele Beobachtungen zu erwartenden Wert der Zufallsgröße. Die formale mathematische Definition des Erwartungswertes wird auch im subjektivistischen Wahrscheinlichkeitskonzept verwendet.

2 Durchgeführte Untersuchungen

Die in der Studie durchgeführten Untersuchungen werden nach folgenden Gesichtspunkten dargestellt:

- Ermittlung der auslösenden Ereignisse,
- Übergang von auslösenden Ereignissen zu Schadenszuständen,
- Überführung von Schadenszuständen in einen sicheren Zustand durch anlageninterne Notfallmaßnahmen,
- Übergang von Schadenszuständen zu Kernschmelzfällen,
- Funktion des Sicherheitsbehälters beim Kernschmelzen,
- Ausmaß der Spaltproduktfreisetzungen.

Die Ergebnisse zu den Untersuchungen sind in Tabellen zusammengestellt.

In den Tabellen werden (mit Ausnahme von Tabelle 2-11) Angaben zu erwarteten Häufigkeiten und bedingten Wahrscheinlichkeiten gemacht. Die Zahlenwerte sind Punktwerte aus Wahrscheinlichkeitsverteilungen. Durch die Verteilungen wird der Grad an Aussagesicherheit ausgedrückt. Dieser bestimmt sich aus den Unsicherheiten über die Eintrittshäufigkeiten der auslösenden Ereignisse und über die Zuverlässigkeitsdaten der Komponenten. Die Auswirkungen dieser Unsicherheiten werden bis zu den Schadenszuständen verfolgt. Für die erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände werden Wahrscheinlichkeitsverteilungen ermittelt, die den Einfluß der quantifizierten Schätzunsicherheiten wiedergeben. Aus Aufwandgründen werden dabei nicht alle Schadenszustände berücksichtigt. Die in die Ermittlung der Wahrscheinlichkeitsverteilung einbezogenen Schadenszustände liefern einen Anteil von ca. 70 % an der Summe der erwarteten Häufigkeiten der von anlageninternen auslösenden Ereignissen verursachten Schadenszustände.

Bild 2-1 zeigt die Wahrscheinlichkeitsverteilung der Summe der erwarteten Häufigkeit dieser Schadenszustände. Bild 2-2 zeigt die relative Lage des entsprechenden Punktwertes dieser Schadenszustände zu üblicherweise verwendeten Größen zur Beschreibung von Wahrscheinlichkeitsverteilungen, wie z. B. dem Median- und dem Erwartungswert. Die 99-%-Fraktile der Verteilung dieser Schadenszustände liegt bei $1,9 \cdot 10^{\leq 4}/a$. Die Varianzen der Wahrscheinlichkeitsverteilungen der berücksichtigten Schadenszustände unterscheiden sich relativ wenig. Der Faktor zwischen der 95-%-Fraktile und der 5-%-Fraktile liegt zwischen 71 und 285. Über die Schadenszustände hinaus wird die Fortpflanzung der Unsicherheiten nicht verfolgt, weil in diesem Bereich der Einfluß wichtiger Parameter derzeit nicht belastbar quantifiziert werden kann.

Die Darstellung und Diskussion der Ergebnisse der Studie stützt sich auf Punktwerte ab, die unter Verwendung der Erwartungswerte der auslösenden Ereignisse und der Erwartungswerte der Zuverlässigkeitsdaten der Komponenten ermittelt werden. Für alle untersuchten Beiträge liegen die Punktwerte zwischen den Medianwerten und Erwartungswerten der zugehörigen Verteilungen.

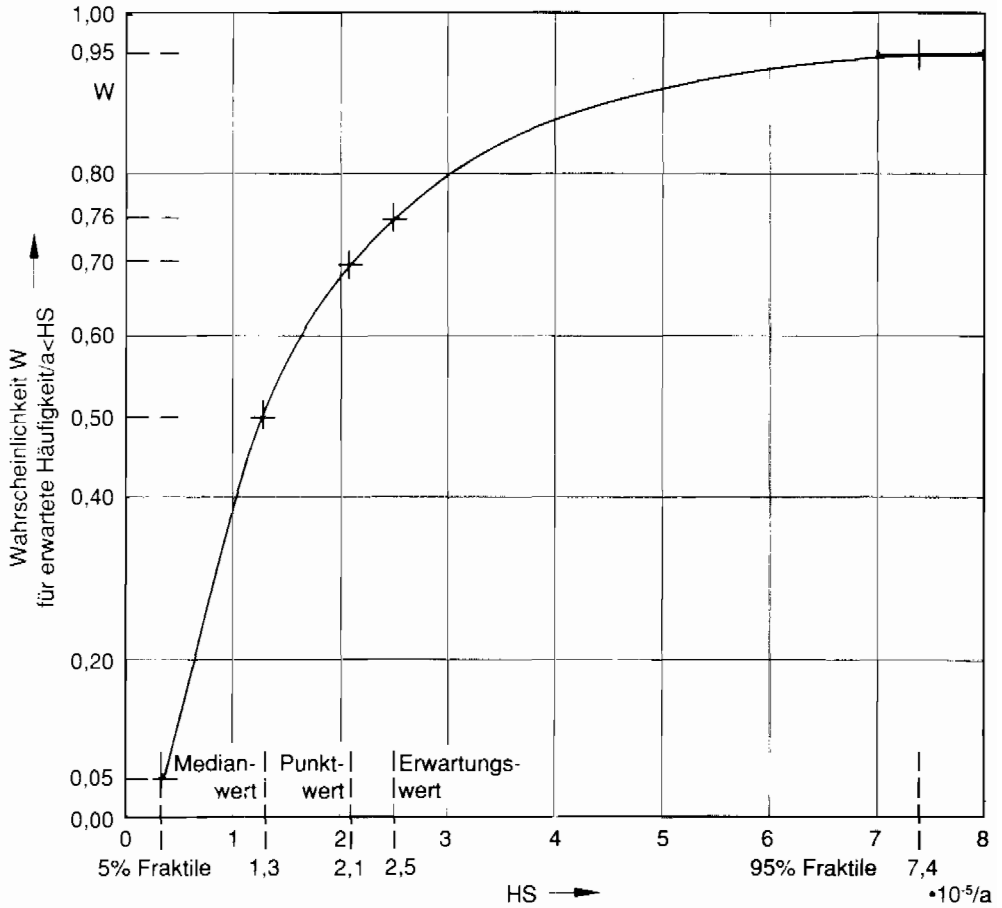


Bild 2-1: Wahrscheinlichkeitsverteilung der erwarteten Häufigkeiten der berücksichtigten Schadenszustände (ca. 70 %) für anlageninterne auslösende Ereignisse

Die Verwendung von Punktwerten ist bei der im Vordergrund stehenden Beurteilung der Ausgewogenheit der sicherheitstechnischen Auslegung sinnvoll, weil es in erster Linie auf Relationen zwischen den ermittelten Zahlen ankommt. Der Vergleich mit Punktwerten aus anderen Studien ist aber ohne Kenntnis der dort zugrunde liegenden Verteilungen nur mit Vorbehalt möglich.

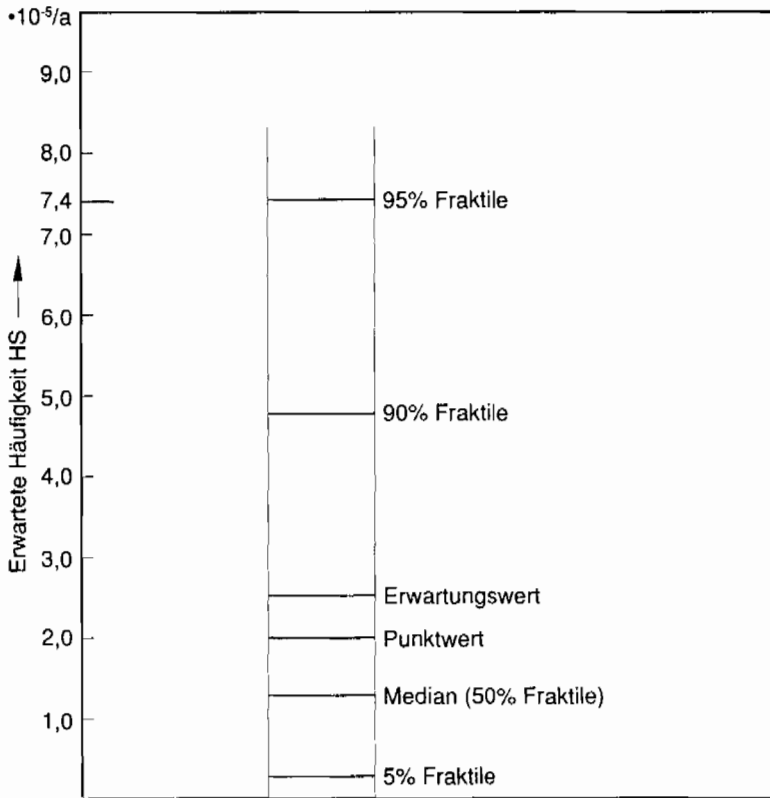


Bild 2-2: Relative Lage verschiedener Fraktile, des verwendeten Punktwertes und des Erwartungswertes der erwarteten Häufigkeiten der berücksichtigten Schadenszustände (ca. 70 %) für anlageninterne auslösende Ereignisse

2.1 Auslösende Ereignisse

Störungen und Schäden an Komponenten und Anlagenteilen, die Anforderungen von Sicherheitssystemen auslösen, werden als „auslösende Ereignisse“ bezeichnet.

In der Studie wird nur eine begrenzte Anzahl auslösender Ereignisse untersucht. Diese sind so ausgewählt, daß durch die betrachteten Ereignisabläufe die wesentlichen Anforderungen an die Sicherheitssysteme und die dabei auftretenden physikalischen Phänomene erfaßt werden. Dabei wird unterschieden zwischen anlageninternen und übergreifenden anlageninternen und anlagenexternen auslösenden Ereignissen.

● Anlageninterne Ereignisse

Die untersuchten anlageninternen auslösenden Ereignisse werden zu folgenden Ereignisgruppen zusammengefaßt: Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung, Lecks am Druckhalter, Primärkreislecks im Ringraum, Dampferzeuger-Heizrohrlecks, Betriebstransienten, Transienten durch Frischdampf-Leitungslecks, Betriebstransienten mit Ausfall der Reaktorschnellabschaltung. Zu den Ereignisgruppen gehören folgende auslösenden Ereignisse:

- Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung umfassen alle Lecks in der Hauptkühlmittelleitung selbst, in Anschlußleitungen vor den Absperrarmaturen und Leckagen an den

Hauptkühlmittelpumpen. Lecks im Druckhalter-Mantel sowie in der Dampferzeuger-Eintritts- oder Austrittskammer werden wie Lecks in der Hauptkühlmittelleitung behandelt. Das gleiche gilt für kleine Lecks im Reaktordruckbehälter. Große Lecks im Reaktordruckbehälter sind so unwahrscheinlich, daß sie hier nicht behandelt werden müssen.

- Lecks am Druckhalter liegen vor, wenn ein Abblase- oder Sicherheitsventil am Druckhalter als Folge von Transienten oder aus anderem Grund öffnet und fehlerhaft offen bleibt.

Bei diesen beiden Leckarten wird das aus dem Leck ausströmende Kühlmittel in einem tiefgelegenen Bereich innerhalb des Sicherheitsbehälters (Gebäudesumpf) zusammengeführt und steht für die Nachkühlung zur Verfügung.

- Primärkreislecks im Ringraum umfassen nicht absperrbare Lecks in Anschlußleitungen des Reaktorkühlkreislauß außerhalb des Sicherheitsbehälters. In diesen Fällen kann es zu Folgeausfällen von sicherheitstechnisch wichtigen Einrichtungen im Ringraum kommen.
- Lecks an Dampferzeuger-Heizrohren führen zum Übertritt von Kühlmittel aus dem Reaktorkühlkreislauf in den Speisewasser-Dampfkreislauf. Durch diese kann es zu Folgeschäden im Speisewasser-Dampfkreislauf außerhalb des Sicherheitsbehälters kommen.

Bei diesen beiden Leckarten sammelt sich das über das Leck ausströmende Wasser nicht im Gebäudesumpf und steht damit nicht für die Nachkühlung zur Verfügung. Außerdem besteht die Möglichkeit der Freisetzung von Spaltprodukten in die Umgebung unter Umgehung des Sicherheitsbehälters.

- Zu den Betriebs-Transienten zählen:

- der Notstromfall (Ausfall der elektrischen Eigenbedarfsversorgung). Dabei fallen die Hauptspeisewasserversorgung (HSPW) der Dampferzeuger, die Hauptwärmesenke (HWS) (Turbine und Kondensator stehen als Wärmesenke nicht zur Verfügung) und die Hauptkühlmittelpumpen aus,
- der Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung mit und ohne Ausfall der Hauptwärmesenke,
- der Ausfall der Hauptwärmesenke ohne Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung,

- Transienten durch Lecks in einer Frischdampf-Leitung betreffen Brüche (großes Leck) und mittlere Lecks der Frischdampfleitung innerhalb und außerhalb des Sicherheitsbehälters.

- Bei Betriebs-Transienten mit Ausfall der Reaktorschnellabschaltung (ATWS) fällt die angeforderte Reaktorschnellabschaltung teilweise oder ganz aus.

● Übergreifende anlageninterne und anlagenexterne Ereignisse

Die Ereignisgruppe „übergreifende anlageninterne Ereignisse“ enthält Brand und Ringraumüberflutung; die Ereignisgruppe „anlagenexterne Ereignisse“ Erdbeben und Flugzeugabsturz.

- Als übergreifende anlageninterne auslösende Ereignisse werden durch Brand oder Überflutung bedingte Ausfälle von Sicherheitssystemen verstanden, die zum Kernschmelzen führen können.

Im ersten Fall ist vor allem ein Brand im Bereich der gesicherten Gleichstromversorgung, die Bestandteil der Eigenbedarfsanlagen ist, von Bedeutung, weil es dadurch zu einem nicht beherrschten Transientenstörfall durch Ausfall der Speisewasserversorgung kommen kann.

Im zweiten Fall kann es durch ein Leck im nuklearen Nebenkühlwassersystem zur Überflutung des Ringraums des Reaktorgebäudes kommen. Als Folge können sicherheitstechnisch wichtige Komponenten ausfallen. Überflutung kann sowohl im Leistungsbetrieb als auch bei abgeschaltetem Reaktor zu Kernschmelzen führen.

- Als anlagenexterne Ereignisse werden durch Erdbeben oder Flugzeugabsturz bedingte Ausfälle von Sicherheitssystemen verstanden, die zum Kernschmelzen führen können. Bei Erdbeben handelt es sich dabei um Transienten, die sich durch den erdbebenbedingten Ausfall wichtiger Komponenten der Speisewasserversorgung ergeben, die nicht gegen Erdbeben ausgelegt sind.

Bei Flugzeugabsturz ist nur der Absturz auf das Reaktorgebäude und dadurch möglicherweise bedingte Beeinträchtigungen wichtiger Sicherheitssysteme von Bedeutung.

● Erwartete Eintrittshäufigkeiten auslösender Ereignisse

Für einen Teil der auslösenden Ereignisse ergeben sich die erwarteten Eintrittshäufigkeiten direkt aus den Betriebserfahrungen.

Zur Ermittlung der erwarteten Eintrittshäufigkeit werden verwendet:

- Anlagenspezifische Informationen für Ereignisse, die häufiger während der Betriebszeit der Anlage aufgetreten sind. Diese Daten sind über einen mehrjährigen Beobachtungszeitraum ermittelt worden.
- Anlagenspezifische Informationen und zusätzliche Informationen aus anderen Kernkraftwerken oder gegebenenfalls auch aus anderen Industrieanlagen für Ereignisse, für die die anlagenspezifische Betriebserfahrung allein unzureichend ist.

Ist in der Betriebserfahrung das auslösende Ereignis noch nie beobachtet worden, so ist der Schätzwert der erwarteten Eintrittshäufigkeit ausschließlich vom Beobachtungszeitraum bestimmt (Nullfehlerstatistik). Bei den relativ kurzen Beobachtungszeiten kann dies zu Überschätzungen führen. Um in solchen Fällen zu realistischen Abschätzungen zu kommen, werden Modellüberlegungen mit herangezogen.

In Tabelle 2-1 sind die auslösenden Ereignisse mit den erwarteten Eintrittshäufigkeiten zusammengestellt. Bei deren Ermittlung sind folgende Gesichtspunkte von Bedeutung:

Für die Ereignisgruppen

- Lecks am Druckhalter durch Transienten (7 bis 9),
- kleines Leck am Druckhalter durch Fehlöffnen Sicherheitsventil (10),
- Primärkreislecks im Ringraum (11),
- übergreifende anlageninterne Ereignisse (26 bis 28)
- anlagenexterne Ereignisse (29 bis 32)

ergeben sich die erwarteten Eintrittshäufigkeiten des auslösenden Ereignisses aus dem Produkt der erwarteten Eintrittshäufigkeit eines Einleitungsereignisses und einer beding-

Tab. 2-1: Liste der auslösenden Ereignisse

Bezeichnung		erwartete Eintrittshäufigkeit / a
<u>Lecks in der Hauptkühlmitteleitung</u>		
1.	Großes und mittleres Leck Hauptkühlmitteleitung > 200 cm ²	< E-7
2.	Kleines Leck 1 Hauptkühlmitteleitung 80-200 cm ²	9,0E-5
3.	Kleines Leck 2 Hauptkühlmitteleitung 50-80 cm ²	7,5E-5
4.	Kleines Leck 3 Hauptkühlmitteleitung 25-50 cm ²	7,5E-5
5.	Kleines Leck 4 Hauptkühlmitteleitung 12-25 cm ²	1,4E-4
6.	Kleines Leck 5 Hauptkühlmitteleitung 2-12 cm ²	2,8E-3
<u>Lecks am Druckhalter durch Transienten</u>		
7.	Kleines Leck am Druckhalter 20 cm ² bei Ausfall Hauptspeisewasser	3,2E-5
8.	Kleines Leck an Druckhalter 20 cm ² bei Ausfall der Hauptwärmesenke	3,3E-5
9.	Kleines Leck am Druckhalter 20 cm ² bei anderen Transienten	1,2E-4
10.	Kleines Leck am Druckhalter 40 cm ² bei Fehlöffnen Sicherheitsventil	8,5E-4
11.	Primärkreisleck im Ringraum 2 - 500 cm ²	< E-7
<u>Dampferzeuger-Heizrohrlecks</u>		
12.	Dampferzeuger-Heizrohrleck 6-12 cm ²	1,0E-5
13.	Dampferzeuger-Heizrohrleck 1-6 cm ²	6,5E-3

Tab. 2-1: Liste der auslösenden Ereignisse
(1. Fortsetzung)

Bezeichnung	erwartete Eintrittshäufigkeit / a
<u>Betriebstransienten</u>	
14. Notstromfall	0,13
15. Ausfall Hauptspeisewasser ohne Ausfall Hauptwärmesenke (langfristig)	0,15
16. Ausfall Hauptspeisewasser und Ausfall Hauptwärmesenke	0,29
17. Ausfall Hauptwärmesenke ohne Ausfall Hauptspeisewasser	0,36
<u>Transienten durch Frischdampf-Leitungslecks</u>	
18. Großes Leck in Frischdampf-Leitung innerhalb des Sicherheitsbehälters	1,6E-4
19. Großes Leck in Frischdampf-Leitung außerhalb des Sicherheitsbehälters	4,8E-4
20. Mittleres Leck in Frischdampf-Leitung innerhalb des Sicherheitsbehälters	2,7E-5
21. Mittleres Leck in Frischdampf-Leitung außerhalb des Sicherheitsbehälters	1,1E-4
<u>Betriebstransienten mit Ausfall der Reaktorschnellabschaltung</u>	
22. ATWS bei Ausfall Hauptspeisewasser (kurz- und langfristig)	4,7E-6
23. ATWS bei Notstromfall	3,4E-6
24. ATWS bei Ausfall HSPW und HWS	7,5E-6
25. ATWS bei sonstigen Transienten	2,3E-5

Tab. 2-1: Liste der auslösenden Ereignisse
(2. Fortsetzung)

Bezeichnung	erwartete Eintrittshäufigkeit / a
<u>Übergreifende anlageninterne Ereignisse</u>	
26. Brandbedingter Ausfall der gesicherten 220 V-Gleichstromversorgung	4,0E-6
27. Ringraumüberflutung über 70 cm bei abgeschaltetem Reaktor	9,0E-7
28. Ringraumüberflutung über 90 cm im Leistungsbetrieb	4,0E-6
<u>Anlagenexterne Ereignisse</u>	
29. Transiente durch Erdbeben der Intensitätsstufe 1	7,0E-4
30. Transiente durch Erdbeben der Intensitätsstufe 2	9,5E-5
31. Transiente durch Erdbeben der Intensitätsstufe 3	5,0E-6
32. Flugzeugabsturz auf das Reaktorgebäude	6,3E-7

ten Wahrscheinlichkeit, daß es als Folge des Einleitungsereignisses zum auslösenden Ereignis kommt. Ein Beispiel dafür sind Lecks am Druckhalter durch Transienten. Das Einleitungsereignis ist eine der Transienten 14 bis 17, in deren Folge es zum Öffnen und nicht wieder Schließen von Druckhalterventilen kommen kann. Dies kann zu einem der auslösenden Ereignisse 7 bis 9 führen. Die erwarteten Eintrittshäufigkeiten der Einleitungsereignisse ergeben sich aus Betriebserfahrungen oder Abschätzungen; die bedingten Wahrscheinlichkeiten werden durch Systemanalyse ermittelt.

Tabelle 2-2 enthält für die genannten Ereignisgruppen die erwarteten Eintrittshäufigkeiten der Einleitungsereignisse und die zugehörigen bedingten Wahrscheinlichkeiten.

Auslösende Ereignisse „Lecks in der Hauptkühlmittelleitung“ und „Dampferzeuger-Heizrohrlecks“ wurden in den Kernkraftwerken in der Bundesrepublik Deutschland nicht beobachtet.

Die Häufigkeiten für kleine Lecks zwischen 2–12 cm² in einer Hauptkühlmittelleitung und für Leckagen an Dampferzeuger-Heizrohren (bis zum doppelten Querschnitt eines Heizrohres, ≤ 6 cm²) werden auf der Basis des Zeitraums dieser Betriebserfahrungen abgeschätzt (Nullfehlerstatistik).

Häufigkeiten für Leckquerschnitte < 12 cm² werden unter Heranziehung von Modellvorstellungen ermittelt. Aufgrund des hohen Qualitätsstandards für Leitungen des Reaktorkühlkreises ergeben sich für Lecks > 200 cm² in einer Hauptkühlmittelleitung, sowie in abgehenden Leitungsabschnitten von Anschlußleitungen, außerordentlich niedrige er-

Tab. 2-2: Erwartete Häufigkeiten von einleitenden Ereignissen und bedingte Wahrscheinlichkeiten für den Übergang von Einleitungsereignissen zu auslösenden Ereignissen

Nr. aus Tab.2-1	Einleitungsereignis		Bedingte Wahrscheinlichkeit für	Auslösendes Ereignis	
	Bezeichnung	erwartete Häufigkeit/a		Bezeichnung	erwartete Häufigkeit/a
7.	Öffnen des 1. Druckhalter-Abblaseventils bei Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung	$1,4 \cdot 10^{-1}/a$	Versagen der Absperrmaßnahme $2,3 \cdot 10^{-4}$	Kleines Leck am Druckhalter 20 cm ² bei Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung	$3,2 \cdot 10^{-5}/a$
8.	Öffnen des 1. Druckhalter-Abblaseventils bei Ausfall der Hauptwärmesenke	$1,4 \cdot 10^{-1}/a$	Versagen der Absperrmaßnahme $2,3 \cdot 10^{-4}$	Kleines Leck am Druckhalter 20 cm ² bei Ausfall der Hauptwärmesenke	$3,3 \cdot 10^{-5}/a$
9.	Öffnen des 1. Druckhalter-Abblaseventils bei anderen zu erwartenden Transienten	$5,3 \cdot 10^{-1}/a$	Versagen der Absperrmaßnahme $2,3 \cdot 10^{-4}$	Kleines Leck am Druckhalter 20 cm ² bei anderen Transienten	$1,2 \cdot 10^{-4}/a$
10.	Fehlöffnen eines Druckhalter-Sicherheitsventils	$2,0 \cdot 10^{-2}/a$	Versagen der Absperrmaßnahme $4,2 \cdot 10^{-2}$	Kleines Leck am Druckhalter 40 cm ² bei Fehlöffnen eines Druckhalter-Sicherheitsventils	$8,5 \cdot 10^{-4}/a$

Tab. 2-2: Erwartete Häufigkeiten von einleitenden Ereignissen und bedingte Wahrscheinlichkeiten für den Übergang von Einleitungsereignissen zu auslösenden Ereignissen
(1. Fortsetzung)

Nr. aus Tab.2-1	Einleitungsereignis		Bedingte Wahrscheinlichkeit für	Auslösendes Ereignis	
	Bezeichnung	erwartete Häufigkeit/a		Bezeichnung	erwartete Häufigkeit/a
11.	Versagen der Erstabspernung bzw. Leck in einer Anschlußleitung des Reaktorkühlkreislaufs im Ringraum	10^{-2} bis $10^{-5}/a$	Versagen der Absperurmaßnahme $< 10^{-2}$ bis 10^{-6}	Primärkreisleck (nicht absperbar) im Ringraum 2-500 cm ²	$< 10^{-7}/a$
26.	Brand im Bereich der gesicherten 220 V Gleichstromversorgung	$2,5 \cdot 10^{-3}/a$	Versagen von Brandschutzmaßnahmen $1,6 \cdot 10^{-3}$	Brandbedingter Ausfall der gesicherten 220 V-Gleichstromversorgung	$4,0 \cdot 10^{-6}/a$
27.	Leck des Nebenkühlwassersystems im Ringraum bei abgeschaltetem Reaktor	$1,0 \cdot 10^{-3}/a$	Ausfall der leckbegrenzenden Maßnahmen $9,0 \cdot 10^{-4}$	Ringraumüberflutung über 70 cm bei abgeschaltetem Reaktor	$9,0 \cdot 10^{-7}/a$
28.	Leck des Nebenkühlwassersystems im Ringraum bei Leistungsbetrieb	$4,0 \cdot 10^{-3}/a$	Ausfall der leckbegrenzenden Maßnahmen $1,0 \cdot 10^{-3}$	Ringraumüberflutung über 90 cm im Leistungsbetrieb	$4,0 \cdot 10^{-6}/a$

Tab. 2-2: Erwartete Häufigkeiten von einleitenden Ereignissen und bedingte Wahrscheinlichkeiten für den Übergang von Einleitungsereignissen zu auslösenden Ereignissen

(2. Fortsetzung)

Nr. aus Tab.2-1	Einleitungsereignis		Bedingte Wahrscheinlichkeit für	Auslösendes Ereignis	
	Bezeichnung	erwartete Häufigkeit/a		Bezeichnung	erwartete Häufigkeit/a
29.	Erdbeben der Intensitätsstufe 1	$7,0 \cdot 10^{-4}/a$	Nichtverfügbarkeit der Speisewasserversorgung ≤ 1	Transiente (Ausfall Hauptspeisewasser und Ausfall Hauptwärmesenke) durch Erdbeben der Intensitätsstufe 1	$\leq 7,0 \cdot 10^{-4}/a$
30.	Erdbeben der Intensitätsstufe 2	$9,5 \cdot 10^{-5}/a$	Nichtverfügbarkeit der Speisewasserversorgung ≤ 1	Transiente (Ausfall Hauptspeisewasser und Ausfall Hauptwärmesenke) durch Erdbeben der Intensitätsstufe 2	$\leq 9,5 \cdot 10^{-5}/a$
31.	Erdbeben der Intensitätsstufe 3	$5,0 \cdot 10^{-6}/a$	Nichtverfügbarkeit der Speisewasserversorgung ≤ 1	Transiente (Ausfall Hauptspeisewasser und Ausfall (Hauptwärmesenke) durch Erdbeben der Intensitätsstufe 3	$\leq 5,0 \cdot 10^{-6}/a$
32.	Flugzeugabsturz auf Anlagen-gelände (Fläche 1 km ²)	$9,0 \cdot 10^{-5}/a$	Treffen des Reaktor-gebäudes $7,0 \cdot 10^{-3}$	Flugzeugabsturz auf das Reaktorgebäude	$6,3 \cdot 10^{-7}/a$

wartete Eintrittshäufigkeiten von $< 10^{-7}/a$. Die erwarteten Eintrittshäufigkeiten für Lecks mit Querschnitten zwischen 12 cm^2 und 200 cm^2 werden unter Verwendung spezieller Modelle abgeschätzt.

Mit Ausnahme der Rohrleitungen in der Armaturenkammer mit den Frischdampfventilen weisen die Frischdampfleitungen gegenüber den Hauptkühlmittelleitungen geringere Qualitätsmerkmale auf. Für mittlere und große Lecks in diesen Leitungsabschnitten werden daher höhere erwartete Eintrittshäufigkeiten als für Lecks in Leitungen des Reaktorkühlkreislaufs angesetzt.

Erwartete Eintrittshäufigkeiten für Lecks am Druckhalter bei Transienten werden aus der erwarteten Eintrittshäufigkeit der Transienten mit Öffnen von Druckhalter-Abblaseventilen (aus der Betriebserfahrung) und der bedingten Wahrscheinlichkeit für das Versagen der Absperrmaßnahmen ermittelt.

Erwartete Eintrittshäufigkeiten für Lecks am Druckhalter bei Fehlöffnen eines Druckhalter-Sicherheitsventils werden aus der erwarteten Eintrittshäufigkeit für das Fehlöffnen des Ventils (aus der Betriebserfahrung) und der bedingten Wahrscheinlichkeit für das Versagen der Absperrmaßnahmen ermittelt.

Ebenso wird die erwartete Eintrittshäufigkeit für ein nichtabsperrbares Primärkreisleck im Ringraum aus der erwarteten Eintrittshäufigkeit des Einleitungsereignisses (aus der Betriebserfahrung) und der bedingten Wahrscheinlichkeit des Versagens der Absperrmaßnahmen ermittelt.

Die erwarteten Eintrittshäufigkeiten von Betriebstransienten werden aus der anlagenspezifischen Betriebserfahrung gewonnen. Im Jahr 1979 wurden Verbesserungen durchgeführt, um die erwartete Eintrittshäufigkeit von Betriebstransienten durch Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und der Hauptwärmesenke und des Ansprechens von Druckhalterventilen zu vermindern. Deswegen werden für die erwarteten Eintrittshäufigkeiten der Ereignisse

- Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung,
- Ausfall der Hauptwärmesenke, und
- Öffnen von Druckhalter-Ventilen bei Transienten

die Betriebserfahrungen erst ab 1980 bewertet. Zur Ermittlung der erwarteten Eintrittshäufigkeit des Notstromfalls wird die gesamte Betriebszeit der Anlage betrachtet.

Die erwartete Eintrittshäufigkeit von Transienten mit Ausfall der Reaktorschnellabschaltung (ATWS) ergibt sich als Produkt der erwarteten Eintrittshäufigkeit der Transienten und der Versagenswahrscheinlichkeit der Reaktorschnellabschaltung. Die Versagenswahrscheinlichkeit wird durch eine Analyse auf der Basis nationaler und internationaler Betriebserfahrung ermittelt.

Die erwartete Eintrittshäufigkeit für den „brandbedingten Ausfall der gesicherten 220 Volt Gleichstromversorgung“ ergibt sich als Produkt der erwarteten Eintrittshäufigkeit von Brand im Bereich der 220 Volt Gleichstromversorgung und der bedingten Wahrscheinlichkeit des Ausfalls beider Stränge der 220 Volt Gleichstromversorgung. Um die erwartete Eintrittshäufigkeit von Bränden und Zuverlässigkeitsdaten für Brandschutzmaßnahmen zu ermitteln, werden Daten aus Betriebserfahrungen in Kernkraftwerken und konventionellen Kraftwerken, sowie Daten der Sachversicherer und der Feuerwehr herangezogen. Für Brandeintrittshäufigkeiten in verschiedenen Raumbereichen und bei den Zuverlässigkeitsdaten für Brandschutzmaßnahmen mußte weitgehend auf amerikanische Betriebserfahrungen zurückgegriffen werden.

Die erwartete Eintrittshäufigkeit von Überflutungen des Ringraums wird ermittelt aus der erwarteten Eintrittshäufigkeit für ein großes Leck im nuklearen Nebenkühlwassersystem und der bedingten Wahrscheinlichkeit, daß es in Folge zu einer Überflutung des Ringraums bis zur Höhe von 70 cm bei abgeschaltetem Reaktor bzw. 90 cm bei Leistungsbetrieb kommt.

Für Erdbeben werden die erwarteten Eintrittshäufigkeiten verschiedener Intensitätsstufen aus seismischen Standortanalysen ermittelt. Diese stimmen mit den erwarteten Eintrittshäufigkeiten der erdbebenbedingten Transienten überein, da die Hauptspeisewasserversorgung nicht gegen Erdbeben ausgelegt ist und deswegen ihr Ausfall angenommen wird. Die erwarteten Eintrittshäufigkeiten des Flugzeugabsturzes auf das Reaktorgebäude ergeben sich aus der erwarteten Eintrittshäufigkeit des Absturzes auf das Reaktorgelände und der bedingten Wahrscheinlichkeit, daß dabei das Reaktorgebäude getroffen wird. Zur Ermittlung der erwarteten Eintrittshäufigkeit von Flugzeugabstürzen wird die Absturzstatistik von Militärflugzeugen der letzten zehn Jahre ausgewertet. Dabei wird für den Standort des Kernkraftwerks Biblis eine erwartete Absturzhäufigkeit ermittelt. Die in Absturzstatistiken ermittelte Verteilung für den Absturzwinkel wird verwendet, um die Treffwahrscheinlichkeit für das Reaktorgebäude zu bestimmen. Hierzu wird ein Simulationsverfahren angewendet, das von einer räumlichen Modellierung des Reaktorgebäudes ausgeht und eine Vielzahl von Flugzeugabstürzen entsprechend der Verteilung des Absturzwinkels rechnerisch simuliert.

2.2 Übergang von auslösenden Ereignissen zu Schadenszuständen

Zur Beherrschung eines auslösenden Ereignisses werden bestimmte Funktionen der Sicherheitssysteme benötigt. Sind diese nicht verfügbar, so kommt es zum Ausfall der Wärmeabfuhr aus dem Reaktorkern. Ein solcher Zustand wird als „Schadenszustand“ bezeichnet. Werden keine anlageninternen Notfallmaßnahmen durchgeführt, so führen die Schadenszustände zum Kernschmelzen.

Die benötigten Funktionen der Sicherheitssysteme werden durch thermohydraulische Analysen bestimmt. Dabei wird insbesondere festgestellt, wieviele der mehrfach vorhandenen Systemstränge mindestens erforderlich sind (Mindestanforderung), um eine Systemfunktion zu erfüllen.

● Zur Störfallbeherrschung benötigte Systemfunktionen

Im atomrechtlichen Genehmigungsverfahren werden für die zur Störfallbeherrschung benötigten Systemfunktionen Mindestanforderungen für die Sicherheitssysteme festgelegt. Die Analysen in der Studie zeigen, daß zur Beherrschung von Störfällen in vielen Fällen geringere Mindestanforderungen ausreichen.

Danach reicht über das ganze Leckspektrum der Kühlmittelverluststörfälle infolge Lecks in einer Hauptkühlmitteleitung ein Hochdruck- und ein Niederdruckstrang zur „Notkühlung“ aus, wobei die Hochdruck-Einspeisung nicht für alle Leckquerschnitte erforderlich ist. Die Druckspeicher, die auslegungsgemäß zum Wiederauffüllen des Reaktordruckbehälters bei mittleren und großen Brüchen dienen, sind zur Störfallbeherrschung nicht unbedingt erforderlich. Sie bilden allerdings im Bereich mittlerer Lecks (300–500 cm²) eine Redundanz zur Hochdruckeinspeisung. Bei kleinen Lecks von 25 bis 200 cm² kann trotz

Druckspeichereinspeisungen bei Totalausfall der Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen der Störfall nicht beherrscht werden. Bei Lecks unter 25 cm^2 ist keine Hochdruck- und keine Druckspeicher-Einspeisung erforderlich, sofern innerhalb von 30 min abgefahren wird. Andernfalls ist ein Hochdruckstrang notwendig.

Für Lecks kleiner 200 cm^2 ist das Abfahren der Anlage über die Sekundärseite und die Dampferzeuger-Bespeisung erforderlich. Dabei muß z. B. für Leckquerschnitte größer 50 cm^2 mit dem Abfahren spätestens nach 30 min bzw. mit der Dampferzeuger-Bespeisung spätestens nach 60 min begonnen werden.

Bei Lecks über offene Ventile am Druckhalter gelten grundsätzlich die gleichen Mindestanforderungen wie für Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung. Ist ein Strang der Hochdruck-Einspeisung vorhanden, stehen für das Abfahren der Anlage mindestens 45 min zur Verfügung.

Bei einem Heizrohrleck kann es dazu kommen, daß der Füllstand im Druckhalter und der Druck im Primärkreis soweit absinken, daß die Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen automatisch in Betrieb genommen werden. Dies führt zum Anstieg des Füllstands im defekten Dampferzeuger. Können die Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen nicht wieder abgeschaltet werden, kann dadurch der defekte Dampferzeuger soweit aufgefüllt werden, daß die Integrität der Frischdampfleitung durch mögliche Kondensationseffekte und Wasserlasten gefährdet ist. Ebenso können dadurch Frischdampf-Sicherheitsventile in Offenstellung versagen. Die Hochdruck-Sicherheitseinspeisung muß deshalb bei einem Dampferzeugerleck von 6 cm^2 nach 60 min und bei einem Leck von 6 bis 12 cm^2 spätestens nach 30 min außer Betrieb genommen werden.

Bei Transienten kann die Wärme über einen der vier Dampferzeuger abgeführt werden. Bei Ausfall der Bespeisung kann der Störfall beherrscht werden, wenn wenigstens ein Dampferzeuger wieder bespeist werden kann, bevor der Wasserstand im Reaktordruckbehälter unter die Oberkante des Kerns absinkt. Hierzu stehen, je nach betrachtetem auslösenden Ereignis, etwa ein bis zwei Stunden Zeit zur Verfügung.

Zur Beherrschung von ATWS-Fällen ist in den meisten Fällen das Öffnen von 2 der 3 Druckhalter-Ventile mit 40 cm^2 Abblasequerschnitt erforderlich, wenn 2 der 4 Dampferzeuger bespeist werden.

● Übergangswahrscheinlichkeiten von auslösenden Ereignissen zu Schadenszuständen; erwartete Häufigkeiten der Schadenszustände

Tabelle 2-3 zeigt die in den anlagentechnischen Untersuchungen ermittelten bedingten Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von auslösenden Ereignissen zu Schadenszuständen. Die Schadenszustände sind gekennzeichnet durch

- Ausfall sekundärseitiger bzw. primärseitiger Systemfunktionen zur Wärmeabfuhr oder der Reaktorschnellabschaltung,
- Druck im Primärkreis (niedriger Druck: ND oder hoher Druck: HD),
- Zeiten, die maximal zur Verfügung stehen, um Kernschmelzen generell bzw. Kernschmelzen unter hohem Druck (HD-Fall) zu vermeiden.

Die Schadenszustände sind so ausgewählt, daß es für deren Beurteilung keine Rolle spielt, von welchem auslösenden Ereignis der Zustand verursacht wird. In der Tabelle sind auch die erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände angegeben.

In Tabelle 2-3 hat zum Beispiel das Leck in der Hauptkühlmittelleitung $2-12 \text{ cm}^2$ (auslösendes Ereignis 6) eine erwartete Häufigkeit von $2,8 \cdot 10^{-3}/\text{a}$ und führt mit der

Tab. 2-3: Bedingte Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von auslösenden Ereignissen zu Schadenszuständen

Auslösendes Ereignis; Häufigkeiten/a	Lecks in der Hauptkühl- mittelleitung						Lecks am Druck- halter				PLR	DE-Heiz- rohr- lecks			Betriebs- transienten				Transienten durch Frischdampf- Leitungslecks				ATWS				Übergreif- fende anla- gentinterne Ereignisse			Anlagenexterne Ereignisse					
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10		11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32		
Schaden- zustände, t_1/t_2 Häufigkeiten,	<1, E-7	9,0 E-5	7,5 E-5	7,5 E-5	1,4 E-4	2,8 E-3	3,2 E-5	3,3 E-5	1,2 E-4	8,5 E-4	< E-7	1,0 E-5	6,5 E-3	1,3 E-1	1,5 E-1	2,9 E-1	3,6 E-1	1,6 E-4	4,8 E-4	2,7 E-5	1,1 E-4	4,7 E-6	3,4 E-6	7,5 E-6	2,3 E-5	2,5 E-3	9,0 E-7	14,0 E-6	7,0 E-4	9,5 E-5	5,0 E-6	6,3 E-7			
1. <u>SP</u> HD 60/85-70/95 8,2E-6				1,6 E-3	8,0 E-4	8,0 E-4														2,1 E-5															
2. <u>SP</u> ND 2,6E-7			1,6 E-3	1,6 E-3																															
3. <u>SP</u> HD 90/120 1,4E-6										1,8 E-3											1,6 E-3														
4. <u>SP</u> HD 120/150 2,8E-6										1,5 E-2	7,6 E-4						1,7 E-5																		
5. <u>SP</u> HD 80/105 9,7E-6																					2,3 E-5	8,0 E-6													
6. <u>SP/SP/SP</u> HD 60/85 - 60/650 1,0E-6 DE-Heizrohrleck																1,5 E-4																			
7. <u>SP/SP/SP</u> HD 30/85 - 30/400 1,1E-7 DE-Heizrohrleck																1,1 E-2																			
8. <u>SP</u> ND/HD PLR <E-7																																			
9. <u>SP</u> ND 3,0E-7	<3, E-3	1,9 E-3	1,8 E-3																																
10. <u>SP</u> HD 120/135 2,9E-7					8,9 E-4			9,0 E-4	9,0 E-4	9,0 E-4																									

34 Tab. 2-3: Bedingte Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von auslösenden Ereignissen zu Schadenszuständen (Fortsetzung)

Auslösendes Ereignis; Häufigkeiten/a	Lecks in der Hauptkühlmitteleitung						Lecks am Druckhalter				PLR	DE-Heizrohrlecks		Betriebstransienten				Transienten durch Frischdampf-Leitungslecks				ATWS			Übergreifende anlageninterne Ereignisse			Anlagenexterne Ereignisse						
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32		
Schadenszustände, t_1/t_2 Häufigkeiten,	<1, E-7	19,0 E-5	17,5 E-5	17,5 E-5	1,4 E-4	2,8 E-3	13,2 E-5	13,3 E-5	11,2 E-4	8,5 E-4	< E-7	1,0 E-5	6,5 E-3	11,3 E-1	1,5 E-1	2,9 E-1	3,6 E-1	1,6 E-4	4,8 E-4	2,7 E-5	1,1 E-4	4,7 E-6	3,4 E-6	17,5 E-6	12,3 E-5	4,0 E-6	19,0 E-7	14,0 E-6	17,0 E-4	9,5 E-5	15,0 E-6	16,3 E-7		
11. <u>SP</u> HD 240/260 6,7E-7						2,5 E-4																												
12. <u>SP</u> HD 30/40-45/60 9,9E-7				1,8 E-3						1,0 E-3																								
13. <u>SP</u> HD 60/85 6,3E-8					2,0 E-5	2,0 E-5	17,0 E-5		12,0 E-5																									
14. <u>SPR</u> HD 20/30 2,0E-7 ATWS																						8,4 E-3	2,3 E-2	15,0 E-3	2,0 E-3									
15. <u>SP</u> HD >70/95 1,7E-7 Brand																									4,2 E-2									
16. <u>SP</u> ND 180/- <E-7 Überflutung 1																																		
17. <u>SP</u> HD >70/95 2,0E-7 Überflutung 2																																		
18. <u>SP</u> HD >70/95 3,0E-6 Erdbeben																															1,0 E-3	2,0 E-2	18,1 E-2	
19. <u>SP</u> HD <1,0E-7 Flugzeugabsturz																																		0,15

Bedeutung der Bezeichnung der 1. Spalte:

S: Ausfall sekundärseitiger Systemfunktionen

HD: Hoher Druck im Primärkreis > 2 Mpa

PLR: Primärkreisleck im Ringraum

P: Ausfall primärseitiger Systemfunktionen

ND: Niedriger Druck im Primärkreis

DE: Dampferzeuger

R: Ausfall der Reaktorschnellabschaltung

t_1/t_2 : Zeiten (min) zur Vermeidung von Kernschmelzen / Vermeidung des HD-Falls

bedingten Wahrscheinlichkeit $8,0 \cdot 10^{-4}$ zum Schadenszustand I, mit der bedingten Wahrscheinlichkeit $2,5 \cdot 10^{-4}$ zum Schadenszustand II und mit der bedingten Wahrscheinlichkeit $2,0 \cdot 10^{-5}$ zum Schadenszustand III.

Dabei ist z. B. der Schadenszustand I charakterisiert durch: Ausfall sekundärseitiger Systemfunktionen bei intakten primärseitigen Systemfunktionen (SP); hoher Druck im Primärkreis (HD); Zeit zur Vermeidung von Kernschmelzen: $t_1 = 60$ min; Zeit zur Vermeidung des HD-Falls: $t_2 = 85$ min. Zur Gesamthäufigkeit $8,2 \cdot 10^{-6}$ des Schadenszustands I trägt das auslösende Ereignis 6 mit der erwarteten Häufigkeit $2,8 \cdot 10^{-3}/a \cdot 8,0 \cdot 10^{-4} = 2,2 \cdot 10^{-6}/a$ bei (siehe auch Tabelle 2-5, Zeile 6).

In der Studie werden alle Änderungen berücksichtigt, die in Biblis B nach Beendigung der Phase A durchgeführt sind.

Zwischenergebnisse der Studie haben zu Vorschlägen für systemtechnische Verbesserungen und zu Änderungen des Betriebshandbuchs geführt. Soweit diese Änderungen in der Anlage durchgeführt wurden, sind sie in den systemtechnischen Untersuchungen berücksichtigt. Geplante Änderungen, für die bewertungsfähige Unterlagen des Betreibers vorlagen, werden unter dem Vorbehalt entsprechender Realisierung bewertet. Dazu gehören auch Ergänzungen des Betriebshandbuchs zur Berücksichtigung realistischer Mindestanforderungen zur Störfallbeherrschung. In Tabelle 2-4 sind diese hier berücksichtigten Änderungen aufgeführt.

● Erläuterungen zu den Schadenszuständen aufgrund anlageninterner auslösender Ereignisse

In Tabelle 2-5 werden für die anlageninternen auslösenden Ereignisse die Hauptbeiträge zu den Nichtverfügbarkeiten von Systemfunktionen, sowie die Anteile von Ausfällen gemeinsamer Ursache (Common-Cause-Ausfälle, oft auch Common-Mode-Ausfälle genannt) und menschlichen Fehlhandlungen an der gesamten Nichtverfügbarkeit zusammengestellt. Außerdem sind die erwarteten Eintrittshäufigkeiten der zu den auslösenden Ereignissen gehörigen Schadenszustände und deren Summen angegeben.

Aus dieser Tabelle ist ersichtlich, daß Common-Cause-Ausfälle relativ hohe Anteile an der Nichtverfügbarkeit der Systeme haben. Ein Grund dafür ist, daß bei einem System mit zuverlässigen Einzelkomponenten und mit hoher Redundanz die Wahrscheinlichkeit für den Ausfall des Systems durch gleichzeitige unabhängige Ausfälle mehrerer Redundanzen sehr gering ist.

Zur Ermittlung der Wahrscheinlichkeiten von Common-Cause-Ausfällen liegen nur wenige Beobachtungen vor. Diese stammen überwiegend aus nationaler und internationaler Betriebserfahrung in anderen Kernkraftwerken und nur in einzelnen Fällen aus Biblis B. Die geringe Datenbasis, wie auch das Problem der Übertragbarkeit beobachteter Common-Cause-Ausfälle auf Biblis B, führen zu großen Schätzunsicherheiten. Deswegen sind Schlußfolgerungen für technische Verbesserungen erst nach detaillierten Analysen der Fälle mit dominierenden Beiträgen möglich. Nur fortlaufende und systematische Auswertungen der Betriebserfahrung können zu einer besser abgesicherten Einschätzung von Common-Cause-Ausfällen führen. Dann kann auch der Einsatz differenzierterer Auswertemethoden sinnvoll werden.

Die Tabelle 2-5 zeigt weiterhin, daß menschliche Fehlhandlungen einen erheblichen Anteil an den Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktion haben. Dies ist darauf zurückzuführen, daß trotz des hohen Automatisierungsgrads der Anlage ab 30 min nach Anregung der Automatik Handlungen des Betriebspersonals zur Beherrschung von Störfällen erforder-

Tab. 2-4: Änderungen der Systemtechnik und des Betriebshandbuches, die in der Phase B bei der Ermittlung der Verfügbarkeit von Systemfunktionen zur Störfallbeherrschung berücksichtigt werden

Not- und Nachkühlkette

- Verbesserungen in den Ansteuerungen des Not- und Nachkühlsystems, des Volumenregelsystems und des nuklearen Zwischenkühlkreises durch das Reaktorschutzsystem zur besseren Beherrschung von Dampferzeuger-Heizrohrlecks und anderen Störfällen: Schutzabschaltung der Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen bei "Dampferzeuger-Füllstand hoch" und "Druck im Sicherheitsbehälter nicht hoch"; überbrückbares Notkühlvorbereitungssignal, Gebäudeabschlußsignal für das Volumenregelsystem, HD- und ND-Einspeisesignal bei Reaktordruckbehälter-Füllstand > MIN; nicht überbrückbare Signale bei Reaktordruckbehälter-Füllstand < MIN
- Schutzabschaltung der Nachkühlpumpen bei Entleerung der zugehörigen Flutbehälter
- Installation von analogen Druckmessungen (anstelle der Druckschalter) zwischen Erst- und Zweitabsperungen im Not- und Nachkühlsystem und von Analoganzeigen auf der Warte
- Monatliche Funktionsprüfung dieser Druckmessungen
- Funktionskontrolle der Endschalter der Erstabsperungen vor Durchführung der Druckentlastung beim Anfahren
- Verriegelung des Auffahrens der Prüfarmatur mit niedrigem Druck zwischen Erst- und Zweitabsperung
- Ertüchtigung der Prüfleitung zwischen Sicherheitsbehälter bis einschließlich Gebäudeabschlußarmaturen für vollen Primärkreisdruck, Antriebe störfallfest
- Installation einer Temperaturmeßstelle in der Prüfleitung und Ausgabe eines automatischen Schließbefehls an die Prüfarmaturen und die Gebäudeabschlußarmaturen in der Prüfleitung bei Temperatur hoch
- Installation je einer zusätzlichen Gebäudeabschlußarmatur in der Vor- und Rücklaufleitung des nuklearen Zwischenkühlkreises innerhalb des Sicherheitsbehälters und Begrenzung des Drucks im nuklearen Zwischenkühlkreis innerhalb des Sicherheitsbehälters

Volumenregelsystem

- Monatliche Funktionsprüfung der Druckschieber der HD-Förderpumpen
- Störfallfeste Ausführung der Gebäudeabschlußarmaturen in der Einspeiseleitung des Volumenregelsystems

Tab. 2-4: Änderungen der Systemtechnik und des Betriebshandbuches, die in der Phase B bei der Ermittlung der Verfügbarkeit von Systemfunktionen zur Störfallbeherrschung berücksichtigt werden

(1. Fortsetzung)

- Absperrbare Rückschlagarmatur in der Einspeiseleitung des Volumenregelsystems zwischen Sicherheitsbehälter und Rekuperativwärmetauscher
- Installation einer Temperaturmeßstelle in der Einspeiseleitung und automatischer Schließbefehl für die o.g. Armaturen in der Einspeiseleitung bei Temperatur hoch

Druckhaltesystem und Kühlmitteldruckregelung/-begrenzung

- Störfallfeste Druck- und Temperaturmeßumformer in der Kühlmitteldruckregelung und -begrenzung
- Keine Ansteuerung der Druckhalter-Abblasestränge durch das N16-Signal
- Auslegung der Druckhalterventile und der zugehörigen Steuerventile für Abblasen von Zweiphasengemisch und Wasser, einschließlich der dabei auftretenden Kräfte
- Auslegung der Druckhalterventile und der zugehörigen Steuerventile für Kühlmittelverluststörfall-Umgebungsbedingungen

Sicherheitsbehälter

- Redundanzänderung in der Ansteuerung des Lüftungsabschlusses

Ringraum

- Druckfeste Durchführungen der Zu- und Fortluftleitungen der Unterdruckhaltung des Sicherheitsbehälters
- System zur Nebenkühlwasser-Leckerkennung und Strangidentifizierung mit Einbau von Wasserstandsmessungen und zusätzlichen Bodenschwellen sowie einer automatischen Umschaltung von Nebenkühlwasser-Pumpen

Betriebshandbuch (Handmaßnahmen zur Störfallbeherrschung) und Gefahrenmeldungen

- Aufnahme des Rückwärtsisolierens des defekten Dampferzeugers in die Logikfahnen 13.30 zur Beherrschung von Dampferzeuger-Heizrohrlecks

Tab. 2-4: Änderungen der Systemtechnik und des Betriebshandbuches, die in der Phase B bei der Ermittlung der Verfügbarkeit von Systemfunktionen zur Störfallbeherrschung berücksichtigt werden
(2. Fortsetzung)

- Berücksichtigung der Verbesserungen in den Ansteuerungen des Not- und Nachkühlsystems, des Volumenregelsystems und des nuklearen Zwischenkühlkreises durch das Reaktorschutzsystem in den Logikfahnen 13.30 zur Beherrschung von Dampferzeuger-Heizrohrlecks
- Logikfahnen zur Nebenkühlwasser-Leckerkennung und Strangidentifizierung im Ringraum
- Ergänzungen des Betriebshandbuches zu den Logikfahnen 13.21 - 23 für Kühlmittelverluststörfälle durch Berücksichtigung von realistischen Mindestanforderungen zur Störfallbeherrschung (schutzzielorientierte Maßnahmen)

lich sind. Dabei können Fehlhandlungen entstehen, deren Ursache vor allem in den relativ kurzen Zeiten zu sehen sind, die zur Diagnose des gestörten Anlagenzustands und zur Ausführung der Handlungen dann noch zur Verfügung stehen. Der Anteil von Fehlhandlungen könnte dadurch vermindert werden, daß die Diagnosehilfsmittel verbessert werden und die Automatisierung erweitert wird, z. B. durch die automatische Inbetriebnahme des Notstandssystems. Durch die Schaffung von Möglichkeiten zur Rücksetzung von Reaktorschutzsignalen nach bestimmten Kriterien könnte eine flexiblere Störfallbeherrschung erfolgen. Beides ist in neueren Anlagen bereits realisiert.

Bild 2-3 enthält weitere Auswertungen der Tabellen 2-3 und 2-5. Es zeigt für anlageninterne auslösende Ereignisse die Beiträge einzelner Ereignisgruppen zu der Summe der erwarteten Häufigkeit der Schadenszustände, sowie die Beiträge der Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktionen zur Summe der erwarteten Häufigkeiten der von den Ereignisgruppen verursachten Schadenszustände und zur Summe der erwarteten Häufigkeit der Schadenszustände.

Insgesamt beträgt die erwartete Häufigkeit der durch die Sicherheitssysteme nicht beherrschten Ereignisabläufe aus anlageninternen Störfällen $2,6 \cdot 10^{-5}/a$. Die größten Beiträge resultieren dabei aus Betriebstransienten (ca. 60 %) und aus Kühlmittelverluststörfällen (ca. 25 %), siehe auch Bild 2-5.

Nicht beherrschte Abläufe aus Betriebstransienten werden in fast allen Fällen durch den Ausfall der Dampferzeuger-Bespeisung bestimmt. Dabei haben Common-Cause-Ausfälle einen sehr hohen Anteil an der Nichtverfügbarkeit der Systeme. Da zur Beherrschung von Betriebstransienten bereits die Bespeisung eines der vier Dampferzeuger ausreicht, wird die Ausfallwahrscheinlichkeit des Notspeisewassersystems hauptsächlich durch Common-Cause-Ausfälle der Notspeisepumpen, und zugehöriger Hilfsölpumpen bestimmt. Common-Cause-Ausfälle der Notstromdiesel sind nur bei einem längerfristigen Notstromfall in Verbindung mit einem Versagen der Netzurückschaltung von Bedeutung. Die höheren Anteile des menschlichen Fehlverhaltens entfallen im wesentlichen auf das Versagen geplanter Handmaßnahmen, die bei einem Ausfall der Notspeisewasserversorgung erforderlich sind, um das Notstandssystem (Einspeisung aus dem benachbarten Block A) in Betrieb zu nehmen.

Für Kühlmittelverluststörfälle resultieren die Hauptbeiträge aus den auslösenden Ereignissen

Tab. 2-5: Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen für anlageninterne auslösende Ereignisse

Nummer und Art des auslösenden Ereignisses	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Mittelwert	Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen				Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen			
			Hauptbeiträge		Anteil von Ausfallursachen		SP	SP	SP	Insgesamt
				Anteil %	CC %	MF %				
1. Gr. + mittl. Leck HKL > 200 cm ²	< E-7	<3,E-3	ND-Einspeisung	75	70	13		<E-8		<E-8
2. KTeines Leck 1 HKL 80-200 cm ²	9,E-5	3,5E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe	40 42	52	25	1,4E-7 ND	1,7E-7 NO		3,1E-7
3. Kleines Leck 2 HKL 50-80 cm ²	7,5E-5	3,3E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe	40 44	50	25	1,2E-7 ND	1,3E-7 ND		2,5E-7
4. Kleines Leck 3 HKL 25-50 cm ²	7,5E-5	3,3E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe	40 44	50	25	1,2E-7 60/85 HD	1,3E-7 30/40 HD		2,5E-7
5. Kleines Leck 4 HKL 12-25 cm ²	1,4E-4	1,7E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe	52 47	70	19	1,1E-7 60/85 HD	1,2E-7 120/135 HD	<E-8 60/85 HD	2,4E-7
6. Kleines Leck 5 HKL 2-12 cm ²	2,8E-3	1,1E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe HD-Einsp.Ä Abfahren	23 73 2	52	36	2,2E-6 60/85 HD	7,0E-7 240/260 HD	5,6E-8 60/85 HD	3,0E-6
7. Kleines Leck am DH bei Ausfall Hauptspeisewasser 20 cm ²	3,2E-5	2,8E-3	ND-Einspeisung Speisewasser-Vers. HD-Einsp.Ä Abfahren FD-Abgabe	32 40 3 25	45	36	5,8E-8 90/120 HD	2,9E-8 120/135 HD	<E-8 60/85 HD	8,8E-8
8. Kleines Leck am DH bei Ausfall Hauptwärmesenke 20 cm ²	3,3E-5	1,6E-2	ND-Einspeisung FD-Abgabe	6 94	60	31	5,0E-7 120/150 HD	3,0E-8 120/135 HD		5,3E-7

Tab. 2-5: Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen für anlageninterne auslösende Ereignisse
(1. Fortsetzung)

Nummer und Art des auslösenden Ereignisses	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Mittelwert	Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen				Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen			
			Hauptbeiträge		Anteil von Ausfallursachen		SP	SP	SP	Insgesamt
				Anteil %	CC %	MF %				
9. Kleines Leck am DH bei anderen Transienten 20 cm ²	1,2E-4	1,7E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe	52 47	70	19	9,1E-8 120/150 HD	1,1E-7 120/135 HD	<E-8 60/85 HD	2,0E-7
10. Kleines Leck am DH bei Fehlöffnen Si.-Ventil 40 cm ²	8,5E-4	2,6E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe	34 60	50	32	1,3E-6 90/120 HD	8,5E-7 45/60 HD		2,2E-6
11. Primärleitungsleck im Ringraum	< E-7	1	Notkühlung	100	n. u.	n. u.		< E-7 ND/HD		< E-7
12. DE-Heizrohrleck 6-12 cm ²	1,0E-5	1,1E-2	n. u.	n. u.	n. u.	n. u.	n. u. *) 30/85 DE-HD	n. u. *) 30/400 DE-HD	n. u. *) 30/400 DE-HD	1,1E-7
13. DE-Heizrohrleck 1-6 cm ²	6,5E-3	1,5E-4	DE-Isolation Δ Leckageergänzung Teilw. Abfahren Δ Leckageergänzung Abschalt. HD-Einsp. Speisewasser-Vers.	38 13 13 38	26	68	3,7E-7*) 60/85 DE-HD	1,3E-7*) 60/650 DE-HD	5,0E-7*) 60/650 DE-HD	1,0E-6
14. Notstromfall	0,13	1,7E-5	Speisewasser-Vers.	100	76	11	2,2E-6 120/150 HD			2,2E-6
15. Ausfall HSPW ohne Ausfall HWS	0,15	2,1E-5	Speisewasser-Vers.	100	77	48	3,2E-6 70/95 HD			3,2E-6

Tab. 2-5: Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen für anlageninterne auslösende Ereignisse
(2. Fortsetzung)

Nummer und Art des auslösenden Ereignisses	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Mittelwert	Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen				Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen			
			Hauptbeiträge		Anteil von Ausfallursachen		SP	SP	SP	Insgesamt
				Anteil %	CC %	MF %				
16. Ausfall HSPW und Ausfall HWS	0,29	2,3E-5	Speiswasser-Vers.	100	76	49	6,7E-6 80/105 HD			6,7E-6
17. Ausfall HWS ohne Ausfall HSPW	0,36	8,0E-6	Speiswasser-Vers.	100	55	50	2,9E-6 80/105 HD			2,9E-6
18. Großes Leck in FD-Leitung im SB	1,6E-4	7,8E-3	Auftrenn. FD-System Speiswasser-Vers.	20 80	30	7	1,2E-6 70/95 HD			1,2E-6
19. Großes Leck in FD-Leitung außerhalb des SB	4,8E-4	2,1E-3	Auftrenn. FD-System Speiswasser-Vers.	58 42	85	2	1,0E-6 70/95 HD			1,0E-6
20. Mittleres Leck in FD-Leitung im SB	2,7E-5	3,0E-3	Auftrenn. FD-System Speiswasser-Vers.	40 60	63	5	8,1E-8 70/95 HD			8,1E-8
21. Mittleres Leck in FD-Leitung außerhalb des SB	1,1E-4	2,0E-3	Auftrenn. FD-System Speiswasser-Vers.	60 40	86	2	2,2E-7 70/95 HD			2,2E-7
22. ATWS bei Ausfall Hauptspeiswasser	4,7E-6	8,4E-3	Speiswasser-Vers. DH-Ventile	60 40	n. u.		2,4E-8 20/30 HD	1,5E-8		3,9E-8

Tab. 2-5: Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen für anlageninterne auslösende Ereignisse
(3. Fortsetzung)

Nummer und Art des auslösenden Ereignisses	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Mittelwert	Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen				Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen			
			Hauptbeiträge		Anteil von Ausfallursachen		SP	SP	SP	Insgesamt
				Anteil %	CC %	MF %				
23. ATWS bei Notstromfall	3,4E-6	2,3E-2	Speisewasser-Vers. DH-Ventile	98 2	n. u.	n. u.	7,5E-8 20/30 HD	< E-8 **)		7,8E-8
24. ATWS bei Ausfall HWS und HSPW	7,5E-6	5,0E-3	Speisewasser-Vers. DH-Ventile	90 10	n. u.	n. u.	3,4E-8 20/30 HD	< E-8 **)		3,8E-8
25. ATWS bei sonstigen Transienten	2,3E-5	2,0E-3	Speisewasser-Vers. DH-Ventile	75 25	n. u.	n. u.	3,5E-8 20/30 HD	1,1E-8 **)		4,6E-8
Summe anlagenintern							2,3E-5 90,3 %	2,2E-6 8,8 %	2,3E-7 0,9 %	2,6E-5

*) Diese Schadenszustände werden zu einem Schadenszustand zusammengefaßt und der Summe der Schadenszustände SP zugerechnet

***) Dieser Schadenszustand wird wegen seiner geringen Eintrittshäufigkeit nicht weiter betrachtet

Legende

S: Ausfall sekundärseitiger Systemfunktionen

P: Ausfall primärseitiger Systemfunktionen

R: Ausfall der Reaktorschnellabschaltung

HD: Hoher Druck im Primärkreis > 2 MPa

ND: Niedriger Druck im Primärkreis

t₁/t₂: Zeiten (min) zur Vermeidung von Kernschmelzen / Vermeidung des HD-Falls

PLR: Primärkreisleck im Ringraum

DE: Dampferzeuger

A: Und-Verknüpfung

n. u.: Nicht untersucht

CC: Ausfall aus gemeinsamer Ursache (Common Cause)

MF: Menschliche Fehlhandlungen

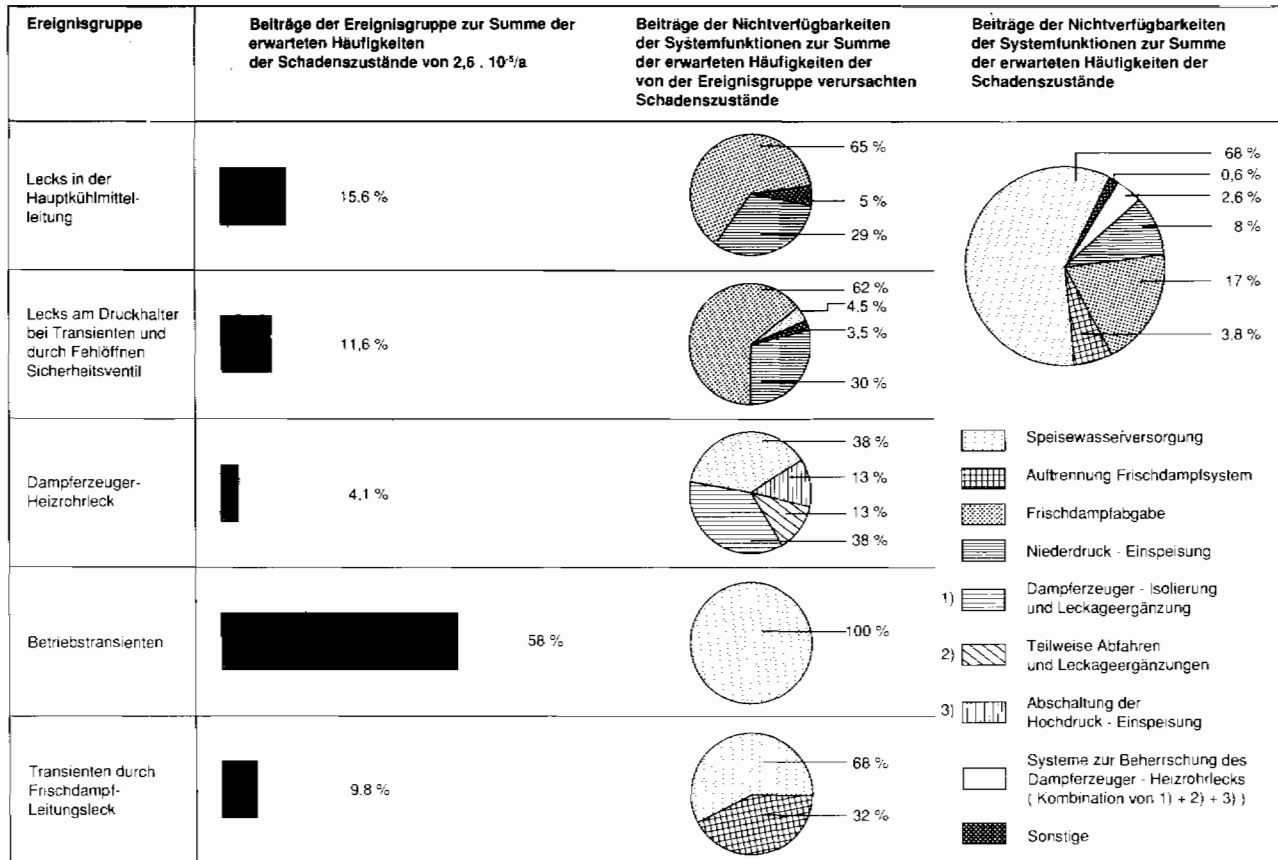


Bild 2-3: Anlageninterne auslösende Ereignisse
 Beiträge der Ereignisgruppen zur Summe der erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände
 Beiträge der Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktionen

nissen „Kleines Leck in einer Hauptkühlmittelleitung (2–12 cm²)“ und „Fehlöffnen eines Druckhalter-Sicherheitsventils“. Die Häufigkeit wird dabei zu etwa 65 % durch sekundärseitige Ausfälle und zu ca. 35 % durch primärseitige Ausfälle bestimmt. Der Anteil von Common-Cause-Ausfällen liegt bei ca. 50 %. Ein maßgeblicher Beitrag ergibt sich aus dem Versagen der Füllstandsmessung in den Flutbehältern, die für die Umschaltung von der Notkühleinspeisung in den Sumpfumwälzbetrieb erforderlich ist. Der Anteil aus menschlichem Fehlverhalten von ca. 25 % ist im wesentlichen auf den Ausfall geplanter Handmaßnahmen zum Einleiten des Abfahrens der Anlage zurückzuführen.

- Erläuterungen zu den Schadenszuständen aufgrund übergreifender auslösender Ereignisse

Tabelle 2-6 zeigt für übergreifende auslösende Ereignisse die Beiträge einzelner Ereignisgruppen zu der Summe der erwarteten Häufigkeit der Schadenszustände; in Bild 2-4 sind die Beiträge der Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktionen zur Summe der erwarteten Häufigkeiten der von den Ereignisgruppen verursachten Schadenszustände und zur Summe der erwarteten Häufigkeit der Schadenszustände veranschaulicht.

Der größte Beitrag zur erwarteten Häufigkeit $1,7 \cdot 10^{-7}/a$ des Schadenszustands „Brand“ ergibt sich aus einem Brand in der gesicherten Gleichstromversorgung im Schaltanlagengebäude. Dieser führt bei Versagen der Brandschutzmaßnahmen zum vollständigen Ausfall der unterbrechungsfreien 220 Volt Gleichstromversorgung. Der damit ausgelöste Transientenstörfall (Ausfall der Speisewasserversorgung) führt bei Ausfall der Stützmaßnahmen aus dem benachbarten Block A zum Schadenszustand.

Für einen Schadenszustand durch Überflutung des Ringraums bis zur Höhe von 90 cm bei Leistungsbetrieb ergibt sich eine erwartete Häufigkeit von $1,7 \cdot 10^{-7}/a$. Ursachen dafür sind Fehlsignale an Meßeinrichtungen infolge Überflutung, die zum Ausfall der Dampferzeugerbespeisung und dadurch zu nicht beherrschten Transienten führen können.

Für nicht beherrschte Transientenstörfälle durch Erdbeben wird eine erwartete Häufigkeit von $3 \cdot 10^{-6}/a$ ermittelt. Der führende Beitrag zum Schadenszustand resultiert aus einem Strukturversagen der Deionatbehälter. Beiträge aus erdbebenbedingten Kühlmittelverluststörfällen können dem gegenüber vernachlässigt werden.

Bei Flugzeugabsturz wird angenommen, daß ein Schadenszustand vorliegt, wenn das Reaktorgebäude und damit der Sicherheitsbehälter durchdrungen wird. Für diesen Schadenszustand wird eine erwartete Häufigkeit von $10^{-7}/a$ ermittelt.

- Zusammenfassende Erläuterungen zu den Schadenszuständen

Bild 2-5 enthält für alle untersuchten auslösenden Ereignisse die Beiträge der wichtigsten Ereignisgruppen zur Summe der erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände und die Beiträge der Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktionen zur Summe der erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände.

Der ermittelte Punktwert für die Summe der erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände beträgt $2,9 \cdot 10^{-5}/a$. Die größten Beiträge resultieren aus nicht beherrschten Betriebstransienten (51 %) und Kühlmittelverluststörfällen durch Lecks in den Hauptkühlmittelleitungen und am Druckhalter (24 %).

Nicht beherrschte Abläufe aus übergreifenden anlageninternen und anlagenexternen Einwirkungen tragen 12 % zur Gesamthäufigkeit der Schadenszustände bei. Von diesen resultiert ein Anteil von 83 % aus Transienten, die durch Erdbeben ausgelöst werden. 98 % der Schadenszustände sind mit hohem Druck im Primärkreis verbunden. Lediglich-

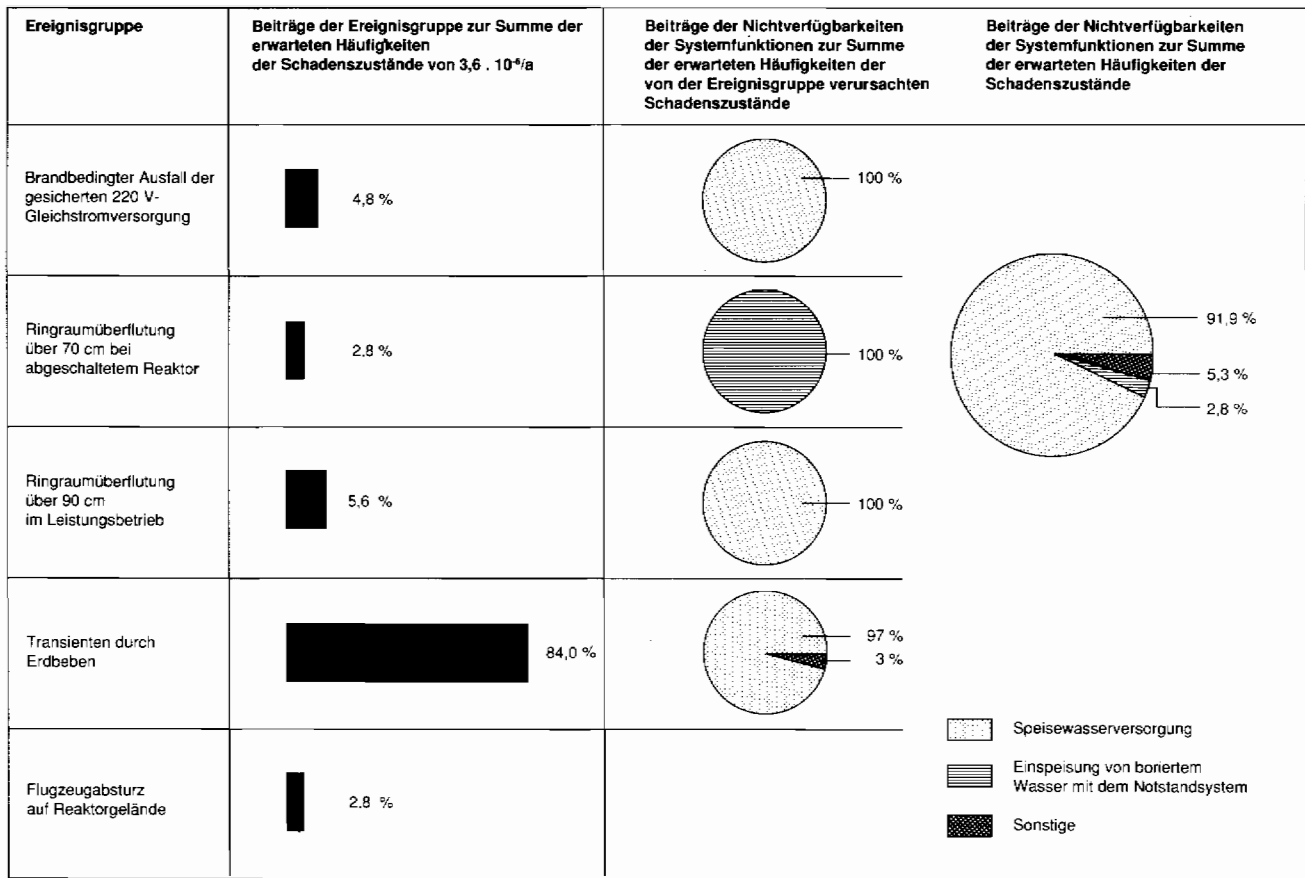


Bild 2-4: Übergreifende anlageninterne und anlagenexterne Ereignisse
 Beiträge der Ereignisgruppen zur Summe der erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände
 Beiträge der Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktionen

Tab. 2-6: Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen durch übergreifende anlageninterne und anlagenexterne Ereignisse

Nummer und Art des auslösenden Ereignisses	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen ^{1,2}			Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen ³			
		Mittelwert	Hauptbeiträge von Systemfunktionen	Anteil %	<u>SP</u>	<u>SP</u>	<u>SP</u>	Insgesamt
26. Brandbedingter Ausfall der gesicherten 220-V-Gleichstromversorgung	4,0E-6	4,2E-2	Speisewasserversorgung	100	1,7E-7 > 70/95 HD			1,7E-7
27. Ringraumüberflutung über 70 cm bei abgeschaltetem Reaktor	9,0E-7	< E-1	Einspeisung von borierterem Wasser mit dem Notstandssystem	100		<1,0E-7 180/- ND		<1,0E-7
28. Ringraumüberflutung über 90 cm im Leistungsbetrieb	4,0E-6	<5,0E-2	Speisewasserversorgung	100	<2,0E-7 > 70/95 HD	--		<2,0E-7
29. Erdbeben der Intensitätsstufe 1	7,0E-4	1,0E-3	Speisewasserversorgung	100	7,0E-7 > 70/95 HD			7,0E-7
30. Erdbeben der Intensitätsstufe 2	9,5E-5	2,0E-2	Speisewasserversorgung	99	1,9E-6 > 70/95 HD			1,9E-6
31. Erdbeben der Intensitätsstufe 3	5,0E-6	8,1E-2	Speisewasserversorgung	86	4,0E-7 > 70/95 HD			4,0E-7

Tab. 2-6: Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen durch übergreifende anlageninterne und anlagenexterne Ereignisse
(Fortsetzung)

Nummer und Art des auslösenden Ereignisses	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen ^{1, 2}			Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen ³			
		Mittelwert	Hauptbeiträge von Systemfunktionen	Anteil %	SP	SP	SP	Insgesamt
32. Flugzeugabsturz auf das Reaktor- gebäude	6,3E-7	<0,15	Containmentpenetration	100			<1,0E-7 HD	<1,0E-7
Summe					<3,4E-6	<1,0E-7	<1,0E-7	<3,6E-6

¹ Bei Flugzeugabsturz zusätzlich auch bedingte Wahrscheinlichkeit für Containmentpenetration

² Aufgrund vereinfachter Vorgehensweise bei der Ereignisablaufanalyse werden CC- und MF-Anteile nicht ausgewiesen

³ Bedeutung der Abkürzungen: vgl. Tabelle 2-3 bzw. 2-5

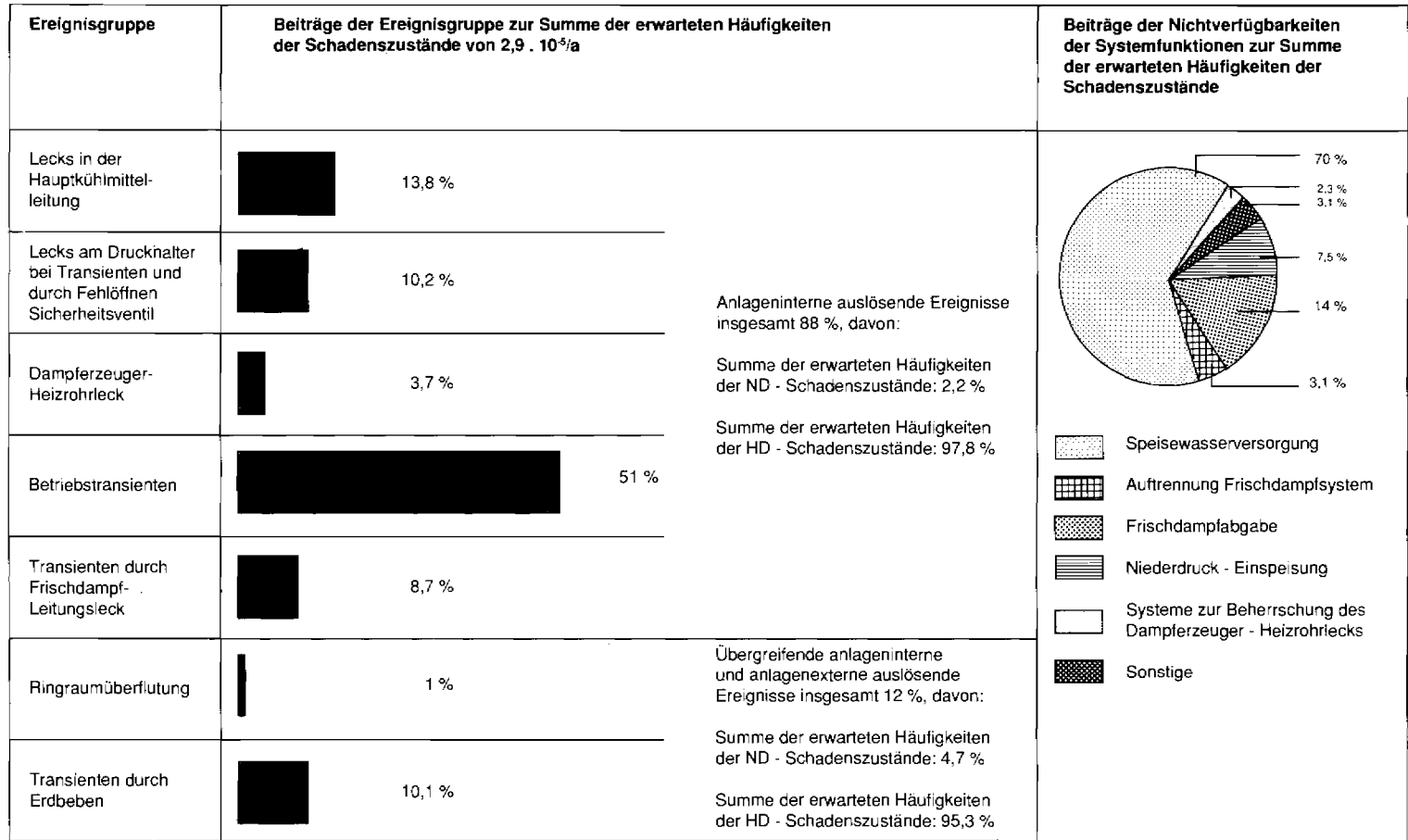


Bild 2-5: Anlageninterne, übergreifende anlageninterne und anlagenexterne auslösende Ereignisse
Beiträge einzelner Ereignisgruppen zur Summe der erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände
Beiträge der Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktionen

nicht beherrschte Kühlmittelverluststörfälle mit einem Leckquerschnitt größer als etwa 50 cm² führen zu einem Schadenszustand unter niedrigem Druck.

Ausfälle der Speisewasserversorgung bewirken 70 % und Ausfälle der Frischdampfabgabe 14 % der erwarteten Häufigkeit der Schadenszustände. Der dominierende Beitrag durch Ausfälle der Speisewasserversorgung wird durch das zusätzlich vorgesehene Dampferzeugerbespeisungs- bzw. Notstandssystem voraussichtlich stark vermindert. Durch die ebenfalls vorgesehene verbesserte Ansteuerung der 15 %-Sicherheitsventile zur Absenkung des Frischdampfdrucks wird auch der Beitrag durch Ausfälle der Frischdampfabgabe reduziert.

2.3 Überführung von Schadenszuständen in einen sicheren Zustand durch anlageninterne Notfallmaßnahmen

Durch Wiederherstellung einer ausreichenden Wärmeabfuhr kann die Anlage aus einem Schadenszustand in einen sicheren Zustand überführt werden. Dazu dienende Maßnahmen werden als anlageninterne Notfallmaßnahmen zur Beherrschung von Schadenszuständen bezeichnet. Kann die Anlage nicht in einen sicheren Zustand überführt werden, so kommt es zum Kernschmelzen. In diesen Fällen können anlageninterne Notfallmaßnahmen zur Verminderung von Schadensfolgen durchgeführt werden.

● Anlageninterne Notfallmaßnahmen

Es gibt eine Vielzahl von weitreichenden Möglichkeiten, anlageninterne Notfallmaßnahmen durchzuführen. In die systemtechnischen Untersuchungen werden jedoch nur Maßnahmen zur Druckentlastung und Bespeisung des Primär- bzw. Sekundärkreises einbezogen.

Die meisten (mehr als 98 %) der Schadenszustände sind mit hohem Druck im Primärkreis und dort zunächst mit langsamen Zustandsänderungen verbunden. Die thermohydraulischen Analysen für diese Fälle zeigen, daß mindestens 10 min ab Störfalleintritt vergehen, bis der Füllstand im Dampferzeuger auf 2 m absinkt und mindestens 60 min ab Störfalleintritt, bis der Füllstand im Reaktor Druckbehälter bis unter die Kernoberkante absinkt. Diese Zeitspanne von 50 min oder mehr kann für primär- oder sekundärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen genutzt werden, um die Kühlung des Kerns wiederherzustellen. Dies kann sekundärseitig durch Druckentlastung erfolgen, so daß es zu einer selbsttätigen Bespeisung der Dampferzeuger mit dem Inhalt des Speisewasserbehälters kommt. Die Dampferzeuger können ebenso mit mobilen Pumpen bespeist werden, wobei auch externe Wasservorräte genutzt werden können. Dadurch kann der Primärkreisdruck soweit abgesenkt werden, daß das Not- und Nachkühlsystem zur langfristigen Wärmeabfuhr genutzt werden kann. Primärseitig kann die Kernkühlung wieder hergestellt werden durch Druckabsenkung über die Druckhalterventile und Nutzung des Not- und Nachkühlsystems. Für Schadenszustände mit Ausfall der Not- und Nachkühlung und langen Zeiten bis zum Absinken des Wasserstands im Reaktor Druckbehälter auf Kernoberkante (z. B. bei kleinen Lecks in der Hauptkühlmittelleitung) sind weitere anlageninterne Notfallmaßnahmen zur Wiederherstellung einer ausreichenden Kernkühlung möglich. Solche werden aber hier nicht betrachtet.

Ist bei den betrachteten Fällen die Not- und Nachkühlung nicht verfügbar, so kommt es zum Kernschmelzen unter hohem Druck. Dies wird aber verhindert, wenn der Druck im

Primärkreis über die Druckhalterventile rechtzeitig abgesenkt wird. Diese Maßnahme zählt bereits zu den anlageninternen Notfallmaßnahmen zur Verminderung von Kernschmelzfolgen. Weitere derartige Maßnahmen betreffen:

- die Vermeidung des Versagens des Sicherheitsbehälters durch Wasserstoffverbrennung,
- die gezielte Druckentlastung des Sicherheitsbehälters über Filter zur Verhinderung eines späten Überdruckversagens und zur Verminderung der Freisetzung von Spaltprodukten beim Durchdringen des Reaktorfundaments,
- die Begrenzung der Ausbreitung von Spaltprodukten im Grundwasser beim Durchschmelzen des Reaktorfundaments.

Im Abschnitt 2.5 wird darauf eingegangen, welchen Einfluß die zuletzt genannten Maßnahmen auf die Ergebnisse der Studie haben.

Im folgenden werden die Möglichkeiten der Maßnahmen zur Druckentlastung und Bespeisung des Primär- und Sekundärkreises aufgezeigt. Ihre Wirksamkeit wird beispielhaft erläutert und der Einfluß auf die Ergebnisse der Studie quantitativ bewertet.

● Möglichkeiten der anlageninternen Notfallmaßnahmen zur Druckentlastung und Bespeisung

Die anlageninternen Notfallmaßnahmen können sowohl sekundärseitig (im Speisewasser-Dampfkreislauf) als auch primärseitig (im Reaktorkühlkreis) durchgeführt werden.

- Sekundärseitige Maßnahmen

Sinkt der Wasserstand in den Dampferzeugern unter 2 m ab, kann das Sekundärsystem über das Öffnen der Frischdampf-Abblaseventile oder auch der Sicherheitsventile auf einen Druck unterhalb von 1 MPa entlastet werden. Die Dampferzeuger können dann entweder mit Wasser aus dem Speisewasserbehälter (passiv) oder mit Hilfe mobiler Pumpen (aktiv), z. B. Feuerlöschpumpen, bespeist werden. Die Nachwärme wird durch Dampfabgabe über die Frischdampf-Abblasestation nach außen abgegeben.

- Primärseitige Maßnahmen

Primärseitige Maßnahmen werden vorgenommen, wenn sekundärseitige Maßnahmen nicht möglich sind oder versagt haben. Sie sind spätestens dann einzuleiten, wenn der Wasserspiegel im Reaktordruckbehälter unter die Unterkante der Hauptkühlmittelleitung absinkt. Als weitere auslösende Kriterien für die Druckentlastung des Reaktorkühlkreises werden diskutiert:

- die am Kernaustritt gemessene Kühlmitteltemperatur ist größer 400 °C,
- das Abfahren mit 100 K/h bei Kühlmittelverlust-Störfällen durch kleine Lecks ist nicht erfolgreich.

Mit dem Öffnen von Druckhalter-Ventilen wird der Druck im Reaktorkühlkreis so weit abgesenkt, daß unterhalb von 11 MPa die Hochdruck-Sicherheitseinspeisung und unterhalb von 2,5 MPa die Druckspeicher Notkühlwasser einspeisen, bis bei 0,9 MPa die Nachwärme über die Nachkühlssysteme abgeführt werden kann.

Sind die elektrische Eigenbedarfsversorgung und die Notstromversorgung vollständig ausgefallen, so können die Druckhalter-Ventile noch mit Hilfe der Batterien betätigt werden. Dadurch kann der Druck auch bei fehlender Hochdruck-Sicherheitseinspeisung soweit abgesenkt werden, daß mit der Einspeisung aus den Druckspeichern Zeit gewonnen werden kann, um die Energieversorgung wieder herzustellen.

Kann bei Schadenszuständen mit hohem Druck im Primärkreis die Wärmeabfuhr durch

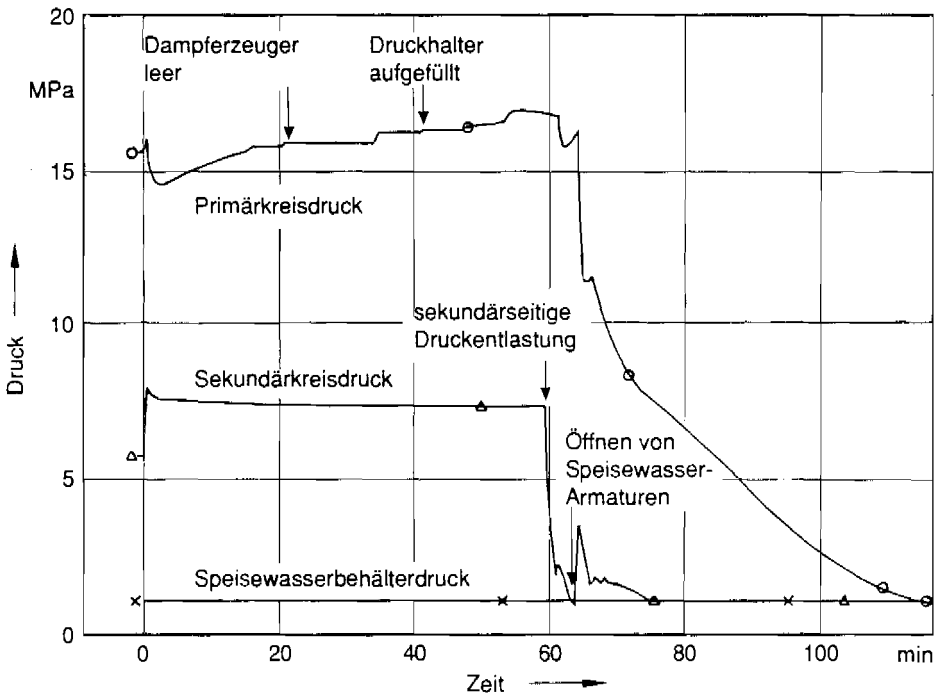


Bild 2-6: Druckverlauf im Primär- und Sekundärsystem bei der Transiente „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung“ und dem gesamten Ausfall der Dampferzeugerbespeisung und mit sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen

anlageninterne Notfallmaßnahmen nicht wieder hergestellt werden, so kann mit einer Druckentlastung des Primärkreises zumindest ein Kernschmelzen unter hohem Druck verhindert werden.

● Wirksamkeit der Maßnahmen zur Druckentlastung und Bespeisung

Zur Wirksamkeit dieser Maßnahmen und vor allem zur Ermittlung der für die Durchführung verfügbaren Zeitspannen werden in der Studie thermodynamische Analysen durchgeführt.

Die Bilder 2-6 und 2-7 zeigen die Ergebnisse einiger Rechnungen zur sekundärseitigen Druckentlastung und Bespeisung.

Bild 2-6 zeigt die Zeitverläufe des Drucks im Primär- und Sekundärsystem bei der Transiente „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung“ und zusätzlichem Ausfall der Notspeisewasserversorgung. Die Energiezufuhr der weiterlaufenden Hauptkühlmittelpumpen in das Primärsystem beschleunigt das Ausdampfen der Dampferzeuger. Diese sind 20 min nach Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung ausgetrocknet. Danach heizt sich der Reaktorkühlkreis auf und der Druck steigt bis zum Ansprechen beider Abblaseventile am Druckhalter an. Über die Abblaseventile strömt Wasser aus, da der Druckhalter inzwischen vollständig mit Wasser gefüllt ist.

Die sekundärseitige Druckentlastung wird 60 min nach Störfallbeginn eingeleitet. Mit dem Öffnen sinkt der Druck im Speisewasser-Dampf-Kreislauf schnell unter den Druck im

Speisewasserbehälter ab. Die sekundärseitige Bespeisung erfolgt nach Öffnen von Speisewasserarmaturen zwischen Speisewasserbehälter und den ausgetrockneten Dampferzeugern. Dadurch gelangt Wasser aus dem Speisewasserbehälter in die Dampferzeuger.

Die sekundärseitigen Maßnahmen führen unmittelbar zur Absenkung des Drucks auf der Primärseite. Die Druckhalter-Ventile schließen. Etwa 6 min nach Einleitung der sekundärseitigen Maßnahme sinkt der Druck unter 11 MPa und der Primärkreis wird durch die Hochdruck-Sicherheitseinspeisung wieder aufgefüllt. Spätestens zu diesem Zeitpunkt werden die Hauptkühlmittelpumpen automatisch abgeschaltet. Fällt die Hochdruck-Sicherheitseinspeisung aus, so ist 35 min nach Einleitung der Maßnahmen der Druck im Reaktorkühlkreis soweit abgesunken, daß die Druckspeicher einspeisen.

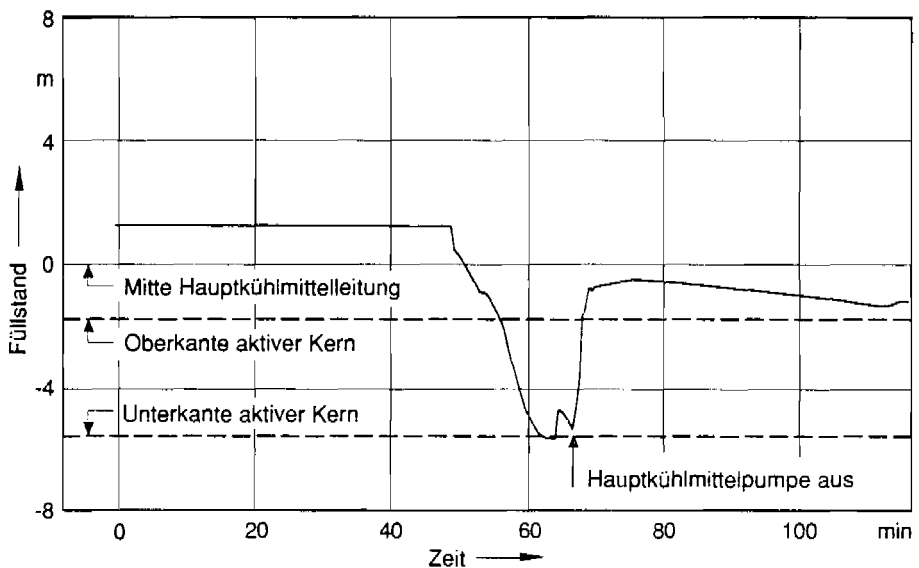


Bild 2-7: Füllstandsverlauf im Reaktordruckbehälter bei der Transiente „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung“ und dem gesamten Ausfall der Dampferzeugerbespeisung und mit sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen

Bild 2-7 zeigt den zugehörigen Füllstandsverlauf im Reaktordruckbehälter¹. Nach Öffnen der Druckhalter-Ventile sinkt der Füllstand im Reaktordruckbehälter ab. Zum Zeitpunkt der sekundärseitigen Druckentlastung (bei ca. 60 min) ist der Füllstand auf die Kernunterkante abgesunken. Um Kernschmelzen zu vermeiden, muß die Bespeisung der Dampferzeuger spätestens zu diesem Zeitpunkt erfolgen.

Die zunächst weiterlaufenden Hauptkühlmittelpumpen bewirken noch eine ausreichende Kernkühlung. Sie werden erst nach etwa 66 min durch anstehende Reaktorschutzkriterien automatisch abgeschaltet.

¹ Der Füllstand in einem Volumenbereich ist ein Maß für das vorhandene Wasserinventar.

Selbst bei fehlender Hochdruck-Sicherheitseinspeisung ist die Kühlung des Kerns auch nach Auslaufen der Pumpen gesichert, da durch die einsetzende Separation von Wasser und Dampf das Wasserinventar im Kern wieder zunimmt. Dadurch steigt der fiktive Füllstand wieder über die Oberkante des Kerns. Langfristig erfolgt die Wärmeabfuhr dadurch, daß aus dem Kernbereich aufsteigender Dampf unter Wärmeabgabe in den Heizrohren des Dampferzeugers kondensiert und das rückfließende Kondensat sich wieder in den unteren Bereichen des Reaktordruckbehälters sammelt.

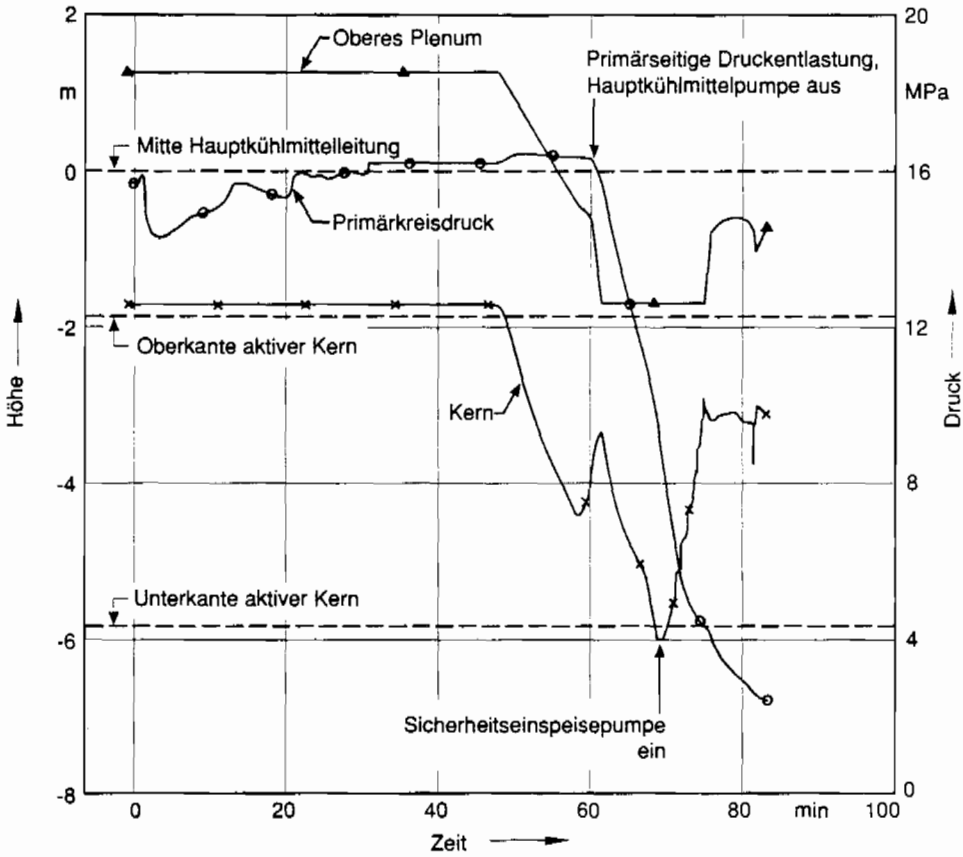


Bild 2-8: Druck- und Füllstandsverlauf im Primärkreis bei der Transiente „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung“ und dem gesamten Ausfall der Dampferzeugerbespeisung und mit primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen

Bild 2-8 zeigt zum gleichen Ereignis Ergebnisse von Analysen zu primärseitiger Druckentlastung und Bespeisung. Aufgetragen sind der Druck im Primärsystem und als Maß für das Wasserinventar im Kern und im oberen Plenum² des Reaktordruckbehälters die zugehörigen

² Volumenbereich oberhalb des Kerns

gen fiktiven Füllstandsverläufe. Eine Stunde nach Störfalleintritt ist der Füllstand im oberen Plenum auf die Unterkante der Hauptkühlmittelleitung abgesunken. Zu diesem Zeitpunkt wird die primärseitige anlageninterne Notfallmaßnahme durch Öffnen eines Abblasequerschnitts von 60 cm^2 am Druckhalter eingeleitet. Dies führt gleichzeitig dazu, daß die Hauptkühlmittelpumpen durch anstehende Reaktorschutzkriterien automatisch abgeschaltet werden. Damit verschlechtern sich zunächst die Kühlungsbedingungen für den Kern. Der Wasserspiegel sinkt und erreicht bis zu Beginn der Hochdruck-Sicherheitseinspeisung (nach etwa 70 min) die Kernunterkante. Für Brennstäbe mit mittlerer Heizflächenbelastung ergeben sich zu diesem Zeitpunkt Hüllrohrtemperaturen von maximal $700 \text{ }^\circ\text{C}$. Nach Erreichen eines Drucks von 11 MPa im Primärkreis speisen die Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen ein. Bei ca. 75 min nach Störfallbeginn ist der Kern wieder benetzt und ausreichend aufgefüllt.

Nach den Ergebnissen dieser Analysen müssen für einen von den Sicherheitssystemen nicht beherrschten „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung“ Maßnahmen zur sekundär- oder primärseitigen Druckentlastung und Bespeisung spätestens nach ca. 1 Stunde nach Störfallbeginn erfolgen, um die Kühlung des Kerns wiederherzustellen. Für andere nicht beherrschte Transienten stehen längere Zeitspannen zur Verfügung, z. B. bei einem nicht beherrschten Notstromfall mindestens zwei Stunden.

Rechnungen für Kühlmittelverluststörfälle ergeben, daß bei nicht beherrschten Abläufen aus kleinen Lecks ($< 25 \text{ cm}^2$) in einer Hauptkühlmittelleitung die zulässigen Zeitspannen zur Wiederherstellung der Kernkühlung und Wärmeabfuhr bei sekundärseitigen Ausfällen etwa 1 Stunde, bei primärseitigen Ausfällen bis zu 2 Stunden betragen.

Kann durch die diskutierten Maßnahmen die Kernkühlung und die Wärmeabfuhr nicht wiederhergestellt werden, kommt es zum Kernschmelzen. Dann kann jedoch mit dem Öffnen von Druckhalter-Ventilen (primärseitige Druckentlasten) ein Kernschmelzen unter hohem Druck vermieden werden. Der Unfallablauf wird in Bedingungen unter niedrigem Druck (ND*) überführt, bevor größere Teile des Kerns geschmolzen sind und der Reaktordruckbehälter versagt.

Um Kernschmelzen unter hohem Druck zu vermeiden, stehen für die primärseitigen Maßnahmen zur Druckentlastung längere Zeiten zur Verfügung als für die Wiederherstellung einer ausreichenden Wärmeabfuhr durch primär- oder sekundärseitige Druckentlastung und Bespeisung. Sie betragen z. B. für einen von den Sicherheitssystemen nicht beherrschten Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung etwa 95 min ab Störfalleintritt. Weitere Angaben zu den spätest möglichen Zeiten für eine primärseitige Druckentlastung zur Verhinderung von Kernschmelzen unter hohem Druck gehen aus Tabelle 2-5 hervor.

● Bewertung der Maßnahmen zur Druckentlastung und Bespeisung

Gelingt es durch anlageninterne Notfallmaßnahmen, die Wärmeabfuhr wieder herzustellen, so wird ein Schadenszustand in den sicheren Zustand überführt.

Zur Durchführung der anlageninternen Notfallmaßnahmen werden vom Betreiber Änderungen in der Anlage vorgenommen. Diese sind in Tabelle 2-7 zusammengestellt. Die Einzelheiten der Maßnahmen zum Zeitpunkt der Fertigstellung der Studie durch den Betreiber noch nicht ausgearbeitet. Daher können die Maßnahmen nur vorläufig bewertet und quantitativ berücksichtigt werden.

Für die meisten Schadenszustände, bei denen sowohl primärseitige als auch sekundärseitige Notfallmaßnahmen zur Wiederherstellung der Kühlung möglich sind, wird vorläufig angenommen, daß sie in 99 von 100 Fällen erfolgreich durchgeführt werden können. Für

Tab. 2-7: Änderungen der Systemtechnik und zum Notfallhandbuch, die in der Phase B bei der Bewertung von anlageninternen Notfallmaßnahmen berücksichtigt werden

Druckhaltesystem

- Zusätzliche Steuerstränge mit Motorarmaturen für alle Druckhalterventile zur Durchführbarkeit von primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen
- Auslegung der Druckhalteventile und der zugehörigen Steuerventile für die bei primärseitigen Notfallmaßnahmen auftretenden Dampf- bzw. Gastemperaturen
- Auslegung der Druckhalterventile und der zugehörigen Steuerventile für eine langfristige Beanspruchung durch Umgebungsbedingungen, die bei primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen auftreten
- Offenhaltung der Druckhalterventile bis zu niedrigen Kühlmitteldrücken

Speisewasser-Dampf-Kreislauf

- Installation von Anschlüssen für Feuerlöschpumpen in zwei Notspeisewasser-Druckleitungen
- Erweiterung des Reaktorschutzsystems zur Durchführbarkeit von sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen

Sicherheitsbehälter

- Maßnahmen zur gefilterten Druckentlastung des Sicherheitsbehälters

Notfallhandbuch

- Logikfahnen für das Druckentlasten und Bespeisen von Dampferzeugern
- Notgefahrmeldung bei allen Dampferzeuger-Füllständen < 2 m
- Logikfahnen zur Druckentlastung des Reaktorkühlkreislaufs
- Notgefahrmeldung bei Reaktordruckbehälter-Füllstand $< \text{MIN}$
- Notgefahrmeldung bei Brennelement-Austrittstemperatur $> \text{MAX}$

Schadenszustände, für die kürzere Zeiten oder erschwerende Randbedingungen vorliegen, z. B. bei Dampferzeuger-Heizrohrlecks mit einer Bruchfläche $> 6 \text{ cm}^2$ und ATWS-Fällen oder bei übergreifenden anlageninternen und anlagenexternen Ereignissen werden kleinere Erfolgswahrscheinlichkeiten angenommen.

Die angesetzten Werte können sich je nach den endgültigen Prozeduren der anlageninternen Notfallmaßnahmen und derer systemtechnischer Realisierung ändern.

Die bedingten Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von Schadenszuständen zum sicheren Zustand sind in der ersten Zeile der Tabelle 2-8 enthalten. Die Zahlenwerte ergeben sich aus den Erfolgswahrscheinlichkeiten der anlageninternen Notfallmaßnahmen und aus systemtechnischen Verfügbarkeiten der Not- und Nachkühlung. Werden die erwarteten Eintrittshäufigkeiten der Schadenszustände mit den Erfolgswahrscheinlichkeiten für ihre Beherrschung durch anlageninterne Notfallmaßnahmen multipliziert und diese Produkte summiert, so ergibt sich $2,5 \cdot 10^{-5}/\text{a}$. Dies bedeutet, daß in ca. 88 % der Schadenszustände die Anlage durch die anlageninternen Notfallmaßnahmen in einen sicheren Zustand überführt wird.

2.4 Übergang von Schadenszuständen zu Kernschmelzfällen

Schadenszustände führen zu Kernschmelzen, wenn eine ausreichende Wärmeabfuhr durch anlageninterne Notfallmaßnahmen nicht wieder hergestellt werden kann.

Die Vorgänge beim Kernschmelzen und die dabei auftretenden Phänomene werden im folgenden kurz beschrieben. Danach werden die Übergänge von Schadenszuständen zu verschiedenen Kernschmelzfällen bewertet.

● Vorgänge beim Kernschmelzen

Wird die Wärme aus dem Reaktorkern nicht ausreichend abgeführt, so heizt die im Brennstoff erzeugte Nachzerfallswärme den Reaktorkern auf und bringt das Wasser im Reaktordruckbehälter zum Verdampfen. Die dadurch freigelegten Brennstäbe werden dabei soweit erhitzt, daß sie schmelzen. Als Folge davon versagen dann auch die Kerntragstrukturen. Geschmolzene Kern- und Strukturmaterialien gelangen in die Bodenkalotte des Reaktordruckbehälters. Dort noch vorhandenes Wasser verdampft. Schließlich versagt der Reaktordruckbehälter im unteren Bodenbereich. Aufgeschmolzene Kern- und Strukturmaterialien gelangen in die Reaktorgrube und dringen in den Beton des Gebäudefundaments ein.

Während des Kernschmelzvorgangs innerhalb und außerhalb des Reaktordruckbehälters treten verschiedene Phänomene und Vorgänge auf, die unterschiedliche Auswirkungen auf den Sicherheitsbehälter haben können. Davon werden untersucht:

- Dampfexplosion,
- Wasserstoffverbrennung,
- Versagen des Reaktordruckbehälters,
- Durchschmelzen des Betonfundaments,
- Druckaufbau im Sicherheitsbehälter.

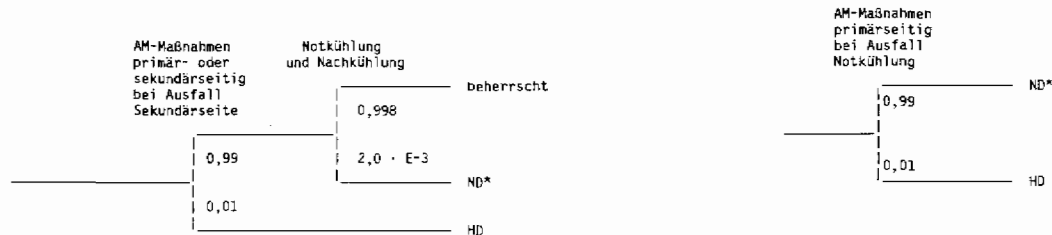
Diese Vorgänge werden nachfolgend behandelt.

Tab.2-8: Bedingte Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von Schadenszuständen zu einem wieder hergestellten sicheren Zustand und zu Kernschmelzfällen
 Erwartete Häufigkeiten/a der wieder hergestellten sicheren Zustände und der Kernschmelzfälle

Schadenszustände und Häufigkeiten/a	Kernschmelzfälle und Häufigkeiten/a	Schadenszustände und Häufigkeiten/a																		
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19
		8,2 E-6	2,6 E-7	1,4 E-6	2,8 E-6	9,7 E-6	1,0 E-6	1,1 E-7	< E-7	3,0 E-7	2,9 E-7	6,7 E-7	9,9 E-7	6,3 E-8	2,0 E-7	1,7 E-7	< E-7	<2,0 E-7	3,0 E-6	< E-7
1. Wieder hergestellter sicherer Zustand	2,5E-5	0,988		0,988	0,988	0,988	0,988	0,89							0,8				0,94	
2. ND	6,6E-7		1							1							1			
3. ND*	2,5E-6	2,0 E-3		2,0 E-3	2,0 E-3	2,0 E-3					0,99	0,99	0,99	0,99	1,0 E-1	0,99		0,97	3,0 E-2	
4. HD	4,5E-7	1,0 E-2		1,0 E-2	1,0 E-2	1,0 E-2					1,0 E-2	1,0 E-2	1,0 E-2	1,0 E-2	1,0 E-1	1,0 E-2		3,0 E-2	3,0 E-2	< 1
5. PLR-ND/ND*	< E-7								1											
6. DE-HD	1,1E-8						1,0 E-2	1,0 E-2												
7. DE-ND*	1,3E-8						2,0 E-3	1,0 E-1												

Bedeutung der Abkürzungen:

- ND: Niedriger Druck im Primärkreis
- HD: Hoher Druck im Primärkreis
- ND*: Niedriger Druck im Primärkreis nach Druckentlastung durch anlageninterne Notfallmaßnahmen (AM)
- PLR: Primärkreisleck im Ringraum
- DE: Dampferzeuger-Heizrohrbruch



- Dampfexplosion

Wenn Schmelze in Kontakt mit Wasser gelangt, kann dieses schlagartig verdampfen und eine Druckwelle auslösen. Dieser Vorgang wird als Dampfexplosion bezeichnet. Die Intensität der Druckwelle hängt davon ab, welcher Anteil der in der Schmelze gespeicherten Wärme in mechanische Energie der Druckwelle umgesetzt wird.

Zu einer Dampfexplosion kann es kommen, wenn gegen Ende der Kernaufheiz- und Kernzerstörungsphase geschmolzenes Kernmaterial in das in der Bodenkalotte des Reaktordruckbehälters noch vorhandene Wasser abstürzt. Die dadurch verursachte Druckwelle kann den Reaktordruckbehälter zerstören und damit zugleich den Sicherheitsbehälter gefährden.

Damit eine heftige Dampfexplosion im Reaktordruckbehälter eintreten kann, müssen verschiedene Bedingungen gleichzeitig erfüllt werden:

- Die an der Reaktion beteiligte Schmelzmasse muß hinreichend groß sein.
- Der Wärmeübergang zwischen Schmelze und Wasser muß außerordentlich intensiv sein. Das ist nur möglich, wenn sich aus der Schmelzmasse beim Kontakt mit Wasser viele sehr kleine Teilchen (Durchmesser 10^{-3} -1 mm) bilden.
- Diese Bildung der vielen kleinen Teilchen aus der Schmelzmasse muß in extrem kurzer Zeit (einige hundertstel Sekunden) erfolgen, um eine gleichzeitige Reaktion der beteiligten Massen zu erreichen.
- Der hohe Wärmeübergang zwischen Schmelze und Kühlmittel muß ausreichend lange bestehen, damit an das Kühlmittel genügend Energie für eine schlagartige Verdampfung übertragen wird.

Die Schmelzmasse, die beim Integritätsverlust der unteren Kerntragstrukturen quasi gleichzeitig in das noch vorhandene Wasser abstürzen kann, läßt sich nur grob abschätzen. Maßgebend hierfür ist vor allem, wie die Kerntragstruktur mit den Brennelement-Endplatten versagt. Es ist eher mit einem lokalen Durchbruch im Bereich einzelner Endplatten als in größeren Bereichen mehrerer Endplatten zu rechnen. Abschätzungen dazu ergeben, daß bei Versagen einer Brennelement-Endplatte eine Schmelzmasse von einigen 100 kg bis zu maximal 3 000 kg innerhalb weniger Sekunden in das noch vorhandene Wasser gelangen kann.

Ein wichtiger Parameter für die Beurteilung der Wechselwirkung zwischen Schmelze und Kühlmittel ist der energetische Umsetzungsgrad; d. h. das Verhältnis der bei der Wechselwirkung in eine Druckwelle freigesetzten mechanischen Energie zur thermischen Energie der beteiligten Schmelze. Dazu liegen neben theoretischen Arbeiten verschiedene experimentelle Untersuchungen vor.

Für Versuche mit Schmelzmassen im kg-Bereich wurden sowohl Simulationsmaterialien als auch reale Kernschmelzmaterialien verwendet. Dabei wurden im allgemeinen Umsetzungsgrade von einigen Prozent (bis ca. 3 %), für Simulationsmaterialien in einigen Fällen bis maximal ca. 17 % ermittelt.

Bei den betrachteten Kernschmelzfällen sind die Bedingungen für das Auftreten einer Dampfexplosion ungünstiger als im Experiment, denn mit zunehmender Schmelzmasse nimmt der Anteil der Kernschmelze ab, der in sehr kleinen Teilchen mit dem Kühlmittel reagieren kann. Eine Dampfexplosion, an der gleichzeitig eine fein zerteilte Schmelzmasse von mehreren 1000 kg beteiligt ist und bei der ein Umsetzungsgrad bis zu 10 % auftritt, ist unwahrscheinlich.

Trotzdem werden in der Studie Rechnungen durchgeführt, mit denen bei einer unterstellten Dampfexplosion die Belastungen für den Reaktordruckbehälter abgeschätzt werden.

Dabei wird angenommen, daß bei der Dampfexplosion 15 000 MJ thermische Energie umgesetzt werden, was einer an der Reaktion beteiligten Schmelzmasse von etwa 10 000 kg entspricht. Des weiteren wird für die Umsetzung in mechanische Energie ein Umsetzungsgrad von 10 % angesetzt. Nach den Ergebnissen dieser Rechnungen treten die höchsten durch Druckwellen verursachten Belastungen in der unteren Kugelkalotte auf. Diese Belastungen führen jedoch nicht zu einem Versagen des Reaktordruckbehälters. Zusammenfassend ergibt sich, daß nach gegenwärtiger Kenntnis eine heftige Dampfexplosion, die den Reaktordruckbehälter und zugleich den Sicherheitsbehälter zerstört, so unwahrscheinlich ist, daß darauf in der Studie nicht eingegangen wird.

– Wasserstoffverbrennung

Beim Kernschmelzen gibt es zwei Phasen, in denen größere Mengen an Wasserstoff gebildet werden und in den Sicherheitsbehälter gelangen.

Wasserstoff entsteht einmal, wenn beim Aufheizen und Abschmelzen der Brennstäbe Wasserdampf mit den Zirkaloy-Hüllrohren der Brennstäbe reagiert und zu Wasserstoff reduziert wird (Zirkonium-Wasserdampf-Reaktion). Des weiteren entstehen große Mengen von Wasserstoff nach dem Versagen des Druckbehälters beim Aufschmelzen des Betons. Aus dem Beton entbundenes Kristallwasser verdampft. Der durch die Schmelze aufsteigende Wasserdampf wird durch die Oxidation metallischer Anteile in der Schmelze zu Wasserstoff reduziert. Experimente im Kernforschungszentrum Karlsruhe zur Wechselwirkung von Schmelze mit Beton ergaben, daß vor allem in der heißen Anfangsphase der Wechselwirkung mehr Wasserstoff freigesetzt wird, als in früheren Analysen angenommen wurde.

Bild 2-9 zeigt in Abhängigkeit von der Zeit die insgesamt beim Kernschmelzen in den Sicherheitsbehälter freigesetzte Wasserstoffmenge. Der erste Anstieg stammt aus der Zirkonium-Wasserdampf-Reaktion während des Abschmelzens der Brennstäbe. Gemäß den Modellannahmen werden während dieses Vorgangs etwa 50 % des Zirkoniums oxidiert und dadurch ca. 600–700 kg Wasserstoff in den Sicherheitsbehälter freigesetzt. Das restliche Zirkonium wird nach Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters vor allem in der Anfangsphase der Schmelze-Beton-Wechselwirkung umgesetzt. Bis dahin werden insgesamt etwa 1 350 kg Wasserstoff in den Sicherheitsbehälter freigesetzt. Die Wasserstoffproduktion beim Vordringen der Schmelze in den Beton wird durch die Oxidation der metallischen Anteile in der Schmelze (Chrom, Eisen, u. a.) bestimmt.

In der Studie werden die Verteilung des Wasserstoffs im Sicherheitsbehälter und die Belastungen bei langsamen (deflagrativen) Verbrennungen von Wasserstoff im Sicherheitsbehälter untersucht.

Eine höhere Anreicherung des Wasserstoffs in der Luft-Wasserdampf-Wasserstoff-Atmosphäre des Sicherheitsbehälters wird verhindert, wenn es zu einer frühzeitigen Wasserstoffverbrennung kommt. Sie kann bei ausreichendem Sauerstoff im Sicherheitsbehälter durch vorhandene Zündquellen, z. B. Elektro-Motoren, ausgelöst werden, sobald die Zündgrenze des Gasgemisches erreicht ist.

In der wasserdampfhaltigen Atmosphäre des Sicherheitsbehälters kann eine frühe Zündung des Wasserstoffs jedoch nicht mit Sicherheit angenommen werden. Der Wasserstoff kann sich dadurch auf höhere Konzentrationen anreichern, bevor eine Zündung erfolgt.

Vor Versagen des Reaktordruckbehälters sind Wasserstoff-Verbrennungen, die die Integrität des Sicherheitsbehälters beeinträchtigen können, so unwahrscheinlich, daß sie in der Studie nicht betrachtet werden.

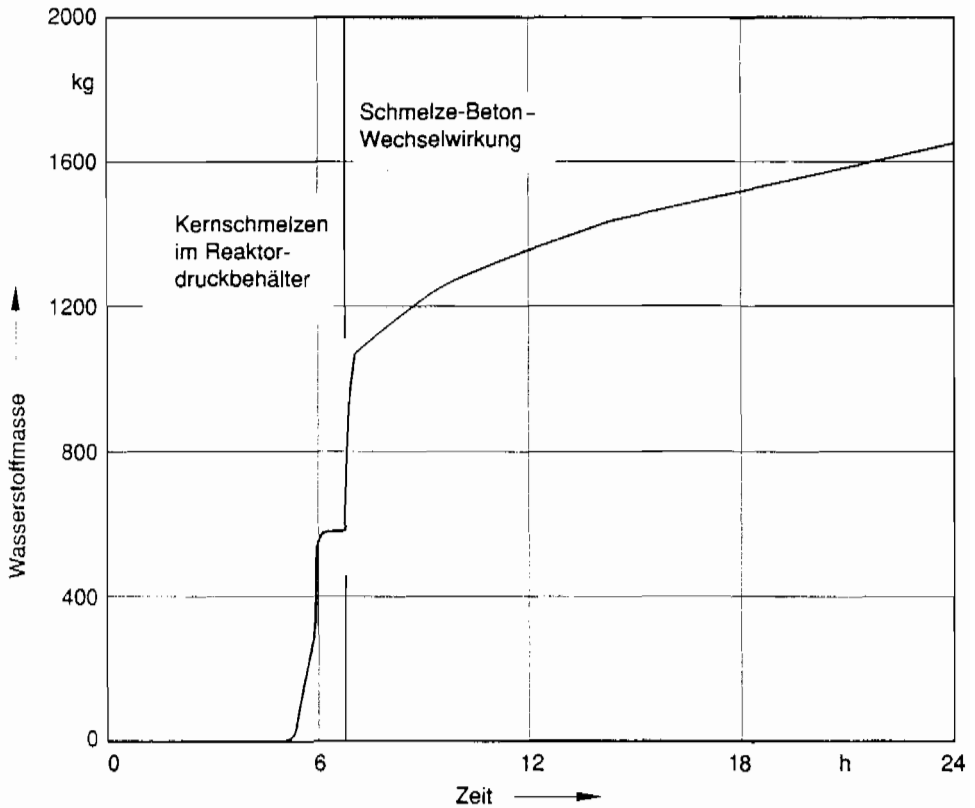


Bild 2-9: In den Sicherheitsbehälter freigesetzte Wasserstoffmenge beim ND*-Kernschmelzfall

In den ersten Stunden der Freisetzung, insbesondere unmittelbar nach Versagen des Reaktor-druckbehälters, treten die höchsten Wasserstoff-Konzentrationen in den mittleren und unteren Anlagenräumen auf. Dabei können sich lokal, z. B. in den mittleren und unteren Dampferzeuger-Räumen, auch Gasgemische ausbilden, die schnell verbrennen (detonieren). Mögliche Auswirkungen lokaler Detonationen werden jedoch durch die massiven Betonstrukturen in den unteren Raumbereichen des Sicherheitsbehälters begrenzt. Eine Detonation, die die Integrität des Sicherheitsbehälters gefährden würde, wird daher in der Studie nicht behandelt.

Anders ist es, wenn eine Zündung des Gasgemisches erst etwa ein bis zwei Stunden nach Durchschmelzen des Reaktor-druckbehälters erfolgt. Zu dieser Zeit ist praktisch das gesamte Zirkoninventar der Hüllrohre oxidiert und ca. 1350 kg sind Wasserstoff in den Sicherheitsbehälter freigesetzt. Eine vollständige deflagrative Verbrennung dieser Wasserstoffmenge würde bereits zu Druckspitzen führen, die den Versagensdruck des Sicherheitsbehälters (ca. 0,85 MPa) erreichen. Bei einer noch späteren Zündung während der längerfristigen Schmelze-Beton-Wechselwirkung würde mit der Verbrennung einer größeren Wasserstoffmenge der Versagensdruck des Sicherheitsbehälters überschritten. Gegenmaßnahmen, mit denen die Wasserstoff-Konzentration im Sicherheitsbehälter

begrenzt und eine gefährliche Verbrennung verhindert werden kann, sind möglich. So können z. B. in gefährdeten Anlagenräumen Zündeinrichtungen installiert werden. Sie können den Wasserstoffgehalt in der Atmosphäre des Sicherheitsbehälters begrenzen, wenn brennbare Gasgemische vorliegen. Bei hohen Dampfgehalten im Gasgemisch, z. B. von mehr als 40 %, ist eine Zündung jedoch unwahrscheinlich. Der Wasserstoff kann dann nur durch katalytisch wirkende Materialien abgebaut werden. Solche Materialien (Folien), die auch bei hohen Dampfkonzentrationen oder geringen Wasserstoffgehalten wirksam sind, werden gegenwärtig erprobt.

Eine Verbrennung mit Auswirkungen auf die Integrität des Sicherheitsbehälters könnte auch durch Einspeisung von Wasser auf die Schmelze oder von Gasen in den Sicherheitsbehälter verhindert werden, mit denen die Atmosphäre des Sicherheitsbehälters ausreichend stark inertisiert wird. Für den technischen Einsatz dieser Maßnahmen wie auch von Zündeinrichtungen und katalytischen Folien und zum Nachweis ihrer Funktionssicherheit sind jedoch noch weitere Entwicklungsarbeiten erforderlich.

Inwieweit trotzdem beim Kernschmelzen die Integrität des Sicherheitsbehälters durch eine Wasserstoffverbrennung gefährdet wird, kann derzeit nicht beurteilt werden. Dazu sind weitere experimentelle und theoretische Untersuchungen erforderlich.

– Versagen des Reaktordruckbehälters

Beim Kernschmelzen versagen mit fortschreitender Kernzerstörung auch die Kerntragstrukturen. Größere Anteile von Kernschmelze und geschmolzener Strukturmaterialien fallen dann in die Bodenkalotte des Reaktordruckbehälters. Dort noch vorhandenes Wasser verdampft.

Schmilzt der Kern unter niedrigem Druck, werden die unteren Wandungen des Reaktordruckbehälters soweit aufgeheizt, daß die Bodenkalotte durchschmelzen wird oder ihre Tragfähigkeit verliert und mit der Kernschmelze in die Reaktorgrube abstürzt. Dabei treten keine Reaktionskräfte an den Verankerungen des Reaktordruckbehälters auf.

Die Auswirkungen von Kernschmelzen unter hohem Druck hängen davon ab, an welcher Stelle der Primärkreis zuerst versagt.

Vor Versagen der Kerntragstrukturen wird die Hauptkühlmittelleitung mit der abzweigenden Druckausgleichsleitung zum Druckhalter stark aufgeheizt. Wenn mittlere Wandtemperaturen $> 700\text{ }^{\circ}\text{C}$ über einen Zeitraum $> 10\text{ min}$ anstehen, ist mit einem Versagen der Hauptkühlmittelleitung zu rechnen. Die Bestimmung der Temperaturen ist jedoch mit großen Unsicherheiten behaftet.

Nach Versagen der Kerntragstrukturen wird wegen der bestehenden hohen Druckbelastung die Grenztragfähigkeit der Bodenkalotte in kürzerer Zeit erreicht, als beim Kernschmelzen unter niederem Druck. Es ist damit zu rechnen, daß die gesamte Kugelschale des Reaktordruckbehälterbodens in die Reaktorgrube abstürzt. Damit entsteht ein ringförmiger Abströmquerschnitt von mehreren m^2 und es erfolgt eine schnelle Druckentlastung. Dabei treten erhebliche Belastungen der Reaktordruckbehälter-Verankerungen, der Hauptkühlmittelleitungen und der umgebenden Betonstrukturen auf.

Zu diesen Belastungen und zur Tragfähigkeit der Reaktordruckbehälter-Verankerung und der Hauptkühlmittelleitungen werden in der Studie detaillierte Berechnungen vorgenommen. Nach den Ergebnissen dieser Analysen können für einen Innendruck oberhalb von 3 MPa die beim Versagen des Reaktordruckbehälters auftretenden Reaktionskräfte nicht mehr von den Tragpratzen der Aufhängung aufgenommen werden. Eine Aufwärtsbewegung des Druckbehälters wird durch die Wechselwirkung des an den Tragpratzen befestigten Ringträgers mit Betonstrukturen der inneren Reaktorräume behindert. Bei

Innendrücken oberhalb von 8 MPa kann ein Folgeversagen des Sicherheitsbehälters nicht mehr ausgeschlossen werden.

Versagt am Primärkreis z. B. zuerst die Hauptkühlmittelleitung, so kann vor dem Versagen der Bodenkalotte des Reaktordruckbehälters der Druck soweit abgesunken sein, daß die Integrität der Aufhängung des Reaktordruckbehälters nicht mehr gefährdet ist. Eine Aussage dazu, an welcher Stelle der Primärkreis zuerst versagen würde, kann derzeit nicht gemacht werden. Dazu sind weitere Untersuchungen notwendig.

– Durchschmelzen des Betonfundaments

Bei den Untersuchungen zum Vordringen der Schmelze in den Beton des Reaktorfundaments werden neue Erkenntnisse aus den im Kernforschungszentrum Karlsruhe durchgeführten Experimenten und theoretischen Arbeiten einbezogen. Diese führen zu einer gegenüber früher stark veränderten Beurteilung der Ausbreitung der Schmelze im Beton. Danach dringt die Schmelze viel stärker in vertikaler Richtung in den Beton vor als früher angenommen. Insbesondere ergibt sich dadurch eine erheblich geringere Wahrscheinlichkeit für einen Einbruch von Sumpfwasser in die Reaktorgrube. Außerdem zeigen Untersuchungen, daß die Schmelze auch bei Wasserbedeckung nicht ausreichend gekühlt wird und deswegen das Betonfundament erodiert.

Bei Übertragung dieser Ergebnisse auf Biblis B zeigen Rechnungen, daß unmittelbar nach dem Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters die Schmelze hauptsächlich nach unten in das Betonfundament vordringt. Zur Seite hin können die inneren Betonstrukturen der Reaktorgrube frühestens nach etwa 7—8 Stunden durchgeschmolzen werden. Ob es dadurch zu einer vollständigen Flutung der Schmelze kommen kann, muß durch weitere Untersuchungen geklärt werden. Etwa 5 Tage nach Beginn der Wechselwirkung mit dem Beton hat die Schmelzfront die Unterkante des Fundaments erreicht, unabhängig davon, ob die Schmelze mit Wasser bedeckt ist oder nicht.

Selbst wenn die Schmelze aufgrund der Kühlung durch das Grundwasser das Gebäudefundament nicht ganz durchdringt, werden hohe thermische und mechanische Spannungen an der Unterkante des Fundaments zu Rissen und Spalten führen. Spaltprodukte können dann aus Oberflächenkrusten des Schmelze-Beton-Gemisches ausgelaugt werden und in das Grundwasser gelangen.

Vorkehrungen zur Begrenzung der Ausbreitung von Spaltprodukten im Grundwasser sind möglich, jedoch noch nicht systematisch untersucht.

– Druckaufbau im Sicherheitsbehälter

Ob die Schmelze von Wasser überflutet wird oder nicht, hat erheblichen Einfluß auf den Druck im Sicherheitsbehälter. Ist die Schmelze mit Wasser bedeckt, z. B. infolge Sumpfwassereinbruch, wird der Auslegungsdruck nach ca. 4 Tagen erreicht. Befindet sich kein Wasser über der Schmelze, erfolgt der Druckaufbau langsamer und wird hauptsächlich bestimmt durch die während der Betonzerstörung freigesetzten Gase (Wasserdampf, Wasserstoff, CO, CO₂ u. a.). Der Auslegungsdruck des Sicherheitsbehälters (0,57 MPa) wird erst nach etwa 14 Tagen erreicht. Zuvor kann aber die Schmelze bereits die Unterkante des Fundaments erreicht haben.

In der Studie wird ermittelt, daß der Sicherheitsbehälter bei einem Druck von 0,85 MPa versagt. Da dieser Druck erst nach mehreren Tagen erreicht wird, steht ausreichend Zeit zur Verfügung, um mit einer gezielten Druckentlastung ein Überdruckversagen des Sicherheitsbehälters zu verhindern. Bild 2-10 zeigt ein Beispiel für den Druckverlauf im Sicherheitsbehälter bei Sumpfwasserkontakt. Wird gleichzeitig mit der Druckentlastung

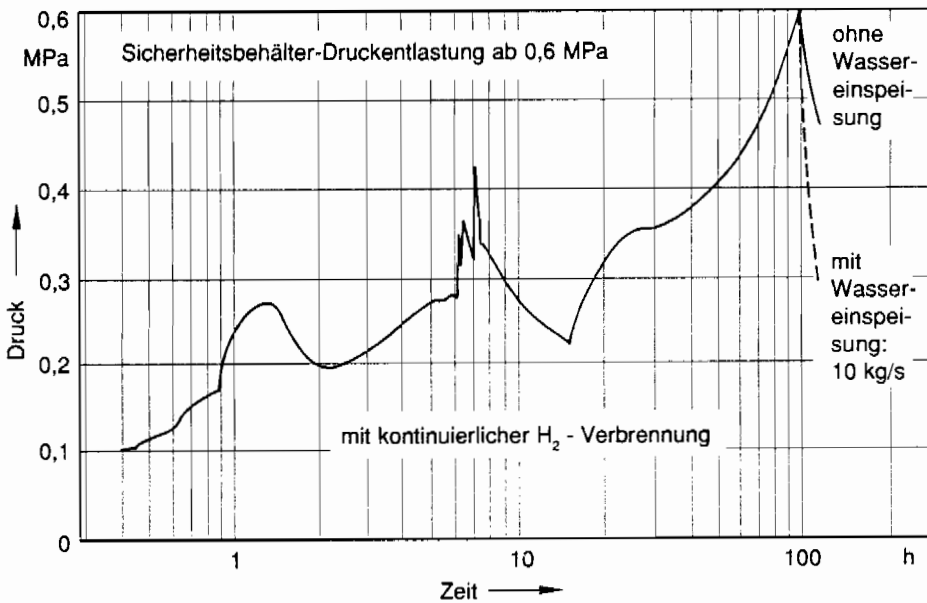


Bild 2-10: Druckverlauf im Sicherheitsbehälter beim Kernschmelzen mit Sumpfwasserkontakt und gezielter Druckentlastung

kaltes Wasser in den Gebäudesumpf des Sicherheitsbehälter eingespeist, so wird die Dampfbildung vermindert oder unterbunden und dadurch die Druckabsenkung unterstützt.

● Bewertung des Übergangs von Schadenszuständen zu Kernschmelzfällen

Die in der Studie untersuchten Kernschmelzfälle werden so festgelegt, daß die möglichen Auswirkungen von Kernschmelzen auf die Funktionsfähigkeit des Sicherheitsbehälters repräsentativ erfaßt werden. Die Fälle unterscheiden sich zum einen durch das mögliche Ausmaß der mechanischen und thermischen Belastungen des Sicherheitsbehälters. Wesentlich ist hierbei die Unterscheidung nach dem Druck im Primärkreis zum Zeitpunkt des Durchschmelzens des Reaktor-druckbehälters, nämlich:

- niedriger Druck im Primärkreis nach früher Druckentlastung durch das auslösende Ereignis (ND-Kernschmelzfall),
- niedriger Druck im Primärkreis nach später Druckentlastung durch anlageninterne Notfallmaßnahmen (ND*-Kernschmelzfall),
- hoher Druck im Primärkreis, Druckentlastung erst durch Versagen des Reaktorkühlkreises (HD-Kernschmelzfall).

Außerdem wird danach unterschieden, ob bei Eintreten des Kernschmelzens die Rückhaltefunktion des Sicherheitsbehälters gegeben ist (Fälle 1 bis 3) oder nicht (Fälle 4 bis 6).

Angaben zum Zeitpunkt des Beginns des Kernschmelzens und des Versagens des Reaktor-druckbehälters finden sich für die einzelnen Kernschmelzfälle in Tabelle 2-9.

Die Zeilen 2 bis 7 der Tabelle 2-8 enthalten die bedingten Wahrscheinlichkeiten des Über-

Tab. 2-9: Zeitangaben zu Kernschmelzfällen

Kernschmelzfall	Zeit ab Störfalleintritt in min.	
	Beginn des Kernschmelzens	Versagen des Reaktor-druckbehälters
ND	55	120
ND*	330	410
HD	110	140
PLR-ND/ND*	80	140
DE-HD	110	140
DE-ND*	540	710

ND: Niedriger Druck im Primärkreis

ND*: Niedriger Druck im Primärkreis nach Druckentlastung durch anlageninterne Notfallmaßnahmen (AM)

HD: Hoher Druck im Primärkreis

PLR: Primärkreisleck im Ringraum

DE: Dampferzeuger-Heizrohrbruch

gangs von Schadenszuständen zu Kernschmelzfällen. Die Wahrscheinlichkeiten beinhalten Versagenswahrscheinlichkeiten der anlageninternen Notfallmaßnahmen und systemtechnische Nichtverfügbarkeiten der Notkühlung.

Beim Schadenszustand 4 zum Beispiel ist der Druck im Primärkreis hoch. Die erwartete Häufigkeit ist $2,8 \cdot 10^{-6}/a$. Er ist verursacht durch den nicht beherrschten Notstromfall und durch kleine Lecks am Druckhalter (siehe Tabelle 2-3). Mit der bedingten Wahrscheinlichkeit $2 \cdot 10^{-3}$ (Ausfall der Notkühlung nach erfolgreicher Druckentlastung durch anlageninterne Notfallmaßnahmen) führt er zum Kernschmelzfall ND* und mit der bedingten Wahrscheinlichkeit von 0,01 bei Versagen der internen Notfallmaßnahmen zum Kernschmelzfall HD. Zur erwarteten Häufigkeit $2,5 \cdot 10^{-6}/a$ des Kernschmelzfalls ND* trägt dieser Schadenszustand mit $2 \cdot 10^{-6}/a \cdot 2 \cdot 10^{-3} = 5,6 \cdot 10^{-9}/a$ bei und zur erwarteten Häufigkeit $4,5 \cdot 10^{-7}/a$ des Kernschmelzfalls HD trägt er $2,8 \cdot 10^{-6}/a \cdot 1,0 \cdot 10^{-2} = 2,8 \cdot 10^{-8}/a$ bei.

Ähnlich wie beim Schadenszustand 4 kommt es auch bei den Schadenszuständen 1, 3, 5 und 14, welche aus Transienten und kleinen Lecks mit einer Leckfläche $< 50 \text{ cm}^2$ herrühren, zum Kernschmelzen, wenn entweder die sekundärseitigen und primärseitigen Notfallmaßnahmen mißlingen oder nach erfolgreicher primärseitiger Druckabsenkung die Notkühlung versagt.

Auch für die Schadenszustände 10 bis 13 zeigt die Tabelle gleiche Übergangswahrscheinlichkeiten zu den Kernschmelzfällen. Diese werden verursacht durch Kühlmittelverluststörfälle mit Leckfläche $< 50 \text{ cm}^2$, bei denen die Notkühlung ausgefallen ist. In diesen Fällen kann Kernschmelzen unter hohem Druck (HD) in 99% aller Fälle durch Druckentlastung des Primärkreises in Kernschmelzen unter niedrigem Druck (ND*) überführt werden.

Bei Kühlmittelverluststörfällen mit einer Leckfläche $> 50 \text{ cm}^2$, bei denen die Notkühlung

ausgefallen ist (Schadenszustände 2 und 9), werden keine anlageninternen Notfallmaßnahmen zur Verhinderung von Kernschmelzen unter niedrigem Druck (ND) berücksichtigt.






Ereignisgruppe	Beitrag zur erwarteten Häufigkeit von ND- und ND*- Kernschmelzfällen	
Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung	 50%	Erwartete Häufigkeit aller Schadenszustände: $2,9 \cdot 10^{-5}/a$ Erwartete Häufigkeit aller Kernschmelzfälle (ND und ND* und HD): $3,6 \cdot 10^{-6}/a$ Erwartete Häufigkeit aller ND- und ND*-Kernschmelzfälle: $3,2 \cdot 10^{-6}/a$ (88%)
Lecks am Druckhalter bei Transienten und durch Fehlöffnen Sicherheitsventil	 32%	
Übergreifende anlageninterne Ereignisse	 14%	
Anlagenexterne Ereignisse (Erdbeben)	 2,8%	
Sonstige	 1,2%	

Bild 2-11: Beiträge einzelner Ereignisgruppen zur erwarteten Häufigkeit von Niederdruck-Kernschmelzfällen (ND und ND*)

Tabelle 2-10 zeigt Häufigkeitsbeiträge der einzelnen Schadenszustände zu den Kernschmelzfällen. Die relativen Anteile der einzelnen Ereignisgruppen an den Kernschmelzfällen bei niedrigem Druck (ND + ND*) bzw. hohem Druck (HD) sind in den Bildern 2-11 und 2-12 dargestellt.

Bei der angenommenen Erfolgswahrscheinlichkeit für anlageninterne Notfallmaßnahmen und ausgehend von der ermittelten Häufigkeit der Schadenszustände von ca. $2,9 \cdot 10^{-5}/a$ ergibt sich die Häufigkeit für Kernschmelzfälle insgesamt zu $3,6 \cdot 10^{-6}/a$ und die Häufigkeit für Kernschmelzen unter hohem Druck zu $4,5 \cdot 10^{-7}/a$. Dies bedeutet, daß in ca. 88 % der Schadenszustände die Anlage durch die anlageninternen Notfallmaßnahmen in einen sicheren Zustand überführt wird. Ca. 10 % der Schadenszustände führen auch bei Berücksichtigung von anlageninternen Notfallmaßnahmen zu Kernschmelzen bei niedrigem Druck und ca. 1,5 % der Schadenszustände zu Kernschmelzen unter hohem Druck. Bei Berücksichtigung von anlageninternen Notfallmaßnahmen kommen die dominanten Beiträge zur Häufigkeit des Kernschmelzens bei niedrigem Druck von kleinen Lecks in der Hauptkühlmittelleitung (ca. 50 %) und am Druckhalter (ca. 30 %). Hauptursachen dafür sind Ausfälle der Not- und Nachkühlung und Ausfälle der Frischdampfabgabe beim Abfahren.

Tab. 2-10: Häufigkeitsbeiträge der Schadenszustände zu den Kernschmelzfällen

Schadenszustände und Zeit für interne Notfallmaßnahmen 1. Zahl: Zeit für Verhinderung Kernschmelzen 2. Zahl: Zeit für Verhinderung HD-Kernschmelzen 3. Zahl: Erwartete Häufigkeit/a des Schadenszustands	Erwartete Häufigkeit/a für Kernschmelzen					
	ND	ND*	HD	Primärkreisleck im Ringraum (PLR)	Dampferzeuger-Heizrohrleck	
				ND/ND*	HD	ND*
1. <u>SP</u> HD 60/85-70/95 8,2E-6 Kl. Leck 3-5, Ausfall HSPW, Gr. + mittl. HKL-Leck, FD-Leitungsleck		1,6E-8	8,2E-8			
2. <u>SP</u> ND 2,6E-7 Kl. Leck 1-2 HKL	2,6E-7					
3. <u>SP</u> HD 90/120 1,4E-6 Kl. Leck DH bei Transienten und Fehlöffnen St.-Ventil		< E-8	1,4E-8			
4. <u>SP</u> HD 120/150 2,8E-6 Notstromfall		< E-8	2,8E-8			
5. <u>SP</u> HD 80/105 9,7E-6 Ausfall HWS mit und ohne Ausfall HSPW		2,0E-8	9,7E-8			
6. <u>SP/SP/SP</u> HD 60/85-60/650 1,0E-6 DE-Heizrohrleck					1,0E-8	< E-8
7. <u>SP/SP/SP</u> HD 30/85-30/400 1,1E-7 DE-Heizrohrleck					< E-8	1,1E-8
8. <u>SP</u> ND/HD < E-7 PLR				< E-7		
9. <u>SP</u> ND 3,0E-7 Gr. + mittl. + kl. Leck 1-2 HKL	3,0E-7					

Tab. 2-10: Häufigkeitsbeiträge der Schadenszustände zu den Kernschmelzfällen
(1 Fortsetzung)

Schadenszustände und Zeit für interne Notfallmaßnahmen	Erwartete Häufigkeit/a für Kernschmelzen					
				Primärkreisleck im Ringraum (PLR)	Dampferzeuger-Heizröhreleck	
	ND	ND*	HD		ND/ND*	HD
1. Zahl: Zeit für Verhinderung Kernschmelzen 2. Zahl: Zeit für Verhinderung HD-Kernschmelzen 3. Zahl: Erwartete Häufigkeit/a des Schadenszustands						
10. <u>SP</u> HD 120/135 2,9E-7 Kl. Leck 3-5 HKL		2,9E-7	< E-8			
11. <u>SP</u> HD 240/260 6,7E-7 Kl. Leck 3-5 HKL		6,7E-7	< E-8			
12. <u>SP</u> HD 30/40-45/60 9,9E-7 Kl. Leck DH bei Transienten und Fehlöffnen Sl.-Ventil		9,9E-7	< E-8			
13. <u>SP</u> HD 60/85 6,3E-8 Kl. Leck 4-5 HKL		6,3E-8	< E-8			
14. <u>SPR</u> HD 20/30 2,0E-7 ATWS		2,0E-8	2,0E-8			
Summe Anlagenintern	5,7E-7	2,1E-6	2,6E-7	< E-7	1,1E-8	1,3E-8
15. <u>SP</u> HD > 70/95 1,7E-7 Brand		1,7E-7	< 1E-8			
16. <u>SP</u> ND 180/- < 1E-7 Überfltg. abgesch. Reaktor	< 1E-7					
17. <u>SP</u> HD > 70/95 < 2E-7 Überflutung Leistungsbetrieb		< 2,0E-7	< E-8			

Tab. 2-10: Häufigkeitsbeiträge der Schadenszustände zu den Kernschmelzfällen
(2 Fortsetzung)

Schadenszustände und Zeit für interne Notfallmaßnahmen	Erwartete Häufigkeit/a für Kernschmelzen					
	ND	ND*	HD	Primärkreisleck im Ringraum (PLR)	Dampferzeuger-Heizrohrleck	
1. Zahl: Zeit für Verhinderung Kernschmelzen 2. Zahl: Zeit für Verhinderung HD-Kernschmelzen 3. Zahl: Erwartete Häufigkeit/a des Schadenszustands				ND/ND*	HD	ND*
18. <u>SP</u> HD > 70/95 3,0E-6 Erdbeben		< 1E-7	< 1E-7			
19. <u>SP</u> HD < 1E-7 Flugzeugabsturz			< 1E-7			
Summe Übergreifend und Extern	9,0E-8	< 4,6E-7	< 2E-7			
Summe Gesamt	6,6E-7	2,5E-6	4,5E-7	< E-7	1,1E-8	1,3E-8

Bedeutung der Bezeichnung der 1. Spalte: vgl. Tabelle 10-3, weitere Abkürzungen vgl. Tabelle 10-5

ND*: Niedriger Druck im Primärkreis nach später Druckentlastung durch anlageninterne Notfallmaßnahmen







Ereignisgruppe	Beitrag zur erwarteten Häufigkeit von HD-Kernschmelzfällen	
Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung	 7,7%	Erwartete Häufigkeit aller Schadenszustände: $2,9 \cdot 10^{-5}/a$; davon 97,8% unter hohem Druck Erwartete Häufigkeit aller Kernschmelzfälle (ND und ND* und HD): $3,6 \cdot 10^{-6}/a$ Erwartete Häufigkeit aller Kernschmelzfälle unter hohem Druck: $4,5 \cdot 10^{-7}/a$ (12,5% aller Kernschmelzfälle bzw. 1,5% aller HD-Schadenszustände)
Lecks am Druckhalter bei Transienten und durch Fehlöffnen Sicherheitsventil	 6,7%	
Betriebstransienten	 33%	
Transienten durch Frischdampf-Leitungslecks	 5,7%	
Anlagenexterne Ereignisse (Erdbeben und Flugzeugabsturz)	 41%	
Betriebstransienten mit Ausfall der Reaktorschnellabschaltung	 3,7%	

Bild 2-12: Beiträge einzelner Ereignisgruppen zur erwarteten Häufigkeit von Hochdruck-Kernschmelzfällen (HD)

Zum HD-Kernschmelzfall tragen vor allem nicht beherrschte Transienten aus Betriebsstörungen und Erdbeben bei. Dieser Anteil wird voraussichtlich durch das vorgesehene Notstandssystem reduziert.

2.5 Funktion des Sicherheitsbehälters beim Kernschmelzen

Bei Kernschmelzen stellt der Sicherheitsbehälter mit der Fundamentplatte die letzte Barriere gegen Freisetzungen von Spaltprodukten in die Atmosphäre und ins Grundwasser dar. Der Zustand (Maß an Dichtheit) dieser Barriere unter Berücksichtigung der Belastungen durch Kernschmelzen bestimmt die Funktion des Sicherheitsbehälters und damit die Möglichkeiten der Spaltproduktfreisetzungen (Freisetzungsmöglichkeiten). Beim Kernschmelzen wird unterschieden zwischen Belastungen des Sicherheitsbehälters vor und nach dem Versagen des Reaktordruckbehälters.

● Verhalten des Sicherheitsbehälters vor Versagen des Reaktordruckbehälters

Die Untersuchungen der Studie zeigen, daß beim Kernschmelzen keine wesentlichen Belastungen des Sicherheitsbehälters anzunehmen sind, solange die Schmelze innerhalb

des Reaktordruckbehälters verbleibt. In dieser Phase könnte die Sicherheitsbehälter-Integrität nur durch Wasserstoffdetonation oder Dampfexplosion gefährdet werden. Es werden zwar große Mengen Wasserstoff gebildet und in den Sicherheitsbehälter freigesetzt; jedoch ist die Bildung detonationsfähiger Gemische von einem Ausmaß, das die Integrität des Sicherheitsbehälters gefährden könnte, in dieser Phase so unwahrscheinlich, daß darauf in der Studie nicht eingegangen wird. Aus dem gleichen Grund werden Dampfexplosionen, die zu einem Überdruckversagen des Reaktordruckbehälters und dadurch zum Verlust der Integrität des Sicherheitsbehälters führen, in der Studie nicht betrachtet.

● Verhalten des Sicherheitsbehälters nach Versagen des Reaktordruckbehälters

Die Belastungen des Sicherheitsbehälters nach dem Versagen des Reaktordruckbehälters hängen vom Druck im Primärkreis beim Versagen ab.

– ND- und ND*-Kernschmelzfälle

Das Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters bei niedrigem Druck im Primärkreis (ND, ND*) führt nicht zu wesentlichen direkten Belastungen des Sicherheitsbehälters. Bei der anschließenden Wechselwirkung zwischen der Schmelze und dem Beton (Schmelze-Beton-Wechselwirkung) entstehen weiterhin große Mengen Wasserstoff im Sicherheitsbehälter. Wenn der Wasserstoff aufgrund fehlender Zündquelle oder wegen unzureichender Zündfähigkeit nicht verbrennen kann, können sich solche Gasgemische bilden, daß bei einer späteren Zündung die Integrität des Sicherheitsbehälters gefährdet wäre.

Maßnahmen, mit denen die Wasserstoff-Konzentration im Sicherheitsbehälter begrenzt oder eine gefährliche Verbrennung verhindert werden kann, befinden sich derzeit in der Entwicklung. Beim gegenwärtigen Kenntnisstand läßt sich die Wirksamkeit solcher Maßnahmen allerdings nicht belastbar probabilistisch quantifizieren.

Beim Langzeitverhalten des intakten Sicherheitsbehälters spielen der Druckaufbau und die Betonerosion eine wichtige Rolle.

Befindet sich kein Wasser über der Schmelze, erreicht die Schmelze die Unterkante des Fundaments, bevor der Auslegungsdruck des Sicherheitsbehälters überschritten wird. Bei Wasserüberdeckung der Schmelze wird der Auslegungsdruck nach ca. 4 Tagen erreicht.

Durch Druckentlastung des Sicherheitsbehälters kann sowohl sein Überdruckversagen verhindert als auch die Freisetzung bei Durchdringen des Fundaments vermindert werden. Die bei der Druckentlastung mögliche Freisetzung kann durch Filter begrenzt werden. Dies setzt allerdings voraus, daß eine Gefährdung der Druckentlastungsvorrichtung durch eine Wasserstoffverbrennung verhindert wird.

Die Untersuchungen der Studie zeigen, daß es beim ND*-Kernschmelzfall im Zusammenhang mit dem Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters zu keinen wesentlichen anderen Belastungen der Sicherheitsbehälter-Integrität kommt, als beim ND-Kernschmelzfall.

– HD-Kernschmelzfall

Die Auswirkungen von Kernschmelzen unter hohem Druck auf die Integrität des Sicherheitsbehälters hängen davon ab, an welcher Stelle der Primärkreis zuerst versagt.

Versagt der Primärkreis zuerst durch Abriß der Bodenkalotte des Reaktordruckbehälters, so kann die Integrität des Sicherheitsbehälters unmittelbar gefährdet sein. Versagt z. B. zuerst die Hauptkühlmittelleitung, so sinkt vor dem Versagen der Bodenkalotte des

Reaktordruckbehälters der Druck so weit ab, daß die Integrität des Sicherheitsbehälters nicht mehr direkt gefährdet ist.

Eine Aussage dazu, an welcher Stelle der Primärkreis zuerst versagen würde, kann derzeit nicht gemacht werden. Deswegen kann die Wahrscheinlichkeit für die Gefährdung der Sicherheitsbehälter-Integrität nicht quantifiziert werden.

– Bewertung der Funktion des Sicherheitsbehälters

Die Tabelle 2-11 enthält die bedingten Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von den Kernschmelzfällen zu den Zuständen des Sicherheitsbehälters und damit zu den Freisetzungsmöglichkeiten.

Die Zustände des Sicherheitsbehälters sind so ausgewählt, daß sie die Freisetzungsmöglichkeiten bei Kernschmelzen repräsentativ erfassen.

Die Freisetzungsmöglichkeiten in die Atmosphäre (1 bis 5) und in das Grundwasser (6) bestehen nebeneinander. Bei der Freisetzungsmöglichkeit 1 (F-SBV) kommt es durch großflächiges Versagen des Sicherheitsbehälters zu Freisetzungen in die Atmosphäre. Bei der Freisetzungsmöglichkeit 6 (F-DF) kommt es nach Durchdringung der Fundamentplatte zur Freisetzung in das Erdreich und das Grundwasser. Bei den Freisetzungsmöglichkeiten 2 und 3 ist bereits durch das auslösende Ereignis (Dampferzeuger-Heizrohrleck bzw. Primärkreisleck im Ringraum) eine Freisetzung unter Umgehung des Sicherheitsbehälters gegeben. Durch die Freisetzungsmöglichkeiten 4 und 5 werden die Freisetzungen bei intaktem Sicherheitsbehälter durch bewußt herbeigeführte Druckentlastung über Filter (F-Druckentlastung) und durch von vornherein vorhandene Leckagen von ca. 10 cm² zum Ringraum (F-Leckage) abgedeckt.

Kernschmelzabläufe, die mit großen Leckagen des Sicherheitsbehälters (z. B. Versagen des Abschlusses der Lüftungsleitungen) verbunden sind, werden wegen ihres geringen Beitrags zur Freisetzungshäufigkeit nicht betrachtet.

Der Kenntnisstand zu den Auswirkungen auf den Sicherheitsbehälter durch Wasserstoffverbrennung, durch das Versagen des Primärkreises unter hohem Druck und zum Freisetzungsverhalten in das Grundwasser läßt derzeit eine Quantifizierung der Häufigkeiten der Freisetzungsmöglichkeiten nicht zu. Für die bedingten Wahrscheinlichkeiten Σ_1 bis Σ_5 in Tabelle 2-11 können daher keine belastbaren Werte angegeben werden.

In dieser Tabelle führt zum Beispiel der Kernschmelzfall ND, der eine erwartete Häufigkeit von $2,5 \cdot 10^{-6}/a$ hat, sowohl zu Freisetzungsmöglichkeiten in die Atmosphäre als auch in das Grundwasser. Die drei Freisetzungsmöglichkeiten in die Atmosphäre schließen sich gegenseitig aus, d. h. die drei zugehörigen bedingten Wahrscheinlichkeiten addieren sich zu 1. Mit der bedingten Wahrscheinlichkeit Σ_1 für Versagen des Sicherheitsbehälters kommt es zur Freisetzung durch großflächiges Sicherheitsbehälterversagen (F-SBV), mit der bedingten Wahrscheinlichkeit $0,01 \cdot (1-\Sigma_1)$ zur Freisetzung durch von vornherein vorhandener Leckage (für die eine Leckagewahrscheinlichkeit von 0,01 abgeschätzt ist) und mit der bedingten Wahrscheinlichkeit $0,99 \cdot (1-\Sigma_1)$ zur Freisetzung durch beabsichtigte Druckentlastung (F-Druckentlastung).*

Mit der bedingten Wahrscheinlichkeit Σ_4 führt dieser Kernschmelzpfad zu einer Freisetzung mit Ausbreitung im Grundwasser.

Tab. 2-11: Bedingte Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von Kernschmelzfällen zu Freisetzungsmöglichkeiten

Freisetzungsmöglichkeiten ¹	Kernschmelzfälle und Häufigkeiten/a						
	ND 6,6 E-7	ND* 2,5 E-6	HD 4,5 E-7	PLR-ND/ND* < E-7	DE-ND* 1,1 E-8	DE-HD 1,3 E-8	
1. F-SBV	Σ_1	Σ_1	$1 - (1 - \Sigma_1)(1 - \Sigma_2)$	Σ_1	Σ_1	1	
2. F-PLR				$1 - \Sigma_1$			
3. F-DE					$1 - \Sigma_1$		
4. F-Leckage	0,01 ($1 - \Sigma_1$)	0,01 ($1 - \Sigma_1$)	0,01 ($1 - \Sigma_1$) ($1 - \Sigma_2$)				
5. F-Druckentlastung	0,99 ($1 - \Sigma_1$)	0,99 ($1 - \Sigma_1$)	0,99 ($1 - \Sigma_1$) ($1 - \Sigma_2$)				
6. F-DF	Σ_3	Σ_4	Σ_5	Σ_3	Σ_4	Σ_5	

- Σ_1 : Bedingte Wahrscheinlichkeit für Versagen des Sicherheitsbehälters durch H₂-Detonation
 Σ_2 : Bedingte Wahrscheinlichkeit für Versagen des Sicherheitsbehälters bei HD-Kernschmelzen
 Σ_3 : Bedingte Wahrscheinlichkeit für Freisetzung in das Grundwasser bei ND
 Σ_4 : Bedingte Wahrscheinlichkeit für Freisetzung in das Grundwasser bei ND*
 Σ_5 : Bedingte Wahrscheinlichkeit für Freisetzung in das Grundwasser bei HD

¹: Wegen der Abhängigkeit von den nicht bekannten Parametern Σ_1 bis Σ_5 werden die Häufigkeiten der Freisetzungsmöglichkeiten nicht explizit ausgewiesen.

- F-SBV:** Freisetzungsmöglichkeit bei großflächigem Sicherheitsbehälterversagen oberhalb der Fundamentplatte (z.B. durch HD-Fall, H₂-Verbrennung, Flugzeugabsturz)
F-PLR: Freisetzungsmöglichkeit unter Umgehung des Sicherheitsbehälters durch Primärkreisleck im Ringraum
F-DE: Freisetzungsmöglichkeit unter Umgehung des Sicherheitsbehälters durch DE-Heizrohrleck
F-Leckage: Freisetzungsmöglichkeit durch erhöhte Leckage (10 cm²) des Sicherheitsbehälters von Anfang an über Ringraum und Hilfsanlagegebäude. Als bedingte Wahrscheinlichkeit für Leckage von 10 cm² Fläche im Sicherheitsbehälter ist 0,01 abgeschätzt
F-Druckentlastung: Freisetzungsmöglichkeit durch gezielte Druckentlastung des Sicherheitsbehälters bei 0,6 MPa über den Kamin
F-DF: Freisetzungsmöglichkeit ins Grundwasser infolge Durchschmelzen des Sicherheitsbehälters und der Fundamentplatte

2.6 Ausmaß der Spaltproduktfreisetzungen¹

Tabelle 2-12 enthält die zu den Freisetzungsmöglichkeiten berechneten Spaltproduktfreisetzungen nach außen. Angegeben werden die kumulativen Freisetzungen bezogen auf das Kerninventar der jeweiligen Nuklidgruppe.

Für die Edelgase (Kr-Xe) kann keine Rückhaltung angenommen werden. Sie werden daher in den meisten Fällen nahezu vollständig freigesetzt.

Sehr hohe Freisetzungen sind bei Unfallabläufen möglich, die frühzeitig zu einem großflächigen Versagen des Sicherheitsbehälters führen. Sie können eintreten bei Kernschmelzen unter hohem Druck oder bei Kernschmelzen unter niedrigem Druck mit nachfolgender Wasserstoffverbrennung, die den Sicherheitsbehälter zerstört. Sie werden unter AF-SBV zusammengefaßt. Für die hierzu angegebenen Freisetzungen werden keine Einzelanalysen durchgeführt. Sie werden lediglich abgeschätzt. Dabei wird angenommen, daß bei Versagen des Sicherheitsbehälters mindestens 50 % der leichtflüchtigen Nuklide (J, Cs, Te) nach außen gelangen und während der Schmelze-Beton-Wechselwirkung auch größere Anteile schwerflüchtiger Nuklide freigesetzt werden.

Hohe Freisetzungen ergeben sich auch für den nicht beherrschten Bruch einer Nachkühlleitung im Ringraum, AF-PLR. Bei diesem Unfall werden etwa zwei Drittel der leichtflüchtigen Spaltprodukte zurückgehalten, wenn es im Ringraum nicht zu einer Wasserstoffverbrennung kommt.

Unfallabläufe aus nicht beherrschten Dampferzeuger-Heizrohrlecks, AF-D, führen zu deutlich geringeren Freisetzungen, insbesondere wenn der defekte Dampferzeuger vor Beginn des Kernschmelzens mit Wasser aufgefüllt werden kann (3b). Bei diesen Fällen wird angenommen, daß zur Verhinderung von Kernschmelzen unter hohem Druck der Druck im Primärkreis rechtzeitig durch primärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen abgesenkt worden ist. Dadurch gelangt der größte Teil der Spaltprodukte in den Sicherheitsbehälter. Es werden die Freisetzungen nur bis zum Zeitpunkt des Durchschmelzens des Reaktordruckbehälters (nach ca. 12 h) berücksichtigt. Die Freisetzung während der Schmelze-Beton-Wechselwirkung wird nicht untersucht.

Für Unfallabläufe, die mit kleinen Leckagen des Sicherheitsbehälters verbunden sind, wird bei der Analyse ein 10 cm² großes Leck (100faches der Auslegungsleckage) angenommen (AF-Leckage). Bei diesem Fall werden die meisten Spaltprodukte auf dem Freisetzungsweg (Sicherheitsbehälter-Ringraum-Hilfsanlagegebäude-Umgebung) zurückgehalten. Eine Wiederaufwirbelung bereits abgelagerter Spaltprodukte bei einer eventuellen Wasserstoff-Verbrennung wird nicht berücksichtigt.

Bleibt die Integrität des Sicherheitsbehälters langfristig erhalten, so wird durch Abbauprozesse der weitaus größte Teil der Spaltprodukte an inneren Wänden des Sicherheitsbehälters abgelagert oder im Sumpfwasser zurückgehalten. Bei einer gefilterten Druckentlastung, AF-Druckentlastung, werden Aerosolpartikel, die zum Zeitpunkt der Druckentlastung noch luftgetragen in der Atmosphäre des Sicherheitsbehälters sind, dabei weitgehend von den Filtern absorbiert.

Für Spaltproduktfreisetzungen durch das Reaktorfundament, AF-DF, werden keine Werte angegeben, weil die Vorgänge bei der Fundamentdurchdringung und bei der Auslaugung von Spaltprodukten durch das Grundwasser zu wenig bekannt sind und

¹ Im folgenden wird für das Verhalten der radioaktiven Stoffe der Begriff Spaltprodukte verwendet, da diese die radiologisch wichtigste Gruppe darstellen. Zusätzlich werden jedoch bei den Untersuchungen auch die übrigen Gruppen wie Aktivierungsprodukte und Aktiniden berücksichtigt.

Tab. 2-12: Kumulative Spaltproduktfreisetzung aus der Anlage, normiert auf das Kerninventar für die verschiedenen Freisetzungsmöglichkeiten (ohne radioaktiven Zerfall)

	Kr-Xe	J	Cs	Te	Sr	Ru ¹	La ²	Ce ³	Ba
1. AF-SBV	1E+00	[0,5	bis	0,9]	4E-01	1E-05	2E-02	4E-02	3E-01
2. AF-PLR ^{Ø1)}	1,0E+00	3,7E-01	3,7E-01	2,3E-01	1,7E-01	2,5E-06	6,4E-03	1,4E-02	1,1E-01
3a. AF-DE ND* ^{Ø2)}	1,7E-01	1,5E-01	1,5E-01	5,0E-02	6,7E-05	8,8E-08	7,0E-09	--	1,4E-03
3b. AF-DE ND* ^{Ø3)}	1,7E-01	2,5E-02	2,5E-02	1,5E-02	1,3E-05	1,7E-08	1,3E-09	--	2,7E-04
4. AF-Leckage ND* ^{Ø2)}	1,0E+00	7,8E-03	3,5E-04	2,1E-03	1,5E-04	3,6E-07	5,6E-06	1,3E-05	1,3E-04
5. AF-Druckentlastung ND* ^{Ø2)}	9,0E-01	2,0E-03	3,3E-07	3,5E-06	2,0E-07	6,4E-10	6,3E-08	2,0E-08	1,7E-07
6. AF-DF	nicht untersucht								
AF-SBV:	Ausmaß der Freisetzung bei großflächigen Sicherheitsbehälterversagen oberhalb der Fundamentplatte (z.B. durch HD-Fall, H ₂ -Verbrennung, Flugzeugabsturz)								
AF-PLR:	Ausmaß der Freisetzung unter Umgehung des Sicherheitsbehälters durch Primärkreisleck im Ringraum								
AF-DE ND*:	Ausmaß der Freisetzung unter Umgehung des Sicherheitsbehälters durch DE-Heizrobrleck, primärseitige Druckentlastung. Durch Aufteilung des Massenstroms verbleiben 5/6 der leichtflüchtigen Spaltprodukte im Sicherheitsbehälter im ND*-Fall								
AF-Leckage ND*:	Ausmaß der Freisetzung durch erhöhte Leckage (10 cm ²) des Sicherheitsbehälters über Ringraum und Hilfsanlagegebäude								
AF-Druckentlastung ND*:	Ausmaß der Freisetzung bei gezielter Druckentlastung des Sicherheitsbehälters bei 0,6 MPa über den Kamii								
AF-DF:	Ausmaß der Freisetzung ins Grundwasser infolge Durchschmelzen des Sicherheitsbehälters und der Fundamentplatte								

Ø1): ohne H₂-Verbrennung im Ringraum und Sicherheitsbehälter

Ø2): bis zum Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters ohne ausreichende Wasservorlage im defekten Dampferzeuger

Ø3): bis zum Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters mit 12 m Wasservorlage im defekten Dampferzeuger

¹ enthält Tc, Rh, Pd, At

² enthält Pr, Nd, Pm, Sm, Eu, Gd, Tb, Dy, Ho, Er, Tm, Yb, Lu, Hf, Ta, W, Re, Os, Ir, Pt, Au, Ac

³ enthält Th, Pa, U, Np, Pu, Am, Cm, Bk, Cf, Es, Fm, Md

Möglichkeiten zur Begrenzung der Ausbreitung von Spaltprodukten im Grundwasser nicht systematisch untersucht sind.

3 Bewertungen

3.1 Vergleich der Ergebnisse von Phase B und Phase A

In Phase A wurde die Auswahl der auslösenden Ereignisse im wesentlichen aus WASH-1400 übernommen. Schadenszustände wurden als gegeben betrachtet, wenn die Mindestanforderungen des Genehmigungsverfahrens nicht erfüllt waren. Die Schadenszustände wurden mit Kernschmelzfällen gleichgesetzt. Es wurden nur Kernschmelzen bei niedrigem Druck im Primärkreis untersucht. Großflächiges Versagen des Sicherheitsbehälters aufgrund einer Dampfexplosion wurde stellvertretend für alle Fälle mit frühzeitiger Zerstörung des Sicherheitsbehälters behandelt. Es wurde angenommen, daß der entstehende Wasserstoff kontinuierlich verbrennt und es dadurch nicht zu gefährlichen Belastungen des Sicherheitsbehälters kommt. Für die ermittelten Freisetzungen wurden nur Unfallfolgen abgeschätzt.

In Phase B werden differenziertere systemtechnische und thermodynamische Untersuchungen vorgenommen. Die auslösenden Ereignisse und ihre Eintrittshäufigkeiten werden, soweit wie möglich, auf Betriebserfahrungen zurückgeführt. Die Eintrittshäufigkeit von Schadenszuständen wird über Mindestanforderungen ermittelt, die sich aus thermohydraulischen Analysen ergeben. Sie wird nicht mit der Eintrittshäufigkeit von Kernschmelzfällen gleichgesetzt. Möglichkeiten zur Vermeidung von Kernschmelzfällen durch anlageninterne Notfallmaßnahmen werden berücksichtigt. Das Spektrum möglicher Kernschmelzfälle und der sich daraus ergebenden Belastungen des Sicherheitsbehälters und Freisetzungsmöglichkeiten werden untersucht. Die Eintrittshäufigkeiten der Freisetzungsmöglichkeiten werden wegen der großen mit solchen Abläufen verbundenen Unsicherheiten nicht probabilistisch bewertet. Unfallfolgen außerhalb der Anlage werden nicht ermittelt.

In Tabelle 2-13 sind die systemtechnischen Ergebnisse aus Phase A und Phase B einander gegenübergestellt.

● Eintrittshäufigkeiten auslösender Ereignisse

In der Tabelle 2-13 sind die erwarteten Häufigkeiten der auslösenden Ereignisse aus Phase B und aus Phase A angegeben.

- Lecks in der Hauptkühlmittelleitung

Bei den Kühlmittelverluststörfällen bestehen zwischen der Phase A und der Phase B erhebliche Unterschiede in den Eintrittshäufigkeiten „großer Lecks“ und „mittlerer Lecks“; die geringeren Werte der Phase B spiegeln die durch detaillierte Untersuchungen gewonnenen Erkenntnisse zur Qualität der Hauptkühlmittelleitungen wider. Beim „kleinen Leck in einer Hauptkühlmittelleitung“ sind die Unterschiede zwischen den Werten der Phase A und der Phase B nur gering, da hier die Anschlußleitungen kleiner Nennweiten und nicht die Hauptkühlmittelleitungen maßgebend sind.

Tab. 2-13: Gegenüberstellung der Ergebnisse von Phase B und Phase A

		Erwartete Eintrittshäufigkeit/a				
		Phase B		Phase A		
		Auslösendes Ereignis	Summe der Schadenszustände	Auslösendes Ereignis	Schadenszustand ¹	
<u>Lecks in der Hauptkühlmitteleitung</u>						
1.	<	Großes Leck Hauptkühlmitteleitung > 500 cm ²	<E-7	<E-8	2,7E-4	5,E-7
2.		Mittleres Leck Hauptkühlmitteleitung 200-500 cm ²	<E-7	<E-8] 8,E-4	2,E-6
3.		Kleines Leck 1 Hauptkühlmitteleitung 80-200 cm ²	9,E-5	3,1E-7		
4.		Kleines Leck 2 Hauptkühlmitteleitung 50-80 cm ²	7,5E-5	2,5E-7] 2,7E-3	5,7E-5
5.		Kleines Leck 3 Hauptkühlmitteleitung 25-50 cm ²	7,5E-5	2,5E-7		
6.		Kleines Leck 4 Hauptkühlmitteleitung 12-25 cm ²	1,4E-4	2,4E-7		
6.		Kleines Leck 5 Hauptkühlmitteleitung 2-12 cm ²	2,8E-3	3,0E-6		
<u>Lecks am Druckhalter durch Transienten</u>						
7.		Kleines Leck am Druckhalter 20 cm ² bei Ausfall Hauptspeisewasser	3,2E-5	<E-7] 1,3E-3	9,E-6
8.		Kleines Leck an Druckhalter 20 cm ² bei Ausfall der Hauptwärmesenke	3,3E-5	5,3E-7		
9.		Kleines Leck am Druckhalter 20 cm ² bei anderen Transienten	1,2E-4	2,0E-7		

¹: In der Phase A als Beitrag zur Kernschmelzhäufigkeit ausgewiesen.

Tab. 2-13: Gegenüberstellung der Ergebnisse von Phase B und Phase A
(1. Fortsetzung)

	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a				
	Phase B		Phase A		
	Auslösendes Ereignis	Summe der Schadenszustände	Auslösendes Ereignis	Schadenszustand ¹	
10.	Kleines Leck am Druckhalter 40 cm ² bei Fehlöffnen Sicherheitsventil	8,5E-4	2,2E-6		
11.	Primärkreisleck im Ringraum	<10 ⁻⁷	<10 ⁻⁷	3,E-8	3,E-8
	<u>Dampferzeuger-Heizrohrlecks</u>				
12.	Dampferzeuger-Heizrohrleck 6-12 cm ²	1,0E-5	1,1E-7		
13.	Dampferzeuger-Heizrohrleck 1-6 cm ²	6,5E-3	1,0E-6		
	<u>Betriebstransienten</u>				
14.	Notstromfall	0,13	2,2E-6	0,1	1,3E-5
15.	Ausfall Hauptspeisewasser ohne Ausfall Hauptwärmesenke (langfristig)	0,15	3,2E-6	0,8	3,E-6
16.	Ausfall Hauptspeisewasser und Ausfall Hauptwärmesenke	0,29	6,7E-6		

¹: In der Phase A als Beitrag zur Kernschmelzhäufigkeit ausgewiesen.

Tab. 2-13: Gegenüberstellung der Ergebnisse von Phase B und Phase A
(2. Fortsetzung)

	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a			
	Phase B		Phase A	
	Auslösendes Ereignis	Summe der Schadenszustände	Auslösendes Ereignis	Schadenszustand ¹
17. Ausfall Hauptwärmesenke ohne Ausfall Hauptspeisewasser (langfristig)	0,36	2,9E-6	0,3	< E-7
<u>Transienten durch Frischdampf-Leitungslecks</u>				
18. Großes Leck in Frischdampf-Leitung innerhalb des Sicherheitsbehälters	1,6E-4	1,2E-6		
19. Großes Leck in Frischdampf-Leitung außerhalb des Sicherheitsbehälters	4,8E-4	1,0E-6		
20. Mittleres Leck in Frischdampf-Leitung innerhalb des Sicherheitsbehälters	2,7E-5	8,1E-8		
21. Mittleres Leck in Frischdampf-Leitung außerhalb des Sicherheitsbehälters	1,1E-4	2,2E-7		
<u>Betriebstransienten mit Ausfall der Reaktorschnellabschaltung</u>				
22. ATWS bei Ausfall Hauptspeisewasser (kurz- und langfristig)	4,7E-6	3,9E-8	4,E-6	6,E-7

¹: In Phase A als Beitrag zur Kernschmelzhäufigkeit ausgewiesen.

Tab. 2-13: Gegenüberstellung der Ergebnisse von Phase B und Phase A
(3. Fortsetzung)

	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a			
	Phase B	Phase A		
	Auslösendes Ereignis	Summe der Schadenszustände	Auslösendes Ereignis	Schadenszustand ¹
23. ATWS bei Notstromfall	3,4E-6	7,8E-8	 > 2,5E-5 	7,E-7
24. ATWS bei Ausfall HWS und HSPW	7,5E-6	3,8E-8		
25. ATWS bei sonstigen Transienten	2,3E-5	4,6E-8		
<u>Übergreifende anlageninterne Ereignisse</u>				
26. Brandbedingter Ausfall der gesicherten 220 V-Gleichstromversorgung	4,0E-6	1,7E-7		
27. Ringraumüberflutung über 70 cm bei abgeschaltetem Reaktor	9,0E-7	<1,0E-7		
28. Ringraumüberflutung über 90 cm im Leistungsbetrieb	4,0E-6	<2,0E-7		
<u>Anlagenexterne Ereignisse</u>				
29. Transiente (Ausfall Hauptspeisewasser und Ausfall Hauptwärmesenke) durch Erdbeben der Intensitätsstufe 1	7,0E-4	7,0E-7		

79 1: In der Phase A als Beitrag zur Kernschmelzhäufigkeit ausgewiesen.

8 Tab. 2-13: Gegenüberstellung der Ergebnisse von Phase B und Phase A
(4. Fortsetzung)

	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a			
	Phase B		Phase A	
	Auslösendes Ereignis	Summe der Schadenszustände	Auslösendes Ereignis	Schadenszustand ¹
30. Transiente (Ausfall Hauptspeisewasser und Ausfall Hauptwärmesenke) durch Erdbeben der Intensitätsstufe 2	9,5E-5	1,9E-6		
31. Transiente (Ausfall Hauptspeisewasser und Ausfall Hauptwärmesenke) durch Erdbeben der Intensitätsstufe 3	5,0E-6	4,0E-7		
32. Flugzeugabsturz auf das Reaktorgebäude	6,3E-7	<1,0E-7	4,E-7	<8,E-8
Summe		2,9E-5		9,0E-5

¹: In der Phase A als Beitrag zur Kernschmelzhäufigkeit ausgewiesen.

– Lecks am Druckhalter durch Transienten

Die aus der anlagenspezifischen Betriebserfahrung ermittelte Häufigkeit für „Öffnen von Druckhalterventilen bei Transienten“ ist etwas größer als der in der Phase A verwendete Wert. Nicht bewertet wurde in der Phase A das „Fehlöffnen von Druckhalter-Sicherheitsventilen“, weil dazu keine Betriebserfahrung mit entsprechenden Ventilen vorlag.

– Lecks unter Umgehung des Sicherheitsbehälters

Neu hinzugekommen sind in der Phase B „Dampfzeuger-Heizrohrlecks“ und Primärkreislecks im Ringraum.

– Betriebstransienten

Bei den Betriebstransienten ergeben sich aus der anlagenspezifischen Betriebserfahrung zum „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung“ erheblich niedrigere Häufigkeiten, während sich beim „Notstromfall“ und dem „Ausfall der Hauptwärmesenke“ kaum etwas geändert hat. Der „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und der Hauptwärmesenke“ aufgrund einer Auslösung der $\Delta p/\Delta t$ -Signale wurde in der Phase A nicht bewertet, da die bis Mitte 1978 aufgetretenen Ereignisse als Anfangsschwierigkeiten interpretiert wurden, die mit vergleichbarer Häufigkeit nicht mehr zu erwarten waren. Die Bewertung in Phase B erfolgt aufgrund der Betriebserfahrung ab 1980.

– Transienten durch Frischdampf-Leitungsleck

Für das „große Frischdampf-Leitungsleck“ und das „mittlere Frischdampf-Leitungsleck“ wird in der Phase B insgesamt eine Eintrittshäufigkeit von $7,8 \cdot 10^{-4}/a$ abgeschätzt. Diese Fälle wurden in der Phase A nicht untersucht.

– Betriebstransienten mit Ausfall der Reaktorschnellabschaltung

Die Häufigkeit von Betriebstransienten mit Ausfall der Reaktorschnellabschaltung (ATWS) ergibt sich zu $3,7 \cdot 10^{-5}/a$ aus der Häufigkeit der Anforderung der Reaktorschnellabschaltung bei betrieblichen Transienten von 1,4/a (Erwartungswert) und der Versagenswahrscheinlichkeit der Reaktorschnellabschaltung.

● Schadenszustände

Die erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände sind für Phase B und Phase A in Tabelle 2-13 dargestellt.

In der Phase A wurden dominante Beiträge ermittelt für das „kleine Leck in einer Hauptkühlmittelleitung“, den „Notstromfall“ und das „kleine Leck am Druckhalter bei Notstromfall“, das den Hauptbeitrag zu „kleinen Lecks am Druckhalter bei Transienten“ lieferte. Durch systemtechnische Verbesserungen in der Anlage nach Abschluß der Phase A reduzierten sich die Beiträge dieser auslösenden Ereignisse in der Phase B. Hier sind insbesondere die folgenden Systemänderungen zu nennen:

- Teilautomatik zum Abfahren der Anlage mit 100 K/h bei Kühlmittelverluststörfällen,
- Verbesserungen in der Frischdampf-Abblasesation,
- geänderte Ansteuerung der Druckhalter-Ventile,
- Möglichkeit der Rückschaltung der Notstromanlage auf die Eigenbedarfsanlage bei ausgefallenen Notstromdieseln,
- Ansteuerung der Deionat-Pumpen vom Deionat-Zuschaltsignal,
- automatisches Teilabfahren der Anlage bei Ausfall der Hauptwärmesenke.

Außerdem sind folgende in Phase B zusätzlich berücksichtigte Systemänderungen von

Bedeutung für die Ergebnisse:

- Berücksichtigung eines niedrigen Reaktordruckbehälter-Füllstandes bei der Auslösung der Notkühl- und Gebäudcabschließsignale,
- druckfeste Durchführung der Lüftungsleitungen durch den Ringraum,
- Auslegung der Druckhalter-Ventile für Wasser-Ausströmung,
- automatische Außerbetriebnahme der Hochdruck-Sicherheitseinspeisung beim Dampferzeuger-Heizrohrleck und
- Maßnahmen zur Verringerung der Eintrittshäufigkeit von Lecks im Ringraum.

Folgende in der Phase B zusätzlich bewertete auslösende Ereignisse liefern wichtige Beiträge zu den erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände:

- kleines Leck am Druckhalter durch Fehlöfnen von Druckhaltersicherheitsventilen,
- Dampferzeuger-Heizrohrleck,
- Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und der Hauptwärmesenke,
- Frischdampf-Leitungsleck.

Insgesamt liegt mit ca. $2,9 \cdot 10^{-5}/a$ in Phase B der Punktwert der erwarteten Häufigkeit aller Schadenszustände um etwa einen Faktor 3 niedriger als in Phase A. Jeweils etwa gleiche Teile dieses Wertes resultieren aus den bereits in Phase A und aus den zusätzlich in Phase B untersuchten auslösenden Ereignissen.

In Phase B werden anlageninterne Notfallmaßnahmen zur Beherrschung von Schadenszuständen berücksichtigt. Damit ergibt sich eine erwartete Häufigkeit von Kernschmelzfällen von ca. $3,6 \cdot 10^{-6}/a$.

Erwartete Häufigkeiten von Spaltproduktfreisetzungen werden in der Phase B nicht quantifiziert. Der Sicherheitsbehälter hat zwar auch beim Kernschmelzen ein wesentliches Potential zur Rückhaltung von Spaltprodukten; seine Funktionsfähigkeit wird aber in Phase B wegen der derzeit großen Unsicherheiten nicht probabilistisch bewertet. Selbst wenn unrealistisch angenommen würde, daß der Sicherheitsbehälter keinerlei Rückhaltefunktionen besitzt, ergäbe sich in Phase B etwa die gleiche Häufigkeit für massive Spaltproduktfreisetzungen wie in Phase A (FK1 und FK2).

3.2 Bewertung der Ergebnisse und Schlußfolgerungen

Im folgenden werden Begrenzungen der Studie diskutiert, eine Bewertung der Ergebnisse durchgeführt und Schlußfolgerungen gezogen.

● Begrenzungen

Die Studie unterliegt einer Reihe von Begrenzungen. So können nicht alle Abläufe untersucht werden, die möglicherweise zu Kernschäden und Freisetzungen führen. Die Auswahl der betrachteten Fälle richtet sich nach den erwarteten Häufigkeiten und Auswirkungen der Unfallabläufe. Ausgehend von dem erwarteten Niveau der Kernschmelzhäufigkeiten werden Abläufe mit geringer eingeschätzten Häufigkeitsbeträgen nicht im einzelnen behandelt. Dazu gehören Abläufe, die durch die folgenden Ereignisse ausgelöst werden:

- Reaktivitätsstörfälle,
- Störfälle bei An- und Abfahren und bei der Revision,

- Speisewasser-Leitungsleck oder -bruch,
- Kleinst-Leck $< 2 \text{ cm}^2$ im Primärkreislauf,
- Großflächiges Versagen von Komponenten des Primärkreislaufs und der Dampferzeuger.

Einwirkungen durch Sabotage oder Krieg werden nicht untersucht. Aus diesen Einwirkungen sind keine wesentlich verschiedenen Konsequenzen zu erwarten, als in anderen bereits in der Studie betrachteten Abläufen. Außerdem existiert keine ausreichend abgesicherte Datenbasis zur Quantifizierung solcher Einwirkungen.

● Bewertung der Ergebnisse

Das Schwergewicht der Arbeiten der Phase B der Risikostudie liegt bei anlagentechnischen Untersuchungen. Dabei wird eine Reihe wesentlicher Verbesserungen der Anlagentechnik und der Vorgehensweisen zur Störfallbeherrschung angeregt, die zum Teil schon in der Anlage verwirklicht sind. Diese richten sich vor allem auf die bessere Beherrschung von

- Betriebs-Transienten durch Verbesserung der Speisewasserversorgung,
- Dampferzeuger-Heizrohrlecks durch Verbesserung der Ansteuerung des Not- und Nachkühlsystems,
- Kühlmittelverlust-Störfällen infolge kleiner Lecks in der Hauptkühlmittelleitung und am Druckhalter durch Verbesserung der Ansteuerung der Frischdampfsicherheitsventile,
- ATWS-Störfällen durch Auslegung der Druckhalterventile und der zugehörigen Steuerventile für das Abblasen von Wasser-Dampf-Gemischen,
- Störfällen infolge Überflutung des Ringraums durch Verbesserung der Identifizierung des betroffenen Nebenkühlwasserstrangs und durch automatische Umschaltung von Nebenkühlwasserpumpen.

Außerdem wird eine Erweiterung des Betriebshandbuchs vorgeschlagen, um die ermittelten Mindestanforderungen bei der Störfallbeherrschung zu berücksichtigen.

Darüber hinaus wird festgestellt, daß in der Anlage vorhandene Komponenten und Systeme auch für anlageninterne Notfallmaßnahmen eingesetzt werden können, um Kernschmelzen zu verhindern oder zumindest dessen Auswirkungen zu begrenzen, wenn Sicherheitssysteme nicht wie vorgesehen funktionieren. Durch die analytischen Untersuchungen in der Studie werden Planungsgrundlagen für solche Maßnahmen geschaffen. Eingehend untersucht werden Maßnahmen zur Druckentlastung und Bespeisung des Primär- und Sekundärkreises, um die Not- und Nachkühlung wieder verfügbar zu machen. Zur Durchführung derartiger Maßnahmen werden ebenfalls Änderungen in der Anlagentechnik und den Betriebsvorschriften vorgeschlagen.

In Fällen, in denen bei kleinen Lecks die Primärseite ausgefallen ist, sind weitere Maßnahmen zur Wiederherstellung der Kernkühlung wegen der langen zur Verfügung stehenden Zeiten möglich. Sie werden in der Studie nicht berücksichtigt, weil dazu keine Ausarbeitungen vorliegen.

Für die Anlage Biblis B wird eine erwartete Häufigkeit von Schadenszuständen zwischen $10^{-5}/a$ und $10^{-4}/a$ ermittelt. In diesem Bereich liegen die in der Phase A und in anderen Studien, z. B. [NRC 87], ermittelten erwarteten Häufigkeiten für Kernschmelzen. Bei Berücksichtigung von anlageninternen Notfallmaßnahmen liegt die in Phase B ermittelte erwartete Häufigkeit für Kernschmelzen um eine Zehnerpotenz unter diesem Niveau.

Die Studie hat gezeigt, daß die Größenordnungen der erwarteten Häufigkeiten der

Vorgänge beim Kernschmelzen, die zu bedeutenden Belastungen des Sicherheitsbehälters führen, bei $10^{-8}/a$ bis $10^{-6}/a$ liegen. Die Analysen derartig seltener Vorgänge und der sich daraus ergebenden Belastungen des Sicherheitsbehälters enthalten naturgemäß große Unsicherheiten. Insbesondere ist die belastbare Quantifizierung wichtiger Einflußgrößen beim Hochdruck-Kernschmelzen, bei den Auswirkungen auf den Sicherheitsbehälter durch H_2 -Verbrennung und bei der Durchdringung des Reaktorfundaments durch die Kernschmelze derzeit nicht möglich. Kernschmelzen führt aber nicht zwangsläufig zu großflächigem Versagen des Sicherheitsbehälters und zu massiven Spaltproduktfreisetzungen. Außerdem sind Maßnahmen möglich und zum Teil schon in der Entwicklung, mit denen ein solches Versagen des Sicherheitsbehälters, z. B. infolge H_2 -Verbrennung, verhindert werden soll. Damit ist zu erwarten, daß sich die Häufigkeit massiver Spaltproduktfreisetzungen gegenüber Phase A erheblich vermindern wird.

In Anbetracht der Seltenheit der angesprochenen Vorgänge bedeuten die Unsicherheiten in der Beschreibung nicht, daß ein Defizit der sicherheitstechnischen Auslegung besteht. Die erwarteten Häufigkeiten für hohe Freisetzungen lassen sich zwar durch zusätzliche sicherheitstechnische Maßnahmen reduzieren. Trotzdem können immer dann hohe Freisetzungen errechnet werden, wenn extreme Unfallabläufe untersucht werden. Dabei wären Phänomene und Belastungen zu berücksichtigen, die nicht im einzelnen analysiert werden können und deren probabilistische Bewertung deswegen nicht mehr sinnvoll ist.

● Schlußfolgerungen

Probabilistische Untersuchungen sollten auch in Zukunft zur sicherheitstechnischen Verbesserung herangezogen werden. Die Studie zeigt Wege auf, wie hier auch zukünftig Fortschritte erzielt werden können. Dazu ist erforderlich:

- Die Betriebserfahrung in der Anlage hinsichtlich unabhängiger Ausfälle, Common-Cause-Ausfälle und der Bewertung von Handlungen des Betriebspersonals fortlaufend auszuwerten, um dadurch die Basis für die Bewertung der Systemtechnik zu verbessern.
- Anlageninterne Notfallmaßnahmen weiter zu entwickeln, um die Möglichkeiten zur Beherrschung von Schadenszuständen zu erweitern.
- Simulationsmodelle bereitzustellen, mit deren Hilfe Handlungen in außergewöhnlichen Situationen besser beurteilt werden können, um anlageninterne Notfallmaßnahmen realistisch bewerten zu können.
- Simulationsmodelle bereitzustellen und zu validieren, mit denen Vorgänge beim Kernschmelzen unter hohem Druck, bei der Wasserstoffverbrennung im großvolumigen, mehrfach unterteilten Sicherheitsbehälter und die Freisetzung beim Durchschmelzen des Reaktorfundaments genauer beschrieben werden können, um die Funktionsfähigkeit des Sicherheitsbehälters beim Kernschmelzen besser bewerten zu können.
- Technische Maßnahmen weiterzuentwickeln, mit denen ein Versagen des Sicherheitsbehälters bei Kernschmelzen unter hohem Primärkreisdruck oder durch den Aufbau gefährlicher H_2 -Konzentrationen im Sicherheitsbehälter sowie die Ausbreitung von Spaltprodukten in das Grundwasser verhindert werden können.
- Erkenntnisse aus Forschung und Betrieb in angemessenen Zeitabständen neu zu bewerten, um festzustellen, ob sicherheitstechnische Verbesserungen möglich oder notwendig sind.

Alle Ergebnisse und Aussagen der Studie beruhen auf dem derzeitigen Kenntnisstand und hängen stark vom Aufbau der sicherheitstechnischen Systeme und von Auslegungsdetails

ab, die zwischen verschiedenen Anlagen erheblich differieren können. Deswegen können die Ergebnisse für andere Anlagen nur Anhaltspunkte geben. Die Übertragbarkeit muß im einzelnen untersucht werden.

Literatur

- [GRS 79] Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke, Hauptband. Eine Untersuchung zu dem durch Störfälle in Kernkraftwerken verursachten Risiko. Verlag TÜV Rheinland GmbH, Köln, 1979
- [NRC 75] U. S. Nuclear Regulatory Commission (NRC): Reactor Safety Study. An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants, WASH-1400, NUREG-75/014, October 1975
- [NRC 87] U. S. Nuclear Regulatory Commission (NRC): Reactor Risk Reference Document (Draft for Comment). NUREG-1150, February 1987

Anhang

Anhang: Vorträge und Veröffentlichungen zu Untersuchungen und Zwischenergebnissen der Phase B

Vorträge auf der Jahrestagung Kerntechnik '86 der Kerntechnischen Gesellschaft e.V. (KtG) und des Deutschen Atomforums e.V. (DAtF), Aachen, 8.-10. April 1986

- Birkhofer, A.:

Was leisten Risikostudien?

(atomwirtschaft/atomtechnik, Heft 8/9, 1986, S. 440)

Weitere Vorträge auf dieser Tagung in der Fachsitzung "Ergebnisse der Phase B der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke "

(Berichtsband Deutsches Atomforum, Bonn)

- Rininsland, H., A. Fiege und E.F. Hicken:

Stand der Untersuchungen zu schweren Kernschäden

(Phänomenologie des Brennstab- und Kernverhaltens im Vorfeld des Kernschmelzens)

- Hosemann, J.P., und K. Hassmann:

Methoden zur Quelltermbestimmung bei Kernschmelzunfällen und experimentelle Absicherung

- Hörtnier, H., E.J. Kersting und B.M. Pütter:

Systemtechnische und Ereignisablauf-Analysen

- Friederichs, H.G., F.W. Heuser und J. Rohde:

Unfallarten und Freisetzungskategorien

- Ehrhardt, J., und H.B. Paretzke:

Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen

Anhang: Vorträge und Veröffentlichungen zu Untersuchungen und Zwischenergebnissen der Phase B
(1. Fortsetzung)

Vorträge aus dem Abschlußkolloquium des Projekts Nukleare Sicherheit
Kernforschungszentrum Karlsruhe, 10.-11. Juni 1986
(KFK 4170, August 1986)

- Alsmeyer, H.:
BETA-Experimente zur Verifizierung des WECHSL-Codes,
Experimentelle Ergebnisse zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung
- Reimann, M.:
Verifizierung des WECHSL-Codes zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung
und Anwendung auf den Kernschmelzunfall
- Ehrhardt, J., und H.J. Panitz:
Schwerpunkte der Weiterentwicklung des Unfallfolgenmodells UFOMOD
und erste Analysen zum Reaktorunfall von Tschernobyl

Vorträge zum 10. GRS-Fachgespräch, Köln, 12.-13. November 1986
(GRS-64, März 1987)

- Heuser, F.W.:
Risikountersuchungen zu Unfällen in Kernkraftwerken,
(siehe auch atomwirtschaft/atomtechnik, Heft 2, 1987, S. 79)
- Friederichs, H.G., und E. Schrödl:
Neue Erkenntnisse zur Spaltproduktfreisetzung aus dem Kern und Reak-
torgebäude bei Unfällen
- Hörtnner, H.:
Zuverlässigkeitsuntersuchungen für Sicherheitssysteme und ihr Ver-
gleich mit Auswertungen von Betriebserfahrungen
- Liemersdorf, H.:
Beurteilung der Brandgefahr in kerntechnischen Anlagen

Anhang: Vorträge und Veröffentlichungen zu Untersuchungen und Zwischenergebnissen der Phase B
(2. Fortsetzung)

Vorträge auf der Jahrestagung Kerntechnik 1987
der Kerntechnischen Gesellschaft e.V. (KTG) und des Deutschen Atom-
forums e.V. (DAtF), Karlsruhe, 2.-4. Juni 1987

- Birkhofer, A.:
Sicherheit deutscher Kernkraftwerke
(atomwirtschaft/atomtechnik, Heft 10, 1987, S. 474)

Weitere Vorträge auf dieser Tagung in der Fachsitzung "Sicherheit und
Unfallbeherrschung bei DWR- und SWR-Kernkraftwerken"
(Berichtsband Inforum, Bonn, Dezember 1987)

- Heuser, F.W., H. Hörtner und E. Kersting:
Risikountersuchungen zur Sicherheitsbeurteilung von Kernkraftwer-
ken
- Hennies, H.H., und B. Kuczera:
Stand der internationalen Reaktorsicherheitsforschung

Weitere Vorträge/Veröffentlichungen

- Birkhofer, A.:
Technische Risikoanalysen: Ein Beitrag zur Technologiebewertung
In: Jungermann, Pfaffenberger, Schäfer u.a.:
Die Analyse der Sozialverträglichkeit für Technologiepolitik. Per-
spektiven und Interpretationen
High Tech, München, 1986, S. 135
- Bracht, K.F., und E.J. Kersting:
Effectiveness of Operational Actions to Manage Severe Accidents
Resulting from Station Blackout
IAEA-Seminar on Operating Procedures for Abnormal Events, München,
23.-27. Juni 1986

Anhang: Vorträge und Veröffentlichungen zu Untersuchungen und Zwischenergebnissen der Phase B
(3. Fortsetzung)

- Heuser, F.W., A. Höfler und H. Schulz:
Analysis of Severe Accidents and Estimates of the Ultimate Loading Capacity of the Steel Containment
Proceedings of the Third Workshop on Containment Integrity, NUREG/CP-0076, August 1986
- Chakraborty, A.K., E.J. Kersting u.a.:
An Alternate Possibility to Remove Hydrogen from the Containment Atmosphere during Severe Accidents
ANS/ENS Topical Meeting on Operability of Nuclear Power Systems in Normal and Adverse Environment
Albuquerque, 29. September - 3. Oktober 1988
- Beliczey, S., und H. Schulz:
Nutzung bruchmechanischer Methoden und Betriebserfahrung bei der Bestimmung von Eintrittshäufigkeiten für Lecks in Rohrleitungen von Druckwasserreaktoren
12. MPA-Seminar, Stuttgart, Oktober 1986
- Birkhofer, A., und K. Köberlein:
Sicherheitsrelevante technologische Trends und ihr Einfluß auf den Bedarf an Risikoabsicherung
In: Gesellschaft und Unsicherheit
Hrsg.: Bayr. Rückversicherung AG, Verlag Versicherungswirtschaft, Karlsruhe, 1987, S. 157
- Hörtner, H., und J. von Linden:
German Risk Study, Influences of Data Base, Minimal Requirements and System Changes
9th International Conference of Structural Mechanics in Reactor Technology, Lausanne, August 1987

Anhang: Vorträge und Veröffentlichungen zu Untersuchungen und Zwischenergebnissen der Phase B
(4. Fortsetzung)

- Kersting, E.J.:
Untersuchungen über Eingriffsmöglichkeiten bei Störfällen mit Ausfall von Sicherheitsfunktionen
11. GRS-Fachgespräch, München, 29.-30. Oktober 1987
(GRS-68, März 1988)

- Hörtner, H.:
German Risk Study, Phase B, Results of the Event Tree and Fault Tree Analyses
Proceedings of the International Conference Probabilistic Safety Assessment and Risk Management PSA '87, Zürich, Vol. II, S. 419, Verlag TÜV Rheinland, Köln, 1987

- Gruner, P., F.W. Heuser und J. Rohde:
German Risk Study, Phase B, Results on Severe Accident Analysis
International Conference Probabilistic Safety Assessment and Risk Management PSA '87, Zürich, August 1987

- Birkhofer, A., und F.W. Heuser:
Probabilistische Sicherheitsanalysen und Risikountersuchungen in der Bundesrepublik Deutschland
Société Française d'Énergie Nucléaire SFEN
Section Technique "Sûreté Protection de l'Environnement"
SFEN et KTG, Paris, 20. Oktober 1987

- Birkhofer, A., und A. Jahns:
Severe Accidents: Analysis, Strategies and Accident Management in the FRG
International Symposium on Severe Accidents in Nuclear Power Plants, Sorrento, Italien, 21.-25. März 1988
Proceeding Series STI/PUB/782

Anhang: Vorträge und Veröffentlichungen zu Untersuchungen und Zwischenergebnissen der Phase B
(5. Fortsetzung)

- Kersting, E.J., und J. Rohde:
Analysis of Selected Accident Management Measures for a German PWR
International Symposium on Severe Accidents in Nuclear Power Plants,
Sorrento, Italien, 21.-25. März 1988
Proceeding Series STI/PUB/782

- Birkhofer, A. :
Die Behandlung von Störfällen im Rahmen der Risikostudie
2. Kolloquium der Arbeitsgruppe Umweltstandards: Fakten und Bewertungsprobleme am Beispiel des Strahlenrisikos, Akademie der Wissenschaften, Berlin, 15. April 1988

- Birkhofer, A. :
Applications of Safety Research and PSA to Nuclear Plant Design and Operations
EPRI Nuclear Power Division Advisory Committee Meeting,
Philadelphia, 20. Mai 1988

- Herbold, G., E.J. Kersting und W. Korbach:
Analysis of Secondary Side Oriented Accident Management Measures for a PWR of KWU-Design
1988 IEEE Fourth Conference on Human Factors and Power Plants,
Monterey, California, 5.-9. Juni 1988

- Kersting, E.J. :
Accident Management Measures
Kerntechnik, Vol. 53/1, Carl Hanser Verlag, München, Oktober 1988

- Heuser, F.W. :
Main Results of the German Risk Study, Phase B
NUCSAFE 88, Avignon, Oktober 1988
Proceedings of the International ENS/ANS Conference on Thermal Reactor Safety, Vol. 5, S. 1925

Anhang: Vorträge und Veröffentlichungen zu Untersuchungen und Zwischenergebnissen der Phase B
(6. Fortsetzung)

- Heuser, F.W., H. Hörtner und E.J. Kersting:
Ereignisabläufe mit anlageninternem Notfallschutz in der Risikostudie
12. GRS-Fachgespräch, Köln, 3.-4. November 1988
(GRS-69, Mai 1989)

- Birkhofer, A.:
Anlageninterner Notfallschutz
Achstes Deutsches Atomrechtssymposium, München, 1.-3. März 1989

- Birkhofer, A.:
Severe Accident Management
International Topical Meeting on Probability, Reliability, and Safety
Assessment PSA '89, Pittsburgh, USA, April 1989

- Heuser, F.W.:
Basic Aspects and Results of the German Risk Study, Phase B
Proceedings of the International Topical Meeting on Probability,
Reliability and Safety Assessment PSA '89, Pittsburgh, USA, April
1989, Addendum, p. 20

1 Zielsetzung und Aufbau der Studie

1.1 Einführung

Bei großen Industrieanlagen haben Sicherheitsfragen eine zentrale Bedeutung. Solche Anlagen können nur erstellt und betrieben werden, wenn ausreichende Sicherheitsanforderungen erfüllt werden. Dies gilt in besonderem Maße für Kernkraftwerke und andere kerntechnische Anlagen. Sicherheitsüberlegungen und ihre technische Umsetzung haben daher von Anfang an in der Kerntechnik eine entscheidende Rolle gespielt.

Oberstes Ziel aller Sicherheitsüberlegungen bei Kernkraftwerken ist, den Einschluß radioaktiver Stoffe sicherzustellen. Hierzu ist für Kernkraftwerke ein umfassendes Sicherheitskonzept entwickelt worden. So werden, beginnend mit der Planung, über den Bau bis hin zum Betrieb umfangreiche Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke gestellt.

Zur Sicherheitsbeurteilung werden umfangreiche Störfalluntersuchungen durchgeführt, mit denen die sicherheitstechnischen Anforderungen im einzelnen bestimmt werden. Diese Untersuchungen orientieren sich an einer Reihe vorab festgelegter Störfälle, den sogenannten Auslegungstörfällen. Sie dienen als Bemessungsgrundlage für die sicherheitstechnische Auslegung eines Kernkraftwerks.

Ergänzend zur ingenieurtechnischen Entwicklung des Sicherheitskonzeptes wurden probabilistische Zuverlässigkeitsuntersuchungen für wichtige Sicherheitssysteme bereits Ende der sechziger Jahre vorgenommen. Jedoch fehlten für diese Analysen ausreichende Betriebserfahrungen, aus denen abgesicherte Daten zum Betriebs- und Ausfallverhalten von Bauteilen (Pumpen, Armaturen etc.) abgeleitet werden konnten. Inzwischen liegen in einer Reihe von Ländern, so auch in der Bundesrepublik Deutschland, umfangreiche Erfahrungen mit Zuverlässigkeitsuntersuchungen vor. Dabei wurden die Datenbasis verbessert und die Methoden der Zuverlässigkeitsuntersuchungen weiterentwickelt. Heute sind Zuverlässigkeitsanalysen ein wichtiger Bestandteil der technischen Sicherheitsbeurteilung.

Mit der Deutschen Risikostudie, Phase A, deren Ergebnisse 1979 veröffentlicht wurden, wurde erstmals für ein Kernkraftwerk der Bundesrepublik eine umfassende Risikountersuchung vorgenommen. Dabei wurden die erforderlichen Untersuchungen in ihren grundlegenden Annahmen und Methoden analog zur amerikanischen Reaktorsicherheitsstudie, WASH-1400, durchgeführt. Das betraf insbesondere die Auswahl der untersuchten Störfallabläufe, des weiteren aber auch die modellmäßige Beschreibung verschiedener Unfallphänomene. Eine wichtige Aufgabe der weiterführenden Untersuchungen zur Phase B der Risikostudie besteht darin, mit verbesserten Methoden und neueren Erkenntnissen der Sicherheitsforschung die Störfall- und Unfallanalysen zu vertiefen. Die Untersuchungen erfolgten im Auftrag des Bundesministeriums für Forschung und Technologie.

1.2 Zielsetzung der Untersuchungen

Die ersten Risikostudien hatten das Ziel, das mit Unfällen in Kernkraftwerken verbundene Risiko abzuschätzen und mit anderen zivilisatorischen und natürlichen Risiken zu vergleichen. So befaßten sich die amerikanische Reaktorsicherheitsstudie, WASH-1400, und die Deutsche Risikostudie, Phase A, eingehend damit, die mit Unfällen verbundenen Schadensfolgen außerhalb der Anlage, insbesondere das Ausmaß und die Häufigkeit gesundheitlicher Schäden für die Bevölkerung, zu ermitteln.

Bereits die Arbeiten zur Deutschen Risikostudie, Phase A, zeigten aber auch, daß ein großer Nutzen der Risikountersuchungen bei der technischen Sicherheitsbeurteilung liegt. Hier führten die anlagentechnischen Untersuchungen, vor allem die Ergebnisse der Ereignisablauf- und Zuverlässigkeitsanalysen, zu einer Reihe von systemtechnischen Verbesserungen, durch die das Unfallrisiko deutlich vermindert werden konnte. Ähnliche Erfahrungen wurden in den Folgejahren auch in anderen, vor allem in den USA durchgeführten Risikountersuchungen gemacht.

Demgemäß haben sich die Aufgaben und Zielsetzungen von Risikoanalysen in den letzten Jahren wesentlich verändert. Ging es zunächst darum, vor allem das Unfallrisiko selbst zu bestimmen, so verlagerten sich die Arbeiten zunehmend auf die Beurteilung der anlagentechnischen Sicherheit. Risikountersuchungen werden heute hauptsächlich dazu herangezogen, die Ausgewogenheit der Sicherheitstechnik der Anlagen zu überprüfen und Möglichkeiten zur Verbesserung der Sicherheit zu identifizieren. Risikoanalysen mit dieser neueren Zielsetzung werden als Probabilistische Sicherheitsanalysen (Probabilistic Safety Assessment, PSA) bezeichnet.

Die Betriebserfahrungen wurden in den letzten Jahren auf einer breiteren Basis ausgewertet. In der Studie konnten daher zum großen Teil Daten aus dem untersuchten Kernkraftwerk oder aus vergleichbaren Anlagen verwendet werden.

Die Erfahrungen mit anlagentechnischen Analysen, wie auch die verbesserte Absicherung von Ergebnissen durch vorliegende Betriebserfahrungen, haben entscheidend dazu beigetragen, daß Risikountersuchungen heute ein leistungsfähiges Instrument zur technischen Sicherheitsbeurteilung sind. Es wird vor allem dazu herangezogen,

- die sicherheitstechnische Auslegung,
- die sicherheitstechnische Bedeutung aufgetretener Störungen und neuer wissenschaftlich-technischer Erkenntnisse sowie
- neuere Ansätze zur Weiterentwicklung des Sicherheitskonzeptes

zu beurteilen.

Die aus den Untersuchungen gewonnenen Ergebnisse können technisch umgesetzt werden in Vorschläge für

- Verbesserungen von Systemen und
- Verbesserungen von Betriebsweisen und Vorschriften.

In den Arbeiten zur Phase B werden umfangreiche anlagendynamische Untersuchungen zum Störfallverhalten vorgenommen. In diesen Analysen werden Störfälle in ihrem zeitlichen Verlauf, die mit ihnen verbundenen Belastungen und das Eingreifen der zur Störfallbeherrschung vorgesehenen Sicherheitssysteme detailliert beschrieben. Dabei werden für die Wirksamkeit der Sicherheitssysteme möglichst realistische Mindestanforderungen abgeleitet. Diese müssen von den Sicherheitssystemen mindestens erfüllt werden, um einen Störfall zu beherrschen.

Untersuchungen zur Reaktorsicherheit zeigen, daß Kernkraftwerke in vielen Fällen auch dann noch Sicherheitsreserven besitzen, wenn Sicherheitssysteme nicht wie vorgesehen wirksam werden. Diese Sicherheitsreserven können für anlageninterne Notfallmaßnahmen, sog. Accident-Management-Maßnahmen, genutzt werden. Damit sind Maßnahmen gemeint, die über die für Störfälle vorgeplanten Sicherheitsaktionen hinausgehen und die der jeweiligen Störfallsituation angepaßt werden können. Ziel dieser Maßnahmen ist in erster Linie, den Störfall auch unter erschwerten anlagentechnischen Bedingungen zu beherrschen oder, in zweiter Linie, die Schadensfolgen eines nicht beherrschten Störfalls (Kernschmelzunfall), zu begrenzen. Beide Arten von anlageninternen Notfallmaßnahmen, präventive und schadensbegrenzende Maßnahmen, werden in Phase B der Risikostudie untersucht.

Die anlagentechnischen Untersuchungen zur Phase B der Risikostudie gehen in folgenden Punkten über die Phase A hinaus:

- Ereignisablaufanalysen zu weiteren auslösenden Ereignissen,
- Vertiefte anlagendynamische Untersuchungen zum Störfallverhalten,
- Zuverlässigkeitsanalysen auf der Basis weitgehend anlagenspezifischer Daten,
- Erweiterte Untersuchungen zum Ablauf von Kernschmelzunfällen, insbesondere Berücksichtigung neuerer Ergebnisse der Sicherheitsforschung,
- Untersuchungen zu anlageninternen Notfallmaßnahmen.

Damit hat sich die Zielsetzung in Phase B im Gegensatz zur Phase A von Untersuchungen zum Schadensausmaß auf detaillierte system- und anlagentechnische Untersuchungen zu Störfall- und Unfallabläufen verlagert.

Das Ausmaß möglicher Spaltproduktfreisetzungen wird zwar auch in Phase B ermittelt, jedoch werden keine erneuten Unfallfolgerechnungen durchgeführt. Denn es lassen sich, unabhängig von vorhandenen Sicherheitseinrichtungen, immer Unfallsituationen annehmen, bei denen es zu Freisetzungen eines erheblichen Anteils des Aktivitätsinventars kommt. Unfallfolgen außerhalb der Anlage, die mit derart hohen Aktivitätsfreisetzungen verbunden sind, wurden bereits in der Phase A abgeschätzt. Diese Ergebnisse können auch für die Phase B zur Orientierung herangezogen werden.

1.3 Untersuchte Anlage

Nach Abschluß der Phase A wurde überlegt, für die weiterführenden Arbeiten der Phase B eine neuere Anlage auszuwählen. Anlaß dafür war, die Weiterentwicklung des Sicherheitskonzepts an einem neueren und bereits weitgehend standardisierten Auslegungskonzept für Kernkraftwerke mit Druckwasserreaktor zu überprüfen. Nachteilig hätten sich jedoch die fehlenden anlagenspezifischen Betriebserfahrungen ausgewirkt. Dies gab letztlich den Ausschlag, an der bisherigen Referenzanlage Biblis B festzuhalten. Im einzelnen spricht für diese Entscheidung:

- Die Arbeiten zur Phase B können unmittelbar auf bereits vorhandenen technischen Unterlagen und den zur Phase A erzielten Ergebnissen aufbauen und weitergeführt werden.
- Die Anlage Biblis B unterscheidet sich in verschiedenen Punkten vom Auslegungsstand neuerer Kernkraftwerke mit Druckwasserreaktor wie z. B. den Konvoi-Anlagen. Das sicherheitstechnische Grundkonzept der neueren Anlagen ist aber bereits weitgehend

bei Biblis B realisiert. Dies betrifft z. B. den strangweise getrennten Aufbau der Schutz- und Sicherheitssysteme und die Ausbildung des Sicherheitsbehälters als Volldruck-Containment.

- Von den Kernkraftwerken mit langjährigen Betriebserfahrungen ist Biblis B am ehesten repräsentativ für die neueren Anlagen mit Druckwasserreaktoren der 1300-MW-Klasse (elektrische Leistung).
- Für die Anlagen Biblis A und B wurden praktisch seit der Inbetriebnahme detaillierte Auswertungen von Betriebserfahrungen vorgenommen. Dies betrifft sowohl die Auswertung der aufgetretenen Vorkommnisse als auch die Ermittlung von Zuverlässigkeitskennwerten zum Betriebs- und Ausfallverhalten von technischen Bauteilen.

Bereits in den Untersuchungen zur Phase A der Risikostudie wurden verschiedene systemtechnische Änderungen vorgeschlagen. Damit konnten einzelne Schwachstellen in der sicherheitstechnischen Auslegung der Anlage beseitigt werden. So ergab sich in Phase A ein hoher Risikobeitrag durch menschliches Fehlverhalten bei der Beherrschung eines Kühlmittelverluststörfalls über ein kleines Leck. Die Maßnahmen zur Beherrschung dieses Störfalls wurden weitgehend automatisiert. Damit wurde der führende Risikobeitrag erheblich reduziert. Die Untersuchungsergebnisse der Phase A führten noch zu weiteren systemtechnischen Verbesserungen.

Auch in der Phase B haben sich, mit den Zwischenergebnissen der anlagentechnischen Untersuchungen, Vorschläge für systemtechnische Verbesserungen und Änderungsmaßnahmen ergeben. Diese sind in Abschnitt 2.4 aufgeführt.

Im Zusammenhang mit den geplanten anlageninternen Notfallmaßnahmen sind ergänzende systemtechnische Änderungen notwendig, die ebenfalls in 2.4 aufgeführt sind. Sie sind derzeit noch nicht in allen technischen Details spezifiziert.

In der Studie werden die vom Betreiber von Biblis B bereits durchgeführten Änderungen berücksichtigt. Außerdem werden geplante Änderungen, für die bewertungsfähige Unterlagen des Betreibers vorlagen, unter dem Vorbehalt entsprechender Realisierung berücksichtigt. Dazu gehören auch Ergänzungen des Betriebshandbuchs zur Berücksichtigung realistischer Mindestanforderungen zur Störfallbeherrschung.

1.4 Begrenzungen der Studie

In der Studie werden nicht alle Abläufe untersucht, die möglicherweise zu Kernschäden und Freisetzungen nach außen führen. Die untersuchten Fälle werden so ausgewählt, daß die für Unfallabläufe wichtigen Phänomene betrachtet werden.

In der Phase A war eine Reihe von Ereignissen nicht behandelt worden, obwohl sie als wichtig angesehen wurden; diese waren insbesondere:

- Dampferzeuger-Heizrohrlecks,
- Frischdampf-Leitungslecks und Speisewasser-Leitungslecks,
- Kernschmelzabläufe unter hohem Primärkreisdruck.

Diese Fälle werden, bis auf die Speisewasser-Leitungslecks, in der Phase B der Studie untersucht. Andere bereits in der Phase A betrachteten Fälle werden in der Studie erneut untersucht.

Insgesamt richtet sich die Auswahl der betrachteten Fälle nach den erwarteten Häufigkeiten und Auswirkungen der Unfallabläufe. Ausgehend von dem erwarteten Niveau der

Kernschmelzhäufigkeiten werden Abläufe mit geringer eingeschätzten Häufigkeitsbeträgen nicht im einzelnen behandelt. Dazu gehören Abläufe, die durch die folgenden Ereignisse ausgelöst werden:

- Reaktivitätsstörfälle,
- Störfälle bei An- und Abfahren und bei der Revision,
- Speisewasser-Leitungsleck oder -bruch,
- Kleinst-Leck $< 2 \text{ cm}^2$ im Primärkreislauf,
- Großflächiges Versagen von Primärkreislaufkomponenten und des Dampferzeugers.

Einwirkungen durch Sabotage oder Krieg werden nicht untersucht. Aus diesen sind keine wesentlich verschiedenen Auswirkungen zu erwarten, als in anderen bereits in der Studie betrachteten Abläufen. Außerdem existiert keine ausreichend abgesicherte Datenbasis zur Quantifizierung solcher Einwirkungen.

1.5 Abwicklung der Studie

Die Arbeiten zur Risikostudie, Phase B, wurden 1981 begonnen. Der Bundesminister für Forschung und Technologie beauftragte zunächst die in Tabelle 1-1 aufgeführten Institutionen mit der Durchführung von Forschungsvorhaben zu Einzelthemen. Diese sollten Risikountersuchungen vertiefen und neue Erkenntnisse der deutschen und internationalen Reaktorsicherheitsforschung dafür aufarbeiten. Die Arbeiten zu diesen Einzelvorhaben wurden Ende 1984 abgeschlossen.

Im Jahre 1985 beauftragte der Bundesminister für Forschung und Technologie dann die Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH, unter Einbeziehung der Ergebnisse der Einzelvorhaben, die Arbeiten zur Phase B fortzuführen und abzuschließen. Dazu wurden Teilaufgaben an einige andere Institutionen vergeben. Die beauftragten Institutionen sind in Tabelle 1-2 aufgeführt.

Im Lauf der Phase B wurde mehrfach auf Fachtagungen und in Veröffentlichungen über die Untersuchungen und Zwischenergebnisse berichtet. Tabelle 1-3 enthält Vorträge und Veröffentlichungen ab 1986.

Tab. 1-1: Vom BMFT zwischen 1981 und 1985 mit der Durchführung von Einzeluntersuchungen zur Risikostudie, Phase B beauftragte Institutionen

Battelle-Institut e. V.
Frankfurt

Beratungs-Büro für Angewandte Physik
Gechingen

Brenk Systemplanung
Ingenieurbüro für wissenschaftlich-technische Beratung
Aachen

Babcock-Brown, Boveri Reaktor GmbH (BBR)
Mannheim

Tab. I-1: Vom BMFT zwischen 1981 und 1985 mit der Durchführung von Einzeluntersuchungen zur Risikostudie, Phase B beauftragte Institutionen
(I. Fortsetzung)

Eidgenössisches Institut für Reaktorforschung (EIR)
Würenlingen/Schweiz

Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH
Köln

Gesellschaft für Strahlen- und Umweltforschung mbH (GSF)
Neuherberg

GUW Gesellschaft für Umweltüberwachung mbH
Aldenhoven

Institut für angewandte Ökologie
Freiburg

Institut für Kernenergetik und Energiesysteme (IKE)
der Universität Stuttgart
Stuttgart

Kernforschungsanlage Jülich GmbH (KFA)
Institut für Nukleare Sicherheitsforschung
Jülich

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH (KfK)
Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik (INR)
Projekt Nukleare Sicherheit (PNS)
Karlsruhe

NIS Ingenieur-Gesellschaft mbH
Hanau

Rheinisch-Westfälisches Elektrizitätswerk AG (RWE)
Essen

Rheinisch-Westfälischer Technischer Überwachungs-Verein e.V.
Essen

Siemens AG, UB KWU
Erlangen

Staatliche Materialprüfungsanstalt (MPA)
Universität Stuttgart
Stuttgart

Tab. 1-1: Vom BMFT zwischen 1981 und 1985 mit der Durchführung von Einzeluntersuchungen zur Risikostudie, Phase B beauftragte und Institutionen
(2. Fortsetzung)

Technischer Überwachungs-Verein Rheinland e.V.
Institut für Unfallforschung und Ergonomie
Köln

Dr.-Ing. Horst Wölfel
Beratende Ingenieure
Höchberg

Zerna, Schnellenbach und Partner
Gemeinschaft Beratender Ingenieure GmbH
Bochum

Tab. 1-2: Von der GRS ab 1985 mit Teilaufgaben beauftragte Institutionen

Technischer Überwachungs-Verein Norddeutschland e.V.
Hamburg

König und Heunisch
Beratende Ingenieure
Frankfurt

Staatliche Materialprüfungsanstalt (MPA)
Universität Stuttgart
Stuttgart

Institut für Kernenergetik und Energiesysteme (IKE)
Universität Stuttgart
Stuttgart

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH (KfK) ¹⁾
Projekt Nukleare Sicherheit (PNS)
Karlsruhe

¹⁾ Mitarbeit im Rahmen des projekteigenen Arbeitsprogramms

Tab. 1-3: Vorträge und Veröffentlichungen zu Untersuchungen und Zwischenergebnissen der Phase B

Vorträge auf der Jahrestagung Kerntechnik '86 der Kerntechnischen Gesellschaft e.V. (KtG) und des Deutschen Atomforums e.V. (DATF), Aachen, 8.-10. April 1986

- Birkhofer, A.:

Was leisten Risikostudien?

(atomwirtschaft/atomtechnik, Heft 8/9, 1986, S. 440)

Weitere Vorträge auf dieser Tagung in der Fachsitzung "Ergebnisse der Phase B der Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke "
(Berichtsband Deutsches Atomforum, Bonn)

- Rininsland, H., A. Fiege und E.F. Hicken:

Stand der Untersuchungen zu schweren Kernschäden

(Phänomenologie des Brennstab- und Kernverhaltens im Vorfeld des Kernschmelzens)

- Hosemann, J.P., und K. Hassmann:

Methoden zur Quelltermbestimmung bei Kernschmelzunfällen und experimentelle Absicherung

- Hörtner, H., E.J. Kersting und B.M. Pütter:

Systemtechnische und Ereignisablauf-Analysen

- Friederichs, H.G., F.W. Heuser und J. Rohde:

Unfallarten und Freisetzungskategorien

- Ehrhardt, J., und H.B. Paretzke:

Modellierung und Abschätzung von Unfallfolgen

Tab. 1-3: Vorträge und Veröffentlichungen zu Untersuchungen und Zwischenergebnissen der Phase B

(1. Fortsetzung)

Vorträge aus dem Abschlußkolloquium des Projekts Nukleare Sicherheit
Kernforschungszentrum Karlsruhe, 10.-11. Juni 1986

(KFK 4170, August 1986)

- Alsmeyer, H.:
BETA-Experimente zur Verifizierung des WECHSL-Codes,
Experimentelle Ergebnisse zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung
- Reimann, M.:
Verifizierung des WECHSL-Codes zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung
und Anwendung auf den Kernschmelzunfall
- Ehrhardt, J., und H.J. Panitz:
Schwerpunkte der Weiterentwicklung des Unfallfolgenmodells UFOMOD
und erste Analysen zum Reaktorunfall von Tschernobyl

Vorträge zum 10. GRS-Fachgespräch, Köln, 12.-13. November 1986

(GRS-64, März 1987)

- Heuser, F.W.:
Risikountersuchungen zu Unfällen in Kernkraftwerken,
(siehe auch atomwirtschaft/atomtechnik, Heft 2, 1987, S. 79)
- Friederichs, H.G., und E. Schrödl:
Neue Erkenntnisse zur Spaltproduktfreisetzung aus dem Kern und Reak-
torgebäude bei Unfällen
- Hörtner, H.:
Zuverlässigkeitsuntersuchungen für Sicherheitssysteme und ihr Ver-
gleich mit Auswertungen von Betriebserfahrungen
- Liemersdorf, H.:
Beurteilung der Brandgefahr in kerntechnischen Anlagen

Tab. 1-3: Vorträge und Veröffentlichungen zu Untersuchungen und Zwischenergebnissen der Phase B

(2. Fortsetzung)

Vorträge auf der Jahrestagung Kerntechnik 1987

der Kerntechnischen Gesellschaft e.V. (KTG) und des Deutschen Atomforums e.V. (DAtF), Karlsruhe, 2.-4. Juni 1987

- Birkhofer, A.:

Sicherheit deutscher Kernkraftwerke

(atomwirtschaft/atomtechnik, Heft 10, 1987, S. 474)

Weitere Vorträge auf dieser Tagung in der Fachsitzung "Sicherheit und Unfallbeherrschung bei DWR- und SWR-Kernkraftwerken"

(Berichtsband Inforum, Bonn, Dezember 1987)

- Heuser, F.W., H. Hörtnner und E. Kersting:

Risikountersuchungen zur Sicherheitsbeurteilung von Kernkraftwerken

- Hennies, H.H., und B. Kuczera:

Stand der internationalen Reaktorsicherheitsforschung

Weitere Vorträge/Veröffentlichungen

- Birkhofer, A.:

Technische Risikoanalysen: Ein Beitrag zur Technologiebewertung

In: Jungermann, Pfaffenberger, Schäfer u.a.:

Die Analyse der Sozialverträglichkeit für Technologiepolitik. Perspektiven und Interpretationen

High Tech, München, 1986, S. 135

- Bracht, K.F., und E.J. Kersting:

Effectiveness of Operational Actions to Manage Severe Accidents Resulting from Station Blackout

IAEA-Seminar on Operating Procedures for Abnormal Events, München, 23.-27. Juni 1986

Tab. 1-3: Vorträge und Veröffentlichungen zu Untersuchungen und Zwischenergebnissen der Phase B
(3. Fortsetzung)

- Heuser, F.W., A. Höfler und H. Schulz:
Analysis of Severe Accidents and Estimates of the Ultimate Loading Capacity of the Steel Containment
Proceedings of the Third Workshop on Containment Integrity, NUREG/CP-0076, August 1986
- Chakraborty, A.K., E.J. Kersting u.a.:
An Alternate Possibility to Remove Hydrogen from the Containment Atmosphere during Severe Accidents
ANS/ENS Topical Meeting on Operability of Nuclear Power Systems in Normal and Adverse Environment
Albuquerque, 29. September - 3. Oktober 1988
- Beliczey, S., und H. Schulz:
Nutzung bruchmechanischer Methoden und Betriebserfahrung bei der Bestimmung von Eintrittshäufigkeiten für Lecks in Rohrleitungen von Druckwasserreaktoren
12. MPA-Seminar, Stuttgart, Oktober 1986
- Birkhofer, A., und K. Köberlein:
Sicherheitsrelevante technologische Trends und ihr Einfluß auf den Bedarf an Risikoabsicherung
In: Gesellschaft und Unsicherheit
Hrsg.: Bayr. Rückversicherung AG, Verlag Versicherungswirtschaft, Karlsruhe, 1987, S. 157
- Hörtner, H., und J. von Linden:
German Risk Study, Influences of Data Base, Minimal Requirements and System Changes
9th International Conference of Structural Mechanics in Reactor Technology, Lausanne, August 1987

Tab. 1-3: Vorträge und Veröffentlichungen zu Untersuchungen und Zwischenergebnissen der Phase B
(4. Fortsetzung)

- Kersting, E.J.:
Untersuchungen über Eingriffsmöglichkeiten bei Störfällen mit Ausfall von Sicherheitsfunktionen
11. GRS-Fachgespräch, München, 29.-30. Oktober 1987
(GRS-68, März 1988)
- Hörtner, H.:
German Risk Study, Phase B, Results of the Event Tree and Fault Tree Analyses
Proceedings of the International Conference Probabilistic Safety Assessment and Risk Management PSA '87, Zürich, Vol. II, S. 419, Verlag TÜV Rheinland, Köln, 1987
- Gruner, P., F.W. Heuser und J. Rohde:
German Risk Study, Phase B, Results on Severe Accident Analysis
International Conference Probabilistic Safety Assessment and Risk Management PSA '87, Zürich, August 1987
- Birkhofer, A., und F.W. Heuser:
Probabilistische Sicherheitsanalysen und Risikountersuchungen in der Bundesrepublik Deutschland
Société Française d'Énergie Nucléaire SFEN
Section Technique "Sûreté Protection de l'Environnement"
SFEN et KTG, Paris, 20. Oktober 1987
- Birkhofer, A., und A. Jahns:
Severe Accidents: Analysis, Strategies and Accident Management in the FRG
International Symposium on Severe Accidents in Nuclear Power Plants, Sorrento, Italien, 21.-25. März 1988
Proceeding Series STI/PUB/782

Tab. 1-3: Vorträge und Veröffentlichungen zu Untersuchungen und Zwischenergebnissen der Phase B

(5. Fortsetzung)

- Kersting, E.J., und J. Rohde:
Analysis of Selected Accident Management Measures for a German PWR
International Symposium on Severe Accidents in Nuclear Power Plants,
Sorrento, Italien, 21.-25. März 1988
Proceeding Series STI/PUB/782
- Birkhofer, A.:
Die Behandlung von Störfällen im Rahmen der Risikostudie
2. Kolloquium der Arbeitsgruppe Umweltstandards: Fakten und Bewertungsprobleme am Beispiel des Strahlenrisikos, Akademie der Wissenschaften, Berlin, 15. April 1988
- Birkhofer, A.:
Applications of Safety Research and PSA to Nuclear Plant Design and Operations
EPRI Nuclear Power Division Advisory Committee Meeting,
Philadelphia, 20. Mai 1988
- Herbold, G., E.J. Kersting und W. Korbach:
Analysis of Secondary Side Oriented Accident Management Measures for a PWR of KWU-Design
1988 IEEE Fourth Conference on Human Factors and Power Plants,
Monterey, California, 5.-9. Juni 1988
- Kersting, E.J.:
Accident Management Measures
Kerntechnik, Vol. 53/1, Carl Hanser Verlag, München, Oktober 1988
- Heuser, F.W.:
Main Results of the German Risk Study, Phase B
NUCSAFE 88, Avignon, Oktober 1988
Proceedings of the International ENS/ANS Conference on Thermal Reactor Safety, Vol. 5, S. 1925

Tab. 1-3: Vorträge und Veröffentlichungen zu Untersuchungen und Zwischenergebnissen der Phase B
(6. Fortsetzung)

- Heuser, F.W., H. Hörtner und E.J. Kersting:
Ereignisabläufe mit anlageninternem Notfallschutz in der Risikostudie
12. GRS-Fachgespräch, Köln, 3.-4. November 1988
(GRS-69, Mai 1989)

- Birkhofer, A.:
Anlageninterner Notfallschutz
Achstes Deutsches Atomrechtssymposium, München, 1.-3. März 1989

- Birkhofer, A.:
Severe Accident Management
International Topical Meeting on Probability, Reliability, and Safety
Assessment PSA '89, Pittsburgh, USA, April 1989

- Heuser, F.W.:
Basic Aspects and Results of the German Risk Study, Phase B
Proceedings of the International Topical Meeting on Probability,
Reliability and Safety Assessment PSA '89, Pittsburgh, USA, April
1989, Addendum, p. 20

1.6 Gliederung des Berichts

Die Kapitel 2 und 3 geben eine Einführung in die Grundzüge des für Kernkraftwerke entwickelten Sicherheitskonzepts, zur sicherheitstechnischen Auslegung von Kernkraftwerken sowie eine Übersicht über die für Risikountersuchungen verwendeten Methoden. Die weiteren Kapitel (Kapitel 4–10) enthalten die Ergebnisse der anlagentechnischen Untersuchungen. In einem Anhang werden die sicherheitstechnischen Unterschiede zwischen der Anlage Biblis B und den Konvoi-Anlagen beschrieben und bewertet. Der Bericht gliedert sich in folgende Kapitel:

1. Zielsetzung und Aufbau der Studie

Dieses Kapitel beschreibt die Zielsetzung, Grenzen und Abwicklung der Studie und die Gliederung des Berichts.

2. Beschreibung der untersuchten Anlage

Dieses Kapitel gibt einen Überblick über Aufbau, Funktion und Sicherheitskonzept eines Kernkraftwerks mit Druckwasserreaktor. Es beschreibt die Anlagentechnik des Kernkraftwerks Biblis B und die in der Studie berücksichtigten Systemänderungen.

3. Inhalt und Methoden der Risikoanalyse

Die wichtigsten Schritte und Methoden für eine Risikountersuchung werden zusammenfassend dargestellt. Ausführlicher wird dabei auf methodische und inhaltliche Fragen eingegangen, die für die weiterführenden Untersuchungen zur Phase B der Risikostudie wichtig sind.

4. Ereignisablaufanalysen für Kühlmittelverluststörfälle und Transienten ohne Berücksichtigung anlageninterner Notfallmaßnahmen

Das Kapitel beschreibt die anlagendynamischen und systemtechnischen Untersuchungen zur Ereignisablaufanalyse für Kühlmittelverluststörfälle und Transienten. Mit diesen Untersuchungen werden u. a. die Anforderungen an die Systemfunktionen der Betriebs- und Sicherheitssysteme ermittelt, die diese mindestens erfüllen müssen, um einen Störfall zu beherrschen. Ergebnisse der Ereignisablaufanalysen sind die Häufigkeiten der von den Betriebs- und Sicherheitssystemen nicht beherrschten Abläufe.

5. Zuverlässigkeitsanalysen für Kühlmittelverluststörfälle und Transienten ohne Berücksichtigung anlageninterner Notfallmaßnahmen

Das Kapitel beschreibt die Zuverlässigkeitsanalysen für die in Kapitel 4 behandelten Ereignisabläufe. Dabei wird auch auf Mehrfachausfälle gleicher Ursache (Common-Cause-Ausfälle), Beurteilung von menschlichem Fehlverhalten und Häufigkeiten auslösender Ereignisse eingegangen.

6. Ereignisablaufanalysen für Kühlmittelverluststörfälle und Transienten mit Berücksichtigung anlageninterner Notfallmaßnahmen

In diesem Kapitel werden Untersuchungen zu anlageninternen Notfallmaßnahmen (Accident Management) beschrieben. Ausführlich behandelt werden dabei Prozeduren,

mit denen durch Druckentlastung (Bleed) und Bespeisung (Feed) Störfälle auch nach einem Versagen von Sicherheitssystemen noch beherrscht werden können.

7. Ereignisablaufanalysen für übergreifende anlageninterne und -externe Ereignisse

In diesem Kapitel werden die auslösenden Ereignisse betrachtet, durch die wichtige Bereiche der Anlagen redundanz- und systemübergreifend beeinträchtigt werden können. Dabei wird unterschieden nach anlageninternen Ereignissen wie Brand und Überflutung sowie anlagenexternen Ereignissen wie Erdbeben und Flugzeugabsturz. Dabei werden ebenfalls anlageninterne Notfallmaßnahmen berücksichtigt.

8. Analysen zur Funktion des Sicherheitsbehälters bei Kernschmelzunfällen

Es werden die Vorgänge beim Schmelzen des Reaktorkerns und die Vorgänge der Schmelze-Beton-Wechselwirkung beschrieben. Die bei einem Kernschmelzunfall auftretenden Belastungen für den Sicherheitsbehälter, seine möglichen Versagensarten und der Einfluß schadensbegrenzender Notfallmaßnahmen werden untersucht.

9. Analysen zur Freisetzung von Spaltprodukten in die Umgebung bei Kernschmelzunfällen

Das Kapitel befaßt sich mit den Untersuchungen zum Verhalten der bei einem Kernschmelzunfall aus dem Brennstoff freigesetzten radioaktiven Stoffe. Dabei werden im einzelnen die Freisetzung aus dem Kern, Transport- und Ablagerungsvorgänge in der Anlage sowie die Freisetzung nach außen behandelt.

10. Zusammenfassung und Bewertung

Ausgehend von den wichtigsten Untersuchungsergebnissen werden die Schwerpunkte der Studie, bei den Arbeiten gewonnene Einsichten und daraus resultierende Schlußfolgerungen für weiterführende Arbeiten, zusammenfassend diskutiert.

Anhang Bewertung sicherheitsrelevanter Unterschiede zwischen der Anlage Biblis B und Konvoi-Anlagen

Die sicherheitsrelevanten Unterschiede zwischen der Anlage Biblis B und der neuesten Baulinie von Kernkraftwerken mit Druckwasserreaktoren, den sogenannten Konvoi-Anlagen, werden diskutiert und qualitativ bewertet.

2 Beschreibung der untersuchten Anlage

2.1 Einführung

Die Anlage Biblis B besitzt einen Druckwasserreaktor des Herstellers Kraftwerk Union AG mit einer thermischen Leistung von 3750 MW. Die elektrische Leistung ist 1300 MW. Betreiber der Anlage ist die Rheinisch Westfälische Elektrizitätswerk AG (RWE). Die Anlage wurde 1976 in Betrieb genommen und Anfang 1977 an den Betreiber übergeben. Aufbau, Funktion und Sicherheitskonzept eines Kernkraftwerkes mit Druckwasserreaktor werden in Abschnitt 2.2 beschrieben.

In Abschnitt 2.3 wird auf die Anlagentechnik von Biblis B eingegangen.

In Abschnitt 2.4 werden alle Änderungen der Systemtechnik und der Betriebsvorschriften aufgeführt, die in der Studie berücksichtigt sind.

2.2 Aufbau, Funktion und Sicherheitskonzept eines Kernkraftwerks mit Druckwasserreaktor

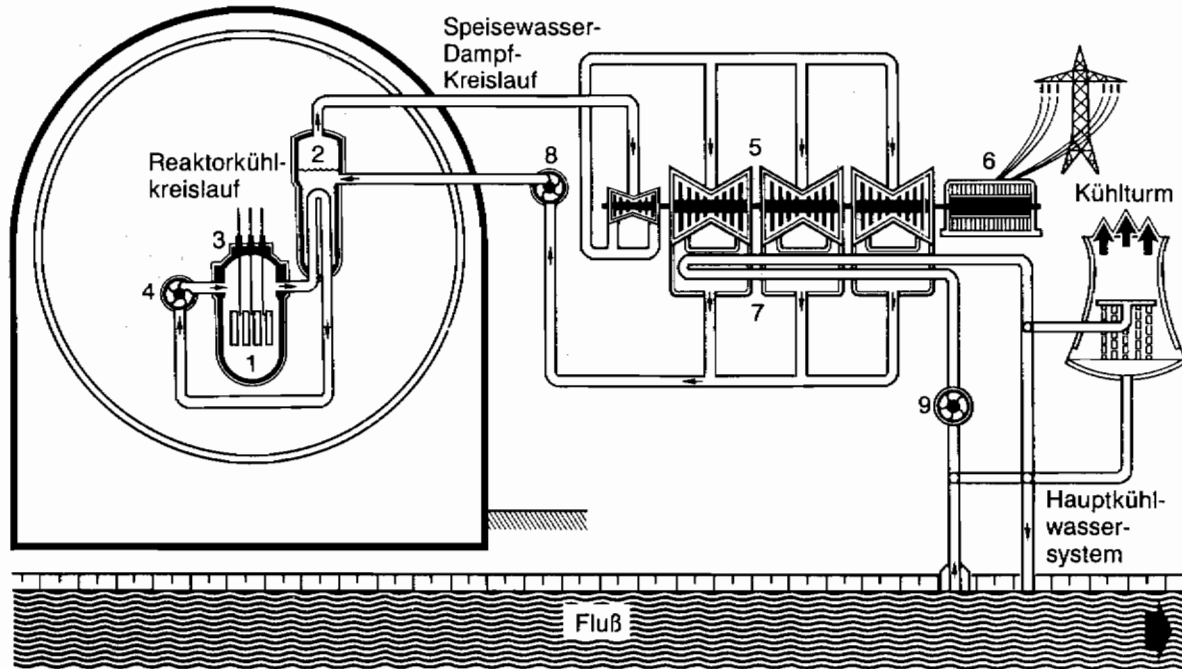
2.2.1 Aufbau und Funktion

Bild 2-1 veranschaulicht den grundsätzlichen Aufbau und die Funktion eines Kernkraftwerks mit Druckwasserreaktor.

Die im Reaktorkern (1) durch Spaltung von Uran- und Plutonium-Atomkernen erzeugte Wärme wird durch den in sich geschlossenen Reaktorkühlkreislauf (Primärkreislauf oder druckführende Umschließung des Reaktorkühlmittels oder nukleares Dampferzeugungssystem) über den Dampferzeuger (2) an den Speisewasser-Dampf-Kreislauf (Sekundärkreislauf) übertragen. Ein ausreichend hoher Druck des Reaktorkühlmittels verhindert eine Dampfbildung im Reaktorkühlkreislauf; daher die Bezeichnung „Druckwasserreaktor“. Das sekundärseitig in die Dampferzeuger eingespeiste Wasser wird durch Aufnahme der Wärme aus dem Reaktorkühlkreislauf verdampft. Der entstehende Dampf treibt die Turbine (5) und diese den Generator (6) an. Der aus der Turbine abströmende Dampf, der nicht mehr zur Erzeugung elektrischer Energie genutzt werden kann, wird im Kondensator (7) niedergeschlagen. Das kondensierte Wasser wird zu den Dampferzeugern zurückgepumpt.

Die Wärmeabfuhr aus dem Kondensator erfolgt mit Hilfe des Hauptkühlwassersystems. Dabei nimmt das den Kondensator durchströmende Kühlwasser etwa 2/3 der vom Reaktor erzeugten Wärme auf. Diese Wärme wird je nach Umgebungsbedingungen entweder unmittelbar an den Fluß oder über Kühltürme an die Umgebung abgegeben.

Die Umwandlung von Wärme in elektrische Energie geschieht bei Kernkraftwerken in gleicher Weise wie bei anderen thermischen Kraftwerken.



- | | | |
|------------------------|------------------------|--------------------------|
| 1 Reaktor kern | 4 Hauptkühlmittelpumpe | 7 Kondensator |
| 2 Dampferzeuger | 5 Turbine | 8 Hauptspeisewasserpumpe |
| 3 Reaktordruckbehälter | 6 Generator | 9 Hauptkühlwasserpumpe |

Bild 2-1: Funktionsschema eines Kernkraftwerkes mit Druckwasserreaktor

An Kernkraftwerke sind von Beginn der Kernenergienutzung an besondere Sicherheitsanforderungen gestellt worden, da während des Reaktorbetriebs durch Spaltung von Kernbrennstoff erhebliche Mengen an radioaktiven Stoffen gebildet werden. Zentrale Aufgabe der Reaktorsicherheitstechnik ist es, den Einschluß dieser radioaktiven Stoffe zu gewährleisten.

Durch den Zerfall, der während des Reaktorbetriebs gebildeten radioaktiven Stoffe, entsteht auch nach Abschaltung des Reaktors Wärme, die Nachzerfallswärme. Diese ist im Vergleich zu der während des Leistungsbetriebs erzeugten Wärme gering und nimmt im Verlauf der Zeit ständig ab. Ohne Kühlung des Reaktorkerns würde die Nachzerfallswärme aber ausreichen, den Reaktorkern so weit aufzuheizen, daß radioaktive Stoffe freigesetzt werden. Daher ist es notwendig, den Reaktorkern auch nach der Abschaltung zu kühlen.

Aus den physikalischen und technischen Bedingungen des Reaktorbetriebs ergeben sich folgende grundlegende Sicherheitsanforderungen:

– Kontrolle der Reaktivität

Der Reaktor muß jederzeit sicher abgeschaltet und im abgeschalteten Zustand gehalten werden können.

– Kernkühlung

Auch nach Abschaltung des Reaktors muß die Kühlung des Reaktorkerns und eine Abfuhr der Nachzerfallswärme langfristig sichergestellt werden.

– Einschluß der radioaktiven Stoffe

Radioaktive Stoffe müssen zurückgehalten werden.

Im folgenden Abschnitt werden am Beispiel des Druckwasserreaktors die Grundzüge des für Kernkraftwerke entwickelten Sicherheitskonzepts beschrieben.

2.2.2 Sicherheitskonzept

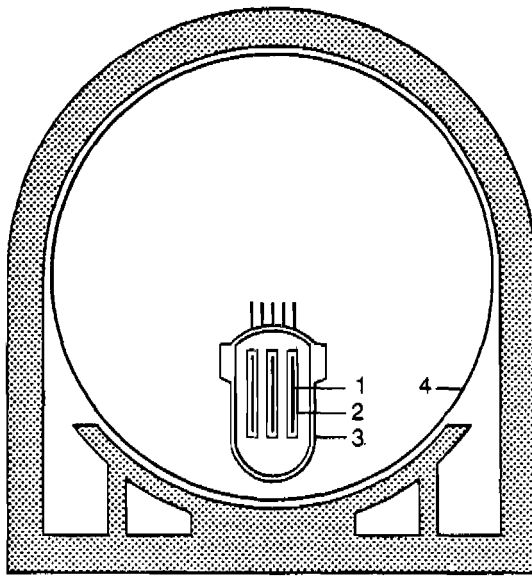
Das für Kernkraftwerke entwickelte Sicherheitskonzept besteht zum einen aus gestaffelten Barrieren zum sicheren Einschluß der in einem Reaktor enthaltenen radioaktiven Stoffe und zum anderen aus sicherheitstechnischen Einrichtungen und Maßnahmen, die die Barrieren schützen und so den Einschluß der radioaktiven Stoffe gewährleisten.

Der weitaus größte Teil der radioaktiven Stoffe entsteht aus dem nuklearen Brennstoff bei der Kernspaltung. Diese Stoffe werden als „Spaltprodukte“ bezeichnet. Daneben entstehen – in deutlich geringerem Umfang – radioaktive Stoffe durch Bestrahlung. Die Spaltprodukte werden durch mehrere hintereinanderliegende Strukturen, die Spaltproduktbarrieren eingeschlossen. Bild 2-2 veranschaulicht die prinzipielle Anordnung dieser Strukturen, die auch den Einschluß der Aktivierungsprodukte gewährleisten.

Die Spaltprodukte werden eingeschlossen durch

- das Kristallgitter des Brennstoffes selbst, in dem der überwiegende Teil der Spaltprodukte (unter normalen Betriebsbedingungen mehr als 95 %) zurückgehalten wird,
- die Brennstabhüllrohre, die gasdicht verschweißt sind,
- den Reaktordruckbehälter zusammen mit dem geschlossenen Reaktorkühlkreislauf,
- den gasdichten und druckfesten Sicherheitsbehälter, der den Reaktorkühlkreislauf umschließt.

Die äußere Stahlbetonhülle hat nur eine begrenzte Dichtfunktion. Sie ermöglicht eine Absaugung von Leckagen aus dem Sicherheitsbehälter und dient dem Schutz der Anlage gegen Einwirkungen von außen.



- 1 Kristallgitter des Brennstoffs
- 2 Brennstabhüllrohr
- 3 Reaktorkühlkreislauf
- 4 Sicherheitsbehälter
- 5 Stahlbetonhülle

5

Bild 2-2: Einschluß der Spaltprodukte

2.2.2.1 Sicherheitstechnische Auslegung

Zum Schutz der Spaltproduktbarrieren wird ein gestaffeltes Sicherheitskonzept angewandt. Es besteht aus einer Kombination von Maßnahmen zur Verhinderung von Störungen und Störfällen und Maßnahmen zu deren Beherrschung bis hin zur Begrenzung der Auswirkung von Unfällen.

Auf der ersten Sicherheitsebene tragen die Qualität der Auslegung, Fertigung, Errichtung und Betriebsführung dazu bei, eine gute Verfügbarkeit zu erreichen und Störungen und Störfälle zu vermeiden.

Trotzdem können Fehlfunktionen von Komponenten oder Systemen auftreten. Typische Beispiele sind Komponentenausfälle wie Ausfall einer Pumpe im Speisewasser-Dampf-Kreislauf. Auf der zweiten Sicherheitsebene wird mit Hilfe von Regelungs- und Begrenzungseinrichtungen bei Auftreten solcher Betriebsstörungen die Anlage innerhalb zulässiger Auslegungsgrenzen im bestimmungsgemäßen Betrieb gehalten. Diese Einrichtungen werden durch inhärente Sicherheitseigenschaften der Reaktoranlage unterstützt. Die Regelungs- und Begrenzungseinrichtungen reagieren differenziert und der jeweiligen Störung angemessen, z. B. durch Leistungsreduktion. Nach Beseitigung der Ursache der Störung ist ein Weiterbetrieb der Anlage ohne weiteres möglich.

Auf einer dritten Sicherheitsebene werden Kernkraftwerke gegen postulierte Störfälle ausgelegt (Auslegungsstörfälle). Die Auslegungsstörfälle werden so definiert, daß sie jeweils für eine Gruppe ähnlich verlaufender Ereignisse repräsentativ sind, d. h., daß sie die für diese Ereignisgruppe repräsentativen Belastungen für die Anlagenplanung vorgeben. Zur Beherrschung der Auslegungsstörfälle werden zuverlässige, redundante und z.T. diversitäre Sicherheitssysteme installiert, die auch beim Ausfall der externen Energieversorgung ihre Aufgabe erfüllen. Die Wirksamkeit und die Zuverlässigkeit dieser Systeme wird im Genehmigungsverfahren nachgewiesen.

Bei der Bemessung von Sicherheitseinrichtungen wird davon ausgegangen, daß Teile eines Sicherheitssystems wegen Komponentenausfall und gleichzeitiger Reparatur einer anderen Komponente nicht verfügbar sind. Dies führt typischerweise zu vier redundanten Systemsträngen, von denen zwei zur Störfallbeherrschung ausreichen. Bei realistischer Betrachtungsweise, verbunden mit dem Ausnutzen der Sicherheitsreserven von Komponenten, reichen oft weniger als zwei Systemstränge zur Beherrschung eines Störfalles aus. Auch werden sie automatisch angeregt und so gesteuert, daß erst 30 min nach Störfallbeginn Handmaßnahmen des Betriebspersonals erforderlich sind.

Anlagendynamische Untersuchungen zeigen, daß auch bei Versagen der Sicherheitssysteme der dritten Sicherheitsebene im allgemeinen die Funktion der Barrieren erst nach längerer Zeit gefährdet wird. Diese Zeiten können für anlageninterne Notfallmaßnahmen genutzt werden, die einer vierten Sicherheitsebene zugeordnet werden.

2.2.2.2 Sicherheitstechnische Auslegungsgrundsätze

Die wesentlichen Anforderungen an die sicherheitstechnische Auslegung von Kernkraftwerken sind in der Bundesrepublik Deutschland vor allem in den Sicherheitskriterien des Bundesministers des Innern, in den Leitlinien der Reaktor-Sicherheitskommission sowie in sicherheitstechnischen Regeln des Kerntechnischen Ausschusses festgelegt. Neben Anforderungen, die im einzelnen an Schutz- und Sicherheitseinrichtungen gestellt werden, enthalten diese Anforderungen auch allgemeine Auslegungsgrundsätze. Außer den Maßnahmen zur Qualitätsgewährleistung soll mit diesen Auslegungsgrundsätzen ein hohes Maß an Funktionssicherheit der Schutz- und Sicherheitseinrichtungen erreicht werden.

In den Auslegungsgrundsätzen wird verlangt, daß die Funktion der Schutz- und Sicherheitssysteme auch bei Ausfall einzelner Komponenten erhalten bleibt. Zu berücksichtigen sind dabei sowohl unabhängige als auch voneinander abhängige Ausfälle.

Im folgenden werden die wesentlichen Auslegungsgrundsätze erläutert:

● Redundanz

Um Ausfälle der technischen Sicherheitseinrichtungen soweit wie möglich auszuschließen, werden stets mehr Systemstränge installiert als zur Erfüllung der Sicherheitsfunktion tatsächlich erforderlich sind. Man nennt dies Redundanz. Die Redundanz bildet das wichtigste Mittel bei der Auslegung der Anlage gegen voneinander unabhängige Ausfälle.

Ein Beispiel für den redundanten Aufbau eines Sicherheitssystems ist das Not- und Nachkühlsystem. Dieses System ist viersträngig aufgebaut. Von den vier voneinander unabhängigen Systemsträngen des Not- und Nachkühlsystems reichen in vielen Fällen, etwa bei einem Kühlmittelverluststörfall durch Leck in einer Hauptkühlmittelleitung, bei realistischer Betrachtungsweise weniger als zwei der vier Stränge (2 von 4) aus, um den Reaktorkern ausreichend zu kühlen.

Redundante Teilsysteme werden weitgehend auch räumlich getrennt angeordnet und baulich besonders geschützt. Diese Maßnahmen bieten vor allem einen Schutz gegen Folgeausfälle, gegen übergreifende anlageninterne Einflüsse (z. B. Brand) sowie gegen Einwirkungen von außen (z. B. Flugzeugabsturz).

● Diversität

Das Redundanzprinzip bietet nicht immer einen ausreichenden Schutz gegen voneinander abhängige Ausfälle, die aus einer gemeinsamen Ursache heraus gleichzeitig auftreten können und so die Redundanz unwirksam machen. Solche Ausfälle werden unter der Bezeichnung

Common-Cause-Ausfälle zusammengefaßt. Common-Cause-Ausfällen kann durch diversitäre Auslegung entgegengewirkt werden. Dies bedeutet, daß mehrfache, für den gleichen Schutzzweck vorgesehene Einrichtungen so aufgebaut werden, daß ihre Aktionen von physikalisch unterschiedlichen Funktionen oder Anregungen ausgelöst werden. Dieses Prinzip (funktionelle Diversität) wird vor allem im Reaktorschutzsystem angewandt. So soll jeder im Rahmen der Störfallanalyse zu betrachtende Störfall durch die Messung von mindestens zwei diversitären Prozeßgrößen erfaßt werden. Dementsprechend wird z. B. die Reaktorleistung außer über den Neutronenfluß auch über die Aufheizspanne des Kühlmittels ermittelt. Zur Erfassung einer Prozeßgröße werden darüber hinaus häufig Meßgeräte unterschiedlicher Hersteller eingesetzt (gerätetechnische Diversität).

● Fail Safe

Den Folgen unabhängiger Ausfälle kann durch Anwendung des Prinzips des Ausfalls in die sichere Richtung (Fail-Safe-Prinzip) entgegengewirkt werden. Danach werden Sicherheitssysteme nach Möglichkeit so konzipiert, daß bei Ausfällen die Anlage in einen sicheren Zustand übergeht. Ein wichtiges Beispiel sind die Steuerelemente des Reaktorschnellabschaltsystems im Druckwasserreaktor. Sie werden durch Elektromagnete verfahren bzw. gehalten. Bei Ausfall ihrer Stromversorgung fallen die Abschaltstäbe durch Schwerkraft in den Reaktorkern ein und schalten den Reaktor ab.

● Selbstüberwachung

Ist ein System so ausgelegt, daß Ausfälle von Komponenten oder Teilsystemen vom System selbst erkannt und gemeldet werden, so wird von Selbstüberwachung gesprochen. Dieses Prinzip wird überwiegend im Reaktorschutzsystem angewandt, z. B. werden Prozeßgrößen in drei parallelen Kanälen gemessen und untereinander kontinuierlich verglichen, so daß die Abweichung bzw. der Ausfall eines Kanals unmittelbar angezeigt wird.

2.2.2.3 Die Rolle von Automatik und Betriebspersonal bei der Störfallbeherrschung

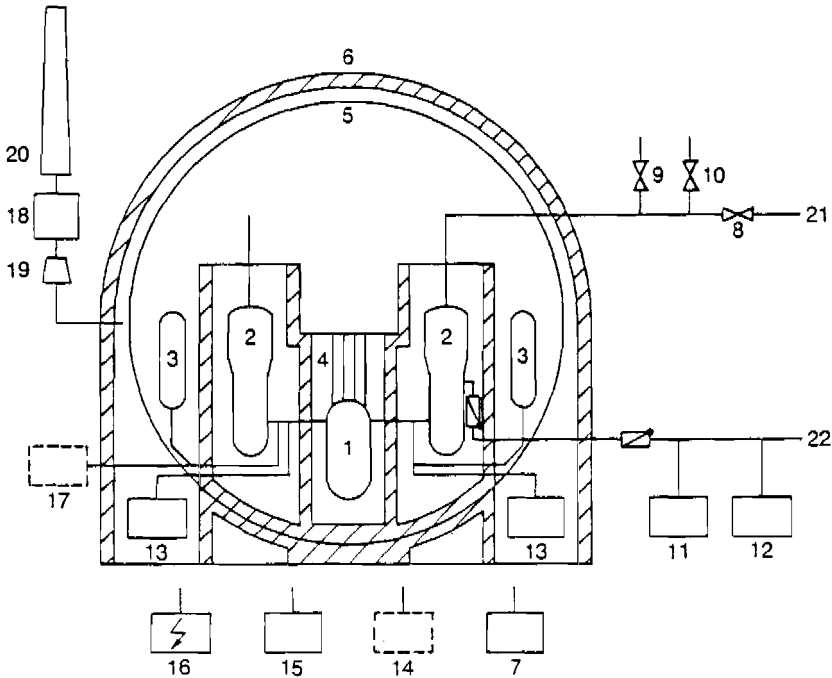
Bei einem Störfall werden die erforderlichen Sicherheitssysteme automatisch vom Reaktorschutzsystem angeregt und gesteuert, weil kurzfristig erforderliche Eingriffe durch automatische Einrichtungen zuverlässiger ausgeführt werden als durch das Betriebspersonal. Dementsprechend wird gefordert, daß zur Beherrschung eines Störfalls in den ersten 30 Minuten keine Handmaßnahmen durchgeführt werden müssen. Das Reaktorschutzsystem hat Vorrang vor den anderen Signalen. Handmaßnahmen, die im Widerspruch zum Reaktorschutz stehen, werden blockiert. Zur Auslegung des Reaktorschutzsystems werden die Auslegungsstörfälle, d. h. vorgedachte Ereignisabläufe, herangezogen.

Kommt es zu Störfällen, die in der Auslegung nicht vollständig oder überhaupt nicht berücksichtigt sind, oder treten Fehlfunktionen des Reaktorschutzsystems auf, so kann dies dazu führen, daß es nicht sicherheitsgerichtet agiert. Gleichzeitig können sicherheitsgerichtete Eingriffe des Betriebspersonals blockiert sein. Um auch in auslegungsgemäß nicht beherrschten Situationen noch anlageninterne Notfallmaßnahmen durchführen zu können, wird vorgesehen, in bestimmten Fällen einzelne Reaktorschutzsignale rücksetzen zu können.

2.3 Beschreibung der Anlagentechnik

2.3.1 Übersicht

Bevor die wichtigsten Systeme und Sicherheitseinrichtungen des Kernkraftwerks im einzelnen beschrieben werden, wird eine kurze Übersicht (Bild 2-3) gegeben.



- | | |
|---|--|
| 1 Reaktor-druckbehälter | 12 Notstandssystem |
| 2 Dampferzeuger | 13 Not- und Nachkühlungssystem |
| 3 Druckspeicher (Not- und Nachkühlungssystem) | 14 Regeleinrichtungen |
| 4 Reaktorschnellabschaltsystem | 15 Reaktorschutzsystem |
| 5 Sicherheitsbehälter | 16 Eigenbedarfsanlage und Notstromsystem |
| 6 Stahlbetonhülle | 17 Volumenregelsystem |
| 7 Abgas- und Abwassersystem | 18 Abluftanlage |
| 8 Frischdampf-Schnellschlußschieber | 19 Fortluftfilter |
| 9 Abblaseregelventil | 20 Abluftkamin |
| 10 Frischdampf-Sicherheitsventil | 21 zur Turbine |
| 11 Notspeisewassersystem | 22 von den Hauptspeisewasserpumpen |

Bild 2-3: Sicherheitsrelevante Systeme und Komponenten im Kernkraftwerk

Im Reaktorkern wird die bei der nuklearen Kettenreaktion freigesetzte Energie in thermische Energie umgewandelt. Er enthält den wesentlichen Teil der in der Anlage vorhandenen radioaktiven Stoffe (Abschnitt 2.3.2).

- Das Reaktorschnellabschaltssystem dient zur raschen Unterbrechung der Kettenreaktion. Damit wird die Energiefreisetzung im Reaktorkern auf die Energiefreisetzung durch den Nachzerfall reduziert (Abschnitt 2.3.2).
- Der Reaktorkühlkreislauf besteht aus dem Reaktordruckbehälter, den Hauptkühlmittelleitungen, der Primärseite der Dampferzeuger, den Hauptkühlmittelpumpen und dem Druckhaltesystem. Die im Reaktorkern erzeugte Wärme wird im Reaktorkühlkreislauf zu den Dampferzeugern transportiert (Abschnitt 2.3.3).
- Der Speisewasser-Dampf-Kreislauf besteht aus der Sekundärseite der Dampferzeuger, den Frischdampfleitungen, der Turbine mit dem Turbinenkondensator, dem Hauptkondensatsystem mit den Hauptkondensatpumpen, dem Speisewasserbehälter und dem Hauptspeisewassersystem mit den Hauptspeisewasserpumpen. Bei Leistungsbetrieb wird im Speisewasser-Dampf-Kreislauf der Dampf von den Dampferzeugern zur Turbine transportiert (Abschnitt 2.3.4).
- Das Volumenregelsystem hält vor allem das Kühlwasservolumen im Reaktorkühlkreislauf konstant (Abschnitt 2.3.5).
- Die Regeleinrichtungen haben die Aufgabe, die wesentlichen Prozeßgrößen innerhalb vorgegebener Betriebsbereiche zu halten (Abschnitt 2.3.6).
- Die Begrenzungseinrichtungen haben die Aufgabe, frühzeitig unzulässigen Änderungen von Prozeßgrößen entgegenzuwirken (Abschnitt 2.3.7). Entsprechend ihrer sicherheitstechnischen Bedeutung haben die Befehle der Begrenzungseinrichtung Vorrang vor den Befehlen der betrieblichen Steuerungen und Regelungen. Die von den Begrenzungseinrichtungen abgeleiteten Maßnahmen sind denen des Reaktorschutzsystems vorgelagert.
- Das Reaktorschutzsystem erfaßt alle sicherheitsrelevanten Meßgrößen und leitet bei Erreichen von Grenzwerten automatisch Schutzaktionen ein (Abschnitt 2.3.8).
- Die elektrische Energieversorgung besteht aus der Eigenbedarfsanlage und dem Notstromsystem. Das Notstromsystem versorgt beim Ausfall der normalen Stromversorgung die sicherheitstechnisch wichtigen Komponenten (Abschnitt 2.3.9).
- Das Notspeisewassersystem versorgt die Dampferzeuger immer dann, wenn das Hauptspeisewassersystem nicht zur Verfügung steht. Das Notspeisewassersystem kann zur Abfuhr der Nachzerfallwärme und zum Abfahren der Anlage (d. h. zum Absenken der Kühlmitteltemperatur) eingesetzt werden (Abschnitt 2.3.10).
- Das Not- und Nachkühlssystem hat die Aufgabe, nach Abschaltung und Abkühlung des Reaktors langfristig die Nachzerfallwärme abzuführen. Bei einem Kühlmittelverlust muß es außerdem Wasser in den Reaktorkühlkreislauf nachspeisen (Abschnitt 2.3.11).
- Das Notstandssystem hat bei Einwirkungen von außen die Aufgabe, die Anlage in einen sicheren Zustand zu überführen (Abschnitt 2.3.12).
- Der Sicherheitsbehälter schließt den Reaktorkühlkreis ein. Die umgebende Stahlbetonhülle schützt den Sicherheitsbehälter gegen Einwirkungen von außen (Abschnitt 2.3.13) und ermöglicht eine kontrollierte Absaugung von Leckagen aus dem Sicherheitsbehälter.

2.3.2 Reaktorkern

Im Reaktorkern wird durch Kernspaltung Energie freigesetzt und in thermische Energie umgewandelt. Der Brennstoff befindet sich in Brennstäben. Ein Bündel von 236 Brennstäben bildet ein Brennelement (Bild 2-4). Der Reaktorkern ist aus 193 Brennelementen aufgebaut. Die Brennelemente sind so im Reaktorkern angeordnet, daß ein annähernd kreisförmiger Querschnitt entsteht (Bild 2-5).

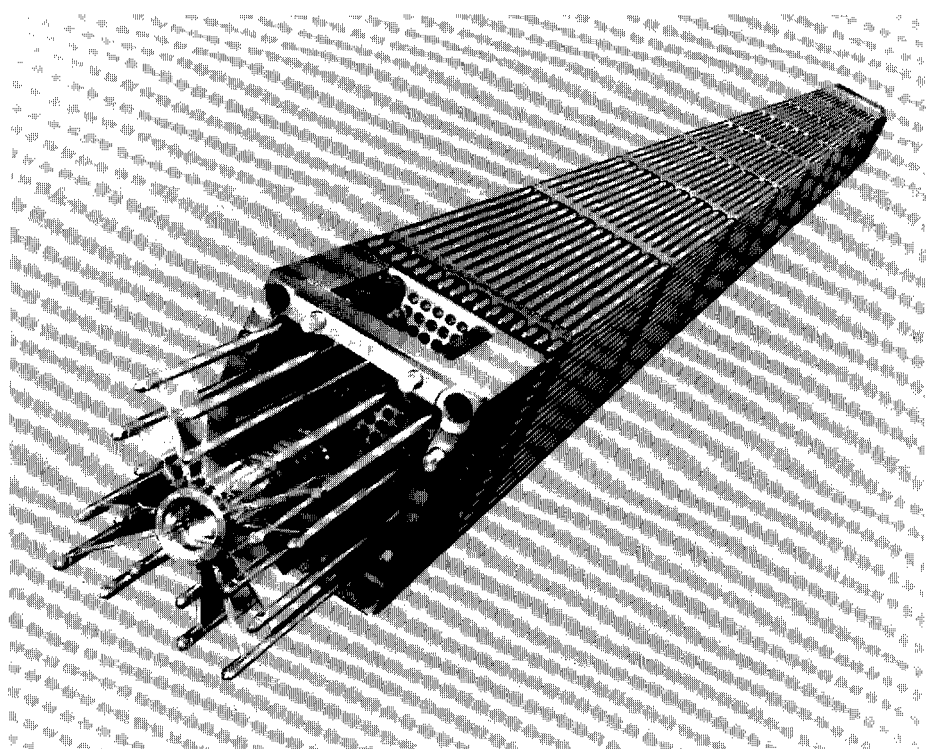


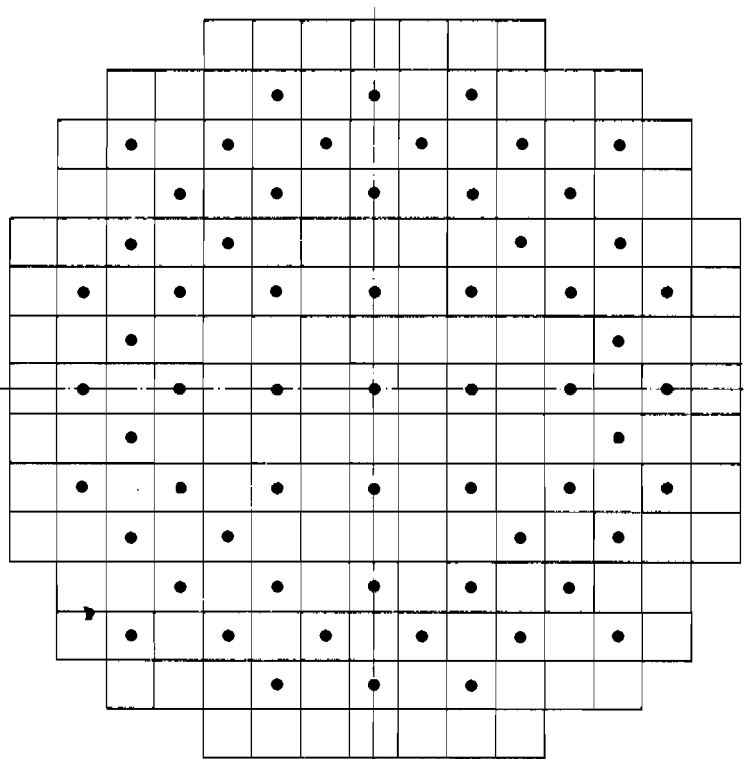
Bild 2-4: Brennelement mit Steuerelement

In den Brennelementen sind 20 der 256 möglichen Positionen nicht mit Brennstäben besetzt. Bei 61 Brennelementen fahren in diese Positionen die Fingerstäbe der Steuerelemente ein. Die jeweils 20 Fingerstäbe enthalten neutronenabsorbierendes Material und werden durch eine spinnenförmige Tragekonstruktion zu einem Steuerelement zusammengefaßt (Bild 2-4). An diese Spinne ist die Antriebstange angeschlossen.

Durch Auf- und Abbewegen der Steuerelemente und die damit verbundene Änderung der Neutronenabsorption im Reaktorkern kann die nukleare Kettenreaktion geregelt und durch Einfahren der Steuerelemente unterbrochen werden.

Die Steuerelemente werden schrittweise verfahren über elektromagnetisch betätigte Klinkensysteme, die außerhalb des Reaktordruckbehälters angebracht sind. Bei Reaktorschnellabschaltungen werden die Steuerelemente ausgeklinkt, so daß sie frei in den Kern einfallen.

Freie Brennstabpositionen in den nicht mit Steuerelementen ausgerüsteten Brennelementen werden zum Teil für Meßzwecke benutzt.



● 61 Steuerstabpositionen

Bild 2-5: Querschnitt des Reaktorkerns

2.3.3 Reaktorkühlkreislauf

Der Reaktorkühlkreislauf (Primärkreislauf) besteht aus dem Reaktordruckbehälter, den vier Hauptkühlkreisläufen (mit jeweils Hauptkühlmittelleitungen, Dampferzeuger und Hauptkühlmittelpumpe) und dem Druckhaltesystem mit dem Druckhalter (Bild 2-6).

2.3.3.1 Reaktordruckbehälter

Bild 2-7 zeigt einen Längsschnitt durch den Reaktordruckbehälter. Der als Halbkugel ausgebildete Boden des Reaktordruckbehälters besteht aus der Bodenkalotte und dem aus mehreren Segmenten zusammengeschweißten Bodenzonenring. An den Halbkugelboden schließt sich der zylindrische Behältermantel an, der aus mehreren nahtlos geschmiedeten Ringen zusammengeschweiß ist. Den Übergang des Behältermantels zum Deckel bildet der ebenfalls nahtlos geschmiedete Mantelflanschring mit den 8 Kühlmittelstutzen. Der Reaktordruckbehälterdeckel besteht aus 3 Schmiedestücken mit den eingeschraubten und dichtgeschweißten Steuerelementstutzen. Der Reaktordruckbehälter und sein Deckel werden verschraubt. Der Reaktordruckbehälter ist einheitlich aus dem Werkstoff 22 NiMoCr 37 hergestellt. Vom Kühlmittel benetzte Innenoberflächen sind mit einer korrosionsbeständigen austenitischen Schweißplattierung versehen.

Die in Bild 2-7 ebenfalls dargestellten Einbauten des Reaktordruckbehälters übernehmen die mechanische Abstützung und die exakte Positionierung des Reaktorkerns, die Füh-

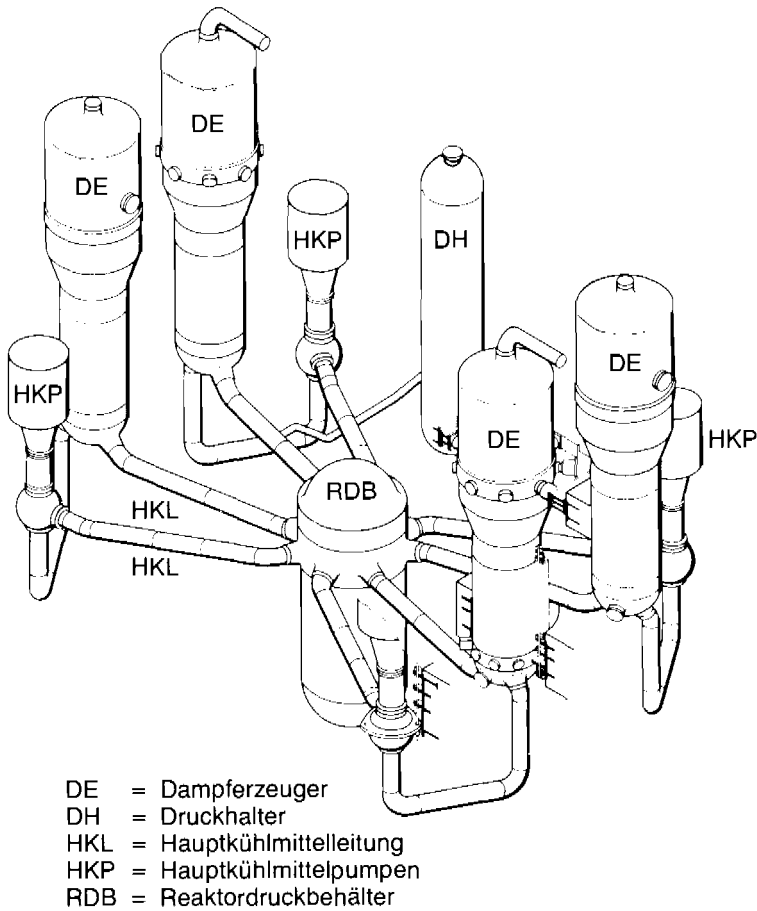


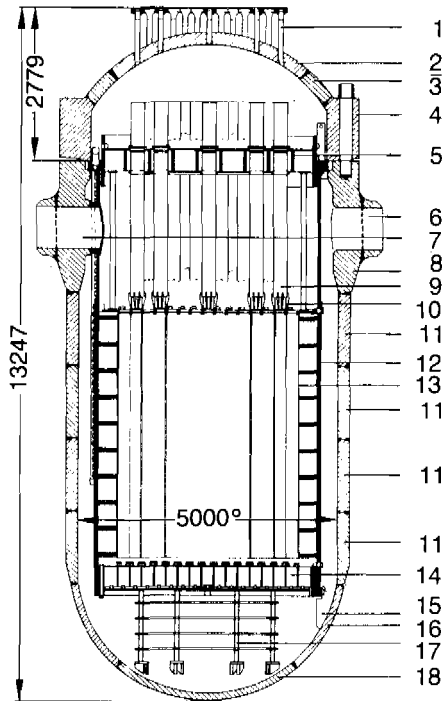
Bild 2-6: Komponenten des Reaktorkühlkreislaufs

zung der Steuerelemente und die Führung der Kühlmittelströmung. Das eintretende Kühlmittel strömt im Ringspalt zwischen Druckbehälterinnenwand und Kernmantel abwärts in das untere Plenum. Nach radialer Umlenkung durchströmt es den Reaktorkern von unten nach oben und gelangt nach erneuter Umlenkung zu den Austrittsstutzen.

2.3.3.2 Dampferzeuger, Pumpen, Rohrleitungen und Druckhalter

Bild 2-8 zeigt einen Längsschnitt durch einen der vier Dampferzeuger, die als stehende U-Rohr-Dampferzeuger ausgeführt sind. Die wesentlichen Bauteile sind ein waagerechter Rohrboden mit daraufstehendem U-Rohrbündel, eine halbkugelförmige, durch eine Trennwand unterteilte Sammelkammer unter dem Rohrboden und ein zylindrischer Behälter auf dem Rohrboden, der das Rohrbündel umgibt und sich über dem Rohrbündel zu einem Dom erweitert. Das Kühlmittel strömt über den Eintrittsraum der Sammelkammer unterhalb des Rohrbodens in die U-Rohre und von diesen zurück in den Austrittsraum der Sammelkammer. Beim Durchströmen der U-Rohre gibt das Kühlmittel Wärme an die Sekundärseite ab.

Auf der Sekundärseite arbeitet der Dampferzeuger nach dem Naturumlaufprinzip. Das Speisewasser tritt bereits vorgewärmt in den Dampferzeuger ein und wird zunächst bis auf



- | | |
|------------------------------|---------------------------|
| 1 Steuerstabstutzen | 10 Gitterplatte |
| 2 Deckelkalotte | 11 Schmiedering |
| 3 Deckelzonerring | 12 Kernbehälter |
| 4 Deckelflanschring | 13 Kernumfassung |
| 5 oberer Rost | 14 unterer Rost |
| 6 Kühlmiteleintrittsstutzen | 15 Kernbehälterabstützung |
| 7 Kühlmittelaustrittsstutzen | 16 Bodenzonerring |
| 8 Mantelflanschring | 17 Kernschemel |
| 9 Steuerstabführungseinsatz | 18 Bodenkalotte |

Bild 2-7: Reaktordruckbehälter mit Einbauten

etwa 10°C unter Siedetemperatur aufgeheizt. Die Verdampfung des Speisewassers erfolgt im Heizrohrbündel, das von einem Führungsmantel umgeben ist. Der Dampf gelangt über den Grobabscheider in den Dampfdom, wo ihm durch den Feinabscheider die Restnässe entzogen wird. Von dort stömt er durch den Austrittsstutzen in die Frischdampfleitung. Das abgeschiedene Wasser läuft im Fallraum zwischen Behältermantel und Rohrbündel nach unten und tritt über dem Rohrboden wieder in das Heizrohrbündel ein.

Die vier Hauptkühlmittelpumpen sind einstufige Kreiselpumpen und werden von Elektromotoren angetrieben.

Die Hauptkühlmittleitungen verbinden Reaktordruckbehälter, Dampferzeuger und Hauptkühlmittelpumpen miteinander. An eine der vom Reaktordruckbehälter zu den Dampferzeugern führenden heißseitigen Hauptkühlmittleitungen ist der Druckhalter über eine Ausgleichsleitung angeschlossen. Der Druckhalter dient zur Regelung des Kühlmitteldrucks und ist zum Teil mit siedendem Wasser gefüllt. Der Druck des

darüberliegenden Dampfes kann durch Beheizen des Wassers im Druckhalter erhöht und durch Einsprühen von Wasser in den Dampfraum abgesenkt werden. Hierfür wird Sprühwasser den kaltseitigen Hauptkühlmittelleitungen (zwischen Hauptkühlmittelpumpen und Reaktordruckbehälter) entnommen. Über je zwei am Druckhalter angebrachte Abblase- und Sicherheitsventile wird bei Störungen der Kühlmitteldruck begrenzt. Der über diese Ventile abgeblasene Dampf wird im Abblasebehälter kondensiert.

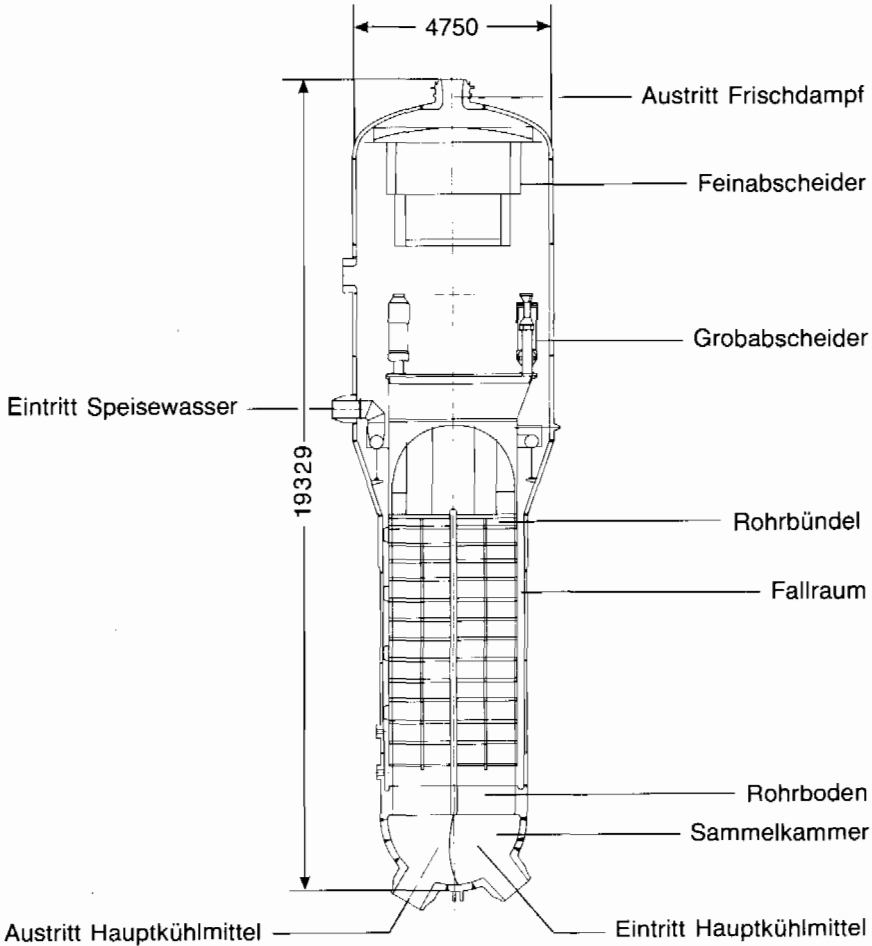


Bild 2-8: Dampferzeuger

Alle Teile des Reaktorkühlkreislaufs, die mit dem Hauptkühlmittel in Berührung kommen, sind entweder aus korrosionsbeständigem Werkstoff hergestellt oder besitzen eine austenitische Schweißplattierung.

2.3.4 Speisewasser-Dampf-Kreislauf

Die wichtigen Komponenten des Speisewasser-Dampf-Kreislaufs (Sekundärkreislaufs) sind aus Bild 2-9 ersichtlich.

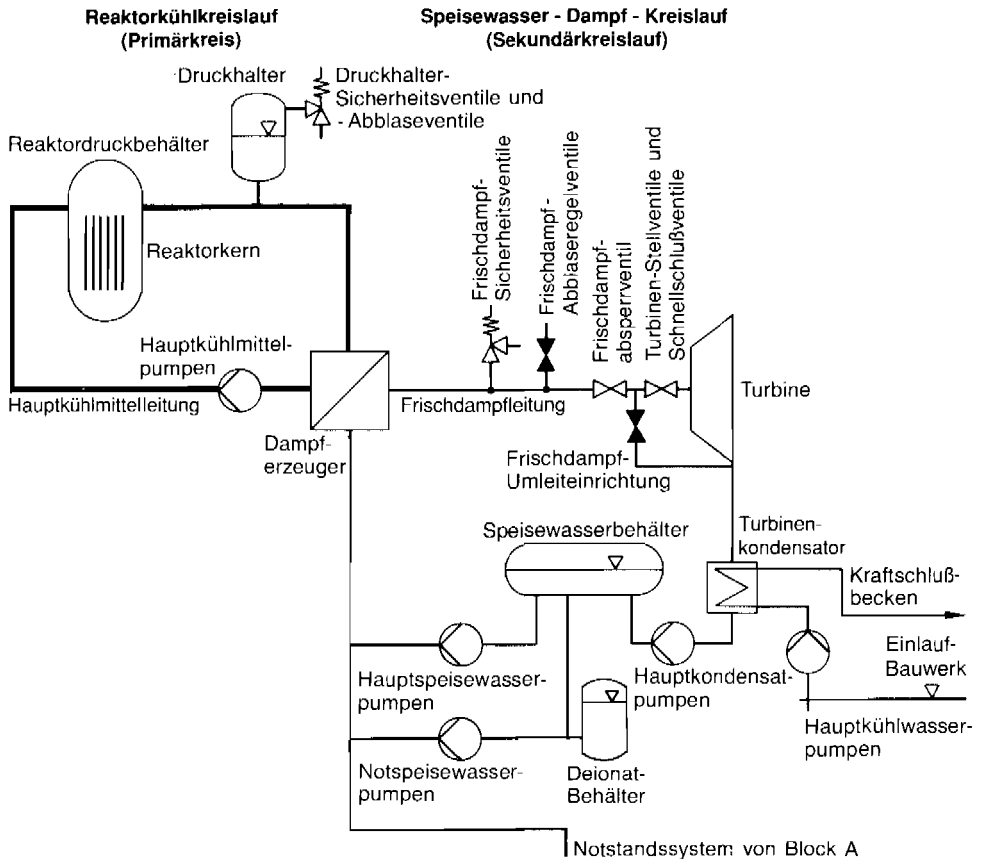


Bild 2-9: Prinzipschaltung des Reaktorkühlkreislaufs und des Speisewasser-Dampf-Kreislaufs

Der in den Dampferzeugern erzeugte Frischdampf gelangt über Turbinenstellventile und schnellschlußventile in den Hochdruckteil und nach Zwischenüberhitzung in die Niederdruckteile der Turbine.

Nach Durchströmen der Turbine wird der entspannte Dampf in den Kondensatoren niedergeschlagen und dann als Wasser von den Hauptkondensatpumpen in den Speisewasserbehälter gefördert. Von 2 der 3 vorhandenen Hauptspeisewasserpumpen wird bei Leistungsbetrieb das Wasser aus dem Speisewasserbehälter über die 4 Hauptspeisewasserleitungen, in denen die Hauptspeisewasser-Regelventile installiert sind, den Dampferzeugern wieder zugeführt. Die Wärmeabfuhr aus dem Kondensator erfolgt mit Hilfe des Hauptkühlwassersystems. Außerdem sind zum Betrieb der Hauptspeisewasserpumpen, der Turbine, des Kondensators und des Hauptkondensatsystems verschiedene Hilfssysteme, insbesondere eine Kühlung über das konventionelle Nebenkühlwassersystem erforderlich.

Wird mehr Dampf erzeugt als die Turbine benötigt oder muß die Turbine infolge einer Störung abgeschaltet werden, so kann der Frischdampf über eine Frischdampf-Umleiteinrichtung direkt in den Kondensator abgeleitet werden. Ist der Kondensator nicht verfügbar, wird der Frischdampf über die Abblaseregelventile oder Frischdampf-Sicherheitsventile über Dach abgeblasen. Auf diese Weise wird die Wärmeabfuhr aus dem Reaktorkühlkreislauf ermöglicht. Eine langfristige Versorgung der Dampferzeuger wird in diesem Fall durch Nachspeisen von Wasser aus den Deionatvorratsbehältern in den Speisewasserbehälter erreicht.

Ist eine Versorgung der Dampferzeuger mit Hilfe der Hauptspeisewasserpumpen nicht möglich, so können das Notspeisewassersystem und das Notstandssystem für diese Aufgabe eingesetzt werden. Diese Systeme werden in den Abschnitten 2.3.9 und 2.3.11 behandelt.

2.3.5 Volumenregel- und Chemikalieneinspeisesystem

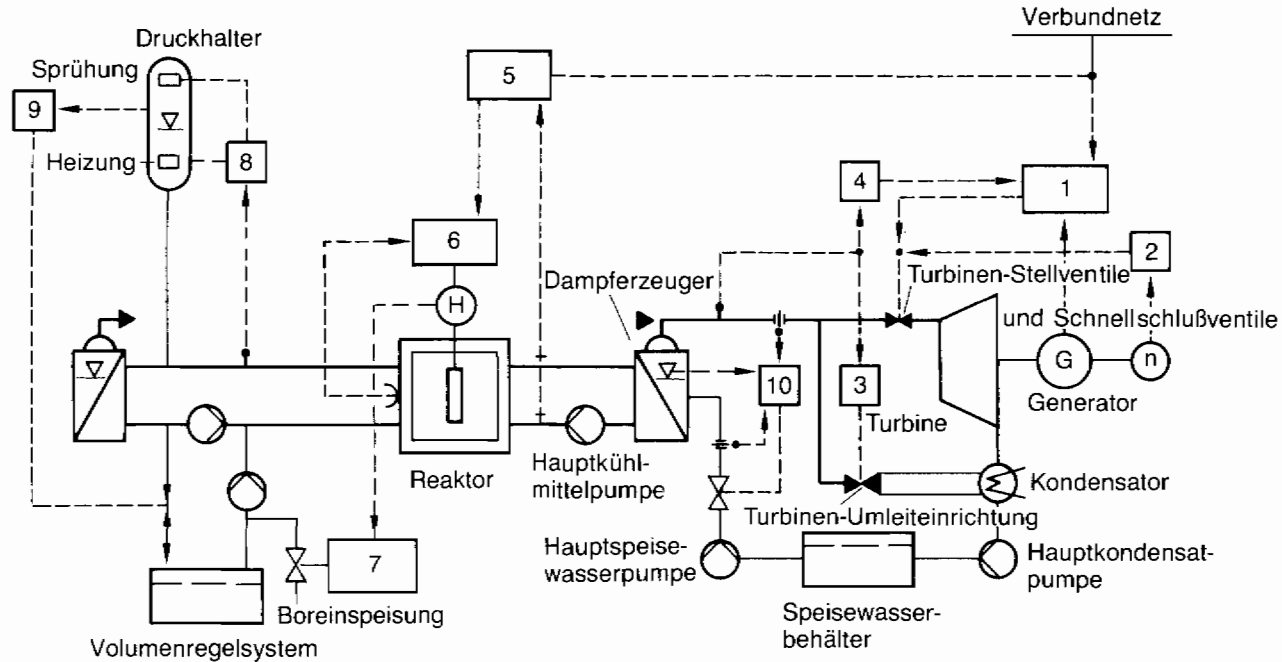
Das notstromgesicherte Volumenregelsystem hat die Aufgabe, Volumenschwankungen im Reaktorkühlkreislauf auszugleichen, die durch Dichteänderungen des Kühlmittels aufgrund betrieblicher Transienten oder durch kleinste Leckagen aus dem Reaktorkühlkreislauf entstehen. Eine weitere Aufgabe des Volumenregelsystems besteht darin, laufend einen Teilstrom vom Kühlmittel aus dem Reaktorkühlkreislauf zu entnehmen, über Reinigungssysteme zu führen und wieder zurückzuspeisen. Außerdem versorgt das Volumenregelsystem die Hauptkühlmittelpumpen mit Sperrwasser. Über das Volumenregelsystem kann außerdem durch die Borsäuredosierpumpen die Borkonzentration im Reaktorkühlkreislauf verändert werden (chemische Reaktivitätsregelung). Dies wird durch Einspeisen von Borsäure oder Deionat (chemisch reines Wasser) erreicht. Das Volumenregelsystem stellt damit, zusammen mit dem Borsäureeinspeisesystem, ein eigenständiges, wenn auch langsam wirkendes Abschaltssystem für den Reaktor dar. Weiterhin kann das Volumenregelsystem beim Abfahren, bei Abschaltung der Hauptkühlmittelpumpen oder bei Versagen der normalen Druckhalterprüfung oder zu ihrer Unterstützung eingesetzt werden.

2.3.6 Regeleinrichtungen

Wesentlich für die Grundkonzeption der Regelung im Leistungsbetrieb des Kernkraftwerks ist, daß sich der Generator und damit die Turbine an die Leistungsanforderungen aus dem Netz anpassen. Bei Änderungen der Leistungsanforderungen wird über die Turbine an die Dampferzeuger und von diesen über die Änderung der Temperatur des Reaktorkühlmittels die Leistung des Reaktors selbstregelnd angepaßt. Z. B. wird bei einer Erhöhung der Leistungsanforderungen durch das Netz dem Reaktorkühlkreislauf über die Dampferzeuger mehr Wärme entzogen. Dies führt zu einer Absenkung der Reaktorkühlmitteltemperatur. Da die Leistung des Reaktors bei abnehmender Reaktorkühlmitteltemperatur zunimmt, paßt sich der Reaktor den geänderten Leistungsanforderungen an. Der Reaktor besitzt damit ein inhärent stabiles Regelverhalten.

Um jedoch die wesentlichen Betriebsparameter bei unterschiedlichen Leistungsanforderungen und Störungen innerhalb vorgegebener Betriebsbereiche zu halten, sind Regeleinrichtungen erforderlich. Die wichtigsten Regeleinrichtungen sind (Bild 2-10):

- Turbinenregelung
- Kühlmitteltemperaturregelung mit Steuerelementbank-Stellungsregelung



- 1 Turbinenleistungsregelung
- 2 Turbinendrehzahlregelung
- 3 Frischdampf-Maximaldruckregelung
- 4 Frischdampf-Minimaldruckregelung
- 5 Kühlmitteltemperaturregelung

- 6 Steuerstab-Steuerung
- 7 Stabbank-Stellungsregelung
- 8 Kühlmitteldruckregelung
- 9 Druckhalter-Wasserstandsregelung
- 10 Speiswasserregelung

—|— Durchflußmessung
 ▽ Niveaumessung

⊥ Druckmessung
 ⊕ Temperaturmessung
 H Steuerstab-Stellung

Ⓜ Drehzahlmessung
 → Neutronenflußmessung

Bild 2-10: Übersicht über die Regleinrichtungen eines Kernkraftwerks mit Druckwasserreaktor

- Kühlmitteldruckregelung mit Druckhalter-Wasserstandsregelung
- Speisewasserregelung

● Turbinenregelung

Im Normalbetrieb speist das Kernkraftwerk die angeforderte elektrische Leistung bei konstanter Drehzahl der Turbine in das Verbundnetz. Damit bei Turbinenschnellabschaltung oder bei Lastabwurf (Ausfall der Netzeinspeisung) der Dampfdruck vor der Turbine nicht unzulässig ansteigt, leitet ein Frischdampf-Maximaldruckregler den überschüssigen Dampf über die Frischdampf-Umleiteinrichtung direkt in den Kondensator. Wenn die Reaktorleistung der Leistungsanforderung durch das Netz nicht folgen kann, reduziert ein Frischdampf-Minimaldruckregler die Turbinenleistung so weit, daß ein minimaler Frischdampfdruck nicht unterschritten wird.

● Kühlmitteltemperaturregelung mit Steuerelementbank-Stellungsregelung

Diese hat die Aufgabe, die mittlere Kühlmitteltemperatur im Leistungsbereich zwischen 36 % und 100 % der Nennleistung konstant auf 303,5 °C zu halten. Als Stellglieder werden die Steuerelemente sowie das Volumenregelsystem mit Boreinspeisung verwendet. Schnelle Leistungsänderungen werden dabei mit den Steuerelementen, langsame dagegen durch Änderung der Borkonzentration ausgeregelt.

Um eine günstige Leistungsverteilung im Reaktorkern zu erreichen, werden die Steuerelemente relativ zueinander verfahren. Zu diesem Zweck kann auch die Borkonzentration des Kühlmittels verändert werden.

Um eine störungsbedingte Leistungserhöhung schon vor dem Ansprechen des Reaktorschutzsystems durch Regelungsmaßnahmen abzufangen, sind zusätzliche Begrenzungseinrichtungen vorgesehen. Diese Begrenzungen wirken insbesondere auf das Verfahren von Steuerelementen; sie können auch einen Steuerelementeinwurf auslösen.

● Kühlmitteldruckregelung mit Druckhalter-Wasserstandsregelung

Die Kühlmitteldruckregelung hat bei Leistungsbetrieb die Aufgabe, den Kühlmittel- druck, unabhängig von auftretenden Störungen, auf 15,5 MPa zu halten. Als Stellglieder sind Druckhalter-Heizstäbe und -Sprühventile vorhanden.

Durch die Druckhalter-Wasserstandsregelung werden die vom Volumenregelsystem zugeführte Kühlmittelmenge und die abströmende Menge so geregelt, daß der Druckhalter-Wasserstand konstant bleibt.

● Speisewasserregelung

Aufgabe der Speisewasserregelung ist es, den Speisewasserzufluß zum Dampferzeuger an die zur Turbine abströmende Dampfmenge anzupassen, um den Dampferzeuger-Wasserstand in bestimmten Grenzen zu halten. Dazu sind folgende Regelungen vorhanden:

- Hauptspeisewasserregelung „Hauptlast“
- Hauptspeisewasserregelung „Schwachlast“
- Notspeisewasserregelung

Regelgröße ist stets der Dampferzeuger-Wasserstand. Die Hauptlastregelung kommt bei einer Reaktorleistung von mehr als 25 % zum Einsatz, bei niedrigerer Reaktorleistung greift die Schwachlastregelung ein. Stellglieder sind jeweils Regelventile in den zu den Dampferzeugern führenden vier Hauptspeisewasserleitungen.

Die Notspeisewasserregelung hat die Aufgabe, bei Ausfall oder Abschaltung der Hauptspeisewasserpumpen einen Mindestwasserstand im Dampferzeuger zu halten und so ein Ausdampfen der Dampferzeuger zu verhindern. Stellglieder sind Regelventile in den zu den Dampferzeugern führenden vier Notspeisewasserleitungen.

2.3.7 Kühlmitteldruckbegrenzung

Die vierkanalig aufgebaute Kühlmitteldruckbegrenzung hat die Aufgabe, unzulässigen Kühlmitteldruckänderungen, die durch die Kühlmitteldruck-Regeleinrichtung nicht mehr kompensiert werden können, frühzeitig entgegenzuwirken. Je nach Richtung und Größe der Abweichung vom Kühlmitteldruck-Sollwert, der selbst wieder von der Reaktoreintrittstemperatur abhängt, werden, vorrangig vor Befehlen der Regelung, unterschiedliche Gegenmaßnahmen eingeleitet. Bei heißem Reaktor (Reaktoreintrittstemperatur höher als ca. 280 °C) ist ein Kühlmitteldruck-Sollwert von 15,5 MPa (Überdruck) vorgegeben. Steigt der Kühlmitteldruck über diesen Wert an, so werden folgende Aktionen ausgelöst:

- Öffnen aller Sprühventile bei ca. 15,95 MPa und Aus-Befehl für die Druckhalterheizung
- Öffnen des 1. Druckhalter-Abblaseventils bei 16,1 MPa
- Öffnen des 2. Druckhalter-Abblaseventils bei 16,3 MPa

Bei fallendem Systemdruck werden folgende Aktionen ausgelöst:

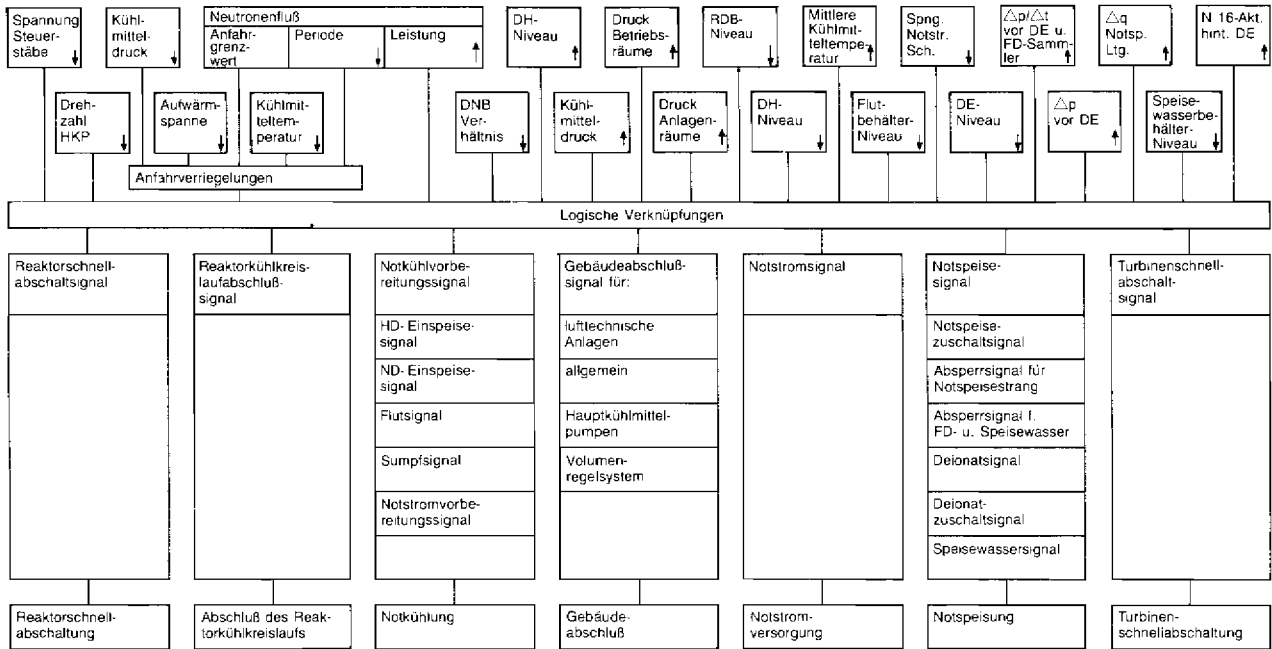
- Schließbefehl für den Abblaseabsperrschieber des 2. Druckhalter-Abblaseventils, wenn das Abblaseventil bei einem Systemdruck unterhalb 16,1 MPa länger als 5 s offen ist
- Schließbefehl für den Abblaseabsperrschieber des 1. Druckhalter- Abblaseventils, wenn das Abblaseventil bei einem Systemdruck unterhalb 15,9 MPa länger als 5 s offen ist
- Zuschalten der Druckhalterheizung bei Unterschreiten von 14,8 MPa und Zu-Befehl für alle Sprühventile, Abblasesteuerventile sowie Abblaseabsperrventile (sofern das Abblaseventil nicht schließt)

2.3.8 Reaktorschutzsystem

Das Reaktorschutzsystem hat die Aufgabe, die für die Sicherheit der Reaktoranlage und der Umgebung wesentlichen Prozeßgrößen im bestimmungsgemäßen Betrieb und bei Störfällen zu überwachen, zu verarbeiten und notwendig werdende Schutzaktionen auszulösen. Zur Auslösung von Schutzaktionen werden Reaktorschutzsignale gebildet, die die benötigten Sicherheitssysteme automatisch steuern. Vom Reaktorschutzsystem werden z. B. folgende Schutzaktionen ausgelöst (Bild 2-11):

- Reaktorschnellabschaltung
- Abschluß des Reaktorkühlkreislaufs
- Nachwärmeabfuhr (Notkühlung und Notspeisewasserversorgung)
- Gebäudeabschluß
- Notstromversorgung

Das Reaktorschutzsystem (Bild 2-12) besteht aus den Teilsystemen zur analogen Meßwertfassung und Grenzsignalbildung (Anreegebene), zur logischen Wertung und Verknüpfung (Logikebene) und zur Auslösesignalbildung (Steuerebene).



- $\Delta p/\Delta t$ vor DE = Zeitliche Druckänderung vor den Dampferzeugern
 Δp vor DE = Druckdifferenz vor den Dampferzeugern
 Δq Notsp. Lig. = Durchsatzunterschiede in den Notspeisewasserleitungen
 DE-Niveau = Dampferzeuger-Wasserstand
 DH-Niveau = Druckhalter-Wasserstand
 DNB-Verhältnis = Überschreiten der kritischen Heizflächenbelastung
 FD = Frischdampf
 HD = Hochdruck
 HKP = Hauptkühlmittelpumpe
 ND = Niederdruck
 N 16-Akt. hint. DE = Stickstoff-16-Aktivität hinter den Dampferzeugern
 Spng. Notstr. Sch. = Spannung Notstromschielenen
 RDB-Niveau = Reaktordruckbehälter-Füllstand

Ansprechen bei
 Grenzwert-Über- ↑
 bzw. -Unter- ↓
 schreitung

Bild 2-11: Anregekriterien und Auslösesignale des Reaktorschutzsystems

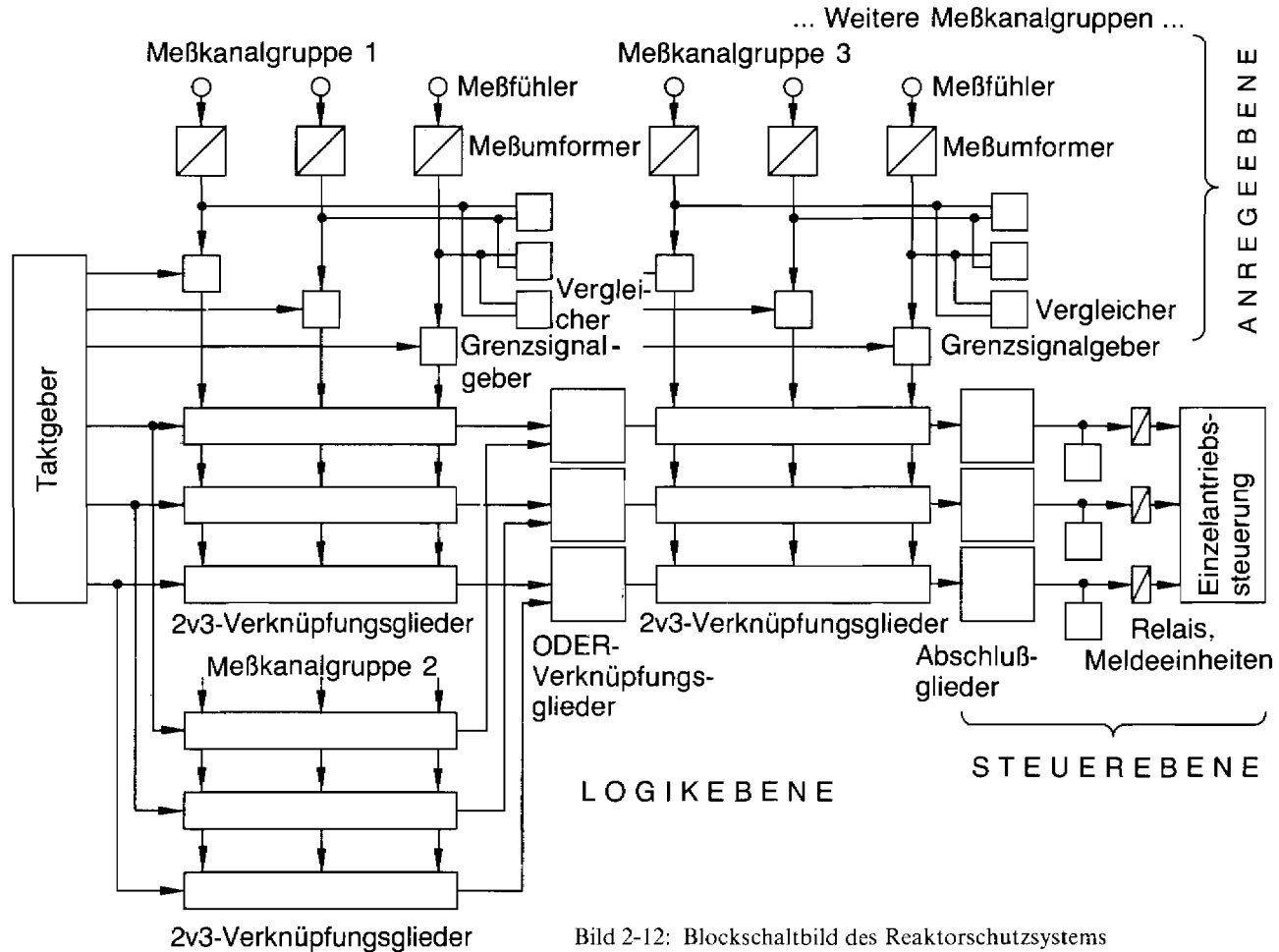


Bild 2-12: Blockschaltbild des Reaktorschutzsystems

Die Anregeebene umfaßt die Meßkanalgruppen für die verschiedenen Prozeßvariablen (Kühlmitteldruck, Kühlmitteltemperatur, Drehzahl der Hauptkühlmittelpumpen usw.), die zumindest dreifach gemessen werden. Durch Vergleiche werden die einzelnen Messungen innerhalb einer Gruppe auf Abweichungen überwacht. In Grenzsinalgebern werden die Prozeßvariablen mit Grenzwerten verglichen. Ein Über- oder Unterschreiten dieser Werte wird signalisiert.

Die Logikebene ist der Teil des Reaktorschutzsystems, in dem die Grenzsinalgebern logisch miteinander verknüpft werden. Stehen mindestens 2 von 3 Grenzsinalen einer Meßkanalgruppe an, so wird dies als Grenzwertüberschreitung gewertet.

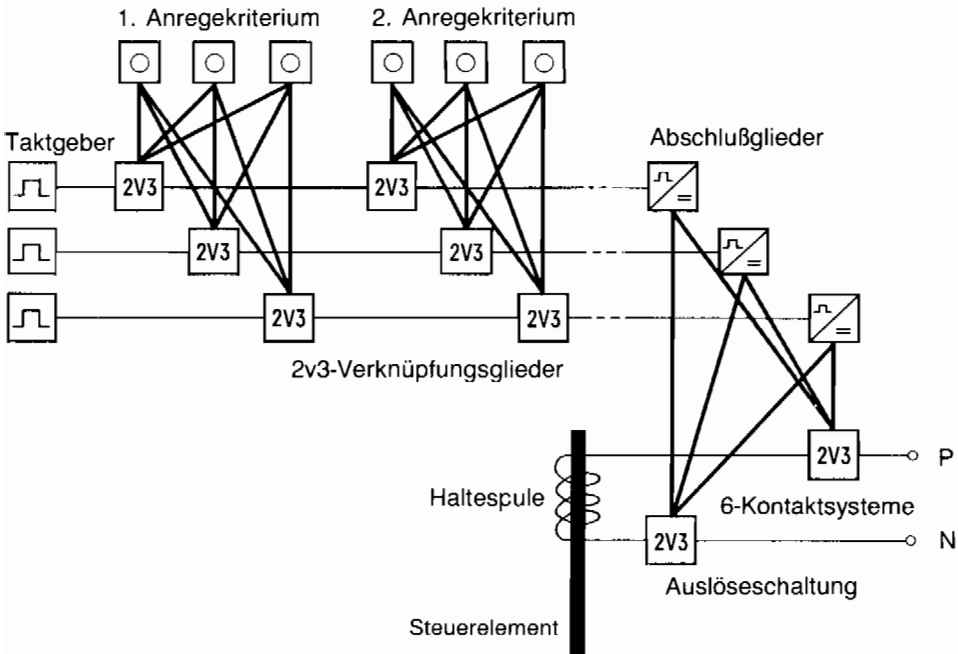


Bild 2-13: Aufbau des Reaktorschutzsystems für die Schutzaktion Reaktorschnellabschaltung

Die Logikebene arbeitet nach einem dynamischen Prinzip, d. h. mit kontinuierlich durchlaufenden Taktimpulsen. Ein fehlerhaftes Ausbleiben von Takten ist auslösegerichtet (Fail-Safe-Prinzip) und selbstmeldend.

Die Stueerebene des Reaktorschutzsystems ist der Teil des Reaktorschutzsystems, in dem Signale des Logikteils an die schaltungstechnischen Gegebenheiten der aktiven Sicherheitseinrichtungen angepaßt werden. Hierzu werden die aus der Logikebene ankommenden dynamischen Signale (Taktimpulse) innerhalb elektronischer Schaltungen (Abschlußglieder) in statische Signale umgesetzt. Diese statischen Signale betätigen Relais, mit deren Hilfe die Reaktorschutzsignale die 6-Kontaktsysteme der Reaktorschnellabschaltung und die Betätigungsebene ansteuern (Bild 2-13).

In der Betätigungsebene schließlich werden „Ein“- und „Aus“- bzw. „Auf“- und „Zu“- Befehle an die Schaltgeräte der einzelnen Komponenten (z. B. Einzelantriebssteuerung für

Pumpen, Ventile) ausgegeben. Dabei wird der Vorrang der Reaktorschutzsignale vor anderen Signalen sichergestellt.

2.3.9 Elektrische Energieversorgung

Bild 2-14 zeigt den Übersichtsschaltplan für die elektrische Energieversorgung der Referenzanlage. Während des Leistungsbetriebs speist der Generator über die beiden Hauptnetzeinspeisungen, zu denen auch die Maschinentransformatoren gezählt werden, elektrische Energie in das Verbundnetz ein. Über die 27-kV-Schiene und die beiden Eigenbedarfstransformatoren werden die 10-kV-Schienen der Eigenbedarfsanlage versorgt. Bei einem Ausfall der Turbine oder des Generators wird der Generatorschalter geöffnet. Die Versorgung der Eigenbedarfsanlage kann dann unterbrechungslos vom Netz übernommen werden. Fallen beide Hauptnetzeinspeisungen aus, so wird die Turbine auf Eigenbedarfsleistung abgefahren. Bei einem Fehler im Bereich der 27-kV-Schiene oder der beiden Eigenbedarfstransformatoren oder bei einem Ausfall der Hauptnetzanschlüsse mit anschließendem Versagen des Lastabwurfs auf Eigenbedarf wird automatisch auf den Reservenetzanschluß umgeschaltet. Dieser übernimmt die Weiterversorgung der Eigenbedarfs- und Notstromanlagen.

Sicherheitstechnisch wichtige Komponenten sind an das Notstromsystem angeschlossen. Dies wird normalerweise von der Eigenbedarfsanlage mit Energie versorgt. Bei einem Ausfall der Spannung an einer der vier 10-kV-Notstromschienen wird deren Verbindung zur Eigenbedarfsanlage getrennt und der zugehörige Notstromdiesel gestartet. Zur Begrenzung der Laufzeit der Notstromdiesel oder zur Versorgung von 10-kV-Notstromschienen, die aufgrund des Ausfalls von Notstromdieseln spannungslos geblieben sind, bestehen noch folgende Möglichkeiten:

- Schließen der Querverbindungen zwischen den Eigenbedarfsanlagen der Blöcke A und B und anschließend Ankupplung der betroffenen Notstromschienen an die Eigenbedarfsschienen.
- Umschalten der Energieversorgung für den Bedarf von zwei aus vier frei wählbaren Redundanzen des Notstromsystems auf die 20-kV-Leitung der Elektrizitätswerke Rheinhessen, auf die Eigenbedarfsschienen und von dort auf die Notstromschienen.

Neben den 10-kV-Schienen sind im Notstromsystem 380-V-Schienen vorhanden. 220-V- und 24-V-Gleichstromschienen werden über Gleichrichter aus den 380-V-Notstromschienen gespeist. Durch parallel geschaltete Batterien wird bei einem vorübergehenden Ausfall der Spannung an den 380-V-Schienen eine unterbrechungslose Versorgung der Gleichstromschiene erreicht. Zur unterbrechungslosen Drehstromversorgung sind Schienen vorhanden, die über Umformer aus den 220-V-Gleichstromschienen gespeist werden. Die Maschinentransformatoren werden durch das konventionelle Nebenkühlwassersystem gekühlt. Die Notstromdiesel werden vom nuklearen Nebenkühlwassersystem gekühlt.

2.3.10 Notspeisewassersystem

Das viersträngig aufgebaute Notspeisewassersystem (Bild 2-15) hat die Dampferzeuger dann mit Wasser zu versorgen, wenn die Hauptspeisewasserpumpen diese Aufgabe nicht erfüllen können.

Steht der Kondensator als Wärmesenke nicht zur Verfügung (z. B. im Notstromfall), so wird der anfallende Frischdampf über die Abblaseregelventile oder über die Frischdampf-

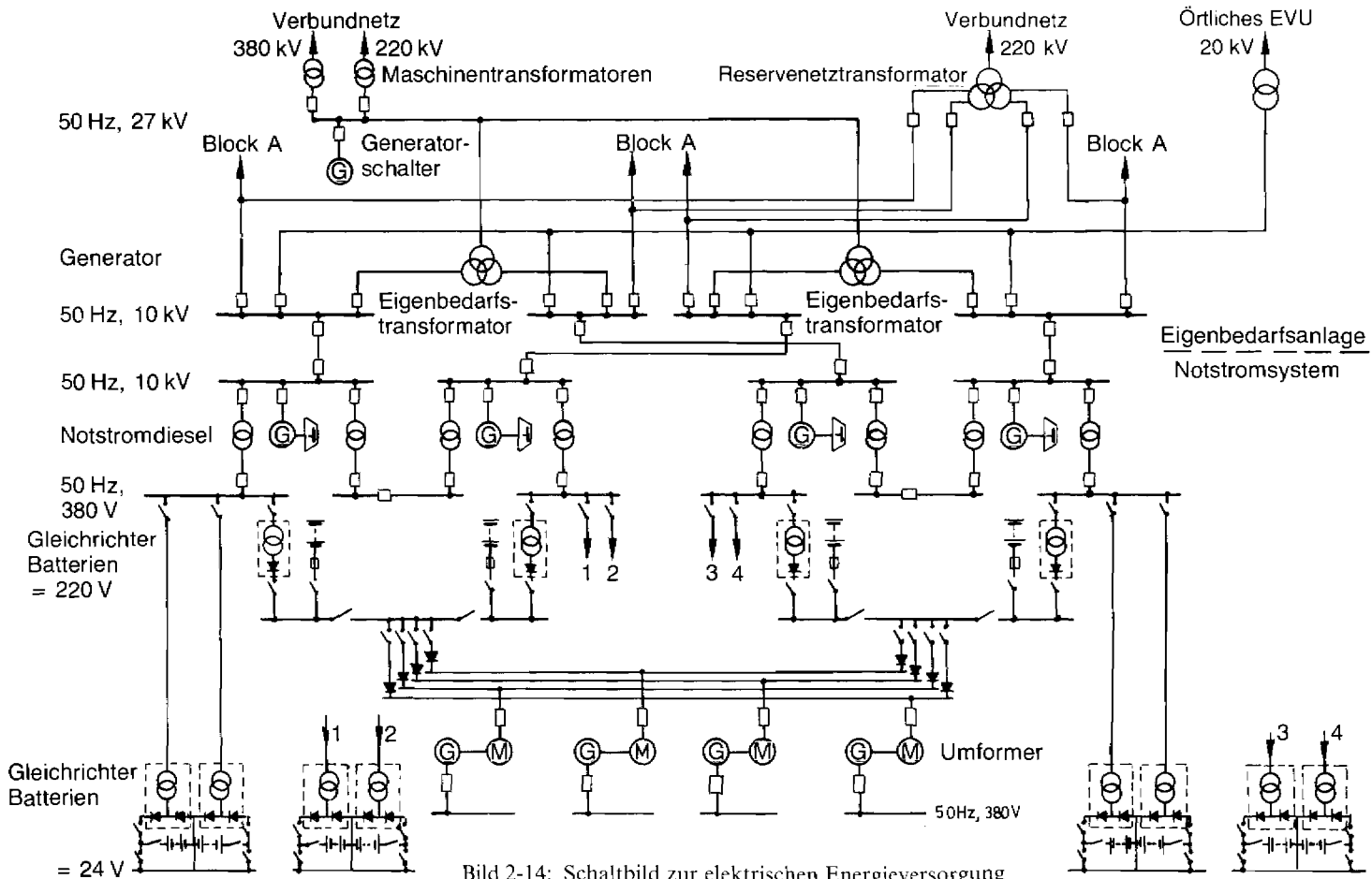


Bild 2-14: Schaltbild zur elektrischen Energieversorgung

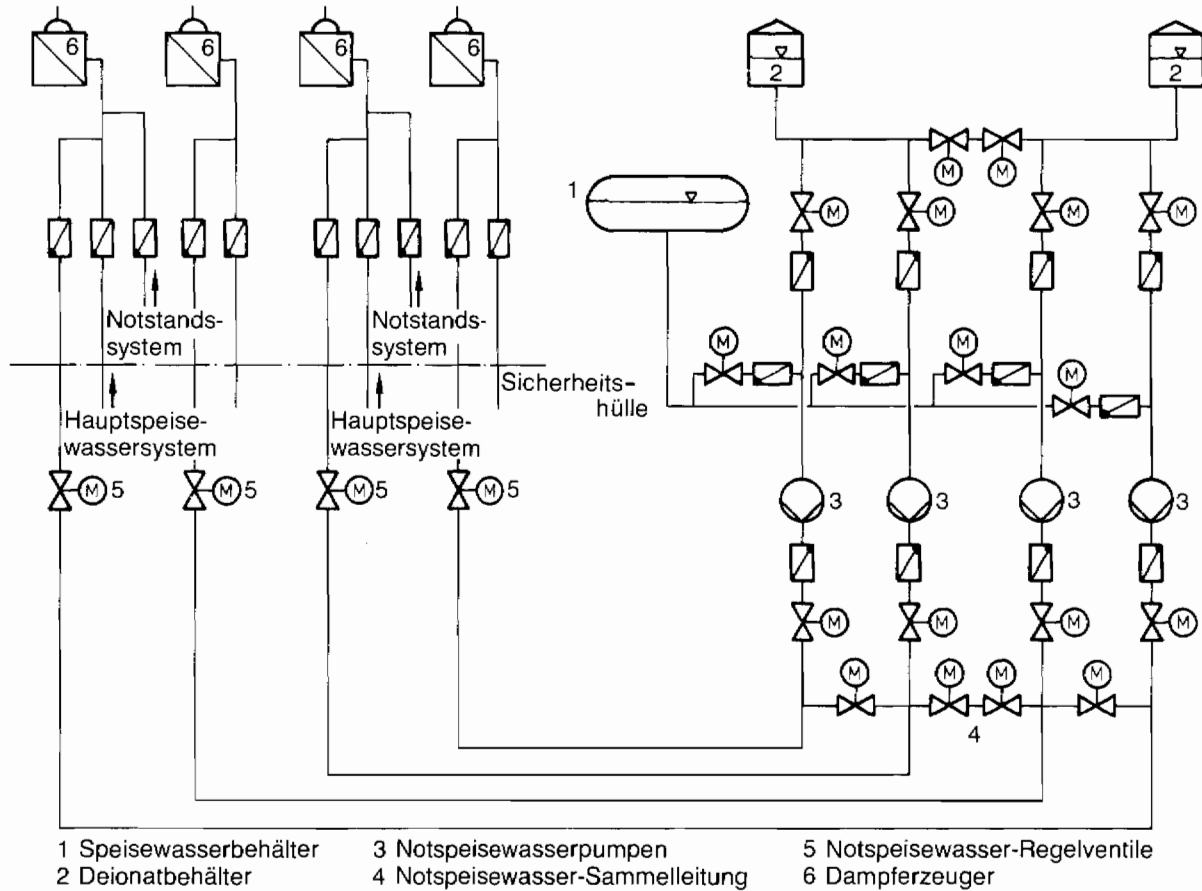


Bild 2-15: Notspeisewassersystem

Sicherheitsventile über Dach abgegeben. Um die Dampferzeuger ausreichend lange mit Wasser versorgen zu können, verfügt das Notspeisewassersystem durch das Deionatsystem über Wasserreserven, mit denen die Wärmeabfuhr aus dem Reaktorkühlkreislauf 10 bis 15 Stunden aufrechterhalten werden kann.

2.3.11 Not- und Nachkühlsystem

Das Not- und Nachkühlsystem (Bild 2-16) hat sowohl betriebliche als auch sicherheitstechnische Aufgaben.

Beim Abfahren des Kernkraftwerks wird das Not- und Nachkühlsystem in Betrieb genommen, wenn Druck und Temperatur im Reaktorkühlkreislauf ausreichend abgesenkt sind. Es übernimmt dann die Aufgabe, die im Reaktorkern anfallende Nachzerfallwärme abzuführen und den Reaktorkühlkreislauf weiter abzukühlen (Nachkühlung).

Bei Störfällen, die zu einem Kühlmittelverlust aus dem Reaktorkühlkreislauf führen, hat das Not- und Nachkühlsystem die Aufgabe, das Kühlmittelinventar des Reaktorkühlkreises aufrechtzuerhalten und eine ausreichende Kühlung des Reaktorkerns sicherzustellen (Notkühlung).

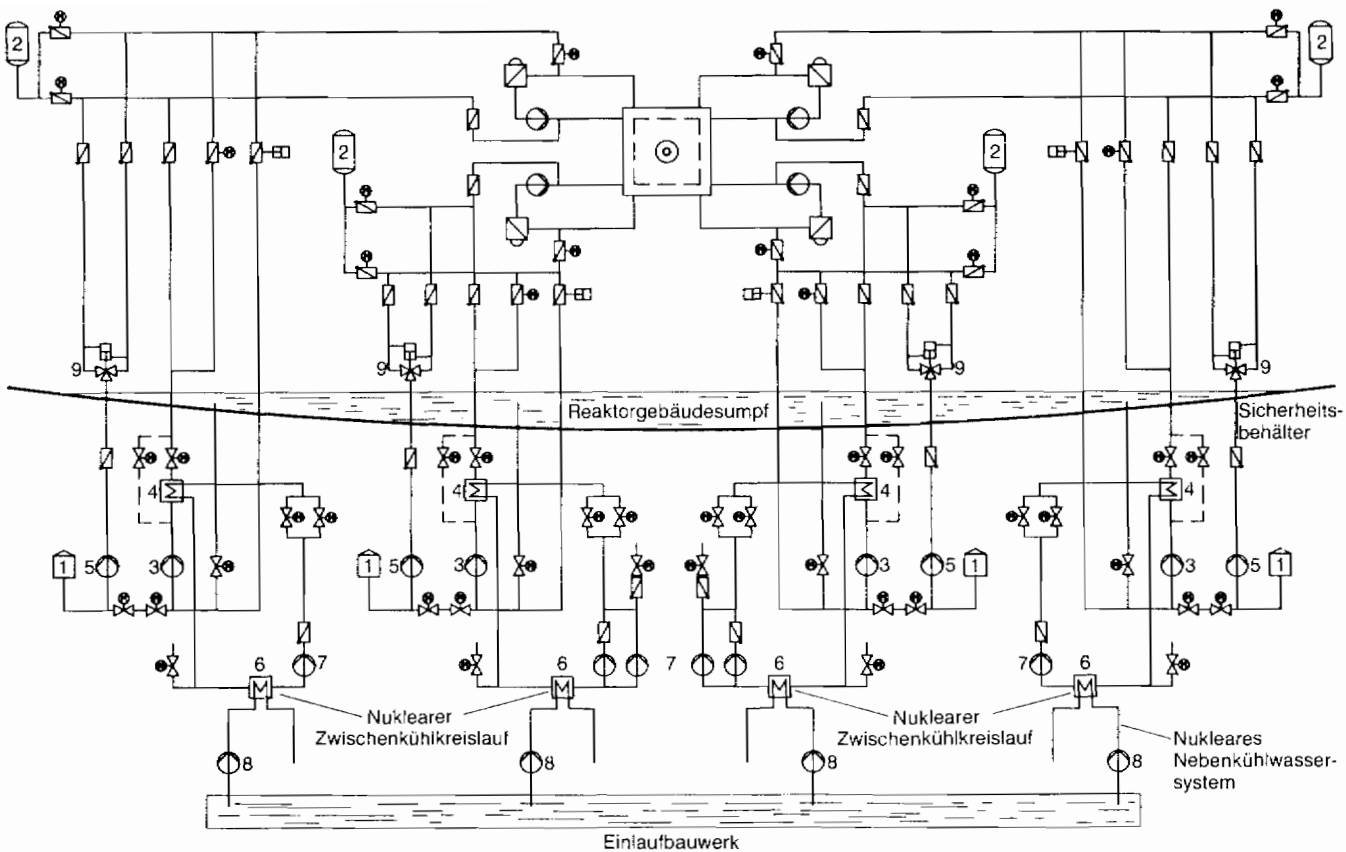
Um diese Aufgaben erfüllen zu können, enthält das Not- und Nachkühlsystem die folgenden Teilsysteme:

- Hochdruck-Einspeisesystem mit Sicherheitseinspeisepumpen
- Niederdruck-Einspeisesystem mit den Nachkühlpumpen
- Druckspeicher

Das Not- und Nachkühlsystem ist viersträngig aufgebaut und notstromgesichert. Die Einspeiseleitungen des Not- und Nachkühlsystems sind an die kalten und heißen Hauptkühlmittelleitungen angeschlossen. Die Nachkühlpumpen und Druckspeicher speisen gleichzeitig in die kalten und heißen Hauptkühlmittelleitungen ein. Die Sicherheitseinspeisepumpen sind über Dreiwegeventile so geschaltet, daß sie vorzugsweise in die kalten Hauptkühlmittelleitungen fördern. Bei einem Leck in einer kalten Hauptkühlmittelleitung schaltet das Dreiwegeventil die zugehörige Sicherheitseinspeisepumpe auf die heiße Hauptkühlmittelleitung um.

Bei großen Leckquerschnitten fällt der Druck im Reaktorkühlkreislauf schnell ab. Das Hochdruck-Einspeisesystem wird in diesem Fall nicht benötigt. Die Druckspeicher und das Niederdruck-Einspeisesystem fördern boriertes Wasser in den Reaktorkühlkreislauf. Dabei entnehmen die Nachkühlpumpen zunächst das Wasser aus den Flutbehältern (Flutbetrieb). Sind die Flutbehälter entleert, so saugen die Nachkühlpumpen das im unteren Teil des Sicherheitsbehälters (Reaktorgebäudesumpf) angesammelte Wasser an und fördern es über die Nachwärmekühler wieder in den Reaktorkühlkreislauf (Sumpf-Umwälzbetrieb).

Bei kleineren Leckquerschnitten sinkt der Druck im Reaktorkühlkreislauf nur langsam ab. Daher kommt zunächst das Hochdruck-Einspeisesystem zum Einsatz. Diese saugen das Wasser aus den Flutbehältern an. Ist die Leckgröße so klein, daß die Nachwärme nicht über das Leck abgeführt werden kann, dann muß Wärme auch über die Dampferzeuger abgeführt werden. Mit dem Speisewasser-Dampf-Kreislauf müssen dann über die Dampferzeuger Kühlmitteldruck und -temperatur im Reaktorkühlkreislauf so weit abgesenkt werden (Abfahren), daß das Niederdruck-Einspeisesystem in Betrieb genommen werden kann.



- | | | |
|-----------------|-----------------------------|------------------------|
| 1 Flutbehälter | 4 Nachwärmekühler | 7 Zwischenkühlpumpe |
| 2 Druckspeicher | 5 Sicherheitseinspeisepumpe | 8 Nebenkühlwasserpumpe |
| 3 Nachkühlpumpe | 6 Nuklearer Zwischenkühler | 9 Dreiwegeventil |

Bild 2-16: Not- und Nachkühlssystem

Zur Sicherstellung der Notkühlung ist die Funktion der nachgeschalteten Kühlkette von Bedeutung, die aus ebenfalls viersträngig ausgeführten und notstromgesicherten Systemen, dem nuklearen Zwischenkühlkreis und dem nuklearen Nebenkühlwassersystem, besteht. Der nukleare Zwischenkühlkreislauf übernimmt von den Nachwärmekühlern des Not- und Nachkühlsystems die Wärme und gibt sie über einen weiteren Wärmetauscher an das nukleare Nebenkühlwassersystem ab, das von Flußwasser gekühlt wird. Durch die Zwischenschaltung des nuklearen Zwischenkühlkreises zwischen Not- und Nachkühlsystem und Nebenkühlwassersystem wird sichergestellt, daß bei Kühlerleckagen keine radioaktiven Stoffe in den Fluß gelangen können.

2.3.12 Notstandssystem

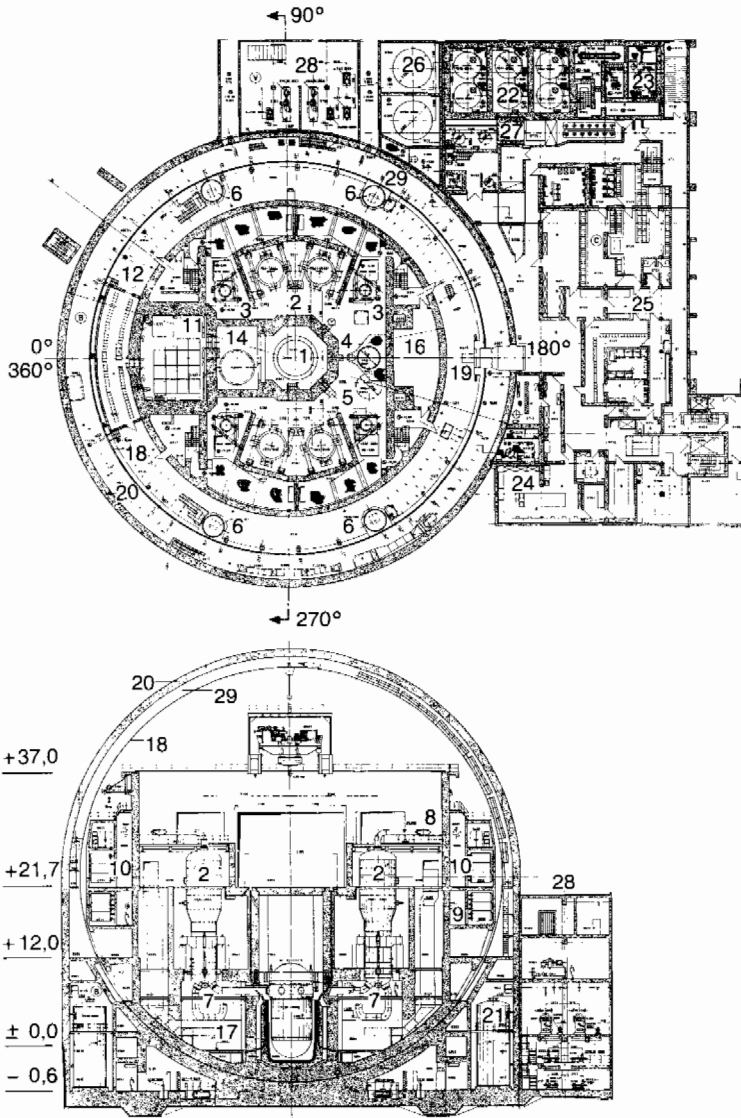
Das Notstandssystem dient in erster Linie dazu, bei Beschädigungen außerhalb des Sicherheitsbehälters, die bei Einwirkungen von außen auftreten können, die Anlage in einen sicheren Zustand zu überführen. Dazu muß das Notstandssystem die Nachwärmeabfuhr sicherstellen.

Von Block A aus ist es möglich, den gestörten Block B anzusteuern. Durch Betätigen von Armaturen können vom Block A aus zwei Dampferzeuger in Block B mit Notspeisewasser versorgt werden (siehe die Anschlüsse an das Notstandssystem in Bild 2-15). Weiterhin kann boriertes Wasser von Block A aus in den Reaktorkühlkreislauf eingespeist werden. Außerdem kann Block A die Notstands-Stromversorgung des Blockes B übernehmen.

2.3.13 Sicherheitsbehälter und Ringraumabsaugung

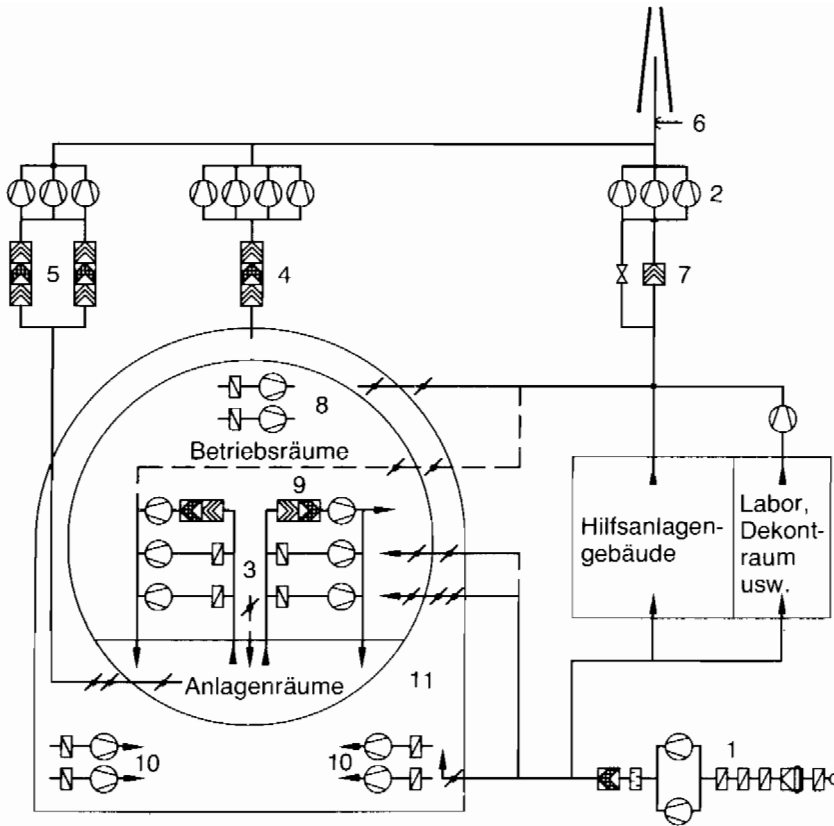
Zur Aktivitätsrückhaltung bei Störfällen besitzt das Kernkraftwerk eine Sicherheitsumschließung. Sie besteht aus einem kugelförmigen Sicherheitsbehälter aus Stahl und einer äußeren Stahlbetonhülle, zwischen denen sich der Ringraum befindet (Bilder 2-17 und 2-18). Durch die Wand des Sicherheitsbehälters führen eine Reihe von Rohrleitungen und Kabeln, die zum Betrieb der innerhalb der Sicherheitshülle angeordneten Systeme erforderlich sind. Diese Durchführungen sind gasdicht und druckfest ausgeführt. Besonders beanspruchte Durchführungen sind zusätzlich abgekammert und an ein Leckageabsaugsystem angeschlossen. Alle an das Primärsystem anschließenden Rohrleitungen, die den Sicherheitsbehälter durchdringen, insbesondere die Zu- und Fortluft-Leitungen der Unterdruckhaltung, können durch zwei hintereinanderliegende Armaturen abgesperrt werden. Die Stahlbetonhülle umschließt den Sicherheitsbehälter und bildet die Außenwand des Reaktor Gebäudes (Bild 2-17). Sie schützt bei Störfällen die Umgebung gegen Direktstrahlung aus dem Sicherheitsbehälter und schirmt die Reaktoranlage gegen Einwirkungen von außen ab.

Bei einem Störfall mit Dampfausströmung in den Sicherheitsbehälter wird durch das Reaktorschutzsystem der Gebäudeabschluß ausgelöst. Dadurch werden alle Rohrleitungsdurchführungen, die nicht zur Störfallbeherrschung erforderlich sind, automatisch geschlossen. Der Ringraum wird durch die Ringraumabsaugung auf Unterdruck gehalten. Dadurch können Aktivitätsfreisetzungen aufgrund kleinerer Leckagen des Sicherheitsbehälters erfaßt und kontrolliert über Filter und Kamin abgegeben werden. Bild 2-18 zeigt das Prinzipschaltbild der Lüftungstechnischen Anlagen.



- | | |
|---|------------------------------------|
| 1 Reaktor | 16 Armaturenraum |
| 2 Dampferzeuger | 17 Schildkühlgebläseraum |
| 3 Hauptkühlmittelpumpe | 18 Sicherheitsbehälter |
| 4 Druckhalter | 19 Personenschleuse |
| 5 Druckhalter-Abblasetank | 20 Äußere Betonabschirmung |
| 6 Druckspeicher | 21 Flutbehälter |
| 7 Hauptkühlmittelleitung | 22 Kühlmittelspeicher |
| 8 Frischdampfleitung | 23 Kühlmittel-Verdampferanlage |
| 9 Speiswasserleitung | 24 Heißes Labor |
| 10 Umluftanlage | 25 Wasch-, Dusch- und Umkleieräume |
| 11 Brennelementbecken | 26 Deionatbehälter |
| 12 Lager für neue Brennelemente | 27 Abluftkamin |
| 13 Lademaschine | 28 Zwischentrakt |
| 14 Abstellbecken für Kerneinbauten | 29 Ringraum |
| 15 Abstellplatz für Druckbehälterdeckel | |

Bild 2-17: Reaktorgebäude mit Einbauten und Reaktorhilfsanlagengebäude



- | | |
|---|-------------------------------|
| 1 Zuluftanlage | 6 Aktivitätsüberwachung |
| 2 Abluftanlage | 7 Fortluftfilter |
| 3 Umluftanlage Anlagenräume | 8 Umluftanlagen Betriebsräume |
| 4 Ringraumabsaugung mit Filter | 9 Filteranlage Betriebsräume |
| 5 Unterdruckhaltung Anlagenräume mit Filter | 10 Umluftanlage Ringraum |
| | 11 Ringraum |

Bild 2-18: Lufttechnische Anlagen

2.4 Berücksichtigte Systemänderungen in der Risikostudie, Phase B

In der Phase B werden sicherheitsrelevante Systemänderungen und Änderungen des Betriebshandbuchs berücksichtigt, die in der Anlage Biblis B seit der Beendigung der Phase A durchgeführt wurden. Außerdem werden geplante Änderungen, für die bewertungsfähige Unterlagen des Betreibers vorlagen, unter dem Vorbehalt entsprechender Realisierung bewertet.

2.4.1 Im Kernkraftwerk Biblis B durchgeführte Systemänderungen, die sich aus den Untersuchungen der Phase A der Risikostudie oder aus anderen Gründen ergaben

- **Reaktorschnellabschaltsystem**
 - Abschaltung der 220 V-Sammelschiene für die Steuerelement-Antriebe vom Signal zur Reaktorschnellabschaltung
- **Not- und Nachkühlkette**
 - Störfallfeste Meßumformer für die Verriegelung der TH-Entnahmemarmaturen
 - Absperren der Druckspeicherarmaturen bei einem Druck im Reaktorkühlkreislauf < 7 bar (Verhinderung von Stickstoffeinspeisung in den Primärkreis)
 - Überwachung der Notkühlbereitschaft des nuklearen Zwischenkühlkreises und des nuklearen Nebenkühlwassersystems
 - Einbau neuer Nachkühlpumpen mit geringerer erforderlicher Zulaufhöhe (kavitationsfreier Betrieb bei Siedezustand im Sumpf)
 - Installation von Druckentlastungsleitungen mit Armaturen NW 15 zur Druckentlastung der Nachkühlstränge beim Anfahren des Kraftwerks und bei den vierwöchentlichen Funktionsprüfungen
 - Verriegelung des Auffahrens der Prüfarmatur mit der ZU-Stellungsmeldung des Kegels der Erstabspernung
- **Volumenregelsystem**
 - Teilüberbrückung von Gebäudeabschlußsignalen, Verriegelungsänderung der Abdrückpumpe und störfallfeste Armaturen für die Druckhalter-Hilfssprühung
 - Einbau einer zweiten Hilfssprühleitung
- **Speisewasser-Dampf-Kreislauf**
 - Störfallfeste Meßumformer zur Dampferzeuger-Niveauregelung
 - Verriegelungsänderung der Deionatpumpen und Deionat-Druckerhöhungspumpen
 - Teilautomatisierung des Abfahrens mit 100 K/h bei kleinem Leck und Einbau eines Linienschreibers zur Überwachung
 - Handbetätigung von zwei 100%-Frischdampf-Sicherheitsventilen, zur Unterstützung der Frischdampf-Abblaseregelventile beim Abfahren mit 100 K/h und Ausfall der Hauptwärmesenke
 - Verbesserungen der Frischdampf-Abblasestation durch
 - absperrbare 15%-Frischdampf-Sicherheitsventile, die pneumatisch offen gehalten werden können,
 - Frischdampf-Schnellschlußventile anstelle von Schiebern,
 - „basissichere“ Ausführung
 - Automatisches Teilabfahren bei Ausfall der Hauptwärmesenke
 - Auslösung der $\Delta p/\Delta t$ -Signale, wenn die ND-Einspeisesignale innerhalb 200s nach Auslösung der Notkühlvorbereitungssignale anstehen
 - Rücksetzen der $\Delta p/\Delta t$ -Signale von der Warte aus
- **Druckhaltesystem und Kühlmitteldruckregelung/-begrenzung**
 - Einbau einer Kühlmitteldruckbegrenzung und einer neuen Kühlmitteldruckregelung
 - Ansteuerung der Druckhalter-Abblasestränge durch zusätzliche Absperresignale und Ertüchtigung der Stellungsmeldung der Druckhalter-Abblaseventile

- Verbesserte Ausführung der Impulsleitungen der Druckhalter-Sicherheitsventile

- **Eigenbedarfs- und Notstromanlage**
 - Möglichkeit der NetZRückschaltung bei Ausfall von Notstromdieseln
 - Startwiederholung der Notstromdiesel
 - Installation eines Reservenetzanschlusses mit automatischer Zuschaltung, Auslegung der Verbindung zu Block A für die volle Eigenbedarfsleistung und Herstellung einer Kabeleinspeisung
 - Maßnahmen zur besseren Abfangsicherheit auf Eigenbedarf

- **Betriebshandbuch (Handmaßnahmen zur Störfallbeherrschung) und Gefahrenmeldungen**
 - Überarbeitung der Logikfahne 13.23 für Lecks am Druckhalter: Handbetätigung der redundanten Absperrarmaturen in der Druckhalter-Abblaseleitung bzw. in der Steuerleitung
 - Überarbeitung der Logikfahnen 13.21 und 13.23 für kleine Lecks: Abschaltung der Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen bei Druckhalter-Wasserstand > 8 m
 - Überarbeitung der Logikfahnen für Kühlmittelverluststörfälle: Störfallfeste Differenzdruckmeßumformer für den Druckhalter- Wasserstand
 - Überarbeitung der Logikfahnen 13.21 und 13.23 für kleine Lecks: Betrieb der Nachkühlpumpen mit kleiner Fördermenge
 - Überarbeitung der Logikfahnen 13.21 und 13.23: Absenken des Drucks im Druckhalter
 - Überarbeitung der Logikfahnen 13.21-23 für Kühlmittelverluststörfälle: NetZRückschaltung
 - Installation von Notgefahrenmeldungen für „Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung“, durch welche auf die Logikfahne 13.21 bzw. 13.22 hingewiesen wird
 - Korrektur der Notgefahrenmeldung und der Meldung auf der Anweisungstafel zum Abfahren mit RL/TH-System
 - Korrektur der Notgefahrenmeldung und der Meldung auf der Anweisungstafel zur Überbrückung der Reaktorschutzsignale bei „kleinen und mittleren Lecks“
 - Überarbeitung der Logikfahnen für sekundärseitige Lecks
 - Überarbeitung der Logikfahne 14.1 für den Notstromfall: Verbindung zu Block A, NetZRückschaltung, Wiederstart der Notstromdiesel
 - Überarbeitung der Logikfahne 14.1 für den Notstromfall: Ertüchtigung der Meldeverknüpfung und Absicherungsschema für den Deionatvorrat
 - Änderung der Notgefahrenmeldungen, durch welche auf die unterschiedlichen möglichen Lecks im Speisewasser-Dampf-Kreislauf hingewiesen wird
 - Überarbeitung der Logikfahne 13.30 für Dampferzeuger-Heizrohrlecks
 - Ergänzung des Betriebshandbuches um Maßnahmen zur Brennelement-Beckennotkühlung
 - Installation einer Notgefahrenmeldung für die nicht geschlossene Stellung einer der Erst- oder Zweitabsperungen des Not- und Nachkühlsystems
 - Installation einer Notgefahrenmeldung für Druck > 12 MPa zwischen Erst- und Zweitabsperungen in den Nachkühlleitungen
 - Vorhandene Rechnermeldungen zur Stellung der heißen Erstabsperungen des Not- und Nachkühlsystems werden als „Aktionsmeldungen“ dargestellt (separater Bildschirm)

- Präzisierung des Textes im Betriebshandbuch, Band 12 zu „Folgen und Maßnahmen“ bei Rechnermeldung „Betriebsbereitschaft Erstabspernung STÖRUNG“
- Sicherheitsbehälter
 - Steuerungsänderung der Sumpfpumpen, Gebäudeentwässerungsleitung ist normalerweise geschlossen
 - Lüftungsabschluß bei Druck- oder Aktivitätsanstieg

2.4.2 Systemänderungen im Kernkraftwerk Biblis B, die durch die Deutsche Risikostudie, Phase B, angeregt wurden

2.4.2.1 Bei den systemtechnischen Untersuchungen (ohne anlageninterne Notfallmaßnahmen) berücksichtigte Änderungen

- Not- und Nachkühlkette
 - Verbesserungen in den Ansteuerungen des Not- und Nachkühlsystems, des Volumenregelsystems und des nuklearen Zwischenkühlkreises durch das Reaktorschutzsystem zur besseren Beherrschung von Dampferzeuger-Heizrohrlecks und anderen Störfällen: Schutzabschaltung der Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen bei „Dampferzeuger-Füllstand hoch“ und „Druck im Sicherheitsbehälter nicht hoch“; überbrückbares Notkühlvorbereitungssignal, Gebäudeabschlußsignal für das Volumenregelsystem, HD- und ND-Einspeisignal bei Reaktordruckbehälter-Füllstand $> \text{MIN}$; nicht überbrückbare Signale bei Reaktordruckbehälter-Füllstand $< \text{MIN}$
 - Schutzabschaltung der Nachkühlpumpen bei Entleerung der zugehörigen Flutbehälter
 - Installation von analogen Druckmessungen (anstelle der Druckschalter) zwischen Erst- und Zweitabspernungen im Not- und Nachkühlsystem und von Analoganzeigen auf der Warte
 - Monatliche Funktionsprüfung dieser Druckmessungen
 - Funktionskontrolle der Endschalter der Erstabspernungen vor Durchführung der Druckentlastung beim Anfahren
 - Verriegelung des Auffahrens der Prüfarmatur mit niedrigem Druck zwischen Erst- und Zweitabspernung
 - Ertüchtigung der Prüflleitung zwischen Sicherheitsbehälter bis einschließlich Gebäudeabschlußarmaturen für vollen Primärkreisdruck, Antriebe störfallfest
 - Installation einer Temperaturmeßstelle in der Prüflleitung und Ausgabe eines automatischen Schließbefehls an die Prüfarmaturen und die Gebäudeabschlußarmaturen in der Prüflleitung bei Temperatur hoch
 - Installation je einer zusätzlichen Gebäudeabschlußarmatur in der Vor- und Rücklaufleitung des nuklearen Zwischenkühlkreises innerhalb des Sicherheitsbehälters und Begrenzung des Drucks im nuklearen Zwischenkühlkreis innerhalb des Sicherheitsbehälters
- Volumenregelsystem
 - Monatliche Funktionsprüfung der Druckschieber der HD-Förderpumpen
 - Störfallfeste Ausführung der Gebäudeabschlußarmaturen in der Einspeiseleitung des Volumenregelsystems
 - Absperrbare Rückschlagarmatur in der Einspeiseleitung des Volumenregelsystems zwischen Sicherheitsbehälter und Rekuperativwärmetauscher

- Installation einer Temperaturmeßstelle in der Einspeiseleitung und automatischer Schließbefehl für die o. g. Armaturen in der Einspeiseleitung bei Temperatur hoch
- Druckhaltesystem und Kühlmitteldruckregelung/-begrenzung
 - Störfallfeste Druck- und Temperaturmeßumformer in der Kühlmitteldruckregelung und -begrenzung
 - Keine Ansteuerung der Druckhalter-Abblasestränge durch das N16- Signal
 - Auslegung der Druckhalterventile und der zugehörigen Steuerventile für Abblasen von Zweiphasengemisch und Wasser, einschließlich der dabei auftretenden Kräfte
 - Auslegung der Druckhalterventile und der zugehörigen Steuerventile für Kühlmittelverluststörfall-Umgebungsbedingungen
- Sicherheitsbehälter
 - Redundanzänderung in der Ansteuerung des Lüftungsabschlusses
- Ringraum
 - Druckfeste Durchführungen der Zu- und Fortluftleitungen der Unterdruckhaltung des Sicherheitsbehälters
 - System zur Nebenkühlwasser-Leckerkennung und Strangidentifizierung mit Einbau von Wasserstandsmessungen und zusätzlichen Bodenschwellen sowie einer automatischen Umschaltung von Nebenkühlwasser-Pumpen
- Betriebshandbuch (Handmaßnahmen zur Störfallbeherrschung) und Gefahrenmeldungen
 - Aufnahme des Rückwärtsisolierens des defekten Dampferzeugers in die Logikfahne 13.30 zur Beherrschung von Dampferzeuger-Heizrohrlecks
 - Berücksichtigung der Verbesserungen in den Ansteuerungen des Not- und Nachkühlsystems, des Volumenregelsystems und des nuklearen Zwischenkühlkreises durch das Reaktorschutzsystem in der Logikfahne 13.30 zur Beherrschung von Dampferzeuger-Heizrohrlecks
 - Logikfahnen zur Nebenkühlwasser-Leckerkennung und Strangidentifizierung im Ringraum
 - Ergänzungen des Betriebshandbuches zu den Logikfahnen 13.21–23 für Kühlmittelverluststörfälle durch Berücksichtigung von realistischen Mindestanforderungen zur Störfallbeherrschung (schutzzielorientierte Maßnahmen)

2.4.2.2 Berücksichtigte Änderungen zur Durchführung von anlageninternen Notfallmaßnahmen

- Druckhaltesystem
 - Zusätzliche Steuerstränge mit Motorarmaturen für alle Druckhalterventile zur Durchführbarkeit von primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen
 - Auslegung der Druckhalterventile und der zugehörigen Steuerventile für die bei primärseitigen Notfallmaßnahmen auftretenden Dampf-bzw. Gastemperaturen
 - Auslegung der Druckhalterventile und der zugehörigen Steuerventile für eine langfristige Beanspruchung durch Umgebungsbedingungen, die bei primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen auftreten
 - Offenhaltung der Druckhalterventile bis zu niedrigen Kühlmitteldrücken

● Speisewasser-Dampf-Kreislauf

- Installation von Anschlüssen für Feuerlöschpumpen in zwei Notspeisewasser-Druckleitungen
- Erweiterung des Reaktorschutzsystems zur Durchführbarkeit von sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen

● Sicherheitsbehälter

- Maßnahmen zur gefilterten Druckentlastung des Sicherheitsbehälters

● Notfallhandbuch

- Logikfahnen für das Druckentlasten und Bespeisen von Dampferzeugern
- Notfahrmeldung bei allen Dampferzeuger-Füllständen < 2 m
- Logikfahnen zur Druckentlastung des Reaktorkühlkreislaufs
- Notfahrmeldung bei Reaktordruckbehälter-Füllstand $< \text{MIN}$
- Notfahrmeldung bei Brennelement-Austrittstemperatur $> \text{MAX}$

3 Inhalt und Methoden der Risikoanalyse

3.1 Einführung

Im Rahmen der Genehmigungsverfahren werden umfangreiche Analysen zum Sicherheitsnachweis der Kernkraftwerke durchgeführt. In Abschnitt 3.2 wird auf Beziehungen und prinzipielle Unterschiede zwischen probabilistischen Risikoanalysen und deterministischen Sicherheitsanalysen eingegangen. In Abschnitt 3.3 werden Unfallabläufe umrissen, die in der Risikoanalyse behandelt werden. Schritte, Ziele und Inhalte der Deutschen Risikostudie, Phase B, werden in Abschnitt 3.4 dargestellt. In Abschnitt 3.5 wird auf die Daten eingegangen, die für die Risikoanalyse benötigt werden. Die Methoden der Risikoanalyse werden in Abschnitt 3.6 ausführlicher diskutiert.

3.2 Zweck von Risikoanalysen

Für Kernkraftwerke mit leichtwassermoderierten Reaktoren wurden seit 30 Jahren weltweit Betriebserfahrungen in ca. 2800 Reaktorbetriebsjahren gesammelt. In dieser Zeit sind keine Unfälle aufgetreten, die zu einer größeren Freisetzung radioaktiver Stoffe in die Umgebung der Anlage geführt haben. Dies trifft auch auf den Kernschmelzunfall zu, der sich 1979 im amerikanischen Kernkraftwerk TMI-2 ereignete.

Im Kernkraftwerk Tschernobyl, das einen grundsätzlich anderen Reaktortyp besitzt, ist im April 1986 ein schwerer Unfall mit erheblicher Freisetzung radioaktiver Stoffe eingetreten. Dieser Unfallablauf kann für leichtwassermoderierte Reaktoren ausgeschlossen werden [GRS 86, GRS 87].

Trotz weitreichender Maßnahmen zur Sicherheitsvorsorge ist jedoch auch mit solchen Reaktoren ein Risiko verbunden. Risikoanalysen haben die Aufgabe, dieses Risiko zu quantifizieren.

Bei Störfällen, die durch die Sicherheitssysteme auslegungsgemäß beherrscht werden, verbleiben die Spaltprodukte innerhalb des Sicherheitsbehälters. Ein Beitrag zum Risiko ist nur dann zu erwarten, wenn bei einem Störfall gleichzeitig mehrere sicherheitstechnische Einrichtungen so weit versagen, daß es zu einer Freisetzung von radioaktiven Stoffen aus der Anlage kommt.

Risikoanalysen befassen sich mit Ereignisabläufen, bei denen Auslegungsgrenzen überschritten werden bzw. Sicherheitssysteme versagen. Ausgehend vom Stand der sicherheitstechnischen Auslegung des Kernkraftwerks und unter Verwendung von Erkenntnissen und Ergebnissen der Reaktorsicherheitsforschung werden in Risikoanalysen sowohl Eintrittshäufigkeiten als auch Schadensfolgen von Störfall- bzw. Unfallabläufen im einzelnen untersucht.

Damit gehen (probabilistische) Risikoanalysen erheblich über die Aufgabenstellung der „klassischen“ (deterministischen) Sicherheitsanalyse hinaus. Deterministische Sicherheitsanalysen enthalten weder Aussagen über die zu erwartende Häufigkeit für den Störfalleintritt noch über die Versagenswahrscheinlichkeit von sicherheitstechnischen Einrichtungen. Damit machen sie auch keine Angaben über die Häufigkeit von Unfällen, die zu einer bedeutsamen Freisetzung radioaktiver Stoffe in die Umgebung führen können.

Es ist jedoch nicht möglich, die deterministische Sicherheitsanalyse durch eine Risikoanalyse zu ersetzen. Denn Aufgabe der Sicherheitsanalyse ist es vor allem, die sicherheitstechnische Auslegung der Anlage zu beurteilen und festzulegen. Dazu geht sie von bestimmten, vorab festgelegten (determinierten) Randbedingungen ohne explizite Bestimmung von Wahrscheinlichkeiten aus. Im Gegensatz zur probabilistischen Risikoanalyse wird sie daher als „deterministische“ Analyse bezeichnet.

Die deterministische Analyse liefert mit der Festlegung der sicherheitstechnischen Auslegung eine notwendige Voraussetzung für die probabilistische Analyse. Risikoanalysen sind als Ergänzung der deterministischen Sicherheitsbeurteilung zu sehen. Mit ihren probabilistischen Methoden verfügen sie über ein Instrumentarium, mit dem das bestehende Sicherheitskonzept verbessert werden kann.

Im Vergleich zur deterministischen Beurteilung hat die probabilistische Analyse den Vorzug, daß die Bedeutung von Störfällen und Unfällen quantitativ anhand von zu erwartenden Häufigkeiten oder Risikobeiträgen bewertet werden kann. Mit probabilistischen Methoden ist es möglich, eine quantitative Bewertung von Schwachstellen vorzunehmen und den Einfluß des Ausfallverhaltens von Systemfunktionen oder bestimmter Maßnahmen auf die Sicherheit der Anlage abzuschätzen. Damit ist die probabilistische Analyse auch geeignet, die Ausgewogenheit des Sicherheitskonzepts insgesamt zu überprüfen. Zielsetzungen von Risikoanalysen sind daher

- die vergleichende Beurteilung verschiedener Störfall- und Unfallabläufe,
- die Identifizierung von Schwachstellen in der Anlagenauslegung und von möglichen sicherheitstechnischen Verbesserungen,
- die Ermittlung von Sicherheitsreserven bei Stör- und Unfallabläufen, die Auslegungsgrenzen überschreiten, und im Zusammenhang damit
- die Bewertung der Nutzbarkeit von Sicherheitsreserven für anlageninterne Notfallmaßnahmen (Accident Management).

3.3 Zu untersuchende Störfall- bzw. Unfallabläufe

Etwa 95 % des gesamten Aktivitätsinventars eines Kernkraftwerks befinden sich im Reaktorkern. Davon entfällt der weitaus größte Teil auf die Spaltprodukte, die während des Betriebs im Kernbrennstoff entstehen. Von den restlichen 5 % des Aktivitätsinventars befindet sich der größte Anteil im Lagerbecken für abgebrannte Brennelemente. Geringe Anteile verteilen sich auf beladene Brennelement-Transportbehälter und auf einige Systeme der Hilfsanlagen.

In der Phase B werden Störfälle untersucht, die den Reaktorkern betreffen. Ungefähr 98 % des Aktivitätsinventars des Reaktorkerns sind im Kristallgitter des Brennstoffs gebunden. Der überwiegende Teil der radioaktiven Stoffe kann deshalb nur freigesetzt werden, wenn sich der Brennstoff zu stark aufheizt und insbesondere, wenn er schmilzt.

Dementsprechend konzentriert sich die Risikoanalyse auf die Ereignisabläufe, die zum Schmelzen des Kernbrennstoffs führen können. Kernschmelzen ist nur möglich, wenn der Reaktorkern über längere Zeit nicht gekühlt und die im Kern erzeugte Wärme über die Kühlsysteme nicht abgeführt werden kann.

Die Schutz- und Sicherheitseinrichtungen im Kernkraftwerk, die auch bei Betriebsstörungen und Störfällen die Kühlung des Reaktorkerns gewährleisten, sind in Abschnitt 2.2 im einzelnen beschrieben. In der Risikoanalyse wird untersucht, mit welcher Wahrscheinlichkeit und unter welchen Umständen es trotz dieser Einrichtungen zu einem Schmelzen des Reaktorkerns kommen kann.

Wie Analysen zeigen, sind in den meisten Situationen, bei denen Auslegungsgrenzen überschritten werden, anlageninterne Notfallmaßnahmen möglich, die Kernschmelzen verhindern. Zum Beispiel kann bei einem Notstromfall und zusätzlichem Ausfall der Notstromdiesel und des Notstandssystems, also bei fehlender Bespeisung der Dampferzeuger, die Wärme aus dem Reaktor nicht abgeführt werden. Dadurch heizt sich der Reaktorkühlkreis auf; es kommt schließlich zum Ansprechen der Entlastungsventile am Druckhalter. Die Aufheizung der Brennstäbe setzt jedoch erst dann ein, wenn der Reaktorkühlkreis über die Entlastungsventile soweit ausdampft, daß der Wasserstand im Reaktordruckbehälter unter die Oberkante des Kerns absinkt und die Brennstäbe im oberen Kernbereich längere Zeit freigelegt werden.

Diese Zeit kann dazu genutzt werden, der Störfallsituation angepaßte Notfallmaßnahmen zu ergreifen, um ein Schmelzen des Brennstoffs zu verhindern, zu verzögern oder wenigstens in seinen Auswirkungen zu begrenzen.

Die beim Kernschmelzen auftretenden Phänomene sind komplex. Die Auswirkungen des Kernschmelzens lassen sich jedoch an zwei repräsentativen Unfallabläufen beschreiben, nämlich durch Kernschmelzen unter niedrigem bzw. hohem Druck im Reaktorkühlkreislauf.

Kernschmelzen unter niedrigem Druck kann eintreten, wenn bei einem Kühlmittelverlust über ein großes Leck im Reaktorkühlkreislauf die Notkühlsysteme versagen. Der Druck im Reaktorkühlkreislauf wird über das Leck abgebaut, bevor Kernschmelzen einsetzt.

Zu Kernschmelzen unter hohem Druck kann es kommen, wenn bei einem Störfall der Reaktorkühlkreis unter hohem Druck verbleibt und die Wärmeabfuhr aus dem Reaktor über längere Zeit vollständig ausgefallen ist. Der Reaktorkühlkreis dampft dann unter hohem Druck über Druckhalterventile aus. Werden in diesem Fall keine Maßnahmen unternommen, mit denen rechtzeitig die Wärmeabfuhr wiederhergestellt oder der Druck im Reaktorkühlkreis abgebaut wird, so tritt Schmelzen unter hohem Druck ein.

Beim Kernschmelzen spielen sich folgende Vorgänge ab, die in der Risikoanalyse im einzelnen untersucht werden:

Infolge unzureichender Kühlung heizt die im Brennstoff erzeugte Nachzerfallsleistung den Reaktorkern auf und bringt das Wasser im Reaktordruckbehälter zum Verdampfen.

Mit absinkendem Wasserspiegel im Reaktordruckbehälter werden die dadurch freigelegten oberen Bereiche der Brennstäbe weiter aufgeheizt. Oberhalb einer Temperatur von ca. 950 °C liefert die exotherme Reaktion zwischen dem Zirkonium der Brennstabhüllen und dem überhitzten Wasserdampf bedeutende Beiträge zur Kernaufheizung. Dabei entstehen größere Mengen von Wasserstoff.

Nach fortschreitender Verdampfung des Wassers im Reaktordruckbehälter und nach Abschmelzen des Brennstoffs versagen die Kerntagestrukturen. Die geschmolzenen Kernmaterialien stürzen schließlich in die Bodenkalotte des Druckbehälters und verdampfen das dort noch vorhandene Wasser.

Schließlich kommt es zum Versagen des Druckbehälters im unteren Bodenbereich; die aufgeschmolzenen Kernmaterialien gelangen in den Sicherheitsbehälter. Ist der Druck im Reaktorkühlkreislauf unmittelbar vor dem Versagen des Reaktordruckbehälters hoch, dann wird der Sicherheitsbehälter hohen Belastungen ausgesetzt. Diese Belastungen werden vermindert, wenn vor dem Versagen des Reaktordruckbehälters der Reaktorkühlkreislauf sich an anderer Stelle entlastet oder der Druck durch anlageninterne Notfallmaßnahmen abgesenkt wird. Das Versagen des Reaktordruckbehälters bei Schmelzen unter niedrigem Druck im Reaktorkühlkreislauf führt nicht zu unmittelbaren Belastungen des Sicherheitsbehälters.

Der Sicherheitsbehälter ist die letzte Barriere, mit der die aus dem Brennstoff freigesetzten Spaltprodukte in der Anlage zurückgehalten werden. Die weiteren Untersuchungen befassen sich daher mit den Belastungen des Sicherheitsbehälters bei den möglichen Abläufen von Kernschmelzunfällen.

Bleibt die Rückhaltefunktion des Sicherheitsbehälters über längere Zeit (mehrere Tage) erhalten, so werden die aus der Schmelze freigesetzten Spaltprodukte weitgehend an inneren Strukturen des Sicherheitsbehälters abgelagert oder im Wasser des Gebäudesumpfes zurückgehalten. In diesen Fällen kann ein Überdruckversagen des Sicherheitsbehälters mit gezielten Maßnahmen zur Druckentlastung verhindert werden. Nicht abgelagerte, in der Atmosphäre des Sicherheitsbehälters noch luftgetragene Spaltprodukte können dabei über Filter weitgehend zurückgehalten werden. Unfallabläufe, bei denen die Integrität des Sicherheitsbehälters langfristig erhalten bleibt, sind daher nur mit einer sehr begrenzten Aktivitätsfreisetzung in die Atmosphäre verbunden. Dagegen würden wesentlich höhere Aktivitätsfreisetzungen auftreten, wenn

- der Sicherheitsbehälter von Anfang an undicht ist,
- die Rückhaltefunktion des Sicherheitsbehälters umgangen wird (Containment Bypass) oder
- Belastungen auftreten, die zu einem frühen Versagen des Sicherheitsbehälters führen.

Die Rückhaltefunktion des Sicherheitsbehälters kann auch beim Durchschmelzen der Fundamentplatte beeinträchtigt werden.

In der Studie werden Vorgänge detailliert untersucht, die in den verschiedenen Phasen eines Kernschmelzunfalls wichtig sind, und zwar

- Auswirkungen einer Dampfexplosion beim Absturz geschmolzener Kernmassen in das Restwasser im Reaktordruckbehälter,
- Belastungen von Komponenten des Reaktorkühlkreises und des Reaktordruckbehälters bei Kernschmelzen unter hohem Druck,
- Vorgänge bei der Schmelze-Beton-Wechselwirkung,
- Belastungen aus einer Wasserstoffverbrennung im Sicherheitsbehälter und
- Belastungen, die durch einen langsamen Druckanstieg im Sicherheitsbehälter (z. B. durch Verdampfung von Sumpfwasser) verursacht werden.

3.4 Durchgeführte Untersuchungen

Die wichtigsten durchgeführten Untersuchungen in der Studie sind:

- Erfassung der auslösenden Ereignisse
- Ermittlung der von den Sicherheitssystemen nicht beherrschten Ereignisabläufe (Ermittlung der Schadenszustände)

- Systemanalyse
- Untersuchungen zu anlageninternen Notfallmaßnahmen
- Analyse der Funktion des Sicherheitsbehälters bei Kernschmelzunfällen
- Ermittlung des Ausmaßes von Spaltproduktfreisetzungen aus der Anlage

● Erfassung der auslösenden Ereignisse

Störungen und Schäden an Komponenten und Anlagenteilen, die Anforderungen von Sicherheitssystemen auslösen können, werden als „auslösende Ereignisse“ bezeichnet.

In der Studie wird nur eine begrenzte Anzahl auslösender Ereignisse untersucht. Diese sind so ausgewählt, daß durch die betrachteten Ereignisabläufe die wesentlichen Anforderungen an die Sicherheitssysteme und die dabei auftretenden physikalischen Phänomene erfaßt werden. Dabei wird unterschieden zwischen anlageninternen und übergreifenden anlageninternen und anlagenexternen auslösenden Ereignissen.

Für einen Teil der auslösenden Ereignisse ergeben sich die erwarteten Eintrittshäufigkeiten direkt aus den Betriebserfahrungen. Für die übrigen Ereignisse werden die erwarteten Eintrittshäufigkeiten der auslösenden Ereignisse aus dem Produkt der erwarteten Eintrittshäufigkeit eines Einleitungsereignisses und der Wahrscheinlichkeit, daß es als Folge des Einleitungsereignisses zum auslösenden Ereignis kommt, ermittelt.

● Ermittlung der Schadenszustände

Zur Beherrschung eines auslösenden Ereignisses werden bestimmte Funktionen der Sicherheitssysteme benötigt. Sind diese nicht verfügbar, so kommt es zum Ausfall der Wärmeabfuhr aus dem Reaktorkern. Ein solcher Zustand wird als „Schadenzustand“ bezeichnet.

Die Schadenszustände werden durch Ereignisablauf-, System- und Zuverlässigkeitsanalysen ermittelt.

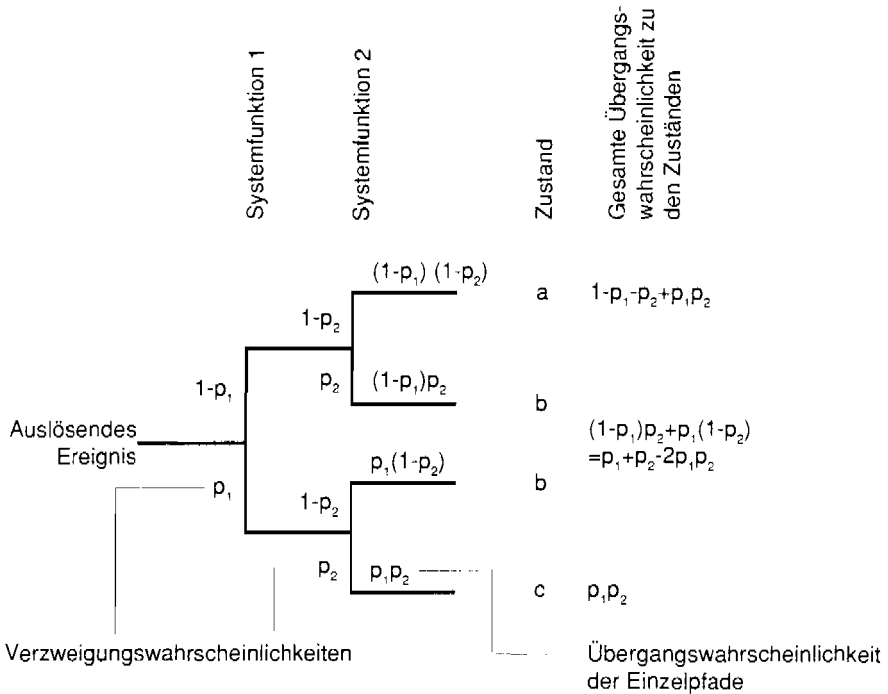
- Ereignisablauf- und Systemanalysen

Ein auslösendes Ereignis kann durch verschiedene Kombinationen von Funktionen der Sicherheitssysteme (Systemfunktionen) beherrscht werden. Durch welche Kombinationen von Systemfunktionen der Störfall beherrscht werden kann, wird durch Systemsimulationen, vor allem thermohydraulische Analysen, bestimmt. Dabei wird insbesondere ermittelt, wieviele der mehrfach vorhandenen (redundanten) Systemstränge der einzelnen Sicherheitssysteme erforderlich sind (Mindestanforderung), um eine bestimmte Systemfunktion zu erfüllen. Sind die Mindestanforderungen nicht erfüllt, so führt das auslösende Ereignis zu einem Schadenszustand.

In Ereignisablaufdiagrammen (vgl. das schematische Bild 3-1) wird systematisch jede Möglichkeit erfaßt, mit der ein auslösendes Ereignis beherrscht werden kann oder zu einem Schadenszustand führen kann. Dazu werden Ereignispfade gebildet, die vom auslösenden Ereignis ausgehen und für jede benötigte Systemfunktion einen Verzweigungspunkt enthalten. An diesem teilt sich der Ereignispfad in zwei Zweige auf. Davon ist der eine der Verfügbarkeit, der andere der Nichtverfügbarkeit der Systemfunktion zugeordnet. So ergeben sich viele Pfade, die entweder zu beherrschten Zuständen oder zu Schadenszuständen führen.

Im Ereignisablaufdiagramm werden an jedem Verzweigungspunkt den sich aufteilenden Pfaden Verzweigungswahrscheinlichkeiten zugeordnet. Diese entsprechen der Verfügbarkeit bzw. Nichtverfügbarkeit der zugehörigen Systemfunktion. Bei den Verzweigungs-

wahrscheinlichkeiten handelt es sich um bedingte (unter der Bedingung des durch das auslösende Ereignis verursachten Ablaufs) Wahrscheinlichkeiten, die durch Zuverlässigkeits-(Fehlerbaum)analysen bestimmt werden.



$p_{1,2}$ ~ Nichtverfügbarkeit der Systemfunktion 1,2
 $1-p_{1,2}$ ~ Verfügbarkeit der Systemfunktion 1,2

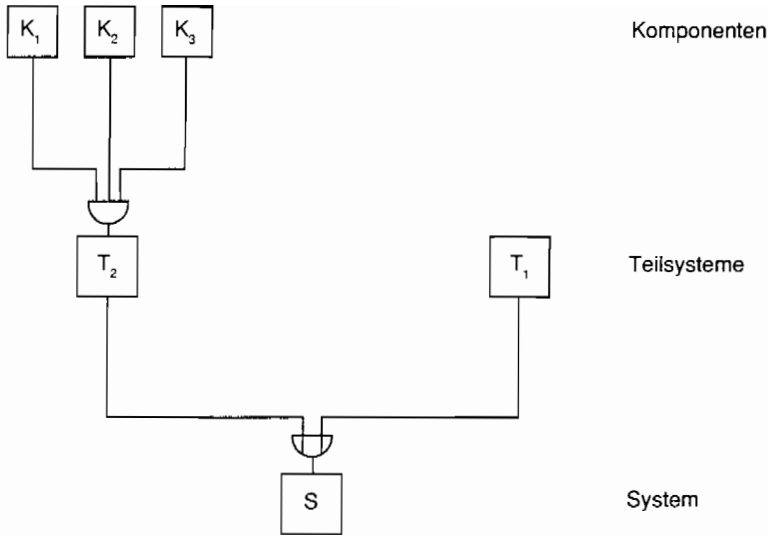
- a Beherrschter Zustand
- b Schadenszustand 1
- c Schadenszustand 2

Bild 3-1: Schema eines Ereignisablaufdiagramms

Damit ergibt sich für jeden Einzelpfad eine Übergangswahrscheinlichkeit vom auslösenden Ereignis zum Schadenszustand als Produkt der Verzweigungswahrscheinlichkeiten entlang des Pfades. Die gesamte Übergangswahrscheinlichkeit von einem auslösenden Ereignis zu einem bestimmten Schadenszustand ergibt sich durch Addition der Übergangswahrscheinlichkeiten der Einzelpfade, die zu dem gleichen Schadenszustand führen.

- Zuverlässigkeitsanalyse

Um für die Verzweigungen im Ereignisablaufdiagramm Wahrscheinlichkeiten angeben zu können, ist das Ausfallverhalten, d. h. die Nichtverfügbarkeit oder die Ausfallrate von Systemfunktionen quantitativ zu bewerten. Beobachtungen, aus denen das Ausfallverhalten aus der Betriebserfahrung einer Systemfunktion direkt ermittelt werden kann, sind häufig nicht zahlreich genug, weil aufgrund der hohen Zuverlässigkeit der Systeme in Kernkraftwerken ein Ausfall der Systeme nur selten oder noch nie beobachtet wurde.



S: System, dessen Ausfall in der Betriebserfahrung nicht beobachtet wurde. Es enthält die Teilsysteme T_1 und T_2 . Es ist nicht verfügbar, wenn mindestens eines der Teilsysteme nicht verfügbar ist ("oder"-Verknüpfung).

T_1 : Teilsystem, dessen Nichtverfügbarkeit aus der Betriebserfahrung bekannt ist.

T_2 : Teilsystem, dessen Ausfall in der Betriebserfahrung nicht beobachtet wurde. Es enthält die Komponenten K_1 , K_2 , K_3 . Es ist nicht verfügbar, wenn alle drei Komponenten gleichzeitig ausgefallen sind ("und"-Verknüpfung).

K_1, K_2, K_3 : Komponenten, deren Nichtverfügbarkeiten aus der Betriebserfahrung bekannt sind.

Nichtverfügbarkeiten von:

K_1, K_2, K_3 : $p(K_1), p(K_2), p(K_3)$ bekannt aus der Betriebserfahrung

T_2 : $p(T_2) = p(K_1) \cdot p(K_2) \cdot p(K_3)$ ermittelt aus den bekannten Nichtverfügbarkeiten der Komponenten.

T_1 : $p(T_1)$ bekannt aus der Betriebserfahrung

S: $p(S) = 1 - [(1 - p(T_1)) \cdot (1 - p(T_2))]$
 $= p(T_1) + p(T_2) - p(T_1) \cdot p(T_2)$ ermittelt aus den bekannten Nichtverfügbarkeiten der Teilsysteme bzw. der Komponenten.

Bild 3-2: Schema eines Fehlerbaums und der Ermittlung der Nichtverfügbarkeit eines Systems, dessen Ausfall in der Betriebserfahrung nicht beobachtet wurde.

Dagegen läßt sich das Ausfallverhalten von Komponenten des Systems, die in den verschiedensten Systemen vorhanden sind, aus der Betriebserfahrung bestimmen. Deswegen wird das Ausfallverhalten von Systemfunktionen auf das Ausfallverhalten von Komponenten der Systeme zurückgeführt. Dabei werden auch Verfahrensvorschriften und die Handlungen von Personen, die in den Betrieb eingreifen, wie Systemfunktionen behandelt.

Für die Ermittlung des Ausfallverhaltens von Systemfunktionen wird die Fehlerbaumanalyse eingesetzt. Bei ihr wird ein Ereignis (z. B. Ausfall der Kühlung) vorgegeben und nach allen Ausfallursachen gesucht, die zu diesem Ereignis führen. Im allgemeinen ergibt sich dabei eine Vielzahl von Ausfallkombinationen verschiedener Komponenten oder Teilsysteme. Bild 3-2 zeigt für ein einfaches Beispiel das Schema eines Fehlerbaumes und die einzelnen Schritte zur Ermittlung der Nichtverfügbarkeit einer Systemfunktion.

Die Fehlerbaumanalyse ermöglicht durch eine geeignete graphische Darstellung eine übersichtliche Behandlung selbst großer technischer Systeme. Dabei lassen sich auch spezifische Probleme, wie beispielsweise Folgeausfälle, menschliches Fehlverhalten und Common-Cause-Ausfälle, berücksichtigen.

● Untersuchungen zu anlageninternen Notfallmaßnahmen

Durch Wiederherstellung einer ausreichenden Wärmeabfuhr kann die Anlage aus einem Schadenszustand in einen sicheren Zustand überführt werden. Dazu dienende Maßnahmen werden als anlageninterne Notfallmaßnahmen zur Beherrschung von Schadenszuständen bezeichnet. Kann die Anlage nicht in einen sicheren Zustand überführt werden, so kommt es zum Kernschmelzen. In diesen Fällen können anlageninterne Notfallmaßnahmen zur Verminderung von Schadensfolgen durchgeführt werden.

In den Untersuchungen zur Risikostudie, Phase A, wurde Kernschmelzen angenommen, wenn die für das Genehmigungsverfahren festgelegten Mindestanforderungen zur Wirksamkeit der Sicherheitssysteme nicht erfüllt waren. Dabei wurde vereinfachend unterstellt, daß bereits ein Teilausfall oder verspäteter Einsatz von Sicherheitssystemen stets ein vollständiges Schmelzen des Reaktorkerns zur Folge haben.

Tatsächlich führt ein von den Sicherheitssystemen nicht auslegungsgemäß beherrschter Störfallablauf nicht zwangsläufig zu einem Kernschmelzunfall. In der Risikostudie, Phase B, werden hierzu detaillierte Untersuchungen vorgenommen. Dabei wird geprüft, inwieweit nach einem Versagen von Betriebs- und Sicherheitssystemen anlageninterne Notfallmaßnahmen genutzt werden können, um ein Schmelzen des Kerns zu verhindern oder, wenn dies nicht möglich ist, in seinen Auswirkungen zu begrenzen.

An erster Stelle stehen hier präventive Notfallmaßnahmen, deren oberstes Ziel es ist, den Reaktorkern ausreichend zu kühlen. Ausführlich analysiert werden Maßnahmen zur Druckentlastung und Bespeisung. Damit kann im Wechselspiel zwischen Druckentlastung und Wassereinspeisung die Kühlung des Kerns wiederhergestellt werden, bevor eine Kernaufheizung und das Schmelzen des Brennstoffs einsetzen. Diese Maßnahmen können auf verschiedenartige Weise sowohl sekundärseitig als auch primärseitig erfolgen. Zur Festlegung der Strategie und zur Beurteilung der Wirksamkeit dieser Maßnahmen sind umfangreiche thermohydraulische und systemtechnische Untersuchungen erforderlich.

Für die Durchführung von Maßnahmen zur Druckentlastung und Bespeisung werden im Kernkraftwerk verschiedene systemtechnische Änderungen durchgeführt. Basierend auf dem derzeitigen Kenntnisstand wird in der Studie die Zuverlässigkeit der anlageninternen Notfallmaßnahmen vorläufig bewertet.

- Analyse der Funktion des Sicherheitsbehälters bei Kernschmelzunfällen und Ermittlung des Ausmaßes von Spaltproduktfreisetzungen

Bei Kernschmelzen stellt der Sicherheitsbehälter mit der Fundamentplatte die letzte Barriere gegen Freisetzungen von Spaltprodukten in die Atmosphäre und ins Grundwasser dar. Der Zustand (Maß an Dichtigkeit) dieser Barriere unter Berücksichtigung der Belastungen durch Kernschmelzen bestimmt die Funktion des Sicherheitsbehälters und damit die Möglichkeiten der Spaltproduktfreisetzungen (Freisetzungsmöglichkeiten).

Dazu sind im wesentlichen drei Themenbereiche zu behandeln:

- Die Vorgänge beim Schmelzen des Reaktorkerns, das Verhalten des geschmolzenen Kerns und die dabei entstehenden Belastungen des Reaktorkühlkreises, insbesondere des Reaktordruckbehälters,
- die bei einem Kernschmelzunfall auftretenden Belastungen und die möglichen Versagensarten des Sicherheitsbehälters,
- das Verhalten der aus der Schmelze freigesetzten Spaltprodukte und das Ausmaß ihrer Freisetzung nach außen.

Die hierzu in der Studie durchgeführten Arbeiten bauen weitgehend auf Erkenntnissen und Ergebnissen der nationalen und internationalen Reaktorsicherheitsforschung, insbesondere den beim Kernforschungszentrum Karlsruhe im Projekt für Nukleare Sicherheit durchgeführten Untersuchungen für Leichtwasserreaktoren auf.

3.5 Notwendige Daten

Die Aussagefähigkeit von Risikoanalysen hängt wesentlich von der Qualität der verwendeten Daten ab. Neben den technischen Auslegungsdaten handelt es sich dabei im wesentlichen um zwei Gruppen:

- Daten für die Simulation von Störfall- und Unfallabläufen und
- Zuverlässigkeitsdaten für die Ereignisablauf- und Systemanalysen.

Technische Auslegungsdaten der untersuchten Anlage und Daten für die Simulation von Störfall- und Unfallabläufen können zu einem großen Teil aus bereits vorliegenden Untersuchungen, aus ingenieurtechnischen Sicherheitsanalysen sowie aus experimentellen und theoretischen Forschungs- und Entwicklungsarbeiten übernommen werden.

An Zuverlässigkeitsdaten werden im einzelnen benötigt:

- die Eintrittshäufigkeiten der auslösenden Ereignisse,
- Zuverlässigkeitsdaten für Komponenten, also Ausfallraten und Nichtverfügbarkeiten, mit Angaben zu Inspektion, Wartung und Reparatur,
- Erfolgs- bzw. Versagenswahrscheinlichkeiten für menschliche Fehlhandlungen (z. B. Eingriffe des Betriebspersonals).

Zuverlässigkeitsdaten sind im allgemeinen Erfahrungswerte. Sie sind, soweit möglich, aus Betriebserfahrungen abzuleiten. Hierbei sind drei Datenquellen zu unterscheiden:

- die untersuchte Anlage,
- andere Kernkraftwerke,
- andere Kraftwerke und Industrieanlagen, z. B. Kohlekraftwerke oder Chemieanlagen.

Daten aus der untersuchten Anlage werden als „anlagenspezifisch“ bezeichnet, Daten aus anderen Anlagen als „generisch“.

In der Studie werden, soweit wie möglich, anlagenspezifische Daten verwendet. Damit können Details der Betriebs- und Einsatzbedingungen, wie Informationen zu Betriebszeiten der Komponenten, zum Austausch von Bauteilen und zu ausgeführten technischen Verbesserungsmaßnahmen berücksichtigt werden. Generische Daten werden nur dann verwendet, wenn die anlagenspezifische Betriebserfahrung nicht ausreicht.

Anlagenspezifische Daten werden verwendet für auslösende Ereignisse, die während der Betriebszeit der Anlage aufgetreten sind, sowie für das Ausfallverhalten der meisten Komponenten. Diese Daten wurden in der untersuchten Anlage über einen mehrjährigen Beobachtungszeitraum ermittelt. Wenn die anlagenspezifische Betriebserfahrung nicht ausreicht, wird auf die inzwischen erheblich umfangreichere deutsche und weltweite Betriebserfahrung in Kernkraftwerken zurückgegriffen.

Können Daten aus Betriebserfahrungen nicht ausreichend genau abgeleitet werden, so müssen sie unter Verwendung theoretischer Analysen abgeschätzt werden. Beispielsweise lassen sich Eintrittshäufigkeiten für mittlere und große Lecks in Leitungen des Reaktorkühlkreislaufs nur theoretisch aus bruchmechanischen Analysen bestimmen. Darauf wird in Abschnitt 5.3 eingegangen.

Ebenfalls schwierig zu gewinnen sind Daten für Common-Cause-Ausfälle. Diese lassen sich auf der Basis von Betriebserfahrungen meistens nur analytisch ermitteln. Im einzelnen wird darauf in Abschnitt 3.6.2.3 und in Abschnitt 5.6 eingegangen.

Geplante Eingriffe des Betriebspersonals und damit auch mögliche Fehlhandlungen werden in den Ereignisablauf- und Fehlerbaumanalysen wie System- bzw. Komponentenfunktionen behandelt. Deswegen werden zur quantitativen Bewertung menschlichen Fehlverhaltens Daten benötigt. Darauf wird in Abschnitt 3.6.2.4 und in Abschnitt 5.6 näher eingegangen.

3.6 Methoden der Risikoanalyse

3.6.1 Einführung

In Abschnitt 3.4 sind die wichtigsten Aufgaben der Studie skizziert. Ausgehend von den auslösenden Ereignissen und dem unterstellten Versagen von Sicherheitssystemen werden verschiedene Freisetzungsmöglichkeiten der radioaktiven Stoffe aus dem Sicherheitsbehälter analysiert.

Die einzelnen Methoden zur Ermittlung der jeweiligen Ergebnisse werden in den entsprechenden Kapiteln beschrieben. Wegen ihrer besonderen Bedeutung für die Risikoanalyse wird nachfolgend ausführlicher auf die

- Methoden der Zuverlässigkeitsanalysen
- Aussagesicherheit der Analyse

eingegangen. Weitere Einzelheiten zur Methodik von Risikoanalysen sind in [HAU 87] zu finden.

3.6.2 Methoden der Zuverlässigkeitsanalyse

Bei der Auswertung von Ereignisablaufdiagrammen ist die Zuverlässigkeit von Systemen quantitativ zu bewerten, um für die Verzweigungen im Ereignisablaufdiagramm Wahrscheinlichkeiten angeben zu können. Wenn aufgrund hoher Zuverlässigkeit eines Systems nur selten oder noch nie ein Versagen aufgetreten ist, reichen Beobachtungen nicht aus, die Zuverlässigkeit eines Systems direkt zu ermitteln.

Dagegen läßt sich das Ausfallverhalten von Komponenten des Systems, die in den verschiedensten Systemen vorhanden sind, statistisch auswerten. Die dabei gewonnenen Kenngrößen bilden die Grundlage für die Ermittlung der Systemzuverlässigkeit.

Sind anlagenspezifische Beobachtungen für eine Zuverlässigkeitskenngröße Λ in unzureichender Anzahl vorhanden, aber generische Daten verfügbar, so wird in der Studie der Satz von Bayes benutzt, um generische und anlagenspezifische Daten miteinander zu verknüpfen.

Dabei wird die Unsicherheit in Λ durch eine (subjektive) Wahrscheinlichkeitsverteilung ausgedrückt, in die generische Vorinformation (ohne Beobachtungen in der Anlage) und Beobachtungen aus der Anlage einfließen.

Die entstehende Wahrscheinlichkeitsverteilung ist definiert durch

$$\pi(\lambda | E) = c^{-1} L(E | \lambda) \pi_o(\lambda).$$

Hierin ist:

$\pi_o(\lambda)$: die subjektive Wahrscheinlichkeitsverteilung, die den ursprünglichen Kenntnisstand (ohne Kenntnis der Beobachtungen E) über den zutreffenden Wert von Λ zahlenmäßig ausdrückt (sog. a priori Verteilung).

E: die Beobachtungen aus der Anlage, gegeben in Form von k Ausfällen in insgesamt t Stunden Betriebszeit.

$L(E | \lambda)$: die sog. Likelihood von E, d. h. hier die Wahrscheinlichkeit, mit der in t Stunden Betriebszeit k Ausfälle auftreten unter der Bedingung, daß λ der zutreffende Wert des Parameters ist.

$\pi(\lambda | E)$: die resultierende subjektive Wahrscheinlichkeitsverteilung. Sie ist die neue Bewertung des Kenntnisstandes zu Λ , welche die ursprüngliche Bewertung mittels $\pi_o(\lambda)$ und die neue Information E mathematisch schlüssig berücksichtigt.

c^{-1} : Normierungskonstante.

Der Satz von Bayes wird auch in 2 Stufen angewandt. Dabei werden z. B. zuerst generische Daten aus nicht nuklearen Kraftwerken mit Beobachtungen aus Kernkraftwerken verknüpft; die gewonnene Verteilung wird dann als generische Vorinformation für die Anlage benutzt und mit Beobachtungen in der Anlage verknüpft.

Bei den Komponenten sind verschiedene Funktionen zu unterscheiden. Deshalb ist jeweils festzustellen, welche Ausfallart einer Komponente zum Systemausfall beiträgt. So wird anstelle von Komponentenausfall auch von Ausfall einer Funktion oder eines Funktionselements gesprochen.

Wird die Funktion einer Komponente oder eines Systems auf Anforderung benötigt, wird die Wahrscheinlichkeit für das Versagen zu diesem Zeitpunkt als Nichtverfügbarkeit bezeichnet. Wird die Funktion über eine bestimmte Zeitspanne benötigt, so wird die Wahrscheinlichkeit für das Versagen innerhalb dieser Zeitspanne als Ausfallwahrscheinlichkeit bezeichnet.

3.6.2.1 Ermittlung von Nichtverfügbarkeiten und Ausfallwahrscheinlichkeiten von Komponenten

Das Verhalten von Komponenten wird bei der probabilistischen Analyse eines Systems mit Hilfe von Ausfallwahrscheinlichkeiten und Nichtverfügbarkeiten beschrieben. Dabei werden auch Verfahrensvorschriften und die Handlungen von Personen, die in den Betrieb eingreifen, wie Komponenten behandelt. Jeder Funktion einer Komponente des zu untersuchenden Systems wird ein unabhängiges Funktionselement zugeordnet. Darüber hinaus kann ein einziges Funktionselement auch zur Beschreibung von Common-Cause-Ausfällen einer bestimmten Funktion von mehreren redundanten Komponenten verwendet werden.

Das Ausfallverhalten von Funktionselementen läßt sich beschreiben:

- durch die Ausfallrate λ
Unter der Ausfallrate wird die relative Abnahme des Bestands an noch nicht ausgefallenen Funktionselementen verstanden, die pro Zeiteinheit eintritt.
- durch eine Ausfallwahrscheinlichkeit pro Anforderung (Nichtverfügbarkeit) p
Unter der Ausfallwahrscheinlichkeit pro Anforderung wird die Wahrscheinlichkeit verstanden, daß das Funktionselement bei Anforderung nicht verfügbar ist.

Beide Größen sind Erfahrungswerte. Sie werden, soweit wie möglich, durch statistische Auswertungen von Beobachtungen in der untersuchten Anlage ermittelt. Falls nicht genügend anlagenspezifische Beobachtungen vorhanden sind, erfolgt die Auswertung anhand von Beobachtungen in vergleichbaren technischen Anlagen. Diese Beobachtungen liefern dann einen Mittelwert aus dem Verhalten mehrerer Komponenten eines Typs für die Ausfallrate λ bzw. die Nichtverfügbarkeit p . Im allgemeinen sind beide Größen nicht konstant, sondern hängen von der Zeit ab.

Zu Anfang des betrieblichen Einsatzes besteht die Möglichkeit von Frühausfällen aufgrund von Fehlern, z. B. aus der Fertigung, die trotz Qualitätssicherung und Inbetriebnahmeprüfungen nicht entdeckt wurden und zu einer erhöhten Ausfallrate führen. Die Zahl fehlerhafter Komponenten nimmt mit fortschreitender Zeit aufgrund von Reparaturen oder durch Austausch ab. Am Ende der Lebensdauer der Komponenten kann die Ausfallrate infolge von Verschleißausfällen und Alterung wieder zunehmen. Während des größten Teils der Einsatzzeit wird das Ausfallverhalten jedoch nicht von systematischen, sondern von zufälligen Fehlern bestimmt; es kann dann mit einer konstanten Ausfallrate gerechnet werden. Diese Zufallsausfälle werden durch eine Exponentialverteilung beschrieben, d. h. die Verteilungsfunktion der Ausfallwahrscheinlichkeit $q(t)$ einer Komponente in Abhängigkeit von der Einsatzzeit t ist durch

$$q(t) = 1 - \exp(-\lambda t), t > 0$$

gegeben.

Aus den Betriebserfahrungen ergeben sich im allgemeinen Mittelwerte über die gesamte Einsatzzeit für die Ausfallraten bzw. Ausfallwahrscheinlichkeiten. Diese konstanten Werte werden in Zuverlässigkeitsanalysen verwendet. Sie beziehen sich überwiegend auf unabhängige Ausfälle von Komponenten. Daneben sind auch voneinander abhängige Ausfälle (Common-Cause-Ausfälle) und menschliches Fehlverhalten zu berücksichtigen. Auf diese Probleme wird in den Abschnitten 3.6.2.3 und 3.6.2.4 näher eingegangen.

Neben dem Ausfallverhalten der Komponenten ist auch ihre Nichtverfügbarkeit infolge von Instandhaltungen zu berücksichtigen. Darunter werden Reparaturen, Wartungen und Funktionsprüfungen verstanden.

Während der Instandhaltung ist eine Komponente als ausgefallen anzusehen. Bei der analytischen Behandlung der Instandhaltung spielen im allgemeinen folgende Gesichtspunkte eine Rolle:

- die Häufigkeit der Funktionsanforderungen bzw. der zeitliche Abstand zwischen den regelmäßigen Funktionsprüfungen (Inspektionen) und deren Staffelung bei nicht selbstmeldenden Ausfällen,
- sofortige Instandsetzung, sobald ein Ausfall erkannt wird und
- Einstufung einer Komponente als neuwertig, nachdem die Instandhaltung durchgeführt ist.

Sind für die Systemfunktionen verschiedene Funktionen einer Komponente wichtig, so sind ihre unterschiedlichen Ausfallarten zu berücksichtigen, d. h., in die Fehlerbaumanalyse gehen unterschiedliche Funktionsausfälle einer Komponente ein. Diese Ausfälle werden oft als voneinander unabhängig betrachtet.

Neben der Instandsetzung einer Komponente aufgrund eines Ausfalls, der zu Betriebsstörungen geführt hat, sind Instandsetzungen der Komponente aus anderen Gründen, beispielsweise bei Ausfällen, die den Betrieb nicht unmittelbar stören, und bei vorbeugenden Wartungen, zu berücksichtigen. Während solcher Instandsetzungen kann es nötig sein, die Komponente vorübergehend auszubauen oder freizuschalten, so daß sie ihre Funktion nicht mehr erfüllen kann. Erfolgt eine solche Instandsetzung während des Betriebs der Anlage, so vermindert sie die Verfügbarkeit der Systemfunktion.

3.6.2.2 Ermittlung von Nichtverfügbarkeiten und Ausfallwahrscheinlichkeiten von Systemen (Fehlerbaumanalyse)

Für die Untersuchung der Zuverlässigkeit großer technischer Systeme hat sich die Fehlerbaumanalyse bewährt. Bei ihr wird ein unerwünschtes Ereignis (z. B. Ausfall der Kühlung) vorgegeben und nach allen Ursachen gesucht, die zu diesem Ereignis führen. Im allgemeinen ergibt sich dabei eine Vielzahl von Ausfallkombinationen verschiedener Komponenten, die zum Ausfall von Teilsystemen führen. Der Ausfall eines Teilsystems kann entweder direkt oder in Kombination mit Ausfällen anderer Teilsysteme den Ausfall der Systemfunktion zur Folge haben.

Die Fehlerbaumanalyse ermöglicht durch die Beschreibung komplexer Zusammenhänge in den Systemen mit Hilfe der binären Logik, die nur das Funktionieren bzw. den Ausfall von Komponenten kennt, und durch eine geeignete graphische Darstellung eine übersichtliche Behandlung selbst großer technischer Systeme. Dabei lassen sich auch spezifische Probleme wie beispielsweise Folgeausfälle, menschliches Fehlverhalten und Common-Cause-Ausfälle berücksichtigen. Der Fehlerbaum ist das logische Modell des Systemverhaltens im Hinblick auf das unerwünschte Ereignis.

Die Fehlerbaumanalyse ist ein vollständiges Verfahren, d. h. aufgrund der deduktiven Vorgehensweise liefert sie bei konsequenter Anwendung im Prinzip alle Ereigniskombinationen, die zum unerwünschten Ereignis führen. Grenzen sind nicht vom Verfahren her gesetzt, sondern nur durch Kenntnis und Sorgfalt des Anwenders. Selbstverständlich kann eine Fehlerbaumanalyse keine Phänomene aufdecken, die zum Zeitpunkt der Analyse unbekannt sind.

Die quantitative Auswertung von Fehlerbäumen ist für komplexe Systeme nur mit EDV-Anlagen möglich. Bei den verwendeten Rechenverfahren kommen simulative und analytische Verfahren in Betracht.

Bei den simulativen Verfahren kann darüber hinaus noch zwischen der direkten Simulation von Zuverlässigkeitskenngrößen und der simulativen Ermittlung von Minimalschnitten unterschieden werden. Mit den analytischen Verfahren werden ebenfalls die Minimalschnitte des Fehlerbaums berechnet.

Die Minimalschnitte sowie die erwähnten Verfahren werden nachfolgend erläutert.

- Minimalschnitte

Als Minimalschnitt eines Systems wird eine Kombination von Komponenten bezeichnet, deren gemeinsamer Ausfall gerade hinreicht, um einen Systemausfall zu bewirken. Mathematisch gesprochen handelt es sich um eine notwendige und hinreichende Bedingung für einen Systemausfall. Im allgemeinen gibt es für ein technisches System mehrere Minimalschnitte. Jeder von ihnen stellt eine mögliche Art des Systemversagens dar.

Die Zerlegung eines Fehlerbaums in seine Minimalschnitte gibt Auskunft über die logische Struktur des betrachteten Systems. Auf diese Weise läßt sich feststellen, welche Komponenten allein oder im Verbund mit anderen das System zum Versagen bringen können (Minimalschnitte aus einer oder mehreren Komponenten) oder an wievielen Versagensarten (Minimalschnitten) eine Komponente beteiligt ist. Diese Information bildet die Grundlage für eine Schwachstellenanalyse des Systems. Beispielsweise zeigen Minimalschnitte, die nur aus einer einzigen Komponente bestehen, das Fehlen von Redundanzen an.

Um Versagenswahrscheinlichkeiten für das System zu ermitteln, wird mit Hilfe der Minimalschnitte eine Strukturfunktion gebildet. In die Strukturfunktion werden dann die Versagenswahrscheinlichkeiten der Komponenten eingesetzt und somit die Versagenswahrscheinlichkeit des Systems erhalten.

Die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit des Systems erfolgt hier über einen Umweg, der aber den Vorteil hat, daß dabei zusätzlich Ausgangsinformationen für die Schwachstellenanalyse geliefert werden. Außerdem lassen sich Kenngrößen für unterschiedliche Zeitpunkte durch Einsetzen von Wahrscheinlichkeiten, die für den betreffenden Zeitpunkt gelten, in die bereits bestimmte Strukturfunktion ermitteln.

- Simulatives Verfahren zur direkten Bestimmung von Zuverlässigkeitsparametern (Monte-Carlo-Verfahren)

Mit Hilfe von Zufallszahlen wird eine fiktive Lebensdauer für die einzelnen Komponenten des zu untersuchenden technischen Systems auf der Grundlage der zugehörigen Ausfallraten berechnet. Auf diese Weise wird das Komponentenverhalten nachgebildet, das ursprünglich zu den beobachteten Werten der Ausfallrate geführt hat. Die fiktiven Lebensdauern werden mit dem Zeitpunkt T verglichen, für den die Ausfallwahrscheinlichkeit ermittelt werden soll. Alle Komponenten, deren Lebensdauer kürzer ist als das Intervall $(0, T)$, sind ausgefallen. Komponenten, deren Verhalten durch Nichtverfügbarkeiten p beschrieben wird, gelten als ausgefallen, wenn die gezogene Zufallszahl kleiner als p ist. Anschließend wird die logische Funktion, die den Fehlerbaum darstellt, abgefragt, um festzustellen, ob aufgrund der ausgefallenen Komponenten ein Systemausfall eintritt. Dann wird der Vorgang wiederholt, wobei neue Zufallszahlen gezogen werden und im allgemeinen andere Komponenten ausfallen als bei den vorangegangenen Durchläufen. Nach einer gewissen Anzahl von Durchläufen („Spiele“) wird die Ausfallwahrscheinlichkeit für den Zeitpunkt T als Quotient (Anzahl der Ausfälle/Gesamtzahl der Spiele) ermittelt. Andere Parameter werden in ähnlicher Weise berechnet.

Da das Ergebnis selbst eine Zufallsvariable ist, lassen sich nur Vertrauensbereiche für den wahren Wert des Parameters angeben. Die Größe der Vertrauensbereiche nimmt mit

steigender Anzahl von Spielen ab. Die Anzahl der Spiele, die für eine bestimmte Genauigkeit erforderlich ist, steigt mit dem Kehrwert der Ausfallwahrscheinlichkeit an und kann bei zuverlässigen Systemen sehr groß werden. Eine gewisse Abhilfe können dann varianzreduzierende Methoden schaffen, deren Anwendung jedoch mangels genauer Vorschriften für die Bestimmung der dabei zu verwendenden Gewichtungsfaktoren problematisch ist.

– Simulatives Verfahren zur Bestimmung von Zuverlässigkeitsparametern über die simulative Ermittlung von Minimalschnitten (Monte-Carlo-Methode)

Die Ermittlung von Minimalschnitten mit Hilfe der Monte-Carlo-Methode erfolgt nach dem im vorangehenden Abschnitt aufgezeigten Schema. Jeder Systemausfall wird durch den Ausfall einer Menge von Komponenten bewirkt. Unter Umständen kann diese Menge mehr als die zum Ausfall unbedingt erforderlichen Komponenten enthalten. Die überzähligen Komponenten müssen deshalb herausgenommen werden, damit die verbleibende Menge einen Minimalschnitt darstellt.

Da im vorliegenden Fall nicht direkt Zuverlässigkeitsparameter errechnet werden, sondern nur Struktureigenschaften des Systems ermittelt werden, läßt sich die Notwendigkeit der großen Anzahl von Spielen für zuverlässige Systeme umgehen; und zwar dadurch, daß die Bezugszeit T künstlich so festgesetzt wird, daß ungefähr bei der Hälfte dieser Spiele ein Systemausfall eintritt.

Die Monte-Carlo-Simulation findet allerdings bei praktisch vertretbaren Anzahlen von Spielen nicht sämtliche Minimalschnitte eines Systems, sondern nur diejenigen, die einen wesentlichen Anteil an der Systemunzuverlässigkeit haben. Diese Eigenschaft kann dann erwünscht sein, wenn ein System eine große Anzahl (u. U. mehrere Millionen) von Minimalschnitten aufweist, deren vollständiges Auffinden an Speicherplatz- und Rechenzeitbegrenzungen scheitern würde.

– Analytische Verfahren

Analytische Verfahren finden sämtliche Minimalschnitte eines Systems. Sie bedienen sich dabei der Booleschen Algebra und benötigen im Gegensatz zur Monte-Carlo-Methode keine Informationen über das Komponentenverhalten. Diese werden erst bei der probabilistischen Auswertung der Minimalschnitte erforderlich. Bei Fehlerbäumen, die auf sehr viele Minimalschnitte führen, ist ein Abschneidekriterium festzulegen, um den Speicherplatz- und Rechenzeitbedarf zu begrenzen.

– Vergleich der Simulations- und der analytischen Methoden

Die direkte Simulation ist ein flexibles Verfahren zur Behandlung komplexer Systeme, wobei z. B. Wartungsstrategien, Beschränkungen bezüglich der Reparaturkapazität oder das Anlaufen von Reservesystemen leicht berücksichtigt werden können [ZIP 84]. Andererseits sind die Ergebnisse nur innerhalb gewisser Vertrauensgrenzen angebbbar. Die Einengung der Vertrauensgrenzen erfordert bei sehr zuverlässigen Systemen eine große Anzahl von Spielen. Die Einschränkungen, die dadurch der Methode auferlegt sind, können unter bestimmten Bedingungen durch die Anwendung varianzreduzierender Methoden abgebaut werden.

Die Methoden, die auf der Verwendung der Minimalschnitte beruhen, vermitteln eine tiefere Einsicht in die Systemstruktur. Sie liefern exakte Lösungen oder erlauben, falls Vereinfachungen erforderlich werden, eine genaue Abschätzung des Fehlers. Andererseits lassen sich Wartungsstrategien nur vereinfacht oder unter großem mathematischem Aufwand berücksichtigen. Systeme, deren Fehlerbäume eine große Anzahl von Minimalschnitten aufweisen, können zu Problemen führen.

In der Risikostudie, Phase B, wird die Methode der simulativen Ermittlung der Minimalschnitte eingesetzt [GUE 82]. Dabei werden bis zu etwa 30 000 Minimalschnitte ermittelt. Diese enthalten vielfach Ersatzkomponenten, die eine Zusammenfassung möglichst vieler (ODER-verknüpfter) Komponenten darstellen. Zur Berechnung der Ergebnisse werden die 8000 wichtigsten der ermittelten Minimalschnitte verarbeitet. Zur Absicherung dieser Ergebnisse wird zusätzlich die im allgemeinen wesentlich rechenzeitintensivere Methode der direkten Simulation angewandt.

Die verfügbaren analytischen Programme zur Ermittlung der Minimalschnitte sind für die umfangreichen Fehlerbäume der Risikostudie, Phase B, nicht geeignet.

3.6.2.3 Common-Cause-Ausfälle

Neben voneinander unabhängigen Funktionsausfällen von Komponenten können auch voneinander abhängige Funktionsausfälle auftreten. Besondere Schwierigkeiten können sich dann ergeben, wenn sie redundante Komponenten betreffen und gleichzeitig oder in einem eng begrenzten Zeitintervall auftreten. Es wird dann von „gemeinsam verursachten Ausfällen“ (Common-Cause-Ausfälle) gesprochen.

Folgende Arten von Common-Cause-Ausfällen können unterschieden werden:

- Funktionsausfälle von mehreren baugleichen oder ähnlichen redundanten Komponenten oder Teilsystemen aufgrund einer gemeinsamen äußeren Ursache.
- Funktionsausfälle von mehreren redundanten Komponenten oder Teilsystemen, die als Folge eines einzigen Funktionsausfalls auftreten. Sie werden als Folgeausfälle oder Sekundärausfälle (Causal Failures) bezeichnet.
- Funktionsausfälle von mehreren redundanten Komponenten oder Teilsystemen, die sich aufgrund funktioneller Abhängigkeiten, d. h. unmittelbar aus dem Systemaufbau ergeben. So können beispielsweise funktionelle Abhängigkeiten von einem gemeinsamen Hilfssystem, einer gemeinsamen Ansteuerung oder einer menschlichen Fehlhandlung bestehen.

Um in Zuverlässigkeitsuntersuchungen eine möglichst zutreffende Wahrscheinlichkeitsbewertung von abhängigen Ausfällen zu erreichen, werden gemeinsame Ausfälle von Komponenten wegen funktioneller Abhängigkeiten, soweit wie möglich, durch eine detaillierte Fehlerbaumanalyse erfaßt. Ebenso werden Folgeausfälle, sofern sie nicht durch räumliche Anordnung oder durch entsprechende Konstruktion ausgeschlossen werden können, bereits in die Fehlerbaumanalyse einbezogen (z. B. Folgeausfälle aufgrund von fliegenden Bruchstücken, schlagenden Rohrleitungen oder aufgrund von Feuchtigkeit).

Dann verbleibt der Anteil der abhängigen Ausfälle, die von einer gemeinsamen äußeren Ursache (Planungs-, Herstellungs- oder Instandhaltungsfehler, z. B. ungeeignetes Schmiermittel in den Pumpenlagern) herrühren. Diese sind möglichst aufgrund von Betriebserfahrungen zu bewerten. Dabei ist zu unterscheiden zwischen abhängigen Ausfällen,

- die nur bei einem Störfall auftreten oder entdeckt werden,
- die bei regelmäßigen Funktionsanforderungen (im Rahmen von Funktionsprüfungen oder anderen regelmäßigen Systemanforderungen) entdeckt werden,
- die selbstmeldend sind.

Die Betriebserfahrung liefert in erster Linie Daten für die beiden zuletzt angeführten Arten von abhängigen Ausfällen, die während des bestimmungsgemäßen Betriebs entdeckt

werden. Nur bei einem Störfall auftretende oder entdeckbare abhängige Ausfälle können im wesentlichen lediglich durch analytische Methoden vorhergesagt werden. Die Möglichkeit solcher abhängiger Ausfälle bleibt allerdings nur dann unentdeckt, wenn die Anforderungen sowohl beim Betrieb als auch bei Funktionsprüfungen nicht repräsentativ für die Anforderungen an Komponenten bzw. Systeme unter Störfallbedingungen sind. Eine Quantifizierung ist aber auch bei den abhängigen Ausfällen, die während des Betriebs und bei Funktionsprüfungen entdeckt werden können, schwierig, da nur verhältnismäßig selten Ausfälle beobachtet werden. Das hat folgende Gründe:

- Nur ein Bruchteil der Komponentenausfälle sind abhängige Ausfälle.
- Die Ursachen von Ausfällen, die als abhängige Ausfälle erkannt werden und einen großen Einfluß auf die Zuverlässigkeit des Systems haben, werden behoben. Gleichartige Ausfälle werden daher nur mit geringerer Wahrscheinlichkeit wieder auftreten.

Reicht die Betriebserfahrung zur direkten Quantifizierung der abhängigen Ausfälle nicht aus, so werden Modelle eingesetzt. Es sind dies insbesondere:

- die Beta-Faktor-Methode und
- das Binominal-Failure-Rate-Modell.

Die Anwendbarkeit und die Grenzen dieser Modelle werden nachfolgend kurz behandelt.

● Beta-Faktor-Methode

Bei der Beta-Faktor-Methode wird davon ausgegangen, daß ein fester Anteil aller Ausfälle eines Komponententyps Common-Cause-Ausfälle sind (z. B. $\beta = 0,1$). Der jeweilige Anteil ist durch die Auswertung der Betriebserfahrung zu ermitteln. Bei dieser Methode kann nicht berücksichtigt werden, daß mit einer zunehmenden Zahl von redundanten Teilsystemen bzw. Komponenten die Wahrscheinlichkeit eines umfassenden Systemausfalls abnimmt. Ebenso wird der Einfluß administrativer Maßnahmen oder personeller Redundanz auf die Wahrscheinlichkeit von abhängigen Ausfällen nicht abgebildet, weshalb diese Methode im Rahmen der Studie nicht verwendet wird.

Die Schwächen der Beta-Faktor-Methode wurden in den vergangenen Jahren z. B. durch eine redundanzabhängige Formulierung der Anteile mehrfacher Ausfälle in der Multiple-Greek-Letter-Methode [FLE 83] überwunden. Die Erfahrungen mit der Bestimmung der vielen Modellparameter und der zugeordneten Unsicherheiten sind noch nicht umfassend, so daß auch diese Vorgehensweise hier nicht angewandt wird.

● Binominal-Failure-Rate-Modell

Mit dem Binominal-Failure-Rate-Modell (spezialisiertes Marshall-Olkin-Modell nach Vesely [VES 77]) wird aus der Betriebserfahrung nicht nur eine Ausfallrate oder Ausfallwahrscheinlichkeit für abhängige Ausfälle ermittelt, sondern auch ein Parameter, mit dem der Kopplungsgrad zwischen den redundanten Komponenten bzw. Teilsystemen beschrieben wird [ATW 83c]. Damit kann aus beobachteten Ausfällen, bei denen eine bestimmte Anzahl von Komponenten betroffen ist, auf die Wahrscheinlichkeit des Ausfalls jeder anderen Anzahl von Komponenten geschlossen werden. Allerdings muß auch in diesem Fall eine durch die Betriebserfahrung ausreichend abgesicherte Datenbasis für die beiden Parameter dieses Modells vorliegen.

Entsprechende Werte wurden bisher für Common-Cause-Ausfälle von Notstromdieseln, Pumpen, Ventilen und Steuerungseinrichtungen aus der amerikanischen nuklearen Betriebserfahrung bestimmt [ATW 82, ATW 83a, ATW 83b, STE 83]. In diese Bewertung wurden allerdings auch funktionelle Abhängigkeiten und Folgeausfälle einbezogen, die

eigentlich explizit im Fehlerbaum modelliert werden sollten. Wegen der unterschiedlichen räumlichen Anordnung bei deutschen und amerikanischen Kernkraftwerken, der zum Teil erheblichen Unterschiede im Komponentenaufbau (insbesondere bei Notstromdieseln, Sicherheitsventilen und Steuerungseinrichtungen) sowie aufgrund möglicher Differenzen in den Instandhaltungsmaßnahmen ist allerdings bei der Übernahme der Modellparameter für Zuverlässigkeits- und Risikountersuchungen der Anlagen in der Bundesrepublik Deutschland besondere Vorsicht geboten.

Zusammenfassend ist festzustellen, daß mit der expliziten Modellierung von funktionalen Abhängigkeiten und den vorgenannten Modellen geeignete Instrumente zur Behandlung des überwiegenden Anteils der Common-Cause-Ausfälle vorliegen. Für eine erfolgreiche praktische Anwendung der Modelle ist jedoch die Analyse der Betriebserfahrung von großer Bedeutung. Ist diese nicht ausreichend, so werden die wenigen Beobachtungen durch ingenieurtechnische Beurteilungen ergänzt. Die Vorgehensweise in der Risikostudie, Phase B, ist im einzelnen in den Abschnitten 5.6 und 5.7 beschrieben.

3.6.2.4 Menschliche Fehlhandlungen

Bei der Analyse und Bewertung menschlicher Handlungen in Zuverlässigkeitsuntersuchungen und Risikostudien wird der Mensch wie ein Bestandteil des Systems, also wie eine Systemkomponente behandelt. Er hat eine bestimmte Funktion innerhalb einer vorgegebenen Zeit zu erfüllen. Tut er dies nicht, so wird diese Funktion als ausgefallen betrachtet. Im Vergleich zu den technischen Komponenten des Systems zeichnet sich der Mensch durch eine wesentlich größere Variabilität und Komplexität aus. Diese an sich erwünschten Eigenschaften machen eine Beschreibung seines Verhaltens durch Zuverlässigkeitskenngrößen schwierig. Insbesondere umfangreiche, untereinander abhängige Handlungsabläufe unter Beteiligung mehrerer Personen oder Entscheidungssituationen sind einer probabilistischen Behandlung nur schwer zugänglich. Aufgrund dieser Problematik besteht gegenwärtig weitgehende Übereinstimmung, daß nur diejenigen Handlungen oder Handlungselemente durch Zuverlässigkeitskenngrößen hinreichend genau beschrieben werden können, die den Bereichen des fertigungsbedingten und regelbedingten Verhaltens zugeordnet werden können. Dabei werden die Handlungen von Betriebspersonal in mehrere Kategorien eingeteilt:

- Fertigungsbedingtes Verhalten (skill-based behaviour)
Darunter wird ein häufig geübtes Verhalten verstanden, das nach Wahrnehmung der Eingangsinformation aufgrund der vorhandenen Erfahrung bzw. Übung quasi „automatische“ Verhaltensweisen auslöst (Routinearbeiten).
- Regelbedingtes Verhalten (rule-based behaviour)
Darunter wird ein Verhalten verstanden, das nach Erkennen der Eingangsinformation aufgrund bereits vorhandener Regeln die Zuordnung des vorliegenden Zustands zu entsprechenden vorgeplanten Aktionen vornimmt.
- Wissensbedingtes Verhalten (knowledge-based behaviour)
Darunter wird ein Verhalten in neuartigen Situationen verstanden, in denen eine Problemlösung durch das Betriebspersonal erwartet wird. Nach Identifizierung der vorliegenden Merkmale der Störung werden aus generellen Zielen Handlungsnotwendigkeiten abgeleitet und die zu ihrer Ausführung nötigen Schritte geplant und ausgeführt.

Ein spezifisches Problem stellen Handlungen in Unfallsituationen dar. Hier bestehen prinzipiell zwei Möglichkeiten, die Voraussetzungen für das Handeln in derartigen

Situationen zu schaffen. Zum einen kann versucht werden, für diese Unfallsituation detaillierte schriftliche Anweisungen zu geben. Dabei besteht das Problem, daß sich eine vollständige Erfassung aller Ablaufkombinationen von Unfällen kaum erreichen läßt. Zum andern können personelle, organisatorische und technische Voraussetzungen geschaffen werden, die effektives Handeln in Unfallsituationen erlauben (Unfallmanagement).

Fertigkeits- und regelbedingtes Verhalten kann so weit in Einzelschritte zerlegt werden, bis diesen Schritten Zuverlässigkeitskenngrößen zugeordnet werden können. Die bekannteste und verbreitetste Methode hierzu ist THERP (Technique for human error rate prediction). Diese Methode wurde bereits bei der Bewertung von menschlichem Fehlverhalten in WASH-1400 angewendet. Sie wurde inzwischen erweitert und der spezifischen Kernkraftwerkssituation angepaßt.

● THERP-Methode

Die THERP-Methode läßt sich im wesentlichen in vier Schritte gliedern:

1. Bestimmung der Ausfallkombination, die unter Berücksichtigung menschlicher Fehlhandlungen zum Versagen der interessierenden Systemfunktion führen.
2. Erfassung und Analyse der zur interessierenden Systemfunktion gehörigen Aufgaben des Menschen (Aufgabenanalysen).
3. Zuordnung bzw. Schätzung der relevanten Fehlerwahrscheinlichkeiten.
4. Abschätzung des Einflusses der menschlichen Fehlhandlungen auf die Wahrscheinlichkeit der Ausfallkombinationen und die Nichtverfügbarkeit der Systemfunktion (als Teil der gesamten Zuverlässigkeitsanalyse).

Zwei Elemente dieser Methode sind besonders hervorzuheben. Einmal ist es die Aufgabenanalyse, die der quantitativen Bewertung vorausgeht und eine systematische Erfassung der auf die menschliche Zuverlässigkeit wirkenden Einflußgrößen sicherstellen soll. Zum anderen ist es das Aufgliedern einer komplexen Handlung in ihre Einzelelemente, wobei bestehende Abhängigkeiten erkannt und beachtet werden müssen. In dem „Handbook of human reliability“ liegt ein Standardwerk für die Bewertung menschlichen Fehlverhaltens vor [SWA 83], das auf der Anwendung der THERP-Methode basiert.

Die darin beschriebenen Methoden und Daten werden für die Bereiche des fertigkeitsbedingten (skill-based) und des regelbedingten (rule-based) Verhaltens als brauchbar angesehen. Sie gelten jedoch als nur eingeschränkt anwendbar auf das wissensbedingte (knowledge-based) Verhalten und auf Handlungen in Unfallsituationen. Die Einwände, vornehmlich aus der kognitiven Psychologie, leiten sich vor allem aus der großen Komplexität und Variabilität menschlichen Verhaltens, insbesondere bei Entscheidungen in neuartigen und komplizierten Situationen ab. Hier bleibt abzuwarten, ob durch sogenannte kognitive Modelle eine verbesserte Aussage erreicht werden kann.

Weitere Fragestellungen, die bisher ungenügend behandelt werden, sind die Bewertung von Abhängigkeiten mehrerer aufeinanderfolgender Handlungsschritte einer Person, von gemeinschaftlichen Handlungen mehrerer Personen und der Kontrolle von Handlungen einer Person durch eine zweite. Bis jetzt fehlt die Abstützung der dazu gemachten Annahmen durch die Betriebserfahrung. Ebenso erscheint die Behandlung von Situationen, in denen ein menschliches Versagen aufgrund der Eigenschaften des technischen Systems keine Folgen hat, durch die sogenannten „recovery factors“ nicht ausreichend. Eine stärkere Differenzierung entsprechend der jeweiligen konkreten Arbeitssituation wäre hierbei notwendig.

Um diese Aussagen auf die Kernkraftwerke in der Bundesrepublik Deutschland anwenden zu können, ist es erforderlich, sie den dort vorliegenden besonderen Gegebenheiten anzupassen. Beispielsweise sind wesentliche Unterschiede in der technischen Gestaltung (z. B. hoher Automatisierungsgrad und -umfang), in der ergonomischen Gestaltung (z. B. Verwendung von Blindschaltbildern) sowie bezüglich administrativer und organisatorischer Maßnahmen (z. B. Organisation und Ausbildung des Wartenpersonals) zu berücksichtigen. Die unkritische Übertragung der Aussagen des Handbuchs auf Anlagen in der Bundesrepublik Deutschland kann deshalb zu Fehleinschätzungen führen.

Neben THERP werden eine Reihe weiterer Modelle und Methoden zur Bewertung menschlicher Fehlhandlungen vorgeschlagen (vgl. u. a. [SWA 88]).

In der Risikostudie, Phase B, wird für die Bewertung menschlicher Handlungen das THERP-Verfahren eingesetzt. Details zur Anwendung finden sich in Kapitel 5 und 6.

3.6.3 Aussagesicherheit der Analyse

In Zuverlässigkeits- und Risikoanalysen gehen Größen und Beziehungen ein, die nicht genau bekannt sind. Dabei ist zu unterscheiden zwischen

- zufälliger Variation von Einflußgrößen:
Diese entsteht z. B. durch zufällige Variationen von Zuverlässigkeitskenngrößen über der zugrundegelegten Population. Variationen im Ergebnis für das Risiko aufgrund dieser Unsicherheiten liegen in der Natur der Sache und können auch durch Verbesserung der Analysemethoden nicht verringert werden; lediglich die Einschätzung der Größe der Variation kann verbessert werden.
- ungenauer Kenntnis von Einflußgrößen:
Diese entsteht durch ungenaue Kenntnis fester und für den beobachteten Zeitraum als fest vorausgesetzter Größen und durch die näherungsweise Beschreibung physikalischer Gesetzmäßigkeiten. Derartige Unsicherheiten können durch Verbesserung des Wissensstandes und der Datenbasis abgebaut werden.

Diese Art von Schätzunsicherheiten führt zu Intervallen, in denen die zutreffenden Risikowerte mit quantifizierbarer subjektiver Aussagesicherheit enthalten sind.

Dagegen stellt die Ungewißheit, die aus der zufälligen Variation des Unfallablaufs resultiert, einen Bestandteil des Risikos dar. Sie kommt im Zahlenwert des Risikos oder in der Verteilungsfunktion des Schadens zum Ausdruck.

Die Bewertung der Unsicherheiten einer Analyse erhöht deren Aussagekraft. Dies gilt besonders für quantitative Bewertungen. Diese können von der Angabe von Schranken, zwischen denen die Ergebnisse liegen, bis hin zu probabilistisch quantifizierten Vertrauensbereichen gehen.

Methoden zur Quantifizierung von Unsicherheiten sind bei systemtechnischen Untersuchungen anlageninterner Ereignisabläufe am weitesten entwickelt. Sie erlauben es, Unsicherheiten in den Eingangsparametern der Ereignisablauf- und Fehlerbaummodelle, die das Anlagenverhalten beschreiben, abzuschätzen und durch die Rechnungen fortzupflanzen. Ergebnisse der Unsicherheitsanalysen sind untere bzw. obere Schranken für die erwarteten Kernschmelzhäufigkeiten bzw. deren Verteilungsfunktionen, aus denen Vertrauensbereiche entnommen werden können. Die so gewonnenen Aussagen stehen unter der Prämisse der Gültigkeit und Vollständigkeit der verwendeten Ereignisablauf- und Fehlerbaummodelle; sie beschreiben also nur die Auswirkungen der Unsicherheiten bezüglich der Eingangsparameter.

Bei der Untersuchung nicht beherrschter Vorgänge in der Anlage sowie der daraus resultierenden Belastungen und Versagensarten des Sicherheitsbehälters sind die Unsicherheiten größer. Um sie zu quantifizieren, muß häufig auf Expertenschätzungen zurückgegriffen werden.

Werden zur Ergebnisdarstellung komplementäre Häufigkeitsverteilungen benutzt, so werden zu einer bestimmten Kombination aus Freisetzung und Expositionsablauf Bereiche im Häufigkeits-/Schadensumfang-Diagramm angegeben, in denen ihr Beitrag zur komplementären Häufigkeitsverteilung mit einer bestimmten Aussagesicherheit liegt. Daraus ergibt sich für eine vorgegebene Aussagesicherheit von z. B. 90 % ein Band (als globaler 90- %-Vertrauensbereich), in dem die zutreffende komplementäre Häufigkeitsverteilung mit einer Wahrscheinlichkeit von 90 % verläuft, sofern alle nicht quantifizierten Schätzunsicherheiten vernachlässigbar sind.

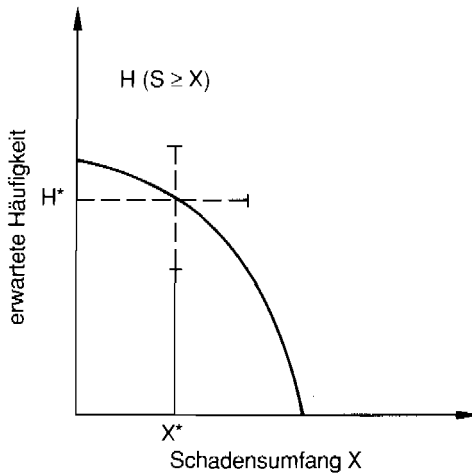


Bild 3-3: Schadensumfang und erwartete Häufigkeit

Der Einfachheit halber werden zu den Ergebniskurven meistens nicht globale, sondern – in diesem Zusammenhang völlig ausreichende – lokale Vertrauensbereiche ermittelt. Aus den lokalen Bereichen können zu festem (daher „lokal“) Wert von Schadensumfang oder Häufigkeit folgende Auskünfte abgelesen werden:

- 90- %-Vertrauensbereich der Häufigkeit H
Er gibt zu festem Schadensumfang X^* den Wertebereich an, in dem mit 90 % subjektiver Aussagesicherheit die zutreffende Häufigkeit liegt, mit der der Schaden vom Umfang größer oder gleich X^* verursacht wird (vertikal, gestrichelt in Bild 3-3);
- 90- %-Vertrauensbereich des Schadensumfangs X
Er gibt zu fester Häufigkeit H^* den Wertebereich an, in dem mit 90 % subjektiver Aussagesicherheit der zutreffende Schadensumfang liegt, der mit der Häufigkeit H^* erreicht oder überschritten wird (horizontal, gestrichelt im Bild 3-3).

Mit dem Fortschreiten der Analyse von systemtechnischen Untersuchungen zu Freisetzungen in die Umgebung der Anlage nehmen die Unsicherheiten erheblich zu. In jedem Glied der Kette der Berechnung „Systemtechnik – nicht beherrschte gefährliche Abläufe –

Belastung und Versagen des Sicherheitsbehälters“ kommen neue Unsicherheiten hinzu. Außerdem vergrößern sich die Unsicherheiten der Ergebnisse der einzelnen Schritte in Richtung auf das Ende der Kette.

Zur Quantifizierung der Aussagesicherheit sind im einzelnen folgende Arbeitsschritte durchzuführen:

- Identifikation der potentiell wichtigen unsicheren Parameter und Modellvorstellungen
- Quantifikation ihrer Unsicherheit (z. B. Angabe des minimalen und des maximalen möglicherweise zutreffenden Parameterwerts)
- Angabe von begründbaren Präferenzen (z. B. für bestimmte Teile des Intervalls zwischen angegebenem Minimal- und Maximalwert)
- Spezifikation von Abhängigkeiten
- Fortpflanzung der Unsicherheiten unter Berücksichtigung der Präferenzen und Abhängigkeiten durch die Berechnungen in den einzelnen Schritten der Risikountersuchung
- Herleitung quantitativer Aussagen zur resultierenden Ergebnisunsicherheit
- Identifikation der unsicheren Parameter und Modellvorstellungen, die am meisten zur Ergebnisunsicherheit beitragen
- Präsentation und Interpretation der Ergebnisse aus der Unsicherheitsanalyse und Herleitung eines Referenzergebnisses der Risikountersuchung

In der Phase B der Risikostudie werden die Unsicherheit aus der ungenauen Kenntnis der zu erwartenden Eintrittshäufigkeiten störfallauslösender Ereignisse sowie der Zuverlässigkeitsdaten von Komponenten der Sicherheitssysteme bestimmt. Einzelheiten dazu werden in Kapitel 5 und 7 behandelt.

3.7 Darstellung der Ergebnisse

Die wesentlichen Arbeitsschritte der Studie und ihre Ergebnisse werden durch die Matrixformulierung

$$h_F = M_3 M_2 M_1 h_A$$

beschrieben. Darin ist h_A der Vektor der erwarteten Eintrittshäufigkeiten auslösender Ereignisse und h_F der Vektor der erwarteten Häufigkeiten der Freisetzungsmöglichkeiten, die in der Studie betrachtet werden. M_1 , M_2 und M_3 sind Matrizen mittlerer bedingter Wahrscheinlichkeiten. Die Matrizen sind in den 3 Tabellen 10-3, 10-8 und 10-11 der Ergebniszusammenfassung in Kapitel 10 wiedergegeben. Die Bedeutung der Vektorkomponenten und der Matrixelemente wird nachfolgend erläutert:

● Vektor h_A

Der Vektor der erwarteten Eintrittshäufigkeiten auslösender Ereignisse hat 32 Komponenten. Darunter gehören 25 zu anlageninternen auslösenden Ereignissen für Kühlmittelverlust- und Transientenstörfälle und 7 zu übergreifenden anlageninternen und -externen Ereignissen. Im einzelnen wird auf diese Ereignisse in den Kapiteln 4, 5 und 7 eingegangen. Tabelle 10-1 der Zusammenfassung enthält alle auslösenden Ereignisse und ihre erwarteten Eintrittshäufigkeiten pro Jahr.

● Matrix M_1

Zur Beherrschung der Folgen der auslösenden Ereignisse werden bestimmte Funktionen von Sicherheits- und Betriebssystemen benötigt. Sind diese Systemfunktionen nicht ver-

füßbar, können die auslösenden Ereignisse zu nicht beherrschten Ereignisabläufen (Schadenszuständen) führen. Die Auswahl der in der Studie zugrunde gelegten Schadenszustände stützt sich auf folgende Kriterien:

- Nichtverfügbarkeit von benötigten Systemen zur Wärmeabfuhr, unterschieden nach Ausfall von primärseitigen (durch P gekennzeichnet), von sekundärseitigen (S), von primär- und sekundärseitigen (SP) Systemen, oder von Systemen zur Abschaltung des Reaktors. Im Falle P wird angenommen, daß bei einem Wasserstand im Reaktordruckbehälter unter Unterkante der Hauptkühlmittelleitungen, und im Falle S, daß bei einem Wasserstand im Dampferzeuger unter 2 m anlageninterne Notfallmaßnahmen ausgelöst werden. Kombinationen von Ausfällen primär- und sekundärseitiger Systeme und der Ausfall der Reaktorschnellabschaltung werden im Schadenszustand ATWS zusammengefaßt. Für die anderen Schadenszustände ist die Reaktorschnellabschaltung verfügbar.
- Druck im Primärkreis beim Kernschmelzen, unterschieden nach niederem Primärkreisdruck (< 2 MPa) oder hohem Primärkreisdruck (> 2 MPa).
- Zeit, die maximal zur Verfügung steht (ab Störfallbeginn), um durch interne Notfallmaßnahmen Kernschmelzen zu verhindern bzw., wenn das nicht möglich ist, Kernschmelzen unter hohem Druck in Kernschmelzen unter niederem Druck zu überführen.
- Bedingungen für die Durchführung von anlageninternen Notfallmaßnahmen. Bei anlagenexternen oder übergreifenden auslösenden Ereignissen können andere Bedingungen vorliegen als bei Kühlmittelverlust- oder Transientenstörfällen. Deswegen werden für anlageninterne und übergreifende auslösende Ereignisse eigene Schadenszustände eingeführt, auch wenn bezüglich der ersten drei Kriterien gleiche Zustände vorliegen wie bei Kühlmittelverlust- und Transientenstörfällen.
- Schadenszustände, deren Summenhäufigkeit kleiner als $10^{-8}/a$ ist, werden nicht berücksichtigt.

Generell gilt außerdem, daß die Anlagenschadenszustände soweit differenziert sein müssen, daß es für die Weiterverfolgung des Unfallablaufes keine Rolle spielt, von welchem auslösenden Ereignis der Anlagenschadenszustand verursacht wird.

Die Matrix M_1 ist in der Ergebniszusammenfassung in Tabelle 10-3 dargestellt. Sie enthält in ihren 19 Zeilen die den Untersuchungen zugrunde gelegten 19 von den Sicherheitssystemen nicht beherrschten Ereignisabläufe (Schadenszustände). Davon sind 14 den anlageninternen Kühlmittelverlust- und Transientenstörfällen und 5 den übergreifenden anlageninternen und -externen Ereignissen zugeordnet.

Die 32 Spalten der Matrix M_1 entsprechen den 32 untersuchten auslösenden Ereignissen. Zur Erleichterung des Überblicks werden in der Kopfzeile zusätzlich die erwarteten Häufigkeiten der auslösenden Ereignisse angegeben.

Das Matrixelement $M_{1,ik}$ bezeichnet die bedingte Wahrscheinlichkeit, daß das auslösende Ereignis k , $1 \leq k \leq 32$, zum Schadenszustand i , $1 \leq i \leq 19$, führt. Die einzelnen Matrixelemente werden aber nur dann angegeben, wenn sie nach Multiplikation mit den Häufigkeiten der auslösenden Ereignisse zu Werten $> 10^{-8}/a$ führen.

Durch Multiplikation der Matrix M_1 mit dem Vektor h_A ergibt sich als erstes Zwischenergebnis der Vektor h_1 mit 19 Komponenten. Dieser Vektor stellt Punktwerte der Häufigkeiten der systemtechnisch bedingten Anlagenschadenszustände dar. Die Komponenten des Vektors h_1 sind in der ersten Spalte zusammen mit der Bezeichnung der Zustände angegeben. Die Zeiten, die bei dem betreffenden Anlagenzustand zur Verfügung stehen, um durch anlageninterne Notfallmaßnahmen entweder Kernschmelzen ganz zu verhindern oder aber Kernschmelzen unter hohem Druck in Kernschmelzen unter

niedrigem Druck zu überführen, sind durch zwei durch einen Schrägstrich getrennte Zahlen bezeichnet. Die Zustände 15–19 enthalten auch die Bezeichnung der auslösenden übergreifenden bzw. externen Ereignisse.

● Matrix M_2

Die Matrix M_2 enthält die Bewertung von anlageninternen Notfallmaßnahmen, die bei Vorliegen der Schadenszustände ergriffen werden können, um Kernschmelzen zu verhindern oder, falls das nicht möglich ist, Kernschmelzen unter hohem Primärkreisdruck zu vermeiden.

Die 19 Spalten entsprechen den 19 Schadenszuständen aus der 1. Spalte von M_1 . In der Kopfzeile sind nochmals die Häufigkeiten h_1 der Schadenszustände angegeben. Zeile 1 ist dem wieder hergestellten sicheren Zustand zugeordnet, Zeilen 2–7 enthalten 6 Kernschmelzfälle, die auch durch anlageninterne Notfallmaßnahmen nicht verhindert werden können. Die Kernschmelzfälle orientieren sich an Belastungen des Sicherheitsbehälters bzw. an möglicherweise auftretender Umgehung des Sicherheitsbehälters. Entsprechend Kapitel 8 sind die Kernschmelzfälle:

- ND: Kernschmelzen nach früher Druckentlastung des Primärsystems durch das auslösende Ereignis
- ND*: Kernschmelzen nach später Druckentlastung des Primärsystems durch aktive anlageninterne Notfallmaßnahmen
- HD: Kernschmelzen bei hohem Primärkreisdruck
- PLR: Kernschmelzen bei Umgehung des Sicherheitsbehälters durch Primärkreisleck im Ringraum
- Dampferzeuger-Heizrohrleck: Kernschmelzen nach später Druckentlastung des Primärsystems durch aktive anlageninterne Notfallmaßnahmen
- HD bzw. ND* (DE-ND*) oder bei hohem Primärkreisdruck (DE-HD) und Umgehung des Sicherheitsbehälters durch Dampferzeuger-Heizrohrleck

Das Matrixelement M_{2ik} bezeichnet die bedingte Wahrscheinlichkeit, daß der Schadenszustand k , $1 \leq k \leq 19$, nach anlageninternen Notfallmaßnahmen zum Kernschmelzfall i , $2 \leq i \leq 7$, führt.

Durch Multiplikation der Matrix M_2 mit dem Vektor h_1 der Häufigkeiten der Schadenszustände ergibt sich als zweites Zwischenergebnis der Vektor h_2 . Die erste Komponente enthält den Anteil der Schadenszustände, der durch anlageninterne Notfallmaßnahmen in einen sicheren Zustand überführt werden kann. Die Komponenten 2–7 sind erwartete Häufigkeiten der 6 Kernschmelzfälle. Die Komponenten dieses Vektors sind in der 1. Spalte zusammen mit der Bezeichnung der Zustände angegeben.

● Matrix M_3

Die Matrix M_3 enthält die Bewertung des Übergangs von den Kernschmelzfällen zu den Zuständen des Sicherheitsbehälters und damit zu den Freisetzungsmöglichkeiten.

Die 6 Spalten entsprechen den 6 Kernschmelzfällen. Die 6 Zeilen entsprechen folgenden, in Kapitel 9 untersuchten Freisetzungsmöglichkeiten für radioaktive Stoffe aus dem Sicherheitsbehälter:

- F-SBV: Freisetzungsmöglichkeit durch großflächiges Sicherheitsbehälterversagen oberhalb der Fundamentplatte
- F-PLR: Freisetzungsmöglichkeit unter Umgehung des Sicherheitsbehälters durch Primärkreisleck im Ringraum

- F-DE: Freisetzungsmöglichkeit unter Umgehung des Sicherheitsbehälters durch Dampferzuger-Heizrohrbruch
- F-Leckage: Freisetzungsmöglichkeit durch erhöhte Leckage des Sicherheitsbehälters von Anfang an
- F-Druckentlastung: Freisetzungsmöglichkeit durch gezielte Druckentlastung des Sicherheitsbehälters
- F-DF: Freisetzungsmöglichkeit ins Grundwasser infolge Sicherheitsbehälterversagen unterhalb der Fundamentplatte.

Das Matrixelement M_{3ik} bezeichnet die bedingte Wahrscheinlichkeit, daß der Kernschmelzfall k , $1 \leq k \leq 6$, zur Freisetzungsmöglichkeit i , $1 \leq i \leq 6$, führt.

● Vektor h_F

Die Komponenten des Vektors h_F stellen die Häufigkeiten der 6 untersuchten Freisetzungsmöglichkeiten dar, die sich durch Multiplikation der Matrix M_3 mit dem Vektor h_2 ergeben. Diese werden in Tabelle 10-11 aber nicht explizit ausgewiesen.

Die Matrixdarstellung bietet verschiedene Vorteile. Einerseits lassen sich, ausgehend vom auslösenden Ereignis, die untersuchten Abläufe mit den jeweiligen relevanten Zuständen (systemtechnische Schadenszustände, Kernschmelzfälle, Freisetzungsmöglichkeiten) und die entsprechenden Eintrittshäufigkeiten übersichtlich nachvollziehen. Andererseits können aber auch, rückwärtsgehend von den untersuchten Freisetzungsmöglichkeiten her, die Beiträge bestimmter Abläufe oder auslösender Ereignisse zu diesen Zuständen leicht ermittelt werden.

Wird zum Beispiel der Vektor h_A als Diagonalmatrix, $\text{diag}(h_{A,i}) = h_{A,i}$, $1 \leq i \leq 32$, geschrieben, so ergeben sich anstelle der Vektoren der Zwischenergebnisse h_1 bzw. h_2 und des Endergebnisses h_F Matrizen mit jeweils 19 Spalten. Die k -te Komponente der i -ten Spalte ist der Beitrag des auslösenden Ereignisses i zum k -ten Schadenszustand bzw. Kernschmelzfall bzw. zur k -ten Freisetzungsmöglichkeit. Auf analoge Weise lassen sich die Beiträge der Zwischenergebnisse h_1 bzw. h_2 zu nachfolgenden Ergebnissen ermitteln. Die im Vektor h_A und in der Matrix M_1 enthaltene Information ist in den Tabellen 10-5 und 10-6, die bei der Darstellung der anlagentechnischen Ergebnisse benutzt werden, in mehrfacher Weise aufbereitet:

- Der Inhalt der Matrix M_2 ist kombiniert zu drei Spalten (7-9), die dem Versagen der Systemfunktionen der Primärseite, der Sekundärseite und Kombinationen der beiden zugeordnet sind. Zu jedem auslösenden Ereignis ist die Aufteilung der Schadenszustände auf Ausfall von Primärseite, Sekundärseite und Kombination der beiden ablesbar. Die angegebenen Zahlen sind Produkte aus der Häufigkeit der auslösenden Ereignisse und der bedingten Wahrscheinlichkeiten aus der Matrix M_1 .
- In den Spalten 3-6 dieser Tabellen sind weitere Informationen über die Hauptbeiträge zur System-Nichtverfügbarkeit aufgeführt.

Die Tabellen und die zugehörige Legende finden sich auch in Kapitel 5 für die Kühlmittelverlust- und Transientenstörfälle und in Kapitel 7 für die übergreifenden anlageninternen und -externen Ereignisse.

Der Inhalt der Matrix M_2 und des im Vektor h_1 enthaltenen Zwischenergebnisses ist in der Tabelle 10-10 durch Angabe von Punktwerten der erwarteten Häufigkeiten der Kernschmelzfälle ausgewertet. Diese Tabelle und die zugehörige Legende finden sich, aufgeteilt

auf anlageninterne bzw. übergreifende anlageninterne und externe auslösende Ereignisse auch in Kapitel 6 bzw. 7.

Literatur

- [ATW 82] Atwood, C. L., S. A. Steverson: Common Cause Fault Rates for Diesel Generators Estimates Based on Licensee Event Reports at U. S. Commercial Nuclear Power Plants 1976–1978, NUREG/CR-2099, June 1982
- [ATW 83a] Atwood, C. L.: Common Cause Fault Rates for Pumps, NUREG/CR-2098, February 1983
- [ATW 83b] Atwood, C. L.: Common Cause Fault Rates for Instrumentation and Control Assemblies, NUREG/CR-2771, February 1983
- [FLE 83] Fleming, K.A. and A.M. Kalinowski: An Extension of the Beta Factor Method to Systems with High Levels of Redundancy, PLG-0289, June 1983
- [GRS 86] Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Der Unfall im Kernkraftwerk Tschernobyl, Stand: 6. 6.1986, GRS-S-39, Juni 1986
- [GRS 87] Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Neuere Erkenntnisse zum Unfall im Kernkraftwerk Tschernobyl, Stand: Oktober 1986, GRS-S-40, Februar 1987
- [GUE 82] Güldner, W., H. Polke, H. Spindler, G. Zipf: Programmsystem „RALLY“ zur probabilistischen Sicherheitsbeurteilung großer technischer Systeme, GRS-44, März 1982
- [HAU 87] Hauptmanns, U., M. Hertrich, W. Werner: Technische Risiken, Ermittlung und Bewertung, Springer Verlag 1987
- [SWA 83] Swain, A. D., H. E. Guttman: Handbook of Human Reliability Analysis with Emphasis on Nuclear Power Plant Application, Final Report, NUREG/CR-1278, August 1983
- [SWA 88] Swain, A. D.: Comparative Evaluation of Methods for Human Reliability Analysis, GRS-71, April 1989
- [VES 77] Vesely, W. E.: Estimating Common Cause Failure Probabilities in Reliability and Risk Analyses, Marshall-Olkin Specializations International Conference on Nuclear Systems Reliability and Risk Assessment, Gatlinburg, Tenn., June 20–24, 1977
- [ZIP 84] Zipf, G.: Computation of minimal cut sets of fault trees: Experience with three different methods, Reliability Engineering 7, 1984, 159–167

4 Ereignisablaufanalysen für Kühlmittelverluststörfälle und Transienten ohne Berücksichtigung anlageninterner Notfallmaßnahmen

4.1 Einführung

In der Studie werden Ereignisabläufe, die sich aus Störungen in Kernkraftwerken bis hin zu extremen Situationen entwickeln können, untersucht. Dabei sind vor allem solche Ereignisabläufe von Bedeutung, die zum Schmelzen des Reaktorkerns führen. In Abschnitt 4.2 werden die wesentlichen anlageninternen Ereignisse zusammengestellt, die zum Kernschmelzen führen können.

Zu jedem dieser Ereignisse ist eine Ereignisablaufanalyse durchzuführen. In Abschnitt 4.3 wird zunächst beschrieben, welche Systemfunktionen benötigt werden und welche Anforderungen die Systemfunktionen mindestens erfüllen müssen, um Kernschmelzen zu verhindern. Je nach Funktion oder Ausfall der erforderlichen Systemfunktionen ergeben sich – ausgehend von einem auslösenden Ereignis – unterschiedliche Ereignisabläufe. Durch Ereignisablaufdiagramme werden die möglichen Ereignisabläufe übersichtlich erfaßt.

Die dabei angewandten Methoden sind in Kapitel 3 beschrieben. Sind die anlagentechnischen Verhältnisse einfach überschaubar oder nennenswerte Risikobeiträge nicht zu erwarten, wird auf die Erstellung von Ereignisablaufdiagrammen verzichtet. Jeder Ereignisablauf wird so weit verfolgt, bis entschieden werden kann, ob – ohne Berücksichtigung anlageninterner Notfallmaßnahmen – Kernschmelzen eintritt oder nicht.

Die Ereignisablaufanalyse benötigt Informationen aus der Simulation des anlagendynamischen Verhaltens, die sich auf physikalisch-mathematische Modelle stützen. Die hierzu erforderlichen Untersuchungen zu den thermohydraulischen Vorgängen im Reaktorkühlkreislauf und im Speisewasser-Dampf-Kreislauf sind in Abschnitt 4.4 und zum Verhalten des Reaktordruckbehälters bei Störfällen in Abschnitt 4.5 dargestellt.

In Abschnitt 4.6 werden abschließend die Ergebnisse der Ereignisablaufanalysen beschrieben.

4.2 Auslösende Ereignisse

Störungen und Schäden an Komponenten und Anlagenteilen, die Anforderungen von Sicherheitssystemen auslösen können, werden als „auslösende Ereignisse“ bezeichnet.

Die untersuchten auslösenden Ereignisse können in zwei Gruppen unterteilt werden:

- Ereignisse, die durch einen Verlust von Kühlmittel aus dem Reaktorkühlkreislauf ausgelöst werden,

- Ereignisse, die durch ein Ungleichgewicht zwischen Wärmeerzeugung im Reaktorkern und Wärmeabfuhr ausgelöst werden.

Die erste Gruppe wird als Kühlmittelverluststörfälle und die zweite Gruppe als Transienten bezeichnet. Dabei werden insbesondere Störfälle während des Leistungsbetriebes behandelt.

4.2.1 Kühlmittelverluststörfälle

Ursache für Kühlmittelverluststörfälle können Lecks aufgrund von Brüchen, Rissen und Undichtigkeiten im Reaktorkühlkreislauf sowie in Anschlußleitungen des Reaktorkühlkreislaufs sein. Weiterhin können Kühlmittelverluststörfälle auftreten, wenn Ventile oder Absperrarmaturen nicht schließen oder fehlerhaft in Offenstellung verbleiben. Im einzelnen sind folgende Lecks zu unterscheiden:

- Leck in einer Hauptkühlmittelleitung,
- Leck im Druckhaltesystem,
- Leck in einem Dampferzeuger,
- Leck im Reaktordruckbehälter,
- Leck in einer Anschlußleitung des Reaktorkühlkreislaufs.

Ein Leck in einer Hauptkühlmittelleitung kann entweder in der Leitung selbst oder in der zugehörigen Hauptkühlmittelpumpe auftreten.

Ein Leck im Druckhaltesystem liegt vor bei einem Leck am Druckhalter oder in der Ausgleichsleitung, die den Druckhalter mit einer Hauptkühlmittelleitung verbindet. Ein Leck in der Ausgleichsleitung ist wie ein Leck in einer Hauptkühlmittelleitung zu behandeln und wird deshalb nicht gesondert betrachtet. Ein Leck am Druckhalter kann vor allem auftreten, wenn Druckhalter-Abblaseventile oder -Sicherheitsventile fehlerhaft öffnen bzw. nach Anforderung fehlerhaft offen bleiben.

Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung umfassen alle Lecks in der Hauptkühlmittelleitung selbst, in Anschlußleitungen vor den Absperrarmaturen und Leckagen an den Hauptkühlmittelpumpen. Lecks im Druckhalter-Mantel, in der Dampferzeuger-Eintritts- oder -Austrittskammer werden wie Lecks in der Hauptkühlmittelleitung behandelt. Größere Leckquerschnitte im Reaktordruckbehälter sind aufgrund der Untersuchungen in Abschnitt 4.5 und früherer Aussagen in der Phase A nicht zu betrachten.

Ein Leck im Dampferzeuger kann auch in den Dampferzeuger-Heizrohren auftreten. Ein besonderes Merkmal dieses Lecks ist, daß Kühlmittel aus dem Primärkreis in den Speisewasser-Dampf-Kreislauf und damit nicht in den Sumpf des Sicherheitsbehälters gelangt. Dabei kann ein Teil des Kühlmittels auch in die Umgebung freigesetzt werden. Auch bei einem nicht absperrbaren Leck über eine Anschlußleitung des Reaktorkühlkreislaufs, das außerhalb des Sicherheitsbehälters liegt, sammelt sich das ausgeströmte Wasser nicht im Sumpf des Sicherheitsbehälters. Anders als bei einem Leck in einer Hauptkühlmittelleitung oder beim Leck im Druckhaltesystem steht dieses Wasser damit zur Notkühlung des Kerns nicht mehr zur Verfügung. Falls ein Leck in einer Anschlußleitung im Ringraum auftritt, sind dort außerdem Folgeausfälle an Komponenten der Systeme zur Not- und Nachkühlung möglich. Ein Kühlmittelverlust über eine solche Anschlußleitung wird daher gesondert behandelt.

Bei den Ereignisablaufanalysen in Abschnitt 4.3 werden folgende auslösende Ereignisse betrachtet:

- Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung oder am Druckhalter,
- Lecks in einer Anschlußleitung des Reaktorkühlkreislaufs im Ringraum,
- Dampferzeuger-Heizrohrlecks.

Ihre Eintrittshäufigkeiten sind in Abschnitt 5.3 zusammengestellt.

4.2.2 Transienten

Störungen ohne Kühlmittelverlust, bei denen ein Ungleichgewicht zwischen Wärmeerzeugung und Wärmeabfuhr auftritt, werden als Transienten bezeichnet. Die meisten Transienten werden durch Betriebssysteme beherrscht. Falls die Betriebssysteme nicht ausreichen, ist die Funktion der Sicherheitssysteme erforderlich.

Es gibt zahlreiche Ursachen für Transienten. Diese auslösenden Ereignisse und ihre Auswirkungen lassen sich nicht alle einzeln behandeln. Um die auslösenden Ereignisse möglichst vollständig zu erfassen, wird nach den grundsätzlichen Möglichkeiten unterschieden, die ein Ungleichgewicht zwischen Wärmeerzeugung und Wärmeabfuhr bewirken können. Dies sind Änderungen

- der Wärmeerzeugung,
- des Wärmetransports aus dem Kern,
- der Wärmeabfuhr aus dem Reaktorkühlkreislauf und
- des Kühlmitteldrucks.

Bezüglich ihrer Eintrittshäufigkeit werden die auslösenden Ereignisse in zwei Gruppen unterteilt:

- Betriebstransienten oder zu erwartende Transienten („likely“ oder „anticipated transients“), deren Eintrittshäufigkeit zwischen etwa $10^{-2}/a$ und $10/a$, im allgemeinen aber über $10^{-1}/a$ liegt,
- seltene Transienten („unlikely transients“) mit einer Eintrittshäufigkeit $<10^{-2}/a$, wobei die Eintrittshäufigkeit meist wesentlich geringer ist.

● Betriebstransienten (zu erwartende Transienten)

Von den zu erwartenden Transienten mit einer Änderung der Wärmeabfuhr werden der „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung“ und der „Ausfall der Hauptwärmesenke“, d. h. die „Turbinenschnellabschaltung ohne Öffnen der Frischdampf-Umleiteinrichtung“, untersucht.

Außerdem wird der „Notstromfall“ (Ausfall der elektrischen Eigenbedarfsversorgung) analysiert, bei dem die Hauptspeisewasserversorgung und die Hauptwärmesenke gleichzeitig ausfallen. Es erfolgt in diesem Fall der Wärmetransport aus dem Kern nicht mehr über die Kühlmittelumwälzung mit den Hauptkühlmittelpumpen, sondern im Naturumlauf. Ferner stehen nur die Systemfunktionen der notstromgesicherten Systeme zur Verfügung.

Änderungen des Kühlmitteldrucks können durch eine Fehlfunktion der Kühlmitteldruckregelung sowie durch Verringerung der Speisewasserzufuhr oder der Dampfentnahme auftreten. Solche Ereignisse können zu einem Ansprechen von Druckhalterventilen führen. Versagt das Schließen eines der Druckhalterventile und schließen auch die bei den Abblaseventilen vorhandenen Absperrarmaturen nicht, so ist ein „kleines Leck am Druckhalter“ die Folge.

Änderungen des Kühlmitteldrucks können zusammen mit Änderungen der Kühlmitteltemperatur auch durch eine Erhöhung der Speisewasserzufuhr oder der Dampfentnahme bewirkt werden (Unterkühlungstransienten). Die maximale Dampfentnahme ist dabei durch das große „Frischdampf-Leitungsleck“ gegeben. Bei der Erhöhung der Speisewasserzufuhr spricht man von Überspeisungstransienten. Diese Transienten werden hinsichtlich der Thermoschock-Belastungen für den Reaktordruckbehälter behandelt (siehe Abschnitt 4.5).

Bei allen Betriebstransienten, für deren Beherrschung Sicherheitssysteme erforderlich sind, wird die Reaktorschnellabschaltung ausgelöst. Fällt sie aus, sind besondere Anforderungen an die Druckhalterventile zu stellen. Derartige Ereignisse werden als „Anticipated Transients Without Scram“ (ATWS) bezeichnet.

● Seltene Transienten

„Seltene Ereignisse“ sind während der Betriebszeit einer Anlage nicht zu erwarten. Seltene Ereignisse sind z. B. der Speisewasserleitungsbruch, der Frischdampfleitungsbruch oder Reaktivitätsstörfälle. Eine wichtige Stellung unter den seltenen Transienten nimmt das Frischdampf-Leitungsleck (Transienten durch Frischdampfleitungsbruch) ein. Falls es sich um den vollständigen Abriß einer Frischdampfleitung handelt, sind Folgeschäden an der benachbarten Frischdampfleitung möglich. Frischdampf-Leitungslecks haben somit große systemtechnische Auswirkungen.

Lecks in der Speisewasserleitung und Frischdampf-Leitungslecks mit Folgeschäden an Dampferzeuger-Heizrohren werden im Rahmen der Phase B nicht analysiert, jedoch wird in Abschnitt 5.4.2.3 auf die Eintrittshäufigkeiten eingegangen.

Reaktivitätsstörfälle werden in der Phase B ebenfalls nicht untersucht. Nach derzeitigem Kenntnisstand ergeben sich keine wichtigen Beiträge zur Kernschmelzhäufigkeit.

Die Eintrittshäufigkeiten für Transienten sind in Abschnitt 5.3 zusammengestellt.

4.3 Ereignisablaufanalysen

4.3.1 Lecks in einer Hauptkühlmittleitung oder am Druckhalter

4.3.1.1 Systemfunktionen

Bei einem Kühlmittelverluststörfall sind die

- Unterkritikalität und die
 - Kernkühlung
- sicherzustellen.

Dies wird mit Hilfe des Reaktorschnellabschaltsystems, des Not- und Nachkühlsystems, des Speisewasser-Dampf-Kreislaufs und des Sicherheitsbehälter-Abschlusses realisiert. Weiterhin wird bei sehr kleinen Lecks sowie bei Dampferzeuger-Heizrohrlecks das Volumenregelsystem angefordert. Die Systeme haben unterschiedliche Aufgaben zu erfüllen, die als Systemfunktionen bezeichnet werden. Die Systemfunktionen werden im folgenden erläutert.

● Unterkritikalität

Die Unterkritikalität wird durch die Systemfunktion *Reaktorschnellabschaltung* hergestellt. Dadurch wird die nukleare Kettenreaktion unterbunden und die Anlage in den

Zustand „unterkritisch, heiß“ überführt. Die Unterkritikalität kann auch aufgrund der Moderatorrückwirkung bei Dampfbildung im Kern erreicht werden.

Die Unterkritikalität bei einer Abkühlung der Anlage wird durch Nachspeisen von boriiertem Wasser mit dem Not- und Nachkühlsystem bzw. dem Volumenregelsystem erreicht.

● Kernkühlung

Die Kernkühlung wird durch ein ausreichendes Kühlmittelinventar, durch Wärmeabfuhr aus dem Reaktorkühlkreislauf und durch die Integrität des Sicherheitsbehälters aufrechterhalten.

– Kühlmittelinventar im Reaktorkühlkreislauf

Ein ausreichendes Kühlmittelinventar im Reaktorkühlkreislauf ist zur Kühlung der Brennelemente und zur Nachwärmeabfuhr aus dem Reaktorkühlkreislauf erforderlich. Dazu wird boriiertes Wasser mit dem Not- und Nachkühlsystem in den Reaktorkühlkreislauf eingespeist. Folgende Systemfunktionen zur „Notkühlung“ werden unterschieden:

- *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen*
- *Druckspeicher-Einspeisungen*
- *Niederdruck-Einspeisungen*

Die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* werden ausgelöst, wenn der Druck im Reaktorkühlkreislauf 11,0 MPa unterschreitet¹. Die *Druckspeicher-Einspeisungen* erfolgen selbsttätig, wenn der Druck im Reaktorkühlkreislauf unter 2,5 MPa sinkt. Durch diese Einspeisungen werden eine schnelle Flutung des Kerns erreicht und die Kerntemperatur begrenzt.

Bei einem Druck von 0,9 MPa wird automatisch von den *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* auf die *Niederdruck-Einspeisungen* umgeschaltet. Dabei fördern die Nachkühlpumpen zunächst boriiertes Wasser aus den Flutbehältern in den Reaktorkühlkreislauf („Flutbetrieb“). Das aus dem Leck austretende Wasser sammelt sich am Boden des Sicherheitsbehälters im Gebäudesumpf. Sind die Flutbehälter bis auf eine Mindestmenge entleert, wird automatisch auf „Sumpf-Umwälzbetrieb“ umgeschaltet. Die Nachkühlpumpen saugen dann das Wasser aus dem Gebäudesumpf an und fördern es über die Nachwärme Kühler zurück in den Reaktorkühlkreislauf. Die Wärme aus dem Sumpfwasser wird über den nuklearen Zwischenkühlkreis und das nukleare Nebenkühlwassersystem abgeführt.

Bei einem kleinen Leck im Reaktorkühlkreislauf wird ein Teil der Stränge des Not- und Nachkühlsystems auf normales betriebliches Nachkühlen („Kreislaufbetrieb“) umgeschaltet. Dabei wird Wasser aus der heißen Hauptkühlmittelleitung angesaugt, über den entsprechenden Nachwärme Kühler gekühlt und in die kalte Hauptkühlmittelleitung eingespeist.

Bei einem großen oder mittleren Leck im Reaktorkühlkreislauf ist wegen einer vorübergehenden teilweisen Freilegung des Kerns mit Schäden an den Brennstabhüllrohren zu rechnen. Wegen der dadurch möglichen Kontamination des Sicherheitsbehälters können nach einem solchen Kühlmittelverluststörfall unter Umständen für mehrere Monate keine Arbeiten im Sicherheitsbehälter durchgeführt werden. Während dieser Zeit muß die Systemfunktion *Langzeit-Notnachkühlung* zur Wärmeabfuhr aus dem Reaktorkühlkreislauf aufrechterhalten werden, die von den nur für wenige Stunden erforderlichen Systemfunktionen zur „Notkühlung“ unterschieden wird.

¹ Angegeben ist immer der Überdruck gegenüber Atmosphärendruck

Nach einem kleinen Leck sind keine Hüllrohrschäden zu erwarten. Die „Notkühlung“ ist jedoch auch hier notwendig, bis der Reaktorkern aus dem Reaktordruckbehälter ausgelagert oder das Leck abgedichtet ist. Es wird angenommen, daß dies zwei Wochen nach Störfalleintritt möglich ist oder daß bis zu diesem Zeitpunkt Ersatzmaßnahmen ergriffen werden können.

Bei einem sehr kleinen Leck brauchen die oben angeführten Systemfunktionen zur „Notkühlung“ nicht in Anspruch genommen werden, da zum Ausgleich des Kühlmittelverlustes das Volumenregelsystem ausreicht. Diese Systemfunktion wird als *Volumenregelung mit Boreinspeisung* bezeichnet. Sie dient auch dazu, die Volumenkontraktion des Kühlmittels beim Abkühlen der Anlage (Abfahren) auszugleichen und dabei die Unterkritikalität sicherzustellen.

– Wärmeabfuhr aus dem Reaktorkühlkreislauf

Die Nachwärmeabfuhr aus dem Reaktorkühlkreislauf erfolgt zunächst mit den im letzten Abschnitt erläuterten Systemfunktionen zur „Notkühlung“. Bei großen und mittleren Bruchquerschnitten wird die gesamte Nachwärme durch die Abströmung des Kühlmittels über das Leck abgeführt. Bei kleinen Bruchquerschnitten ist die Energieabfuhr über das Leck nicht ausreichend. Bei solchen Brüchen ist darüber hinaus eine Wärmeabfuhr über den Speisewasser-Dampf-Kreislauf erforderlich. Hier wird zwischen den beiden grundsätzlichen Möglichkeiten

- *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe*,
- *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe*

unterschieden. Eine weitere Unterteilung in eine unverzögerte und eine verzögerte Speisewasserversorgung, wie sie bei Transienten durchgeführt wird (vgl. Abschnitt 4.3.4.1), entfällt hier. Bei einem Ausfall der unverzögerten Bespeisung kommt es aufgrund des Kühlmittelverlustes zum Öffnen von Druckhalterventilen. Zum Unterschied von Transienten ist bei Kühlmittelverluststörfällen aber das Abfahren der Anlage erforderlich. Unter der *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* wird die Wärmeabfuhr über die Dampferzeuger bei funktionierenden Einspeisungen durch die Hauptspeisewasserpumpen verstanden. Die drei Hauptspeisewasserpumpen saugen aus dem Speisewasserbehälter an und speisen über die Hauptspeisewasserleitungen in die Dampferzeuger ein. Ein ausreichender Wasservorrat im Speisewasserbehälter wird sichergestellt, indem mit dem Hauptkondensatsystem aus dem Turbinenkondensator oder mit dem Deionatsystem aus den Deionatbehältern nachgespeist wird. Bei der *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* saugen die Notspeisewasserpumpen aus dem Speisewasserbehälter oder direkt aus den Deionatbehältern an. Ist die Notspeisewasserversorgung ausgefallen, können 2 der 4 Dampferzeuger über das Notstandssystem bespeist werden.

Gleichzeitig mit der Systemfunktion *Reaktorschnellabschaltung* wird auch die Turbinenschnellabschaltung ausgelöst. Der Frischdampf aus den Dampferzeugern muß dann über die Frischdampf-Umleiteinrichtung in den Turbinenkondensator abgeführt werden. Öffnet nach der Turbinenschnellabschaltung die Frischdampf-Umleiteinrichtung nicht (Ausfall der Hauptwärmesenke), so werden die Frischdampf-Abblaseregelventile oder die Frischdampf-Sicherheitsventile angefordert. Dadurch wird die aus dem Reaktorkühlkreislauf abgeführte Wärme durch Abblasen über Dach abgegeben. Mit der Frischdampfabgabe über die Frischdampf-Umleiteinrichtung, über die Frischdampf-Abblaseregelventile oder gegebenenfalls über die Frischdampf-Sicherheitsventile kann die Anlage durch Absenken der Frischdampf Temperatur und des Frischdampfdruckes abgefahren

werden. Bei kleinen Lecks, die eine Wärmeabfuhr über den Speisewasser-Dampf-Kreislauf erfordern, muß die Anlage mit 100 K/h abgefahren werden. Dieses Abfahren ist durch Handmaßnahmen einzuleiten. Nach einer ausreichenden Druckabsenkung speisen die Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen Kühlmittel aus den Borwasser-Flutbehältern in den Primärkreis ein. Wegen des begrenzten Wasservorrats der Flutbehälter muß die Temperatur und der Druck im Reaktorkühlkreislauf rechtzeitig so weit abgesenkt sein, daß nach Entleerung der Flutbehälter mit den Nachkühlpumpen *Niederdruck-Einspeisungen* für Sumpf-Umwälzbetrieb möglich sind.

– Integrität des Sicherheitsbehälters

Wichtig für die Aufrechterhaltung der *Hochdruck- und Niederdruck-Einspeisungen* der „Notkühlung“ ist die Systemfunktion *Sicherheitsbehälterintegrität für die Notkühlung*. Ein größerer Verlust von Wasser oder Dampf aus dem Sicherheitsbehälter kann

- einen Ausfall von im Ringraum befindlichen und zur Notkühlung benötigten Komponenten aufgrund von Temperatur, Feuchtigkeit, Druck oder aufgrund des Wasserstandes im Ringraum bewirken und
- ein Absinken des für die Notkühlung erforderlichen Wasserstandes im Gebäudesumpf zur Folge haben sowie
- zur Kavitation der aus dem Gebäudesumpf ansaugenden Nachkühlpumpen führen.

Zur besseren Übersicht sind die Systemfunktionen nachfolgend zusammenfassend dargestellt.

● *Reaktorschnellabschaltung K*

Bei der *Reaktorschnellabschaltung* werden die 61 Steuerelemente ausgeklinkt und fallen aufgrund der Schwerkraft in den Reaktorkern ein.

● *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe I*

Hierunter wird die Wärmeabfuhr über die Sekundärseite der Dampferzeuger mit dem Hauptspeisewassersystem verstanden. Die Frischdampfabgabe erfolgt entweder mit der Frischdampf-Umleiteinrichtung an den Turbinenkondensator oder mit der Frischdampf-Abblaseeinrichtung (Frischdampf-Sicherheitsventile, -Abblaseregelventile) über Dach. Mit der Frischdampfabgabe wird eine Frischdampf-Druckbegrenzung erreicht. Durch Absenken der Frischdampf Temperatur und des Frischdampfdruckes wird die Anlage abgefahren.

● *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe J*

Ist die *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* nicht verfügbar, so kann die Wärmeabfuhr über die Dampferzeuger und ein Abfahren der Anlage mit Hilfe der *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* erfolgen. Hierzu können das Notspeisewassersystem oder das Notstandssystem herangezogen werden. Für die Frischdampfabgabe gilt das oben Gesagte.

● *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen C*

Diese werden bei Absinken des Druckes im Reaktorkühlkreislauf auf 11,0 MPa automatisch ausgelöst. Es sind vier voneinander unabhängige Stränge (Teilsysteme) mit je einer Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpe vorhanden, die aus den Flutbehältern ansaugen und in die vier kalten Hauptkühlmittelleitungen einspeisen. Bei einem Leck in einer kalten Hauptkühlmittelleitung wird der entsprechende Strang selbsttätig auf Einspeisung in die heiße Hauptkühlmittelleitung umgeschaltet.

● *Druckspeicher-Einspeisungen D*

Die vier Druckspeicher speisen jeweils in die kalten und heißen Hauptkühlmittelleitungen ein. Die Einspeisungen erfolgen selbsttätig aufgrund des in den Druckspeichern vorhandenen Gasdrucks, wenn der Druck im Reaktorkühlkreislauf unter 2,5 MPa sinkt.

● *Niederdruck-Einspeisungen W*

Auf die vier Stränge für die *Niederdruck-Einspeisungen* wird von den *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* umgeschaltet, wenn der Druck im Reaktorkühlkreislauf unter 0,9 MPa absinkt. Es saugen dann die Nachkühlpumpen aus den Flutbehältern an oder, nach deren Entleerung, aus dem Gebäudesumpf des Sicherheitsbehälters. Die Wärmeabfuhr aus dem Sumpfwasser erfolgt über den nuklearen Zwischenkühlkreis und das nukleare Nebenkühlwassersystem. Je nach Leckgröße kann ein Teil der *Niederdruck-Einspeisungen* auf Nachkühlen im Kreislaufbetrieb geschaltet werden.

Die Systemfunktionen C, D und W werden auch unter dem Begriff „Notkühlung“ zusammengefaßt.

● *Sicherheitsbehälterintegrität für die Notkühlung G*

Diese Systemfunktion wird für eine erfolgreiche Notkühlung benötigt. Dazu muß

- der Sicherheitsbehälter intakt sein, und
- die Armaturen in den Leitungen des Not- und Nachkühlsystems müssen eine Rückströmung in den Ringraum verhindern.

● *Langzeit-Notnachkühlung H*

Die langfristige Wärmeabfuhr wird mit Hilfe von in Sumpf-Umwälzbetrieb und in Kreislaufbetrieb arbeitenden *Niederdruck-Einspeisungen* bewirkt.

● *Volumenregelung mit Boreinspeisung U*

Mit dieser Systemfunktion können sehr kleine Lecks beherrscht werden. In der Betriebsweise „Druckhalter-Hilfssprühen“ wird der Kühlmitteldruck im Reaktorkühlkreislauf abgesenkt. Weiterhin kann durch Boreinspeisung die Unterkritikalität langfristig sichergestellt werden.

4.3.1.2 Mindestanforderungen an die Systemfunktionen

Im folgenden wird erläutert, welche Anforderungen die Systemfunktionen mindestens erfüllen müssen, um Kühlmittelverluststörfälle zu beherrschen. Die Analysen gehen davon aus, daß sich die Anlage bei Eintritt des Störfalls im Vollastbetrieb befindet. Dies stellt die höchsten Anforderungen an die Systemfunktionen. Es wird unterschieden zwischen einem „Leck in einer Hauptkühlmittelleitung“ und „Leck am Druckhalter“. Es wird weiter differenziert zwischen einem Leck in einer kalten und einem Leck in einer heißen Hauptkühlmittelleitung.

Die Mindestanforderungen an die Systemfunktionen hängen von der Größe des Lecks ab. Das Leckspektrum wird in folgende Bereiche aufgeteilt:

- großes Leck:
Bruchquerschnitt $> 500\text{cm}^2$
- mittleres Leck:
Bruchquerschnitt 200 bis 500 cm^2
- kleines Leck:
Bruchquerschnitt 2 bis 200 cm^2

- sehr kleines Leck:
Bruchquerschnitt $< 2 \text{ cm}^2$

Diese Unterteilung erfolgte im wesentlichen nach thermodynamischen Gesichtspunkten. Für die Beherrschung von großen Lecks sind keine *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* erforderlich. Die Beherrschung von großen und mittleren Lecks erfordert keine sekundärseitige Wärmeabfuhr. Als kleine Lecks werden solche bezeichnet, bei denen die Nachwärme nicht allein durch den Kühlmittelverlust über das Leck abgeführt wird. Sehr kleine Lecks können ohne Einsatz von Sicherheitssystemen beherrscht werden.

Im folgenden werden, abhängig von den verschiedenen Leckbereichen, die Mindestanforderungen an die Systemfunktionen erläutert.

Zur Herstellung und Aufrechterhaltung der Unterkritikalität in allen Leckbereichen ist eine *Reaktorschnellabschaltung* notwendig, wenn nur die Mindestanforderungen an die Notkühlung (Einspeisung eines Flutbehälterinhaltes) erfüllt werden oder die Leckageergänzung mit dem Volumenregelsystem durchgeführt wird.

Erfolgt eine Einspeisung von mindestens zwei Flutbehälterinhalten, so ist bei einem großen Leck in einer Hauptkühlmittelleitung sowie bei einem Leck beliebigen Querschnitts am Druckhalter keine *Reaktorschnellabschaltung* notwendig (siehe dazu Abschnitt 4.3.4.2).

● Mindestanforderungen an die Systemfunktion *Reaktorschnellabschaltung*

Die Anregekriterien, mit denen eine *Reaktorschnellabschaltung* ausgelöst wird, sind in Tabelle 4-1 zusammengestellt.

Tab. 4-1: Anregekriterien der Reaktorschnellabschaltung bei Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung oder am Druckhalter

Auslösendes Ereignis	Anregekriterien
Leck in einer Hauptkühlmittelleitung	<ul style="list-style-type: none"> • Anlagenraumdruck $> 3 \text{ kPa}$ • Betriebsraumdruck $> 3 \text{ kPa}$ • DNB-Verhältnis in einem Kühlkanal $< 1,5$ • Druckhalterniveau $< 2,85 \text{ m}$ und Kühlmitteldruck $< 14,5 \text{ MPa}$
Leck am Druckhalter	<ul style="list-style-type: none"> • Anlagenraumdruck $> 3 \text{ kPa}$ • Betriebsraumdruck $> 3 \text{ kPa}$ • DNB-Verhältnis in einem Kühlkanal $< 1,5$

Die Systemfunktion *Reaktorschnellabschaltung* wird als ausgefallen betrachtet, wenn bei Anforderung eine ausreichende Abschaltsicherheit nicht mehr gegeben ist, um die Anlage

in den Zustand „unterkritisch, heiß“ zu versetzen und zu halten. Die Kritikalitätsuntersuchungen zur Abschaltsicherheit sind für einen Reaktorkern mit typischer Beladung für einen höheren Betriebszyklus durchgeführt worden. Als Ausgangszustand für die Abschaltung wird ein längerer Vollastbetrieb mit Xenon-Gleichgewicht angenommen. Als ausreichende Abschaltsicherheit wird eine Unterkritikalität von mindestens 1 % im Zustand „Nullast heiß“ angesetzt, um Unsicherheiten der Kritikalitätsuntersuchungen und Variationen in der Kernbeladung Rechnung zu tragen. Dies bedeutet einen Sicherheitsabstand vom kritischen Zustand, der dem Reaktivitätswert von einem oder mehreren Steuerelementen entspricht, je nach den betrachteten Positionen der Steuerelemente.

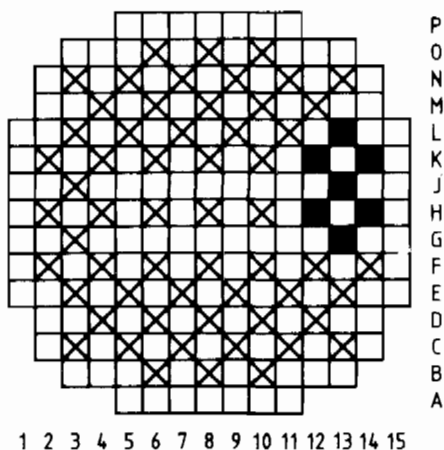


Bild 4-1: Positionen von 7 ausgefallenen Steuerelementen am Kernrand, Reaktivität ρ -0,624 %

Die Untersuchungen ergaben, daß bei Ausfall von wenigen Steuerelementen sich kritische Ausfallkombinationen nur bei benachbarten Positionen ausbilden können. Frühestens bei Ausfall von 7 benachbarten Steuerelementen am Kernrand ist die geforderte Unterkritikalität von 1 % nicht mehr gegeben. Ein Beispiel für eine solche Anordnung ist in Bild 4-1 dargestellt. Im Kernzentrum wird die Unterkritikalität von 1 % erst bei Ausfall von 8 benachbarten Steuerelementen nicht erreicht. Ein Ausfall von benachbarten Steuerelementen im Bereich zwischen Kernrand und Kernmitte wirkt sich geringer aus. Hier wird z.T. auch beim Ausfall von 9 benachbarten Steuerelementen die geforderte Unterkritikalität noch erreicht (Bild 4-2).

Die Untersuchungen zu den Ausfällen von 7 benachbarten Steuerlementen ergaben, daß bei einem Anteil von 9 % dieser Ausfälle die Unterkritikalität von 1 % nicht erreicht wird. Bezugswert ist die Anzahl der Kombinationen von 7 benachbarten Steuerelementen bei insgesamt 61 im Reaktorkern vorhandenen. Dieser Anteil erhöht sich für die Ausfälle von 8 benachbarten Steuerelementen auf 15 %, und für 9 benachbarte Steuerelemente wird ein Anteil von 60 % abgeschätzt. Ein Ausfall von 10 oder mehr benachbarten Steuerelementen wird als Versagen der Systemfunktion gewertet.

Berechnungen zeigen, daß auch bei Ausfall von 2/3 der Steuerelemente die Abschaltung noch erreicht wird, wenn die ausgefallenen Steuerelemente nicht benachbart, sondern gleichmäßig über den Kernquerschnitt verteilt sind.

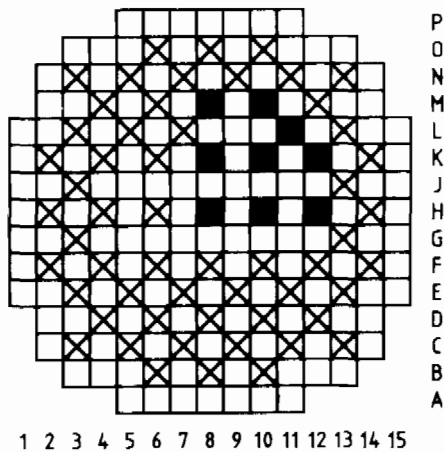


Bild 4-2: Positionen von 9 ausgefallenen Steuerelementen zwischen Kernrand und Kernmitte, Reaktivität ρ -1,13 ‰

● Mindestanforderungen an die Systemfunktionen zur Nachwärmeabfuhr

Die mit Untersuchungen zur „Notkühlung“ (vgl. Abschnitt 4.4.2) ermittelten Mindestanforderungen an die Systemfunktionen zur Nachwärmeabfuhr sind in den Tabellen 4-2 bis 4-3 zusammengestellt. Zur Erfüllung der einzelnen Systemfunktionen stehen im allgemeinen mehrere gleichartig aufgebaute Teilsysteme (Stränge) zur Verfügung (Redundanz). In den Tabellen ist angegeben, wieviele der vorhandenen Teilsysteme verfügbar sein müssen, damit eine Systemfunktion ausreichend erfüllt ist.

Aus den Tabellen können folgende Aussagen abgeleitet werden:

Wenn spätestens nach 30 min abgefahren wird, reicht über das ganze Leckspektrum ein Hochdruck- und ein Niederdruck-Strang zur „Notkühlung“ aus, wobei die Hochdruck-Einspeisung nicht für alle Leckquerschnitte erforderlich ist. Die Druckspeicher, die zum Wiederauffüllen des Reaktordruckbehälters bei mittleren und großen Brüchen dienen, sind dort nicht notwendig, um ein Kernschmelzen zu verhindern. Bei kleinen Lecks von 25 bis 200 cm² kann trotz *Druckspeicher-Einspeisungen* bei Totalausfall der *Hochdruck-Einspeisungen* ein Kernschmelzen nicht verhindert werden. Bei Lecks unter 25 cm² ist keine *Hochdruck-* und keine *Druckspeicher-Einspeisung* erforderlich, sofern innerhalb von 30 min abgefahren wird. Andernfalls ist ein Hochdruck-Strang notwendig.

Wenn nur ein Strang des Not- und Nachkühlsystems für die Einspeisung in den Reaktorkühlkreislauf zur Verfügung steht, befindet sich weniger Wasser im Sicherheitsbehältersumpf, als bei der Auslegung zugrunde gelegt wurde. Bei den mittleren und großen Lecks ist bei *Niederdruck-Einspeisungen* im Sumpf-Umwälzbetrieb unter Umständen anfangs (für ca. 1 Stunde) mit einer geringen Kavitation der Nachkühlpumpen zu rechnen. Es wird davon ausgegangen, daß auch eine deutlich erhöhte Ausfallrate in diesem kurzen Zeitraum keinen merklichen Beitrag zur Wahrscheinlichkeit des nicht beherrschten Störfalls liefert. Erfolgt der Gebäudeabschluß nicht, wird ein Ausfall der *Niederdruck-Einspeisung* aufgrund Kavitation angenommen, wenn weniger Wasser eingespeist wird, als in zwei Flutbehältern verfügbar ist.

Ein Leck unter ca. 2 cm² Bruchquerschnitt kann auch durch die Systemfunktion *Volumenregelung mit Boreinspeisung* beherrscht werden. Zusätzlich stehen die gleichen

Tab. 4-2: Mindestanforderungen an die Systemfunktionen zur Nachwärmeabfuhr und verfügbare Zeiten zur Herstellung einer Speisewasserversorgung und eines Abfahrens bei großen und mittleren Lecks in einer kalten Hauptkühlmittelleitung

Kühlmittelverluststörfall	Leckquerschnitt (cm ²)	Systemfunktionen					
		Hochdruck-Sicherheits-einspeisungen 4)	Druckspeicher-Einspeisungen	Niederdruck-Einspeisungen		Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe a) Hauptspeisewasser b) Notspeisewasser c) spätester Beginn der DE-Bespeisung d) spätester Beginn des 100-K/h-Abfahrens	Langzeit-Notnachkühlung
grosses Leck	> 500	-	-	heiß 1v4 kalt 1v4 1)	heiß 1v4 kalt 1v4 1)	-	heiß 1v4 2)
mittleres Leck 1	300 - 500	1v4) - o d e r :	- heiß 2v4 kalt 2v4 3)	heiß 1v4 kalt 1v4 1)	heiß 1v4 kalt 1v4 1)	-	heiß 1v4 2)
mittleres Leck 2	200 - 300	1v4	-	heiß 1v4 kalt 1v4 1)	heiß 1v4 kalt 1v4 1)	-	heiß 1v4 2)

1) heiße und kalte Einspeisung in jeweils einen intakten Loop

2) heiße Einspeisung in einen beliebigen Strang

3) heiße und kalte Einspeisungen aus mindestens 2 Druckspeichern in intakte Loops

4) bei den intakten Loops Einspeisung in einen beliebigen Strang, beim Loop mit Leck Einspeisung in den heißen Strang

) 1v4, 2v4 = von 4 vorhandenen redundanten Teilsystemen sind 1 bzw. 2 Teilsysteme erforderlich

Tab. 4-3: Mindestanforderungen an die Systemfunktionen zur Nachwärmeabfuhr und verfügbare Zeiten zur Herstellung einer Speisewasserversorgung und eines Abfahrens bei großen Lecks in einer kalten Hauptkühlmitteleitung

Kühlmittelverluststörfall	Leckquerschnitt (cm ²)	Systemfunktionen					
		Hochdruck-Sicherheits-einspeisungen 12)	Druckspeicher-Einspeisungen	Niederdruck-Einspeisungen für Fluten		Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe a) Hauptspeisewasser b) Notspeisewasser c) spätestester Beginn der DE-Bespeisung d) spätestester Beginn des 100-K/h-Abfahrens 6)	Langzeit-Notnachkühlung 2)
kleines Leck 1	80 - 200	2v4) 1v4	- o d e r : -	heiß 1v4 kalt 1v4 1) heiß 1v4 kalt 1v4 1)	heiß 1v4 kalt 1v4 1) heiß 1v4 kalt 1v4 1)	a) 1v4 4) oder b) 2v4 5) c) 120 min d) 60 min 10) a) 1v4 4) oder b) 2v4 5) c) 90 min d) 30 min 10)	heiß 1v4

Tab. 4-3: Mindestanforderungen an die Systemfunktionen zur Nachwärmeabfuhr und verfügbare Zeiten zur Herstellung einer Speisewasserversorgung und eines Abfahrens bei kleinen Lecks in einer kalten Hauptkühlmittelleitung (1. Fortsetzung)

kleines Leck 2	50 - 80	2v4	-	heiß 1v4 7)	heiß 1v4 7)	a) 1v4 ⁴⁾ oder b) 2v4 ⁵⁾ c) 120 min d) 60 min ¹⁰⁾	heiß 1v4
		1v4 o d e r : 1v4	heiß 3v4 kalt 3v4 ⁹⁾ o d e r : -	heiß 1v4 7)	heiß 1v4 7)	a) 1v4 ⁴⁾ oder b) 2v4 ⁵⁾ c) 90 min d) 30 min ¹⁰⁾	
kleines Leck 3	25 - 50	2v4	-	heiß 1v4 7)	heiß 1v4 7)	a) 1v4 ⁴⁾ oder b) 2v4 ⁵⁾ c) 120 min d) 90 min ¹⁰⁾	heiß 1v4
		1v4	-	heiß 1v4 7)	heiß 1v4 7)	a) 1v4 ⁴⁾ oder b) 2v4 ⁵⁾ c) 90 min d) 60 min ¹⁰⁾	

Tab. 4-3: Mindestanforderungen an die Systemfunktionen zur Nachwärmeabfuhr und verfügbare Zeiten zur Herstellung einer Speisewasserversorgung und eines Abfahrens bei kleinen Lecks in einer kalten Hauptkühlmitteleitung (2. Fortsetzung)

kleines Leck 4 oder 5	2 - 25	1v4	-	heiß 1v4 2)	heiß 1v4 2)	a) 1v4 ⁴⁾ oder b) 2v4 ⁵⁾ c) 60 min d) 120 min ¹⁰⁾ o d e r : 60 min ¹¹⁾ o d e r : a) 1v4 ⁴⁾ oder b) 1v4 ⁵⁾ c) 30 min d) 120 min ¹⁰⁾	heiß 1v4
		-	- o d e r :	heiß 1v4 2)	heiß 1v4 2)	a) 1v4 ⁴⁾ oder b) 2v4 ⁵⁾ c) 60 min d) 30 min ¹⁰⁾	

- 1) heiße und kalte Einspeisung in jeweils einen intakten Loop
- 2) heiße Einspeisung in einen beliebigen Strang
- 4) Einspeisung über die Hauptspeisewasserleitungen in die Dampferzeuger
- 5) Einspeisung über das Notspeisewassersystem oder das Notstandssystem in die Dampferzeuger
- 6) bei aufgefülltem Reaktorkühlkreislauf kann die langfristige Nachwärmeabfuhr statt über die Speisewassersysteme auch über 1 Niederdruck-Einspeisung im Kreislaufbetrieb erfolgen
- 7) heiße Einspeisung in einen intakten Loop
- 9) heiße und kalte Einspeisungen aus mindestens 3 Druckspeichern in beliebige Stränge
- 10) Abfahren über Frischdampf-Umleiteinrichtung oder Abblasestation mit
 - 2v2 Frischdampf-Abblaseregelventilen oder
 - 1v2 Frischdampf-Abblaseregelventilen und 1v2 100%-Frischdampf-Sicherheitsventilen oder
 - 3v4 15%-Sicherheitsventilen und 1v2 100%-Frischdampf-Sicherheitsventilen
- 11) Abfahren mit
 - 1v2 Frischdampf-Abblaseregelventil oder
 - 3v4 15%-Frischdampf-Sicherheitsventilen und 1v2 100%-Frischdampf-Sicherheitsventilen
- 12) bei den intakten Loops Einspeisung in einen beliebigen Strang, beim Loop mit Leck Einspeisung in den heißen Strang
 -) 1v4, 2v4 = von 4 vorhandenen redundanten Teilsystemen sind 1 bzw. 2 Teilsysteme erforderlich

Tab. 4-4: Mindestanforderungen an die Systemfunktionen zur Nachwärmeabfuhr bei Lecks am Druckhalter
 Teil 1: Reaktorschnellabschaltung durch „Drehzahl Hauptkühlmittelpumpen < 93 %“ oder durch „Druck in einer Speisewasserleitung > 7,8 MPa“

Kühlmittelverluststörfall	Leckquerschnitt (cm ²)	Systemfunktionen					Langzeit-Notnachkühlung ⁶⁾
		Hochdruck-Sicherheits-einspeisungen ⁶⁾	Druckspeicher-Einspeisungen	Niederdruck-Einspeisungen		Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe	
				für Fluten ¹⁾	für Sumpfwälz-betrieb ¹⁾	a) Hauptspeisewasser b) Notspeisewasser c) spätester Beginn der DE-Bespeisung d) spätester Beginn des 100-K/h-Abfahrens ²⁾	
Offenbleiben von 2 Druckhalterventilen	60 - 80	2v ₄) lv ₄ lv ₄	- oder: heiß 3v ₄ kalt 3v ₄ ³⁾ oder: -	kalt lv ₄	kalt lv ₄	a) lv ₄ ⁴⁾ oder b) 2v ₄ ⁵⁾ c) 120 min ⁷⁾ d) 60 min ⁷⁾ ⁸⁾ a) lv ₄ ⁴⁾ oder b) 2v ₄ ⁵⁾ c) 90 min ⁷⁾ d) 30 min ⁷⁾ ⁸⁾	kalt lv ₄
Offenbleiben des 2. Druckhalter-Abblaseventils oder genau eines Druckhalter-Sicherheitsventils	40	lv ₄	-	kalt lv ₄	kalt lv ₄	a) lv ₄ ⁴⁾ oder b) 2v ₄ ⁵⁾ c) 120 min d) 90 min ⁸⁾	kalt lv ₄

Tab. 4-4: Mindestanforderungen an die Systemfunktionen zur Nachwärmeabfuhr bei Lecks am Druckhalter
 Teil 1: Reaktorschnellabschaltung durch „Drehzahl Hauptkühlmittelpumpen < 93 %“ oder durch „Druck in einer Speisewasserleitung > 7,8 MPa“
 (Fortsetzung)

Offenbleiben des 1. Druckhalter-Abblaseventils	20	1v4	-	kalt 1v4	kalt 1v4	a) 1v4 ⁴⁾ oder b) 2v4 ⁵⁾ c) 120 min d) 120 min ⁸⁾ o d e r : c) 60 min d) 60 min ⁹⁾	kalt 1v4
		-	-	o d e r : kalt 1v4	kalt 1v4	a) 1v4 ⁴⁾ oder b) 2v4 ⁵⁾ c) 75 min d) 30 min ⁸⁾	

- 1) kalte Einspeisung in einen beliebigen Loop
 - 2) bei aufgefülltem Reaktorkühlkreislauf kann die langfristige Nachwärmeabfuhr statt über die Speisewassersysteme auch über 1 Niederdruck-Einspeisung im Kreislaufbetrieb erfolgen
 - 3) heiße und kalte Einspeisungen aus mindestens 3 Druckspeichern in beliebige Stränge
 - 4) Einspeisung über die Hauptspeisewasserleitungen in die Dampferzeuger
 - 5) Einspeisung über das Notspeisewassersystem in die Dampferzeuger
 - 6) kalte oder heiße Einspeisung in beliebige Stränge
 - 7) Es wurden die entsprechenden Zeiten für das "kleine Leck 2 in einer Hauptkühlmittelleitung" (50 - 80 cm²) zugrunde gelegt
 - 8) Abfahren über Frischdampf-Umleiteinrichtung oder Abblasestation mit
 - 2v2 Frischdampf-Abblaseregelventilen oder
 - 1v2 Frischdampf-Abblaseregelventilen und 1v2 100%-Frischdampf-Sicherheitsventilen oder
 - 3v4 15%-Frischdampf-Sicherheitsventilen und 1v2 100%-Frischdampf-Sicherheitsventilen
 - 9) Abfahren über Frischdampf-Umleiteinrichtung oder Abblasestation mit
 - 1v2 Frischdampf-Abblaseregelventil oder
 - 3v4 15%-Frischdampf-Sicherheitsventilen und 1v2 100%-Frischdampf-Sicherheitsventilen
-) 1v4, 2v4 = von 4 vorhandenen redundanten Teilsystemen sind 1 bzw. 2 Teilsysteme erforderlich

Tab. 4-4: Mindestanforderungen an die Systemfunktionen zur Nachwärmeabfuhr bei Lecks am Druckhalter
 Teil 2: Reaktorschnellabschaltung durch „Dampferzeuger-Wasserstand $< 8,85 \text{ m}^{\text{e}}$ “

Kühlmittelverluststörfall	Leckquerschnitt (cm ²)	Systemfunktionen					
		Hochdruck-Sicherheits-einspeisungen 6)	Druckspeicher-Einspeisungen	Niederdruck-Einspeisungen für Fluten 1)		Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe a) Hauptspeisewasser b) Notspeisewasser c) späterer Beginn der DE-Bespeisung d) späterer Beginn des 100-K/h-Abfahrens 2)	Langzeit-Notnachkühlung 6)
Offenbleiben von 2 Druckhalterventilen	60 - 80	2v4) lv4 lv4	- heiß 3v4 kalt 3v4 3) - oder :	kalt lv4	kalt lv4	a) lv4 4) oder b) 2v4 5) c) 120 min 7) d) 60 min 7) 8)	kalt lv4
Offenbleiben des 2. Druckhalter-Abblaseventils oder genau eines Druckhalter-Sicherheitsventils	40	lv4	-	kalt lv4	kalt lv4	a) lv4 4) oder b) 2v4 5) c) 90 min 7) d) 90 min 8)	kalt lv4

Tab. 4-4: Mindestanforderungen an die Systemfunktionen zur Nachwärmeabfuhr bei Lecks am Druckhalter
 Teil 2: Reaktorschnellabschaltung durch „Dampfzeuger-Wasserstand < 8,85 m“ (Fortsetzung)

Offenbleiben des 1. Druckhalter-Abblaseventils	20	lv4	-	kalt lv4	kalt lv4	a) lv4 ⁴⁾ oder b) 2v4 ⁵⁾ c) 90 min d) 90 min ⁸⁾	kalt lv4
		-	-	oder: kalt lv4	kalt lv4	a) lv4 ⁴⁾ oder b) 2v4 ⁵⁾ c) 45 min d) 30 min ⁸⁾	

- 1) kalte Einspeisung in einen beliebigen Loop
 - 2) bei aufgefülltem Reaktorkühlkreislauf kann die langfristige Nachwärmeabfuhr statt über die Speisewassersysteme auch über 1 Niederdruck-Einspeisung im Kreislaufbetrieb erfolgen
 - 3) heiße und kalte Einspeisungen aus mindestens 3 Druckspeichern in beliebige Stränge
 - 4) Einspeisung über die Hauptspeisewasserleitungen in die Dampfzeuger
 - 5) Einspeisung über das Notspeisewassersystem in die Dampfzeuger
 - 6) kalte oder heiße Einspeisung in beliebige Stränge
 - 7) Es wurden die entsprechenden Zeiten für das "kleine Leck 2 in einer Hauptkühlmittelleitung" (50 - 80 cm²) zugrunde gelegt
 - 8) Abfahren über Frischdampf-Umleiteinrichtung oder Abblasestation mit
 - 2v2 Frischdampf-Abblaseregelventilen oder
 - 1v2 Frischdampf-Abblaseregelventilen und 1v2 100%-Frischdampf-Sicherheitsventilen oder
 - 3v4 15%-Frischdampf-Sicherheitsventilen und 1v2 100%-Frischdampf-Sicherheitsventilen
 - 9) Abfahren über Frischdampf-Umleiteinrichtung oder Abblasestation mit
 - 1v2 Frischdampf-Abblaseregelventil oder
 - 3v4 15%-Frischdampf-Sicherheitsventilen und 1v2 100%-Frischdampf-Sicherheitsventilen
-) lv4, 2v4 = von 4 vorhandenen redundanten Teilsystemen sind 1 bzw. 2 Teilsysteme erforderlich

Systeme wie zur Beherrschung von kleinen Lecks zur Verfügung. Da die Eintrittshäufigkeit solcher Lecks nur wenig über der Eintrittshäufigkeit von Lecks $> 2 \text{ cm}^2$ liegt, ist davon auszugehen, daß diese sehr kleinen Lecks keinen relevanten Beitrag zum Risiko liefern. In den Tabellen 4-3 und 4-4 sind für kleine Lecks auch die Mindestanforderungen an die *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* aufgeführt. Zur Nachwärmeabfuhr mit der Hauptspeisewasserversorgung reicht die Einspeisung über das Schwachlast-Regelventil eines Dampferzeugers aus. Sinkt der Wasserstand in einem Dampferzeuger unter 6,5 m ab, werden die Notspeisezuschaltssignale ausgelöst, und es wird die Hauptspeisewasserversorgung abgeschiebert. Es ist dann eine *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* erforderlich. Zur Begrenzung des Frischdampfdruckes reicht die Frischdampfabgabe über die Frischdampf-Umleitstation oder 1v2 Frischdampf-Abblaseregelventile oder 1v8 Frischdampf-Sicherheitsventilen aus. Zum Abfahren ist die Frischdampftemperatur entsprechend den Mindestanforderungen mit einem Gradienten von 100 K/h abzusenken. Beim Ausfall der Hauptwärmesenke muß dieses geregelte Absenken der Frischdampftemperatur und damit des Frischdampfdruckes über die Frischdampf-Abblaseregelventile oder die Frischdampf-Sicherheitsventile erfolgen. Werden die Dampferzeuger erst später als ca. 20 min nach Störfalleintritt oder mit dem Notstandssystem bespeist, so fällt die Hauptwärmesenke aufgrund des hohen Füllstandes im Speisewasserbehälter aus.

Die Systemfunktionen *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* sowie eine *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* oder eine *Notspeisewasserversorgung und Frischdampf-abgabe* sind für die Dauer des Abfahrens erforderlich. Bis die Anlage abgefahren ist, dauert es in der Regel ca. 2 Stunden, bei verzögertem Abfahrbeginn bis zu 4 Stunden. Ein Betrieb der zur Speisewasserversorgung erforderlichen Pumpen wird für mindestens 4 Stunden berücksichtigt. Danach sind *Niederdruck-Einspeisungen* zum Ausgleich der Leckverluste notwendig, bis der Reaktorkern aus dem Reaktordruckbehälter ausgelagert oder das Leck abgedichtet ist oder Hilfsmaßnahmen ergriffen worden sind. Dafür wird eine Zeitspanne von 2 Wochen angesetzt. Die *Niederdruck-Einspeisungen* erfolgen zunächst mit einem Teil der Stränge im „Flutbetrieb“ und, nach Entleerung der Flutbehälter, im „Sumpf-Umwälzbetrieb“. Der andere Teil der Stränge wird zur Nachwärmeabfuhr im „Kreislaufbetrieb“ eingesetzt.

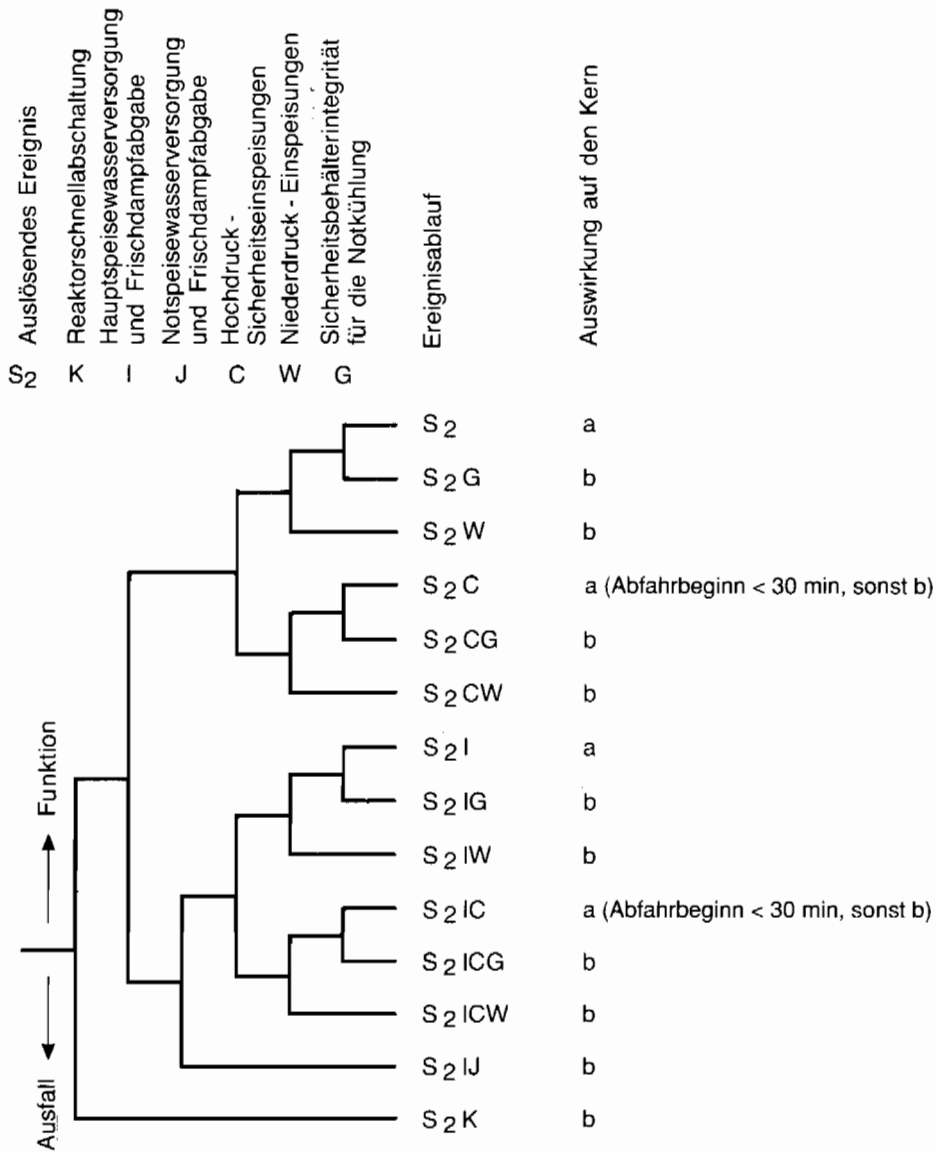
Die Systemfunktionen zur Nachwärmeabfuhr erfordern den Betrieb von Hilfssystemen. Dies sind insbesondere der nukleare Zwischenkühlkreis, das nukleare Nebenkühlwassersystem und das Kaltwassersystem. Es wird angenommen, daß bei Ausfällen von Komponenten in diesen Systemen Reparaturen innerhalb eines Tages nach Störfalleintritt durchgeführt werden. Als erforderliche Betriebszeiten werden daher maximal 24 Stunden angesetzt.

4.3.1.3 Ereignisablaufdiagramm

Das Ereignisablaufdiagramm „kleine Lecks“ von 2–12 cm^2 in einer Hauptkühlmittelleitung ist in Bild 4-3 wiedergegeben. Kleine Lecks werden mit S_2 bezeichnet. Es werden im folgenden die Auswirkungen von Ausfällen der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen beschrieben.

– *Reaktorschnellabschaltung*

Abläufe mit Ausfall der *Reaktorschnellabschaltung* werden nicht untersucht. Solche Abläufe sind von der Häufigkeit her unbedeutend, sie werden pessimistisch als Kernschmelzfälle behandelt.



a durch Sicherheitssysteme beherrscht
 b durch Sicherheitssysteme nicht beherrscht

Bild 4-3: Ereignisablaufdiagramm für Kühlmittelverluststörfälle „kleine Lecks“ 2—12 cm²

- *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe*
- *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe*

Steht die *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* zur Verfügung, ist eine Abfrage der *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* nicht erforderlich. Fallen

beide Systemfunktionen aus, kommt es zum Kernschmelzen. Stehen eine der beiden Systemfunktionen zur Verfügung, ist der nachfolgende Ablauf identisch.

– *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen*

Ein Ausfall der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* führt zum Kernschmelzen, wenn das Abfahren der Anlage nicht innerhalb von 30 min eingeleitet wird.

– *Niederdruck-Einspeisungen*

Fallen die *Niederdruck-Einspeisungen* aus, ist die Kernkühlung wegen zu geringen Kühlmittelinventars nicht sichergestellt. Ein Ausfall dieser Funktion führt daher zum Kernschmelzen.

– *Sicherheitsbehälterintegrität für die Notkühlung*

Der Ausfall dieser Funktion führt zu einem Verlust von Notkühlwasser aus dem Sicherheitsbehälter und nachfolgend zum Kernschmelzen.

Eine *Reaktorschnellabschaltung* ist bei einem „kleinen Leck am Druckhalter“ nicht notwendig, jedoch sind bei Ausfall der *Reaktorschnellabschaltung* erhöhte Mindestanforderungen an die Systemfunktionen zur Nachwärmeabfuhr zu stellen (s. Abschnitt 4.4.3.4). Für „kleine Lecks“ von 50–80 cm² ist in das Ereignisablaufdiagramm zwischen den Systemfunktionen *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* und *Niederdruck-Einspeisungen* noch die Systemfunktion *Druckspeicher-Einspeisungen* aufzunehmen, die eine Alternative zu den höheren Mindestanforderungen an die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* bildet. Die Ereignisablaufdiagramme für „mittlere Lecks“ (Bezeichnung S₁) und „große Lecks“ (Bezeichnung A), die hier nicht wiedergegeben sind, unterscheiden sich von den Ereignisablaufdiagrammen für „kleine Lecks“ dadurch, daß die Systemfunktionen *Hauptspisewasserversorgung* und *Frischdampfabgabe* sowie *Notspisewasserversorgung* und *Frischdampfabgabe* nicht erscheinen. Die *Druckspeicher-Einspeisungen* bilden bei „mittleren Lecks“ von 300–500 cm² eine Redundanz zu den *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen*.

Die *Druckspeicher-Einspeisungen* bilden somit in manchen Leckbereichen (50–80 cm², 300–500 cm²) bei Ausfall der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* eine alternative Möglichkeit zur „Notkühlung“. Sie sind aber nach den durchgeführten Untersuchungen zur Wirksamkeit der Notkühlung nicht erforderlich, um schwere Kernschäden zu verhindern. Inwieweit mit den *Druckspeicher-Einspeisungen* die bei den „mittleren Lecks“ und „großen Lecks“ unterstellten Brennelement-Hüllrohrschäden und die sich daraus ergebende Kontaminierung des Sicherheitsbehälters eventuell verhindert werden können, wurde nicht analysiert. Es wird daher davon ausgegangen, daß für solche Kühlmittelverluststörfälle eine *Langzeit-Notnachkühlung* von ungefähr 6 Monaten Dauer erfolgen muß.

4.3.2 Lecks in einer Anschlußleitung des Reaktorkühlkreislaufs im Ringraum (Primärkreislecks im Ringraum)

Der Reaktorkühlkreislauf ist über Anschlußleitungen mit verschiedenen Systemen verbunden. Diese sind für den Leistungsbetrieb, zum An- und Abfahren, zur Durchführung von Funktionsprüfungen und zur Beherrschung von Störfällen erforderlich. Dazu gehören vor allem das Not- und Nachkühlssystem und das Volumenregelsystem. Wichtige Komponenten dieser Systeme sind im Ringraum außerhalb des Sicherheitsbehälters angeordnet.

Die Anschlußleitungen an den Reaktorkühlkreislauf sind mit mindestens zwei hintereinandergeschalteten Absperrarmaturen versehen. Bei Offenstellung oder Versagen dieser

Armaturen würde Primärkühlmittel außerhalb des Sicherheitsbehälters austreten. Da das Wasser sich nicht im Gebäudesumpf sammelt, steht es für die Notkühlung nicht mehr zur Verfügung. Außerdem können bei einem Kühlmittelverlust im Ringraum die dort angeordneten Komponenten zur Not- und Nachkühlung sowie der Sicherheitsbehälter in ihrer Funktion beeinträchtigt werden. Ausfälle von Sicherheitssystemen sind aufgrund der im Ringraum sich einstellenden Umgebungsbedingungen (hohe Feuchtigkeit und Temperatur, hoher Druck oder hoher Wasserstand) möglich.

Aus diesen Gründen sind solche Lecks gesondert zu untersuchen. Sie können auftreten durch

- spontanen Bruch einer primärkühlmittelführenden Leitung,
- induzierten Bruch einer primärkühlmittelführenden Leitung infolge Überschreitung von Auslegungsgrenzen,
- fehlerhaften Entzug von Kühlmittel aus dem Reaktorkühlkreislauf,
- Austritt von Kühlmittel in eine normalerweise nicht primärkühlmittelführende Leitung und Versagen durch Überschreitung von Auslegungsgrenzen.

In vielen Fällen können die Leitungen abgesperrt werden, oder die Auswirkungen sind so gering, daß die Betriebssysteme den Störfall beherrschen können.

Jedoch kann ein Leck über das Not- und Nachkühlsystem oder das Volumenregelsystem wegen der relativ großen Leitungsquerschnitte zu Folgeausfällen im Ringraum und zu einem nicht beherrschten Kühlmittelverluststörfall führen. Bei Lecks über das Probenahmesystem, die Anlagenentwässerung oder Wirkdruckleitungen ist dies nicht zu erwarten. Auf folgende Ereignisse ist daher einzugehen:

- Versagen einer Erst- und Zweitabspernung des Not- und Nachkühlsystems
- Leck einer Leitung des Not- und Nachkühlsystems bei Nachkühlbetrieb
- Leck einer Leitung des Volumenregelsystems im Ringraum
- Fehlfunktion der Druckhalter-Wasserstandsregelung
- Leck im Hochdruck-Kühler des Volumenregelsystems.

Bis auf das Leck im Hochdruck-Kühler zeigen Abschätzungen, daß diese Lecks nicht beherrscht werden, wenn sie nicht abgesperrt werden können. Deshalb werden auch keine Ereignisablaufdiagramme erstellt. Für das Leck im Hochdruck-Kühler sind weitere Analysen erforderlich.

Ein Versagen einer Erstabspernung bei Leistungsbetrieb oder An- und Abfahren kann entweder durch eine nicht geschlossene Armatur vorliegen oder durch Strukturversagen von Bauteilen in der Armatur auftreten. Ein Strukturversagen kann vor allem dann zu einem nicht beherrschten Kühlmittelverluststörfall führen, wenn eine Fehlstellung der Zweitabspernung vorliegt und keine redundanten Absperrmaßnahmen vorhanden sind. Letzteres trifft für die Einspeiseleitungen des Not- und Nachkühlsystems zu.

Eine nicht geschlossene Erstabspernung bei Leistungsbetrieb ist nur möglich, wenn zunächst keine Fehlstellung der Zweitabspernung vorhanden ist. Von den Zweitabspernungen können bei Leistungsbetrieb

- die Prüfarmaturen aufgefahren werden,
- die Druckentlastungsarmaturen oder die (absperrbaren) Überströmventile zum Volumenregelsystem geöffnet werden bzw. selbsttätig bei Anforderung öffnen.

Die Druckentlastungsarmaturen und Überströmventile haben wie die Wirkdruckleitungen einen Querschnitt $\leq 2 \text{ cm}^2$ und sind somit durch das Volumenregelsystem überspeis-

bar. Die Druckentlastungs- bzw. Überströmleitungen führen zu dem für 2,5 MP ausgelegten Teil des Volumenregelsystems hinter der Hochdruck-Reduzierstation innerhalb des Sicherheitsbehälters. Die Rohrleitungen des Volumenregelsystems sind innerhalb des Sicherheitsbehälters mit einem Sicherheitsventil ausgerüstet. Weiterhin sind in der Rohrleitung, die aus dem Sicherheitsbehälter heraus zur Niederdruck-Reduzierstation führt, zwei Gebäudeabschlußarmaturen vorhanden.

Das Öffnen einer Prüfarmatur setzt voraus, daß

- sowohl die Geschlossenstellung der Erstabspernung als auch ein niedriger Druck zwischen Erst- und Zweitabspernung angezeigt wird oder
- die zugehörigen Verriegelungen der Prüfarmatur nicht wirksam sind.

Nach einem Fehlöffnen kann die Prüfarmatur wieder von Hand geschlossen werden. Schließt die Prüfarmatur nicht, werden bei Erreichen des Temperaturgrenzwertes in der Prüflleitung oder bei Anstehen der Notkühl- und Gebäudeabschlußsignale die Prüfarmaturen und die beiden redundanten Gebäudeabschlußarmaturen automatisch geschlossen. Diese Armaturen halten dem hohen Primärkreisdruck und den Umgebungsbedingungen bei einem Kühlmittelverlust stand.

Hierbei wurde eine Reihe von durchgeführten und geplanten Systemänderungen berücksichtigt (Abschnitt 2.4.2.1). Im Kernkraftwerk Biblis, Block A, war am 17. 12. 1987 nach Anfahren der Anlage eine Erstabspernung nicht geschlossen und die zugehörige Prüfarmatur wurde für etwa sieben Sekunden geöffnet. Auch für den damaligen Anlagenzustand wurde eine sehr geringe Häufigkeit eines nicht abspernbaren Primärkreislecks im Ringraum ermittelt [HRT 89].

Ein Leck in einer Leitung des Not- und Nachkühlsystems bei Nachkühlbetrieb wird beherrscht, wenn entweder die Erst- oder die Zweitabspernung schließt. Die Zweitabspernung schließt selbsttätig, wenn ein Durchsatz von 200 kg/s überschritten wird. Die Erstabspernung und die Zweitabspernung werden bei Absinken des Druckhalter-Wasserstandes (Auslösung des Primärkreis-Abschlußsignals) bzw. bei Auslösung der Notkühlsignale geschlossen.

Bei einem Leck in einer Leitung des Volumenregelsystems im Ringraum ist zwischen Lecks

- in der Entnahmeleitung und
- in der Einspeiseleitung

zu unterscheiden. Ein Kühlmittelverlust über die Entnahmeleitung bewirkt wegen der geringen Kühlmitteltemperaturen keine Folgeausfälle im Ringraum und hat vergleichbare Auswirkungen wie eine Fehlfunktion der Druckhalter-Wasserstandsregelung.

Bei einem Leck in der Einspeiseleitung ist zu berücksichtigen, daß diese abgesperrt wird, wenn

- in den vier Leitungsabschnitten, die in vier Loops einbinden, die Rückschlagarmaturen schließen oder
- im Leitungsabschnitt zwischen Sicherheitsbehälter und Rekuperativwärmetauscher die Rückschlagarmatur schließt oder
- eine der beiden Gebäudeabschlußarmaturen schließt.

Lediglich bei einem Bruch des kurzen Leitungsstücks der Einspeiseleitung zwischen Sicherheitsbehälter und den im Ringraum angeordneten Gebäudeabschlußarmaturen stehen diese zur Absperrung nicht zur Verfügung. In diesem Fall ist das Schließen der oben genannten Rückschlagarmaturen erforderlich.

Bei einer Fehlfunktion der Druckhalter-Wasserstandsregelung können von Hand die Hochdruck-Reduzierventile geschlossen werden. Unterbleibt dies, so werden automatisch die Schieber vor den Hochdruck-Kühlern und hinter der Hochdruck-Reduzierstation geschlossen. Sinkt der Druckhalter-Wasserstand, wird das Primärkreis-Abschlußsignal ausgelöst, und der Entnahmeschieber zwischen Reaktorkühlkreislauf und Volumenregelsystem schließt. Bei Auslösung des Gebäudeabschlusses werden außerdem die beiden vor der Niederdruck-Reduzierstation angeordneten Gebäudeabschlußarmaturen zugefahren und damit eine Leckage in den Ringraum verhindert.

Bei einem Leck im Hochdruck-Kühler gelangt Kühlmittel in den nuklearen Zwischenkühlkreis und über diesen in den Ringraum. Durch den Aktivitätsanstieg im Zwischenkühlkreis werden automatisch die Schieber vor den Hochdruck-Kühlern und hinter der Hochdruck-Reduzierstation geschlossen. Liegt ein Bruch von mindestens zwei Kühlerrohren des Hochdruck-Kühlers vor, so können die Leckverluste nicht durch das Volumenregelsystem ausgeglichen werden. Bei Absinken des Druckhalter-Wasserstandes wird über das Primärkreis-Abschlußsignal der Entnahmeschieber geschlossen. Bei Auslösung des Gebäudeabschlusses werden drei redundante Gebäudeabschlußarmaturen im nuklearen Zwischenkühlkreis zugefahren, die wie die Rohrleitungen dieser Systeme nur für einen geringen Druck ausgelegt sind. Falls die Begrenzung des Drucks versagt, so ist ein Folgebruch der Leitung im Ringraum zwischen Sicherheitsbehälter und Gebäudeabschlußarmatur möglich. Dies führt dann zu einem nicht absperzbaren Leck, wenn die Gebäudeabschlußarmatur innerhalb des Sicherheitsbehälters nicht schließt. In diesem Fall können im Sicherheitsbehälter die Handarmaturen vor den Hochdruck-Kühlern geschlossen werden (ungeplante Handmaßnahme). Ob sich bei den Leckquerschnitten ($> 4 \text{ cm}^2$, entsprechend 2 Hochdruck-Kühlerrohren) Folgeausfälle von sicherheitstechnisch wichtigen Komponenten im Ringraum ergeben können, ist noch zu untersuchen. Kommt es zu keinen Folgeausfällen, so wird das Leck mit dem Not- und Nachkühlssystem beherrscht, da die Leckverluste so gering sind, daß die Anlage abgefahren werden kann.

4.3.3 Dampferzeuger-Heizrohrlecks

Dampferzeuger-Heizrohrlecks unterscheiden sich von anderen kleinen Lecks im Reaktorkühlkreislauf dadurch, daß die Leckage nicht in den Sicherheitsbehälter, sondern in den Sekundärkreis erfolgt. Damit steht das ausgeströmte Kühlmittel für die Notkühlung nicht zur Verfügung.

Bei den Analysen wird zwischen folgenden Leckbereichen unterschieden:

- 1 bis 6 cm^2
- 6 bis 60 cm^2
- $> 60 \text{ cm}^2$

Eintrittshäufigkeiten werden nur für die Bereiche 1 bis 6 cm^2 und 6 bis 12 cm^2 ausgewiesen (vgl. Tab. 4-17 und Abschnitt 5.3.2.2).

4.3.3.1 Systemfunktionen

Bei einem Dampferzeuger-Heizrohrleck sind wie bei den anderen Kühlmittelverluststorfällen die

- Unterkritikalität und die
 - Kernkühlung
- sicherzustellen.

Auch bei Einhaltung von Unterkritikalität und Kernkühlung kann kontaminiertes Kühlmittel über den Speisewasser-Dampf-Kreislauf in die Umgebung gelangen. Die Aktivitätsrückhaltung kann nur gewährleistet werden, wenn ein Einschluß des Kühlmittels durch Komponenten des Sekundärkreises erfolgt.

● Unterkritikalität

Die Unterkritikalität wird zunächst durch die Systemfunktion *Reaktorschnellabschaltung* hergestellt. Bei einem Abfahren der Anlage auf den Zustand „unterkritisch, kalt“ muß zur Erhaltung der Unterkritikalität das Hauptkühlmittel aufboriert werden. Das Aufborieren erfolgt durch die *Volumenregelung mit Boreinspeisung*. Hierzu können auch die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* eingesetzt werden.

● Kernkühlung

Die Kernkühlung erfordert ein ausreichendes Kühlmittelinventar und eine Abfuhr der Wärme aus dem Reaktorkühlkreislauf.

– Kühlmittelinventar im Reaktorkühlkreislauf

Ein ausreichendes Kühlmittelinventar wird durch Einschluß des Kühlmittels oder durch Ergänzen der Kühlmittelleckage erreicht. Der Einschluß erfolgt durch Absperren des defekten Dampferzeugers gegenüber dem intakten Speisewasser-Dampf-Kreislauf und der Umgebung.

Die Absperrung gegenüber dem intakten Speisewasser-Dampf-Kreislauf wird mit der Systemfunktion *Isolation des defekten Dampferzeugers* erzielt. Darunter ist das Schließen des Frischdampf-Absperrventils in der Frischdampfleitung, die dem defekten Dampferzeuger zugeordnet ist, zu verstehen. Ersatzweise sind die Frischdampf-Absperrventile in den anderen Frischdampfleitungen, die zur Frischdampfabgabe herangezogen werden, zu schließen (Rückwärts-Isolation). Außerdem sind die Speisewasserleitungen und die Abschlämmlösungen am defekten Dampferzeuger abzusperren.

Gegenüber der Umgebung ist der defekte Dampferzeuger abgesperrt, wenn der Frischdampfdruck in diesem Strang unter dem Ansprechdruck der Frischdampf-Sicherheitsventile gehalten wird. Die hierzu erforderlichen Maßnahmen sind in der Systemfunktion *Teilweises Abfahren auf $< 8 \text{ MPa}$* zusammengefaßt. Diese Systemfunktion beinhaltet die primärseitige Druckabsenkung unter 8 MPa, die durch Frischdampfabgabe und sekundärseitige Druckabsenkung über die Frischdampf-Umleiteinrichtung, die Frischdampf-Abblaseregelventile oder über die 15-%-Frischdampf-Sicherheitsventile bewirkt wird.

Bei einem Bruch von mehreren Dampferzeuger-Heizrohren werden die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* immer ausgelöst. Auch bei kleinen Lecks kann es dazu infolge von Systemausfällen bzw. menschlichen Fehlverhaltens kommen. Da die Nullförderhöhe der Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen von 11 MPa größer ist als der Ansprechdruck der Frischdampf-Sicherheitsventile, ist die Absperrung gegenüber der Umgebung gefährdet. Wird dann der defekte Dampferzeuger isoliert, wird durch die Sicherheitseinspeisepumpen der Ansprechdruck der Frischdampf-Sicherheitsventile überschritten und der defekte Dampferzeuger sowie die Frischdampfleitung bis zu den Frischdampf-Sicherheitsventilen durch Übertritt von Wasser aus dem Reaktorkühlkreislauf aufgefüllt. Da diese Ventile nicht für Wasserausströmung ausgelegt sind, ist ein Versagen in Offenstellung möglich. Wird der defekte Dampferzeuger nicht isoliert, füllt sich die Frischdampfleitung mit Wasser. Dabei kann ein Versagen der Frischdampfleitung außerhalb des Sicherheitsbehälters auftreten. Ein nicht absperbares Leck in die Umgebung würde dann vorliegen,

wenn das Frischdampf-Absperrventil nicht schließt. Aus diesen Gründen ist die Systemfunktion *Außerbetriebnahme der Sicherheitseinspeisungen* vorgesehen.

Die Sicherheitseinspeisepumpen werden automatisch abgeschaltet, wenn der Füllstand auf der Sekundärseite eines Dampferzeugers > 12 m ist sowie die Reaktorschutzkriterien Sicherheitsbehälter-Differenzdruck gegenüber Atmosphäre > 3 kPa und der Reaktordruckbehälter-Füllstand $< \text{MIN } 3$ (Unterkante Hauptkühlmittelleitung) nicht anstehen. Die Sicherheitseinspeisepumpen können auch von Hand nach einem Zurücksetzen der Notkühlensignale bei einem Reaktordruckbehälter-Füllstand $> \text{MIN } 3$ außer Betrieb genommen werden.

Wenn die Absperrung des defekten Dampferzeugers gegenüber dem intakten Speisewasser-Dampf-Kreislauf oder gegenüber der Umgebung mißlingt, muß der Kühlmittelverlust aus dem Primärkreis langfristig ergänzt werden.

Unter der langfristigen *Leckageergänzung* werden die Systemfunktionen *Volumenregelung mit Boreinspeisung* und die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* zusammengefaßt. Bei Ausfall der zugehörigen Betriebssysteme kann auch eine *Volumenregelung mit Boreinspeisung* durch den Block A über das Notstandssystem erfolgen. Durch diese Systemfunktion wird auch eine Aufborierung des Kühlmittels beim Abfahren der Anlage durchgeführt, die zur Aufrechterhaltung der Unterkritikalität erforderlich ist.

Es wird angenommen, daß die Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen nicht zur langfristigen *Leckageergänzung* herangezogen werden können.

Diese Annahme basiert darauf, daß die Sicherheitseinspeisepumpen durch häufiges Zu- und Abschalten infolge Überhitzung der Motoren nicht verfügbar sind. Hierzu käme es, wenn die Sicherheitseinspeisepumpen innerhalb kurzer Zeitintervalle bei Reaktordruckbehälter-Füllstand $< \text{MIN } 3$ zugeschaltet und bei hohem Füllstand im Dampferzeuger wieder abgeschaltet werden.

Daher muß die langfristige *Leckageergänzung* für Lecks bis 60 cm^2 mit dem Volumenregelsystem erfolgen. Dabei kann auf große Kühlmittelvorräte zurückgegriffen werden. Für Lecks $> 60 \text{ cm}^2$ ist eine ausreichende Leckageergänzung mit dem Volumenregelsystem nicht möglich.

– Wärmeabfuhr aus dem Reaktorkühlkreislauf

Wie bei den kleinen Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung oder am Druckhalter ist zur Beherrschung von Dampferzeuger-Heizrohrlecks eine Wärmeabfuhr aus dem Reaktorkühlkreislauf über den Speisewasser-Dampf-Kreislauf erforderlich. Hierbei wird zwischen den beiden Systemfunktionen *Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* sowie *Langzeit-Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* unterschieden. Unter der *Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* werden die in Abschnitt 4.3.1 getrennt behandelten Systemfunktionen *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* und *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* zusammengefaßt.

Bei der *Langzeit-Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* sind zwei Fälle zu betrachten:

- Erfolgt eine *Isolation des defekten Dampferzeugers*, so kann die Wärme über die drei intakten Dampferzeuger abgeführt werden.
- Bei Ausfall der *Isolation des defekten Dampferzeugers* wird langfristig Kühlmittel über den defekten Dampferzeuger in den Speisewasser-Dampf-Kreislauf übertreten. Wegen des zunehmenden Wasserinhalts in diesem Kreislauf ist die Frischdampf-Umleitein-

richtung nicht verfügbar. Daher wird Dampf in die Umgebung abgegeben. Als Folge ist eine Ergänzung des Speisewasservorrats notwendig.

Der Wärmetransport aus dem Kern ist bei aufgefülltem Primärkreis durch Zwangsumlauf oder Naturumlauf gewährleistet. Bei teilentleertem Primärkreis wird die Wärme aus dem Kern im sog. „Reflux Condenser Mode“ abgeführt.

Eine Alternative zur langzeitigen sekundärseitigen Nachwärmeabfuhr ist die primärseitige „Nachkühlung im Kreislaufbetrieb“ mit den *Niederdruck-Einspeisungen* des Not- und Nachkühlsystems, wenn im Primärkreis der Druck auf $< 3,5$ MPa und die Temperatur auf $\cong 180$ °C abgesunken ist.

Im folgenden werden die zur Beherrschung von Dampferzeuger-Heizrohrlecks erforderlichen Systemfunktionen zusammenfassend dargestellt:

- *Reaktorschnellabschaltung*
 - Einfallen von 61 Steuerelementen
- *Außerbetriebnahme der Sicherheitseinspeisungen*
 - Automatische Außerbetriebnahme bei Dampferzeuger-Füllstand > 12 m und Reaktordruckbehälter-Füllstand $> \text{MIN } 3$ und Sicherheitsbehälter-Differenzdruck gegenüber Atmosphäre < 3 kPa
 - Manuelle Außerbetriebnahme bei Reaktordruckbehälter-Füllstand $> \text{MIN } 3$
- *Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe*
 - Dampferzeugerbespeisung mit Haupt- oder Notspeisewassersystem bzw. Notstandssystem
 - Frischdampf-Druckbegrenzung durch Frischdampf-Umleitstation oder Frischdampf-Abblaseregelventile oder 15- %-Frischdampf- Sicherheitsventile bzw. 100- %-Frischdampf-Sicherheitsventile
- *Teilweises Abfahren auf < 8 MPa*
 - Primärseitige Druckabsenkung infolge automatischer bzw. von Hand eingeleiteter Frischdampfabgabe über Frischdampf-Umleitstation oder Frischdampf-Abblaseregelventile oder 15- %-Frischdampf-Sicherheitsventile
- *Isolation des defekten Dampferzeugers*
 - Frischdampfseitig: Schließen des Frischdampf-Absperrventils am defekten Dampferzeuger oder der Frischdampf-Absperrventile an den anderen Dampferzeugern (Rückwärts-Isolation)
 - Abschlämmseitig: Schließen einer Absperrarmatur in der Abschlämmleitung
 - Speisewasserseitig: Absperrern der Haupt- und Notspeisewasserleitungen sowie der Zuleitung vom Notstandssystem
- *Leckageergänzung*
 - Einspeisung mit den Hochdruck-Förderpumpen des Volumenregelsystems und Bereitstellung von Borsäure und Deionat
- *Langzeit-Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe*

Bei isoliertem defektem Dampferzeuger:

 - Bespeisen eines intakten Dampferzeugers mit Haupt- oder Notspeisewassersystem oder Notstandssystem
 - Frischdampfabgabe aus den intakten Dampferzeugern über Frischdampf-Umleitsta-

tion oder Frischdampf-Abblaseregelventile oder der 15- %-Frischdampf-Sicherheitsventile

Bei nicht isoliertem Dampferzeuger:

- Bespeisen eines beliebigen Dampferzeugers mit Haupt- oder Notspeisewassersystem oder Notstandssystem
- Langfristige Ergänzung des Speisewasservorrats
- Frischdampfabgabe über Frischdampf-Abblaseregelventile oder 15- %-Frischdampf-Sicherheitsventile oder 100- %-Frischdampf-Sicherheitsventile

4.3.3.2 Mindestanforderungen an die Systemfunktionen

Es werden im folgenden die minimalen Anforderungen an die Systemfunktionen dargestellt, bei deren Einhaltung Dampferzeuger-Heizrohrlecks beherrscht werden. Bei der Ermittlung dieser Mindestanforderungen wird angenommen, daß der Störfall bei Vollastbetrieb eintritt. Es wird für den Teillastbetrieb unterstellt, daß das N16-Signal nicht ausgelöst wird. Im übrigen ergeben sich bei Vollast die höheren Anforderungen an die Systemfunktionen.

Die Mindestanforderungen an die Systemfunktionen sind u. a. von der Größe des Lecks abhängig.

● *Reaktorschnellabschaltung (RESA)*

Die rechtzeitige Unterkritikalität des Kerns kann bei Dampferzeuger-Heizrohrlecks nur durch die *Reaktorschnellabschaltung* erreicht werden. Folgende Anregungen werden dabei berücksichtigt:

- (1) N16-Kriterium (nur bei Reaktorleistung $> 25 \%$)
- (2) Druck im Reaktorkühlkreislauf $< 14,5 \text{ MPa}$ und Druckhalter-Wasserstand $< 2,85 \text{ m}$
- (3) Druck im Reaktorkühlkreislauf $> 13,2 \text{ MPa}$ und thermische Reaktorleistung $> 10 \%$
- (4) Druckhalter-Wasserstand $< 2,85 \text{ m}$ und Drehzahl von 3v4 Hauptkühlmittelpumpen $< 93 \%$
- (5) DNB-Verhältnis $< 1,7$ (eine Anregung)
(DNB vierfach als Anregekriterium vorhanden)

Die Mindestanforderungen an die Steuerelemente zur *Reaktorschnellabschaltung* sind dem Abschnitt 4.3.1.2 zu entnehmen.

● *Außerbetriebnahme der Sicherheitseinspeisungen*

Bei einer Auslösung der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* müssen die Pumpen spätestens nach

- 3600 s bei einer Leckgröße von ca. 6 cm^2 und
- 700 s bei einer Leckgröße von ca. 60 cm^2

außer Betrieb genommen werden, um eine Überspeisung des defekten Dampferzeugers zu verhindern. Die angegebenen Zeiten werden repräsentativ für das Leckspektrum 1 bis 6 cm^2 , > 6 bis 60 cm^2 zugrunde gelegt. Bei einem Leck $> 60 \text{ cm}^2$ erfolgt die Überspeisung des defekten Dampferzeugers in weniger als 700 s. Zur Erhaltung der Systemfunktion *Außerbetriebnahme der Sicherheitseinspeisungen* darf bei einem Leck von 6 cm^2 nicht mehr

als eine Sicherheitseinspeisepumpe einspeisen, wenn der defekte Dampferzeuger nicht isoliert wird. Bei isoliertem Dampferzeuger sind alle Sicherheitseinspeisepumpen außer Betrieb zu nehmen, bevor der Füllstand im defekten Dampferzeuger bis zur Höhe der Frischdampfleitung angestiegen ist. Bei Lecks $> 6 \text{ cm}^2$ müssen wegen des zu erwartenden Sekundärkreisabschlusses alle Sicherheitseinspeisungen außer Betrieb genommen werden. Die Notkühlkriterien und damit die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* werden ausgelöst, wenn es aufgrund des Kühlmittelverlusts zu einer Absenkung des Kühlmitteldrucks unter 11 MPa und zu einer Absenkung des Druckhalter-Wasserstands auf $< 2,85 \text{ m}$ kommt. Diese Grenzwerte werden bei Leckgrößen $> 6 \text{ cm}^2$ immer und bei Leckgrößen bis 6 cm^2 nach folgenden Systemausfällen oder Bedienungsfehlern erreicht:

- Ausfall des N16-Signals
- Ausfall des Druckhalter-Hilfssprühens (Mindestanforderung: Einspeisung mit 2v2 Hochdruck-Förderpumpen des Volumenregelsystems)
- Überschreiten der zulässigen Druckabsenkung ($0,4 \text{ MPa/min}$) nach Öffnen der Frischdampf-Umleitstation (Unterkühlungstransiente)
- Ausfall der Eigenbedarfsversorgung (Notstromfall)
- Überschreiten des sekundärseitigen Abfahrgradienten von 12 K/h beim Abfahren auf 6 MPa (entsprechend Betriebshandbuch)
- Abfahren nach Ausfall der *Isolation des defekten Dampferzeugers*
- Ausfall der *Isolation des defekten Dampferzeugers* und Ausfall der *Leckageergänzung*

Bei Teillastbetrieb, insbesondere beim Anfahren nach einer längeren Stillstandszeit, ist mit einer Auslösung des N16-Signals nicht zu rechnen, so daß in diesen Fällen die Notkühlkriterien immer erreicht werden.

● *Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe*

Damit werden die Systemfunktionen

- *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* sowie
- *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe*

zusammengefaßt.

Spätestens 45 min nach Störfalleintritt ist eine sekundärseitige Bespeisung mit 1v3 Strängen des Hauptspeisewassersystems oder 2 der 6 Stränge des Notspeise- bzw. Notstandssystems mit einer Förderrate von 60 kg/s erforderlich. Die Frischdampf-Druckbegrenzung kann über die Hauptwärmesenke (Frischdampf-Umleitstation), eines der beiden Frischdampf-Abblaseregelventile, 1v4 15- %-Frischdampf-Sicherheitsventilen oder 1v4 100- %-Frischdampf-Sicherheitsventilen erfolgen.

Werden die Dampferzeuger

- erst später als ca. 20 min nach Störfalleintritt oder
- mit dem Notstandssystem

bespeist, so fällt die Hauptwärmesenke aufgrund des hohen Füllstands im Speisewasserbehälter aus.

Bei kleinen Lecks von ca. 6 cm^2 steht die Hauptwärmesenke ebenfalls nicht zur Verfügung, wenn aufgrund des langsamen Abfahrens (max. 12 K/h) der defekte Dampferzeuger erst später als ca. 2,5 h nach Störfalleintritt isoliert wird. Bei großen Lecks von ca. 60 cm^2 wäre die Hauptwärmesenke schon nach 15 min nicht mehr verfügbar.

● *Teilweises Abfahren auf < 8 MPa*

Diese Systemfunktion ist gewährleistet, wenn der Frischdampfdruck auf < 8 MPa abgesenkt und gehalten werden kann. Die Frischdampfabgabe kann über 1v2 Frischdampf-Abblaseregelventilen oder 1v4 15-%-Frischdampf-Sicherheitsventilen erfolgen (Offenhalten bei Frischdampfdruck < 8 MPa durch Handansteuerung von der Warte). Die Hauptwärmesenke kann insbesondere bei Lecks < 6 cm² genutzt werden, fällt jedoch nach 2,5 h aus.

● *Isolation des defekten Dampferzeugers*

Beim Isolieren des defekten Dampferzeugers wird zwischen der Isolation der Frischdampfleitungen, der Speisewasserleitungen sowie der Abschlämmlleitung unterschieden. Die frischdampfseitige Isolation ist erfüllt, wenn der defekte Dampferzeuger gegenüber den Frischdampfsträngen, die zur Wärmeabfuhr herangezogen werden, abgesperrt wird. Da mindestens zwei Stränge zur Notspeisewasserversorgung erforderlich sind, muß der defekte Dampferzeuger gegenüber diesen Dampferzeugern frischdampfseitig isoliert werden.

Die speisewasserseitige Isolation des defekten Dampferzeugers ist gewährleistet, wenn die Rückschlagklappen in den Haupt- und Notspeisewasserleitungen sowie in den Notstandsleitungen geschlossen oder die Stränge durch Motorarmaturen abgesperrt sind.

Die abschlämmsseitige Isolation kann durch Schließen von mindestens 1v2 Absperrarmaturen der Abschlämmlleitung erfolgen. Eine Absperrung ist jedoch nur erforderlich, wenn die Einspeisung mit dem Volumenregelsystem und den Sicherheitseinspeisepumpen ausfällt.

● *Leckageergänzung*

Eine Leckageergänzung ist immer dann erforderlich, wenn die Absperrung gegenüber den intakten Dampferzeugern oder der Umgebung mißlingt.

Zur Leckageergänzung bei Dampferzeuger-Heizrohrlecks bis 6 cm² ist eine der beiden Hochdruck-Förderpumpen des Volumenregelsystems und eine der beiden Borsäure-Dosierpumpen erforderlich. Bei Lecks bis 6 cm² ist die Leckage in Form von Dampf nicht größer als die Borsäuremenge, die angesetzt werden kann (10 t/h).

Bei Dampferzeugerlecks > 6 cm² bis 60 cm² ist eine Einspeisung mit beiden Hochdruck-Förderpumpen notwendig. Es steht in einem solchen Fall Primärkühlmittel für ca. 25 h zur Verfügung. Während dieser Zeitspanne müssen Maßnahmen zur Begrenzung der Kühlmittelleckage oder zur Kühlmittelbereitstellung erfolgen. Bei Dampferzeugerlecks > 60 cm² muß der defekte Dampferzeuger isoliert werden, da keine langfristige Leckageergänzung möglich ist.

● *Langzeit-Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe*

Nach der Isolation des defekten Dampferzeugers muß die Wärme über mindestens einen von drei intakten Dampferzeugern an die Hauptwärmesenke oder über eines der beiden Frischdampf-Abblaseregelventile bzw. über 1v3 15-%-Frischdampf-Sicherheitsventilen bei maximal 8 MPa abgeführt werden. Beim langfristigen Abblasen von Frischdampf ist spätestens nach 10 h eine Speisewasser-Vorratsergänzung erforderlich. Die sekundärseitige Bespeisung kann sowohl über einen der drei Stränge des Hauptspeisewassersystems als auch über 1v3 Notspeise- oder über 1v2 Notstandssträngen erfolgen. Bei einer Bespeisung durch das Notstandssystem fällt die Hauptwärmesenke aufgrund des hohen Füllstands im Speisewasserbehälter aus.

Mißlingt die frischdampfseitige Isolation des defekten Dampferzeugers, ist eine langfristige Nachwärmeabfuhr auch über den defekten Dampferzeuger möglich. Infolge der Leckage aus dem Primärkreis wird der Speisewasserbehälter aufgefüllt und danach die Hauptwärmesenke außer Betrieb gesetzt. Die Frischdampfabgabe kann dann zusätzlich über das 15- %-Frischdampf-Sicherheitsventil am defekten Dampferzeuger oder über 1v4 100- %-Frischdampf-Sicherheitsventilen erfolgen.

4.3.3.3 Ereignisablaufdiagramm

Das Ereignisablaufdiagramm für Dampferzeuger-Heizrohrlecks ist in Bild 4-4 dargestellt. Es werden im folgenden die Auswirkungen von Ausfällen der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen beschrieben.

● *Reaktorschnellabschaltung* (Pfad-Nr. 1)

Die Auswirkungen des Ausfalls der *Reaktorschnellabschaltung* wurden nicht untersucht. Ein Dampferzeuger-Heizrohrleck mit Ausfall der *Reaktorschnellabschaltung* läuft jedoch ähnlich ab wie ein kleines Leck in der Hauptkühlmitteleitung ohne *Reaktorschnellabschaltung*. Solche Abläufe sind von der Häufigkeit her unbedeutend, sie werden pessimistisch als Kernschmelzfälle behandelt.

● *Außerbetriebnahme der Sicherheitseinspeisungen* (Pfad-Nr. 2)

Werden die Notkühlkriterien erreicht, so erfolgen automatisch *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* in den Primärkreis.

Wenn die laufenden Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen nicht außer Betrieb genommen werden, wird der defekte Dampferzeuger aufgefüllt und Wasser gelangt in die Frischdampfleitungen.

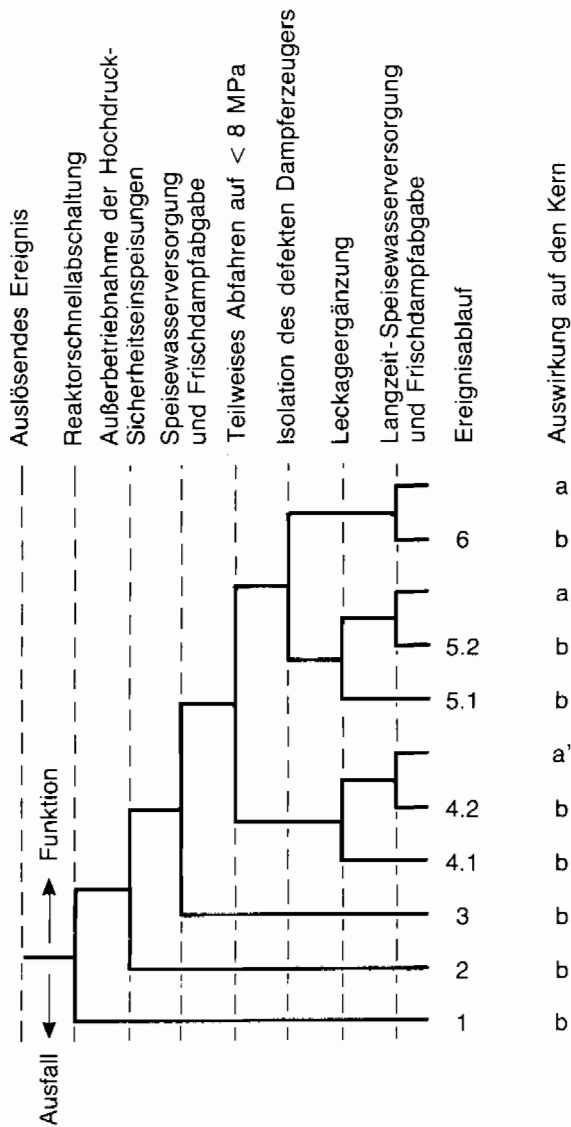
Aufgrund von statischen und dynamischen Wasserlasten wird ein Versagen der Frischdampfleitungen angenommen. Es ist daher von einem nicht absperrbaren Leck außerhalb des Sicherheitsbehälters auszugehen, wenn das Frischdampf-Absperrventil nicht schließt. Außerdem kann ein nicht absperrbares Leck über die Frischdampf-Sicherheitsventile auftreten, wenn bei laufenden *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* der defekte Dampferzeuger fälschlich isoliert wird oder durch die Sekundärkreis-Abschlußsignale ($\Delta p/\Delta t$ -Signale) die Isolation automatisch erfolgt.

Durch den kontinuierlichen Weiterbetrieb der Sicherheitseinspeisepumpen werden die Flutbehälter entleert. Ein nicht absperrbares Leck außerhalb des Sicherheitsbehälters bewirkt einen so großen Kühlmittelverlust aus dem Primärkreis, daß die Leckage nicht vom Volumenregelsystem ergänzt werden kann. Es ist daher nachfolgend mit Kernschmelzen zu rechnen.

● *Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* (Pfad-Nr. 3)

Bei kleineren Dampferzeugerlecks und Ausfall der Dampferzeugerbespeisung steigt der Primärdruck nach Ausdampfen der Dampferzeuger über die Nullförderhöhe der Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen bis zum Ansprechdruck der Druckhalterventile an und es kommt zum längerfristigen Abblasen über den Abblasetank. Eine Leckageergänzung mit dem Volumenregelsystem ist nicht ausreichend, um ein Absinken des Reaktor-druckbehälter-Füllstandes unter den Grenzwert $< \text{MIN } 3$ zu verhindern.

Danach kann es nicht mehr eingesetzt werden. Bei größeren Dampferzeugerlecks mit automatischen *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* könnte zunächst die Wärme aus dem



- a beherrscht
- a' beherrscht mit Leck in die Umgebung
- b nicht beherrscht

Bild 4-4: Ereignisablaufdiagramm für Dampferzeuger-Heizrohrlecks

Kern mit dem durch sie aufgeheizten Notkühlwasser über das Leck an die Umgebung abgeführt werden. Es wird jedoch unterstellt, daß die Hochdruck-Sicherheits-einspeisepumpen wegen des häufigen Zu- und Abschaltens nicht verfügbar sind. Ohne anlageninterne Notfallmaßnahmen muß mit Kernschmelzen gerechnet werden.

Bei Ausfall der Frischdampf-Druckbegrenzung ist zusätzlich noch ein Überdruckversagen des Frischdampfsystems möglich.

● *Teilweises Abfahren auf < 8 MPa* (Pfad-Nr. 4.1 u. 4.2)

Ein Ausfall des *Teilweisen Abfahrens auf < 8 MPa* führt zu einem Kühlmittelverlust über die 100-%-Frischdampf-Sicherheitsventile (Ansprechdruck: 8,8 MPa) in die Umgebung. Kernschmelzen kann nur dann verhindert werden, wenn langfristig die *Leckageergänzung* und die *Langzeit-Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* erfolgen.

● *Isolation des defekten Dampferzeugers* (Pfad-Nr. 5.1 u. 5.2)

Das Durchführen einer Isolation setzt voraus, daß ein *Teilweises Abfahren auf < 8 MPa* stattgefunden hat. Bei Ausfall dieser Systemfunktion kann der Einschluß von Kühlmittel nicht sichergestellt werden. Das zusätzliche Versagen der *Leckageergänzung* wird daher zum Kernschmelzen führen. Steht die *Leckageergänzung* zur Verfügung, ist zur Störfallbeherrschung die *Langzeit-Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* erforderlich.

● *Leckageergänzung* (Pfad-Nr. 4 u. 5)

Der Ausfall der *Leckageergänzung* führt in Verbindung mit dem Versagen des *Teilweisen Abfahrens auf < 8 MPa* oder mit dem Mißlingen der *Isolation des defekten Dampferzeugers* zum Kernschmelzen.

● *Langzeit-Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* (Pfad-Nr. 6)

Nach Ausfall der langfristigen Nachwärmeabfuhr über den Speisewasser-Dampf-Kreislauf steigen Temperatur und Druck im Primärkreis. Die Nachwärme wird dann durch Dampfabströmung über die Druckhalterventile bzw. die Frischdampf-Sicherheitsventile abgeführt. Nachdem die Kühlmittelvorräte verbraucht sind, sinkt der Füllstand im Primärsystem kontinuierlich ab. Ohne Gegenmaßnahmen ist dann Kernschmelzen nicht mehr zu verhindern.

● *Erforderliche Änderungen im Betriebshandbuch*

Die hier durchgeführten Ereignisablaufanalysen setzen voraus, daß neben den in Abschnitt 2.4 beschriebenen systemtechnischen Änderungen folgende Hinweise in das Betriebshandbuch aufgenommen werden:

- Nach der Außerbetriebnahme (automatisch oder von Hand) der Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen ist die Leckage mit den Hochdruck-Förderpumpen des Volumenregelsystems zu ergänzen. Steigt dabei der Füllstand im defekten Dampferzeuger an, ist die *Leckageergänzung* zu reduzieren.
- Eine Inbetriebnahme der Sicherheitseinspeisepumpen von Hand ist möglichst zu vermeiden. Auf keinen Fall ist mehr als eine Sicherheitseinspeisepumpe von Hand in Betrieb zu nehmen.
- Nach einer Außerbetriebnahme der Sicherheitseinspeisepumpen ist der defekte Dampferzeuger frischdampfseitig zu isolieren, wenn der Primärkreisdruck auf < 8 MPa abgesunken ist.
- Bei weiterem Abfahren auf 6 MPa ist ein Abfahrgradient von < 12 K/h einzuhalten, damit der Füllstand im Druckhalter nicht unter den Reaktorschutzgrenzwert von 2,85 m fällt. Das gleiche Vorgehen ist auch beim Abfahren nach der Isolation des defekten Dampferzeugers zu beachten.

4.3.4 Transienten

4.3.4.1 Systemfunktionen

Bei Transienten sind die

- Unterkritikalität und die
- Kernkühlung

sicherzustellen.

Dies wird mit Hilfe des Reaktorschnellabschaltsystems, des Volumenregelsystems, des Reaktorkühlkreislaufs mit seinem Druckhaltesystem, des Speisewasser-Dampf-Kreislaufs und gegebenenfalls des Not- und Nachkühlsystems erreicht. Die aufgeführten Systeme haben unterschiedliche Funktionen zu erfüllen, die als Systemfunktionen bezeichnet werden. Diese Systemfunktionen werden im folgenden erläutert.

● Unterkritikalität

Die Unterkritikalität wird durch die Systemfunktion *Reaktorschnellabschaltung* hergestellt. Dadurch wird die nukleare Kettenreaktion unterbunden und die Anlage in den Zustand „unterkritisch, heiß“ gebracht.

Versagt die *Reaktorschnellabschaltung*, so wird die Reaktorleistung aufgrund der negativen Moderatorrückwirkung stark reduziert.

Soll die Anlage abgefahren, d. h. aus dem Zustand „unterkritisch, heiß“ in den Zustand „unterkritisch, kalt“ gebracht werden, so wird die Unterkritikalität durch die *Volumenregelung mit Boreinspeisung* erreicht.

● Kernkühlung

Die Kernkühlung wird durch Wärmeabfuhr aus dem Reaktorkühlkreislauf und durch ein ausreichendes Kühlmittelinventar aufrechterhalten. Dazu muß der Druck im Reaktorkühlkreislauf begrenzt werden, um die Integrität des Primärkreises zu gewährleisten.

● Wärmeabfuhr aus dem Reaktorkühlkreislauf

Im heißen Zustand der Anlage und beim Abfahren erfolgt die Wärmeabfuhr aus dem Reaktorkühlkreislauf über den Speisewasser-Dampf-Kreislauf. Dabei wird zwischen den Systemfunktionen

- *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe*,
- *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe*,
- *Verzögerte Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe*

unterschieden.

Die *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* ist im Leistungsbetrieb erforderlich. Darunter wird die Wärmeabfuhr über die Dampferzeuger bei Einspeisung über die Hauptspeisewasserpumpen verstanden. Bei Vollastbetrieb saugen 2v3 Hauptspeisewasserpumpen aus dem Speisewasserbehälter an und speisen über vier Hauptspeisewasserleitungen in die Dampferzeuger ein. Bei abgeschalteter Anlage ist nur 1v3 Hauptspeisewasserpumpen in Betrieb. In den Speisewasserbehälter wird mit dem Hauptkondensatsystem aus dem Turbinenkondensator oder mit dem Deionatsystem aus den Deionatbehältern nachgespeist.

Gleichzeitig mit der *Reaktorschnellabschaltung* wird auch die Turbinenschnellabschaltung ausgelöst. Der Frischdampf aus den Dampferzeugern muß dann über die Frischdampf-Umleiteinrichtung in den Turbinenkondensator abgeführt werden. Öffnet die Frisch-

dampf-Umleiteinrichtung nicht (Ausfall der Hauptwärmesenke), werden die Frischdampf-Abblaseregelventile oder die Frischdampf-Sicherheitsventile angefordert. Dabei wird die aus dem Reaktorkühlkreislauf abgeführte Wärme durch Abblasen über Dach abgegeben und der Druck sekundärseitig begrenzt.

Langfristig muß entweder abgefahren werden oder es muß für eine Speisewasserversorgung und eventuell für eine Kühlmittelergänzung über 10 h hinaus gesorgt werden.

Mit einer Frischdampfabgabe über die Frischdampf-Umleiteinrichtung, über die Frischdampf-Abblaseregelventile oder über die Frischdampf-Sicherheitsventile ist ein Abfahren der Anlage, das heißt ein Absenken der Frischdampf-temperatur, möglich. Dieses Abfahren erfolgt laut Betriebshandbuch bei Transienten mit einem Gradienten von 50 K/h. Wird die Anlage in den Zustand „unterkritisch, kalt“ abgefahren und sind die Kühlmitteltemperaturen sowie der Druck im Reaktorkühlkreislauf ausreichend abgesenkt, so kann das Not- und Nachkühlssystem zugeschaltet werden. Die *Niederdruck-Einspeisungen* des Not- und Nachkühlsystems können dann durch „Nachkühlen im Kreislaufbetrieb“ die Wärmeabfuhr aus dem Reaktorkühlkreislauf übernehmen.

Steht die *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* nicht zur Verfügung, so wird die Systemfunktion *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* benötigt. Mit dieser Systemfunktion soll ein sekundärseitiges Austrocknen der Dampferzeuger verhindert werden. Die vier Notspeisewasserpumpen saugen aus dem Speisewasserbehälter oder direkt aus den Deionatbehältern an und fördern in je einen Dampferzeuger. Außerdem ist eine Versorgung mit Notspeisewasser über das Notstandssystem möglich. Dazu können zwei Pumpen herangezogen werden, mit denen über eine Sammelleitung in zwei Dampferzeuger gespeist werden kann.

Von der Systemfunktion der *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* wird die *Verzögerte Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* unterschieden. Diese liegt vor, wenn nach Eintritt des auslösenden Ereignisses zunächst keine Speisewasserversorgung der Dampferzeuger erfolgt, es aber nach sekundärseitigem Ausdampfen der Dampferzeuger vor Beginn der Kernfreilegung gelingt, entweder die Notspeisewasserpumpen in Betrieb zu nehmen oder die Dampferzeuger mit Speisewasser von Block A über das Notstandssystem zu versorgen. Nach Ausdampfen der Dampferzeuger steigt im Reaktorkühlkreislauf der Druck an. Er wird durch die Systemfunktion *Öffnen von Druckhalterventilen* begrenzt.

● Druckbegrenzung des Reaktorkühlkreislaufs

Der Druck wird durch Öffnen von zwei Druckhalter-Abblaseventilen (Querschnitte ca. 20 cm² und ca. 40 cm²) und zwei Druckhalter-Sicherheitsventilen (Querschnitte jeweils ca. 40 cm²) begrenzt. Deren Ansprechwerte sind gestaffelt.

Versagt die Systemfunktion *Öffnen von Druckhalterventilen*, steigt der Druck im Reaktorkühlkreislauf weiter an. Bei einem Druck von 26,4 MPa ist ein Versagen des Reaktorkühlkreislaufs durch Überdruck möglich (s. Abschnitt 4.5).

Bei Transienten kann der Druck so weit ansteigen, daß die Druckhalterventile öffnen, auch wenn die Systemfunktion *Reaktorschnellabschaltung* und die Systemfunktionen zur Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe erfüllt sind. Nur in Sonderfällen (z. B. Ausfall des automatischen Teilabfahrens) können mehrere Druckhalterventile ansprechen. Das Öffnen ist dann nicht notwendig, um ein Überdruckversagen des Reaktorkühlkreislaufs zu verhindern.

Versagen die Systemfunktionen zur Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe, so werden die beiden Druckhalter-Abblaseventile ansprechen. Das Öffnen mindestens eines

der vier Druckhalterventile ist dann erforderlich, um ein Überdruckversagen des Reaktorkühlkreislaufs zu verhindern.

● Kühlmittelinventar im Reaktorkühlkreislauf

Ein ausreichendes Kühlmittelinventar im Reaktorkühlkreislauf ist zur Kühlung der Brennelemente und zur Wärmeabfuhr aus dem Reaktorkühlkreislauf erforderlich.

Versagt nach einem *Öffnen von Druckhalterventilen* die Systemfunktion *Schließen von Druckhalterventilen*, so kommt es zum Kühlmittelverlust über die offenen Druckhalterventile. Der Störfall ist im weiteren wie ein Kühlmittelverluststörfall durch ein „kleines Leck am Druckhalter“ zu behandeln. Öffnen die Druckhalterventile nicht oder nur kurzzeitig, so reicht die vorhandene Kühlmittelmenge aus, um die Anlage über mindestens 10 h im Zustand „unterkritisch, heiß“ zu halten.

Soll die Anlage aus dem Zustand „unterkritisch, heiß“ in den Zustand „unterkritisch, kalt“ gebracht werden (Abfahren), so sind Kühlmitteldruck und -temperatur im Reaktorkühlkreislauf abzusenken, die Volumenkontraktion des Kühlmittels auszugleichen und die Borkonzentration für eine ausreichende Abschaltreaktivität zu erhöhen. Zum Ausgleich der Volumenkontraktion des Kühlmittels und zur Erhöhung der Borkonzentration dient die *Volumenregelung mit Boreinspeisung*.

Die *Volumenregelung mit Boreinspeisung* kann zur Ergänzung von Kühlmittel notwendig werden, wenn die Anlage über einen längeren Zeitbereich als 10 h nicht abgefahren wird. Bei einem Ausfall dieser Systemfunktion stehen dann als redundante Funktion noch die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* von boriiertem Wasser durch das Not- und Nachkühlsystem zur Verfügung.

Findet ein langzeitiger Kühlmittelverlust über die Druckhalterventile statt, so ist ein ausreichendes Kühlmittelinventar durch die „Notkühlung“ sowie ein Abfahren der Anlage sicherzustellen.

Im folgenden Abschnitt werden die Systemfunktionen, die zur Beherrschung von Transienten notwendig sind, zur besseren Übersicht zusammenfassend dargestellt. Diese Systemfunktionen werden der Einfachheit halber mit einem Buchstaben abgekürzt.

● *Reaktorschnellabschaltung K*

Bei der *Reaktorschnellabschaltung* werden die 61 Steuerelemente ausgeklinkt und fallen aufgrund der Schwerkraft in den Reaktorkern hinein.

● *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe I*

Darunter wird die Wärmeabfuhr über die Sekundärseite der Dampferzeuger mit Hilfe des Hauptspeisewassersystems verstanden. Die Frischdampfabgabe erfolgt normalerweise über die Turbine bzw. mit der Frischdampf-Umleiteinrichtung an den Turbinenkondensator. Bei Ausfall dieser Hauptwärmesenke findet die Frischdampfabgabe mit der Frischdampf-Abblaseeinrichtung (Frischdampf-Sicherheitsventile, Frischdampf- Abblaseregelventile) über Dach statt. Wird kein Abfahren eingeleitet, wird der Frischdampfdruck durch die Frischdampf-Umleitstation oder Frischdampf-Abblaseregelventile oder 15- %-Frischdampf-Sicherheitsventile bzw. 100- %-Frischdampf-Sicherheitsventile begrenzt.

Über die Frischdampfabgabe kann die Frischdampf temperatur mit einem Gradienten von 50 K/h abgesenkt werden.

● *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe J*

Ist die *Hauptspeisewasserversorgung* nicht verfügbar, so wird bei Absinken des Dampferzeuger-Wasserstandes eine *Notspeisewasserversorgung* ausgelöst. Dazu stehen das Notspeisewassersystem und das Notstandssystem zur Verfügung.

● *Öffnen von Druckhalterventilen L*

Kann die Wärme nicht vollständig über die Sekundärseite abgeführt werden, erfolgt die Druckbegrenzung im Reaktorkühlkreislauf über die beiden Druckhalter-Abblaseventile bzw. die zwei Druckhalter-Sicherheitsventile.

● *Schließen von Druckhalterventilen M*

Diese Systemfunktion wird angefordert, wenn zuvor eines oder mehrere Druckhalterventile geöffnet haben.

● *Verzögerte Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe Q*

Wenn die Systemfunktionen I und J versagen, jedoch L und M funktionieren, wird durch diese Systemfunktion, die vor Beginn einer Kernfreilegung wirksam werden muß, eine Aufheizung des Reaktorkerns verhindert.

● *Volumenregelung mit Boreinspeisung U*

Diese Systemfunktion dient bei Leistungsbetrieb zum Ausgleich des Kühlmittelvolumens im Reaktorkühlkreislauf, zur Regelung des Kühlmitteldrucks, zur Regelung der Kühlmittelchemie und zur Sperrwasserversorgung der Hauptkühlmittelpumpen. Diese Funktionen erfordern, daß eine der beiden Hochdruck-Förderpumpen des Volumenregelsystems einspeist. Bei Transienten wird die *Volumenregelung mit Boreinspeisung* zur Sperrwasserversorgung der Hauptkühlmittelpumpen, zum Abfahren und zur Druckhalter-Hilfsspeisung eingesetzt. Die Systemfunktion ist zum Abfahren der Anlage erforderlich, um die Kontraktion des Kühlmittelvolumens aufgrund der Temperaturabsenkung auszugleichen und die Borkonzentration zu erhöhen. Fällt während des Abfahrens die Volumenregelung aus, so kann das Borierungs- und Leckageergänzungssystem von Block A (Notstandssystem) von Hand in Betrieb genommen werden. Eine Leckageergänzung kann darüber hinaus durch *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* erfolgen.

● *Niederdruck-Einspeisungen*

Nach einem Abfahren der Anlage erfolgt die Wärmeabfuhr durch „Nachkühlen im Kreislaufbetrieb“ mit den *Niederdruck-Einspeisungen* des Not- und Nachkühlsystems. Fällt diese Nachkühlung aus, so muß die Nachwärme weiter über den Speisewasser-Dampf-Kreislauf abgeführt werden. Das ist möglich, solange der Reaktordruckbehälter nicht geöffnet wird.

4.3.4.2 Mindestanforderungen an die Systemfunktionen

Für die Mindestanforderungen wird davon ausgegangen, daß sich die Anlage bei Eintritt der Transiente im Vollastbetrieb befindet, da sich bei den untersuchten Transienten dann die größten Anforderungen an die Systemfunktionen ergeben. Es ist von entscheidender Bedeutung, ob bei Anforderung die Systemfunktion *Reaktorschnellabschaltung* erfolgt. Die Mindestanforderungen an die Steuerelemente zur *Reaktorschnellabschaltung* sind dem Abschnitt 4.3.1.2 zu entnehmen.

Die berücksichtigten Anregekriterien sind für zu erwartende Transienten in der Tabelle 4-5 und für Frischdampf-Leitungslecks in der Tabelle 4-6 zusammengestellt. Dabei wird zwischen mittleren und großen Frischdampf-Leitungslecks unterschieden.

Als große Frischdampf-Leitungslecks ($> 1000 \text{ cm}^2$) werden solche bezeichnet, bei denen die *Reaktorschnellabschaltung* durch das Sekundärkreis-Abschlußsignal ($\Delta p/\Delta t$ -Signal) ausgelöst wird. Bei mittleren Frischdampf-Leitungslecks kommt es dagegen erst dann zur

Tab. 4.-5: Anregekriterien der Reaktorschnellabschaltung für zu erwartende Transienten

Auslösendes Ereignis	Anregekriterien
Notstromfall	<ul style="list-style-type: none"> • Drehzahl von 3v4 Hauptkühlmittel-pumpen < 93 % • Kühlmitteldruck > 16,2 MPa
Ausfall der Hauptwärmesenke	<ul style="list-style-type: none"> • Druck in einer Speisewasserleitung > 7,8 MPa • Kühlmitteldruck > 16,2 MPa • Druckhalterniveau > 9,56 m • Wasserstand in zwei Dampferzeugern < 8,85 m • Mittlere Kühlmitteltemperatur > 311 °C
Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung	<ul style="list-style-type: none"> • Wasserstand in zwei Dampferzeugern < 8,85 m • Wasserstand in einem Dampferzeuger < 6,5 m • Kühlmitteldruck > 16,2 MPa • Mittlere Kühlmitteltemperatur > 311° C • Druckhalterniveau > 9,56 m

Auslösung des $\Delta p/\Delta t$ -Signals, wenn die *Reaktorschnellabschaltung* durch ein anderes Anregekriterium ausgelöst wurde.

Für den „Notstromfall“ wurden nur die beiden zuerst anstehenden Anregekriterien aufgeführt. Bei einer Auslösung der *Reaktorschnellabschaltung* durch später anstehende Kriterien verkürzen sich die angegebenen Zeiten zur Herstellung der Speisewasserversorgung.

Die Mindestanforderungen an die anderen Systemfunktionen sind für Transienten mit Reaktorschnellabschaltung in Tabelle 4-7 zusammengestellt. Dabei ist ein Abfahren der Anlage zur Beherrschung der Transiente zunächst nicht notwendig.

Zur Wärmeabfuhr mit der Hauptspeisewasserversorgung reicht die Einspeisung über das Schwachlastregelventil eines Dampferzeugers aus. Sinkt der Wasserstand in nur einem Dampferzeuger unter 6,5 m, werden die Notspeisezuschaltssignale ausgelöst. Dadurch wird auch die Hauptspeisewasserversorgung unterbunden.

Zur Begrenzung des Frischdampfdrucks muß eine Frischdampfabgabe an die Hauptwärmesenke (Frischdampf-Umleitstation), über eines der beiden Frischdampf-Abblaseregelventile oder 1 der 8 Frischdampf-Sicherheitsventile erfolgen. Die Hauptwärmesenke ist aufgrund des hohen Füllstandes im Speisewasserbehälter nicht verfügbar, wenn die Dampferzeuger erst später als ca. 20 min nach Störfalleintritt oder mit dem Notstandssystem bespeist werden. Die Frischdampf-Sicherheitsventile müssen nach einer Anforderung auch wieder schließen, sonst kommt es zum Störfall „Frischdampf-Leitungsleck“, für

Tab. 4-6: Anregekriterien der Reaktorschnellabschaltung bei Frischdampf-Leitungslecks

Auslösendes Ereignis	Anregekriterien
Großes Leck in einer Frischdampfleitung innerhalb des Sicherheitsbehälters	<ul style="list-style-type: none"> • Sekundärseitige Druckabfallgeschwindigkeit > 0,4 MPa/min • Anlagenraumdruck > 3 kPa • Betriebsraumdruck > 3 kPa • Wasserstand in einem Dampferzeuger < 6,5 m
Großes Leck in zwei Frischdampfleitungen innerhalb des Sicherheitsbehälters	<ul style="list-style-type: none"> • Sekundärseitige Druckabfallgeschwindigkeit > 0,4 MPa/min • Anlagenraumdruck > 3 kPa • Betriebsraumdruck > 3 kPa • Wasserstand in zwei Dampferzeugern < 8,85 m
Großes Leck in einer Frischdampfleitung außerhalb des Sicherheitsbehälters	<ul style="list-style-type: none"> • Sekundärseitige Druckabfallgeschwindigkeit > 0,4 MPa/min • Wasserstand in einem Dampferzeuger < 6,5 m
Großes Leck in zwei Frischdampfleitungen außerhalb des Sicherheitsbehälters	<ul style="list-style-type: none"> • Sekundärseitige Druckabfallgeschwindigkeit > 0,4 MPa/min • Wasserstand in zwei Dampferzeugern < 8,85 m
Mittleres Frischdampf-Leitungsleck innerhalb des Sicherheitsbehälters	<ul style="list-style-type: none"> • Anlagenraumdruck > 3 kPa • Betriebsraumdruck > 3 kPa • Wasserstand in einem Dampferzeuger < 6,5 m
Mittleres Frischdampf-Leitungsleck außerhalb des Sicherheitsbehälters	<ul style="list-style-type: none"> • Wasserstand in einem Dampferzeuger < 6,5 m

den erhöhte Anforderungen gelten. Bei der dann erfolgten Auftrennung des Frischdampfsystems durch Frischdampf-Absperrventile muß eine Frischdampfabgabe für den bespierten Dampferzeuger möglich sein.

Die zur Herstellung der Speisewasserversorgung verfügbaren Zeitspannen hängen von der Art der Transiente ab. In der vorliegenden Studie werden die in Tabelle 4-8 zusammengestellten Abschätzungen verwendet.

Ursache für die verschiedenen Zeiten ist, daß die *Reaktorschnellabschaltung*, je nach auslösendem Ereignis, durch unterschiedliche Kriterien angeregt wird. Für die Transienten, bei denen nach Störfalleintritt keine automatische Abschaltung der Hauptkühlmittelpumpen erfolgt, wird deren Weiterlaufen angenommen. Dies führt zu einem früheren Ausdampfen der Dampferzeuger als bei abgeschalteten Hauptkühlmittelpumpen. Beim „mittleren Frischdampf-Leitungsleck“ sind je nach Lecklage und Leckgröße die Zeiten unterschiedlich, angegeben sind aber die kürzeren Zeiten.

Tab. 4.-7: Mindestanforderungen an die Systemfunktionen bei Transienten

Transiente	Systemfunktionen		
	Öffnen der Druckhalterventile	Schließen der Druckhalterventile	Speisewasserversorgung a) Hauptspeisewasser b) Notspeisewasser c) Verzögertes Speisewasser
Transienten mit Reaktorschnellabschaltung	-1)	eventuell 1v4 bzw. 2v4 ²⁾)	a) 1v4 ³⁾) oder b) 1v4 ⁴⁾) oder c) 1v4 ⁴⁾)

- 1) Bei verschiedenen Transienten ist das Öffnen eines Druckhalterventils zu erwarten; dieses Öffnen ist jedoch nicht erforderlich, um ein Überdruckversagen des Reaktorkühlkreislaufs zu verhindern. Ein Öffnen von 1v4 Druckhalterventilen ist nur bei Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und der Notspeisewasserversorgung notwendig. In diesem Fall ist jedoch mit einem Ansprechen von 2 Druckhalter-Abblaseventilen zu rechnen.
- 2) Die 1v4 bzw. 2v4 Druckhalterventile, die bei der Transiente eventuell geöffnet haben, müssen alle wieder schließen. Schließen nicht alle Druckhalterventile, so liegt ein Kühlmittelverluststörfall vor.
- 3) Einspeisungen über die Hauptspeisewasserleitungen in die Dampferzeuger.
- 4) Einspeisungen über das Notspeisewassersystem in die Dampferzeuger. Zusätzlich sind 2 Einspeisungen über das Notstandssystem vorhanden. Insgesamt sind also 1v6 Einspeisungen erforderlich.

1v4, 2v4 = von 4 vorhandenen Teilsystemen sind 1 bzw. 2 erforderlich.

Tab. 4-8: Verfügbare Zeit zur Herstellung einer Speisewasserversorgung für Transienten

Transiente	Notspeisewasserversorgung	Verzögerte Speisewasserversorgung
Notstromfall mit Reaktorschnellabschaltung	50 min	120 min
Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung mit Reaktorschnellabschaltung ³⁾	20-35 min	60-70 min
Ausfall Hauptwärmesenke mit Reaktorschnellabschaltung ¹⁾	35 min	80 min
großes Frischdampf-Leitungsleck mit Reaktorschnellabschaltung ²⁾	30-40 min	65-100 min
mittleres Frischdampf-Leitungsleck mit Reaktorschnellabschaltung	20-30 min	60-80 min

Angegeben ist die Zeit ab Störfalleintritt

- 1) Die Zeiten gelten auch für den Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und der Hauptwärmesenke, sofern der Ausfall der Hauptwärmesenke nicht später als der Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung eintritt.
- 2) Die längeren Zeiten ergeben sich, wenn beim Störfalleintritt ein Druckhalter-Wasserstand $< 2,85$ m erreicht und der Primärkreisabschluß ausgelöst wird (Abschaltung der Hauptkühlmittelpumpen).
- 3) Druckhalter-Ventile öffnen frühestens zu der angegebenen Zeit nach Störfalleintritt. Bei funktionierender Druckregelung gelten die längeren Zeiten.

Bei einem „Ausfall der Hauptwärmesenke“ wird die Systemfunktion *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* für die Dauer der Transiente angefordert oder bis die Anlage abgefahren ist. Das Abfahren der Anlage mit 50 K/h in den Zustand „unterkritisch, kalt“ dauert etwa 4 h. Hingegen zeigt die Betriebserfahrung, daß die mittlere Dauer der Transiente deutlich unter 2 h liegt. Während dieser Zeitspanne ist nicht erforderlich, daß Deionat in den Speisewasserbehälter nachgespeist wird. Die Deionatnachspeisung

muß dann erfolgen, wenn ein „Ausfall der Hauptwärmesenke“ für eine Zeitspanne länger als etwa 2,5 h vorliegt.

Versagt beim „Ausfall der Hauptwärmesenke“ die *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* oder ist diese aufgrund des auslösenden Ereignisses nicht verfügbar, so ist entweder die *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* oder die *Verzögerte Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* erforderlich. Bei den für diese Systemfunktionen zugrunde gelegten Mindestanforderungen (1 Strang des Notspeisewasser- oder des Notstandssystems) ist es wegen des abgesenkten Dampferzeuger-Wasserstandes nicht möglich, die *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* wieder in Betrieb zu nehmen.

Eine der beiden oben genannten Systemfunktionen ist daher aufrechtzuerhalten, bis die Anlage abgefahren ist und die Nachwärmeabfuhr alternativ durch die *Niederdruck-Einspeisungen* des Not- und Nachkühlsystems erfolgen kann. Dies ist innerhalb von etwa 10 h nach Eintritt des auslösenden Ereignisses möglich.

Dies gilt auch für die Transienten „Notstromfall“, „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung“ sowie für „Frischdampf-Leitungslecks“, bei denen die *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* nicht verfügbar ist.

Die Deionatnachspeisung muß nicht während des gesamten Zeitraumes der Dampferzeugerbespeisung erfolgen. Trotzdem wird angenommen, daß die zur Deionatnachspeisung benötigten Pumpen 10 h laufen müssen.

Das oben erwähnte Abfahren der Anlage aus dem Zustand „unterkritisch, heiß“ nach „unterkritisch, kalt“ stellt zusätzliche Anforderungen an die *Frischdampfabgabe* und an die *Volumenregelung mit Boreinspeisung* für maximal 10 h. Werden diese zusätzlichen Anforderungen nicht erfüllt, so verlängern sich die Pumpenlaufzeiten. Es wird davon ausgegangen, daß innerhalb von 10 h Hilfsmaßnahmen ergriffen werden können.

Sowohl die Nachwärmeabfuhr über die Sekundärseite, d. h. über eine Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe, als auch die Nachwärmeabfuhr über das Not- und Nachkühlsystem erfordert den Betrieb von Hilfssystemen. Dies sind insbesondere der nukleare Zwischenkühlkreis, das nukleare Nebenkühlwassersystem und das Kaltwassersystem. Bei Ausfall der Hauptwärmesenke kann zusätzlich das Deionatsystem erforderlich werden. Es wird angenommen, daß bei Ausfällen von Komponenten in diesen Systemen Hilfsmaßnahmen zur Durchführung von Reparaturen innerhalb eines Tages nach Störfalleintritt ergriffen werden können. Als erforderliche Betriebszeiten werden daher maximal 24 h angesetzt.

Versagt die *Reaktorschnellabschaltung* bei einer zu erwartenden Transiente, so liegt ein ATWS (Anticipated Transient Without Scram) vor. Die zugrunde gelegten Mindestanforderungen an die Systemfunktionen sind der Tabelle 4-9 zu entnehmen. Die Speisewasserversorgung muß dabei unverzögert erfolgen. Das Notstandssystem, dessen Inbetriebnahme Handmaßnahmen vor Ort erfordert, kann daher zur Speisewasserversorgung bei ATWS nicht eingesetzt werden. Innerhalb einiger Stunden ist bei ATWS zusätzlich eine *Volumenregelung mit Boreinspeisung* erforderlich, um die Unterkritikalität sicherzustellen. Sind die Mindestanforderungen an das *Öffnen von Druckhalterventilen* nicht erfüllt, so ist mit einem Druckanstieg im Reaktorkühlkreislauf über den zulässigen Druck von 22,4 MPa zu rechnen.

Für seltene Transienten, von denen der Frischdampf-Leitungsbruch im Detail untersucht wird, gelten die gleichen Mindestanforderungen. Beim Frischdampf-Leitungsbruch ist zusätzlich noch eine Auftrennung des Frischdampfsystems erforderlich. Die aufgeführten

Tab. 4-9: Mindestanforderungen an die Systemfunktionen bei ATWS (Anticipated Transients Without Scram) mit schließenden Druckhalterventilen

Transiente	Systemfunktionen		
	Öffnen der Druckhalterventile	Schließen der Druckhalterventile	Speisewasserversorgung a) Hauptspeisewasser b) Notspeisewasser
ATWS-Störfall "Notstromfall"	1v3 ¹⁾	4v4 ²⁾	b) 2v4 ³⁾
ATWS-Störfall "Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung"	3v3 ¹⁾⁵⁾	4v4 ²⁾	b) 2v4 ³⁾
Andere ATWS-Störfälle	1v3 ¹⁾	4v4 ²⁾	a) 1v4 ⁴⁾ oder b) 2v4 ³⁾

- 1) Hier interessieren nur die 3 Druckhalterventile mit den größeren Ventilquerschnitten
 - 2) Die 4v4 Druckhalterventile, die bei einem ATWS geöffnet haben, müssen alle wieder schließen. Schließen nicht alle Druckhalterventile, so liegt ein Kühlmittelverluststörfall vor (siehe Tabelle 4-10)
 - 3) Einspeisungen über das Notspeisewassersystem in die Dampfzeuger
 - 4) Einspeisungen über die Hauptspeisewasserleitungen in die Dampfzeuger
 - 5) Bei einem negativen Reaktivitätseintrag > 0,2 %, entsprechend dem Einfallen von mindestens 4 bis 9 von 61 Steuerelementen, ist das Öffnen von 2v3 großen Druckhalterventilen ausreichend
- 2v4, 4v4 usw. = von 4 vorhandenen redundanten Teilsystemen sind 2 bzw. 4 usw. erforderlich.

Mindestanforderungen für Transienten gelten sowohl für Vollast- als auch für Teillastbetrieb vor Eintritt des auslösenden Ereignisses.

Die Mindestanforderungen für ATWS mit nicht schließenden Druckhalterventilen sind in der Tabelle 4-10 zusammengestellt. Die Untersuchungen wurden nur für den wahrscheinlichsten Fall, das Offenbleiben eines Druckhalterventils, durchgeführt. Bei Versagen von mehreren Druckhalterventilen in Offenstellung können dieselben Mindestanforderungen zugrunde gelegt werden.

Tab. 4.-10: Mindestanforderungen an die Systemfunktionen bei ATWS (Anticipated Transients Without Scram) mit nicht schließenden Druckhalterventilen

Leck- querschnitt	Anzahl der nicht schlie- ßenden Druck- halterventile	HD-Sicher- heitsein- speisungen	ND-Ein- spei- sungen	Speisewasser ¹⁾
				a)Hauptspeisewasser b)Notspeisewasser
20 - 40 cm ²	1	2	1	a) 1v4 b) 2v4
60 - 80 cm ²	≥ 2	2	1	a) 1v4 b) 2v4

¹⁾ sofortiger Bespeisungsbeginn, aber spätester Beginn des 100 K/h-
Abfahrens wie bei den Lecks am Druckhalter (s. Tab. 4-4)

4.3.4.3 Ereignisablaufdiagramme

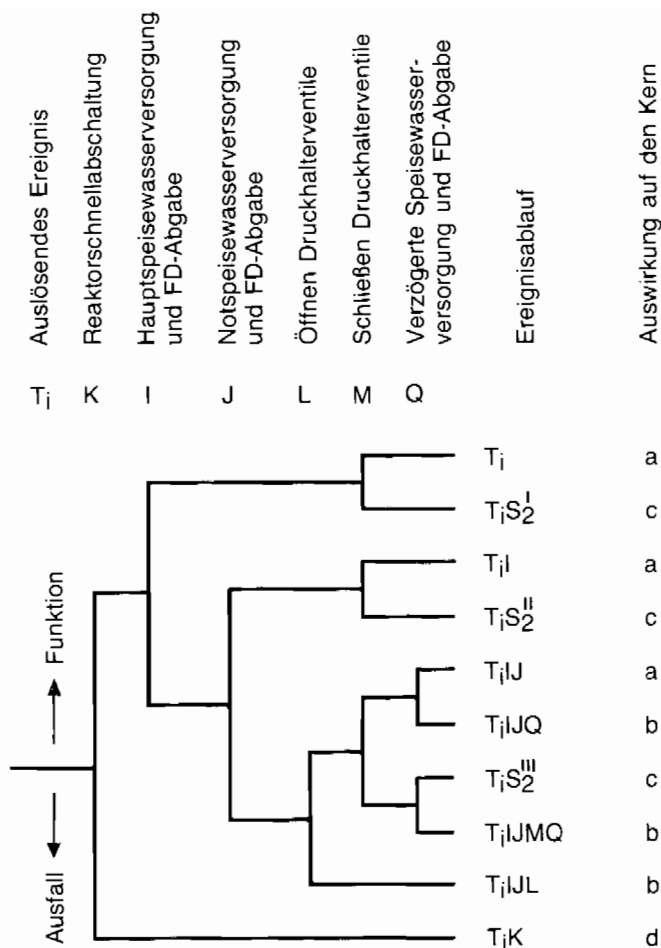
Das Ereignisablaufdiagramm für zu erwartende Transienten mit Reaktorschnellabschaltung ist in Bild 4-5 wiedergegeben. Mit T_1 wird eine zu erwartende Transiente bezeichnet. T_1S_2' , T_1S_2 und T_1S_2' bedeuten Kühlmittelverluststörfälle „kleines Leck am Druckhalter“, die sich aus der Transiente T_1 entwickeln, wenn nach dem Öffnen von Druckhalterventilen das Schließen von Druckhalterventilen versagt. Bei T_1S_2' und T_1S_2 ist Öffnen nicht erforderlich, um ein Überdruckversagen des Reaktorkühlkreislaufs zu verhindern. Die entsprechenden Verzweigungen für ein Öffnen von Druckhalterventilen sind daher nicht im Ereignisablaufdiagramm eingetragen. Der unterste im Bild eingetragene Ereignisablauf T_1K ist eine „zu erwartende Transiente mit Ausfall der Reaktorschnellabschaltung“ (ATWS).

Beim „Notstromfall“ (Transiente T_1) ist die *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampf-abgabe* ausgefallen, da der Betrieb der Hauptspeisewasserpumpen über das Notstromnetz nicht erfolgen kann. Ein Öffnen von Druckhalterventilen ist wegen des automatischen Teilabfahrens der Anlage nicht zu erwarten.

Beim „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung“ (Transiente T_2) wird die *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampf-abgabe* berücksichtigt, da die kurzfristige Wiederinbetriebnahme der Hauptspeisewasserpumpen möglich ist. Bei dieser Transiente kann es nach Eintritt des auslösenden Ereignisses zu einem Öffnen von Druckhalterventilen kommen.

Beim „Ausfall der Hauptwärmesenke“ (Transiente T_3) ist insbesondere zu unterscheiden, ob die Hauptspeisewasserversorgung verfügbar ist oder nicht. Bei gleichzeitigem Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und Hauptwärmesenke kommt es nach der ausgewerteten Betriebserfahrung nicht zum Ansprechen von Druckhalterventilen kurzfristig nach Eintritt des auslösenden Ereignisses.

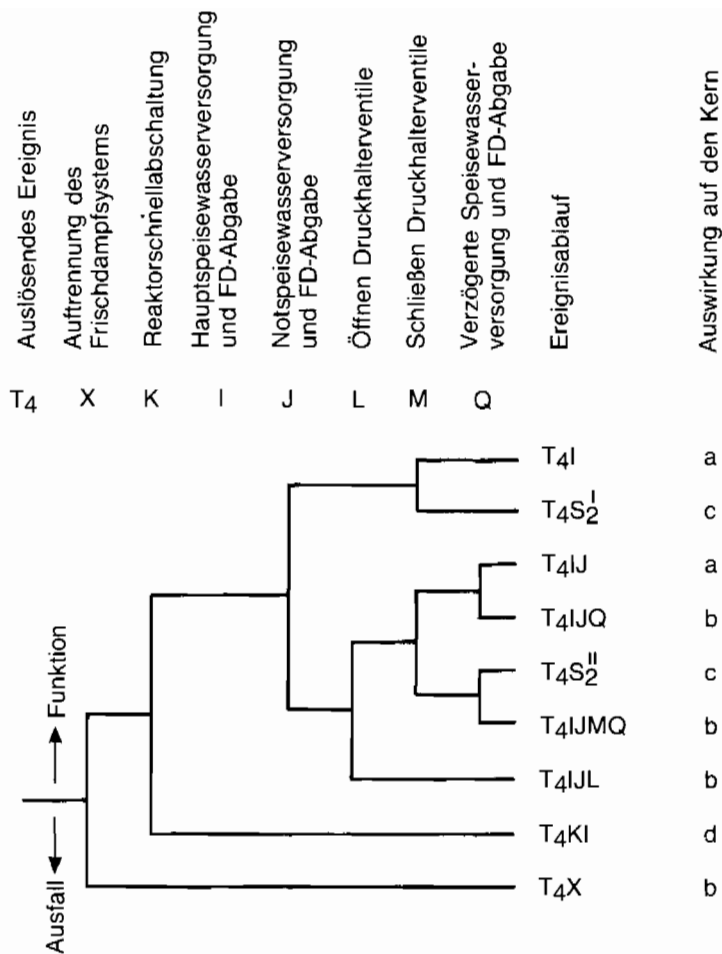
Beim Ausfall der Hauptwärmesenke muß mindestens eines der beiden Frischdampf-Abblaseregelventile öffnen (angefordert durch das automatische Teilabfahren oder durch Handmaßnahmen) oder eines der acht Frischdampf-Sicherheitsventile. Die Frischdampf-Sicherheitsventile müssen auch wieder schließen. Anderenfalls kommt es zum Störfall „Frischdampf-Leitungsleck“, für den erhöhte Mindestanforderungen gelten.



- a durch Sicherheitssysteme beherrscht
- b durch Sicherheitssysteme nicht beherrscht
- c Fortsetzung "kleines Leck am Druckhalter bei verschiedenen Transienten"
- d Fortsetzung ATWS

Bild 4-5: Ereignisablaufdiagramm für eine „zu erwartende Transiente“ mit Reaktorschnellabschaltung

Neben den oben genannten zu erwartenden Transienten können bei anderen Transienten Druckhalterventile öffnen, falls sie mit einer schnellen Leistungsänderung, die eine große Amplitude aufweist, verbunden sind. Ein Öffnen von Druckhalterventilen ist auch möglich, wenn bei Transienten die dann angeforderten Regelungen oder Begrenzungen nicht intakt sind oder die erste Anregung der *Reaktorschnellabschaltung* versagt.



- a durch Sicherheitssysteme beherrscht
- b durch Sicherheitssysteme nicht beherrscht
- c Fortsetzung "kleines Leck am Druckhalter bei einem Frischdampf-Leitungsleck"
- d Fortsetzung "Frischdampf-Leitungsleck ohne Reaktorschnellabschaltung"

Bild 4-6: Ereignisablaufdiagramm für ein „Frischdampf-Leitungsleck“

Für das „Frischdampf-Leitungsleck“ (Transiente T₄) ist zur Beherrschung außer den in Bild 4-5 eingetragenen Systemfunktionen eine *Aufrennung des Frischdampfsystems* notwendig (siehe Bild 4-6). Anderenfalls werden die Speisewasser- und Deionatvorräte frühzeitig verbraucht oder die Notspeisewasserpumpen aufgrund von Kavitation ausfallen.

Für das *Öffnen von Druckhalterventilen* ist zu unterscheiden, ob es sich um ein großes oder mittleres Frischdampf-Leitungsleck handelt. Bei einem „großen Frischdampf-Leitungs-

leck“ werden sofort nach Störfalleintritt die „Absperrsignale für den Frischdampf- und Speisewasserkreislauf“ ($\Delta p/\Delta t$ -Signale) ausgelöst, so daß dadurch die Hauptspeisewasserversorgung und die Hauptwärmesenke nicht verfügbar sind. Es muß hierbei in den ersten Minuten mit einem Ansprechen von Druckhalterventilen gerechnet werden. Auch beim „mittleren Frischdampf-Leitungsleck“ wird von einem Ansprechen eines Druckhalterventils ausgegangen, obwohl dies nur in wenigen Fällen zu erwarten ist.

Nach Unterschreiten der jeweiligen Ansprechdrücke müssen die Druckhalterventile wieder schließen. Schließt ein Druckhalter-Abblaseventil nicht, so sind redundante Absperrmaßnahmen vorgesehen. Versagen auch diese, so ist — entsprechend den Ventilquerschnitten — ein „kleines Leck am Druckhalter“ T_iS_2 (s. Abschnitt 4.3.1) die Folge.

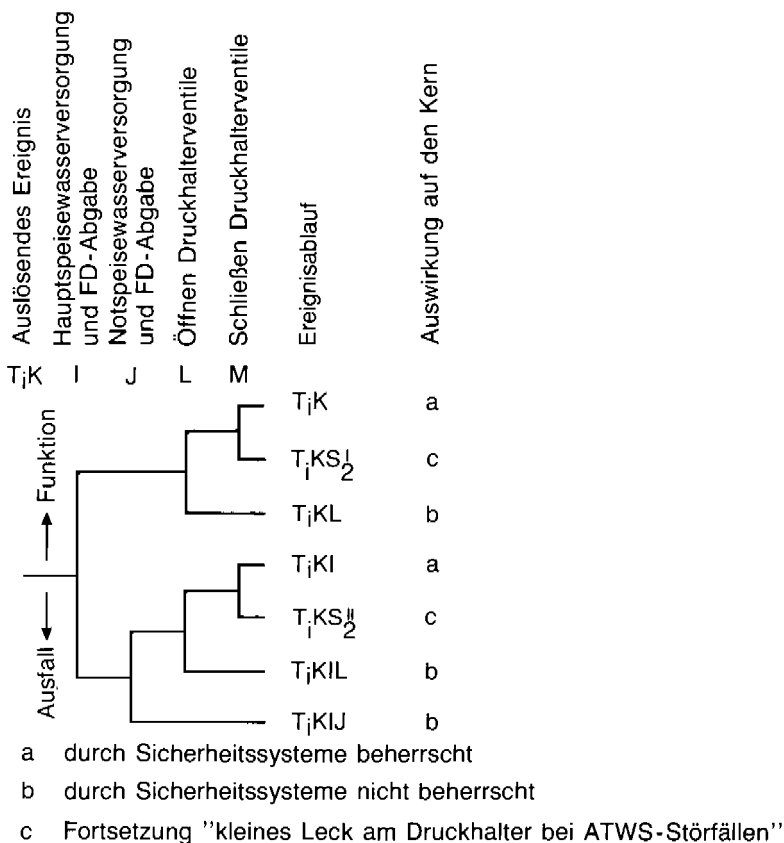


Bild 4-7: Ereignisablaufdiagramm für ATWS (Anticipated Transients Without Scram)

Das Ereignisablaufdiagramm für ATWS T_iK ist in Bild 4-7 dargestellt. Ein *Öffnen von Druckhalterventilen* ist in jedem Fall erforderlich, um ein Überdruckversagen des Reaktorkühlkreislaufs zu verhindern. Eine *Verzögerte Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* reicht zur Beherrschung des Störfalls nicht aus, so daß diese Systemfunktion im Ereignisablaufdiagramm entfällt. Für ein „kleines Leck am Druckhalter bei ATWS“ gelten andere Mindestanforderungen als für ein „kleines Leck“ mit *Reaktorschnellabschaltung* (vgl. Abschnitt 4.3.4.2).

4.4 Thermohydraulische Untersuchungen

4.4.1 Eingesetzte Rechenprogramme

● Programm DRUFAN

Zur Simulation der thermo- und fluiddynamischen Vorgänge in einem Leichtwasserreaktor bei Kühlmittelverluststörfällen wurde von der GRS das Programm DRUFAN-02 entwickelt [STE 82, POI 83 a]. Das Rechenprogramm ist ebenso zur Analyse der thermohydraulischen Abläufe bei Transienten geeignet.

Zur Verifikation des Programms DRUFAN wurden zahlreiche Voraus- und Nachrechnungen von Reaktorsicherheitsexperimenten durchgeführt [JEN 81, POI 83a, POI 83b], darunter auch Standardprobleme [PET 82]. Die Rechnungen umfassen sowohl Einzeleffektexperimente, bei denen die Gültigkeit von physikalischen Einzelmodellen unter definierten Randbedingungen überprüft wird, als auch Integraleexperimente, bei denen das Zusammenwirken der Modelle im Gesamtprogramm mit dem beobachteten Anlagenverhalten verglichen wird. Die folgenden Tabellen zeigen die wichtigsten Gruppen von Experimenten, die der Verifikation von DRUFAN zugrunde liegen.

Einzeleffekt	Name der Versuchsanlage bzw. des Forschungsvorhabens
Druckentlastung beim Bruch eines horizontalen Rohres	Edwards-Rohr, CANON, SUPERCANON
Druckentlastung von Behältern beim Bruch einer Dampfleitung oder Speisewasserleitung	Battelle RS 16/2-DWR, RS 50, RS 16-SWR, HDR, Toshiba

Arten von auslösenden Ereignissen	Name der Integralversuchsanlage
Große Brüche	LOFT, SEMISCALE, LOBI
Mittlere Lecks	LOFT, LOBI
Kleine Lecks	LOFT, PKL, LOBI
Transienten	LOFT, LOBI

● Programm ALMOD4

Zur Untersuchung des Ablaufs von Transienten wird in der Regel das von der GRS entwickelte Rechenprogramm ALMOD4 [GAA 86] eingesetzt.

Die Verifikation dieses Programms erfolgte durch Nachrechnung von aufgetretenen Transienten und Voraus- und Nachrechnung von Experimenten [FRI 84, HOE 87 c] in den Versuchsanlagen LOFT und LOBI.

4.4.2 Kühlmittelverluststörfälle

4.4.2.1 Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung

Im Rahmen dieser Studie werden Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung für die Anlage Biblis B analysiert. Diese Analysen sind eine wesentliche Voraussetzung für die Ermittlung

der Mindestanforderungen an die Systemfunktionen zur Nachwärmeabfuhr. Die thermo- und fluiddynamischen Berechnungen werden mit dem DRUFAN-Programm unter möglichst realistischen Annahmen durchgeführt und nicht wie im Genehmigungsverfahren oder in der Phase A der Risikostudie mit konservativen Annahmen.

Untersucht werden Kühlmittelverluststörfälle aus Vollastbetrieb für Leckquerschnitte der Größen 20, 40, 80, 150, 380, 1100 cm² in der kalten Hauptkühlmittelleitung. Dabei wird ein Ausfall aller *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* und ein Ausfall von 2v4 *Druckspeichereinspeisungen* unterstellt. Einige Analysen werden bis zum Ansprechdruck der *Niederdruck-Einspeisungen* durchgeführt, um auch den Nachweis zu erbringen, daß der Druck im Kühlkreislauf bis zu deren Einsatz abgesenkt werden kann. Ein sekundärseitiges Abfahren mit einem Gradienten von 100 K/h wird 30 min nach Störfallbeginn angenommen. Weiterhin werden zur Bestimmung der Mindestanforderungen auch entsprechende Untersuchungen von anderen Institutionen herangezogen.

Für die Darstellung der Ergebnisse wird nicht der Störfallablauf für jeden untersuchten Leckquerschnitt detailliert behandelt, sondern es werden nur die wesentlichen Störfallcharakteristika aufgezeigt. Dazu werden im folgenden die Ereignisabläufe für das große, mittlere und kleine Leck beschrieben.

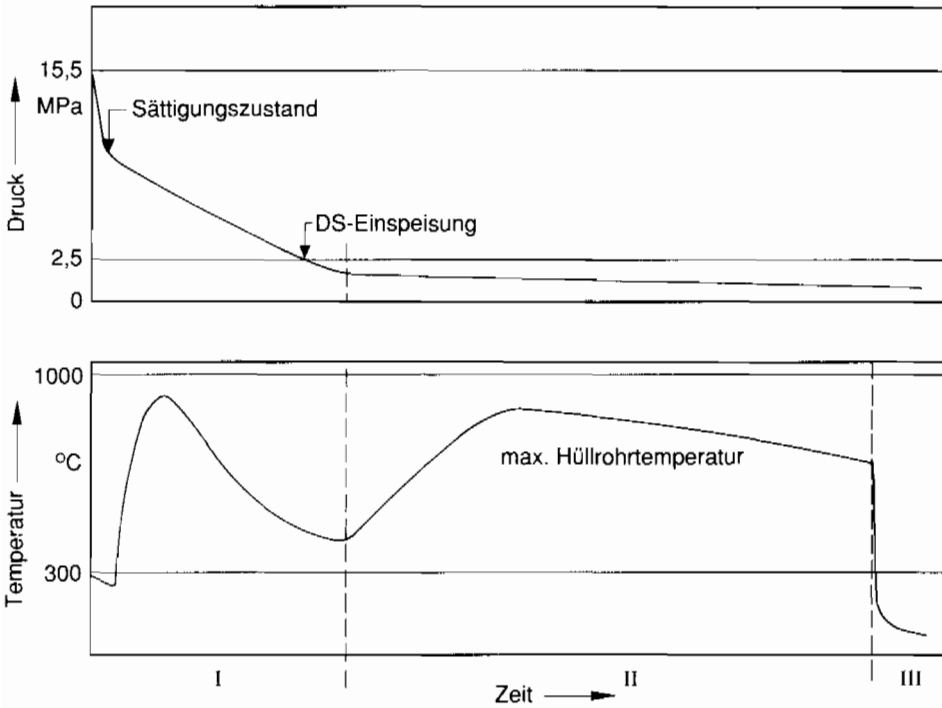
● Großes Leck

Ein Leck in einer Hauptkühlmittelleitung mit einem Querschnitt von ca. 500 cm² bis zum doppelten Querschnitt der Leitung ($2 F \triangleq \text{ca. } 10\,000 \text{ cm}^2$) wird als großes Leck bezeichnet. Hierbei müssen die Not- und Nachkühlssysteme den durch das Leck verursachten Kühlmittelverlust ersetzen. Die Wärmeabfuhr aus dem Primärkreis erfolgt über das Leck in den Sicherheitsbehälter. Beim großen Leck sind *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* nicht erforderlich, da der Druck im Kühlkreislauf rasch auf den Ansprechdruck der *Druckspeicher-Einspeisungen* abfällt.

Während des Ereignisablaufs anstehende Reaktorschutzsignale werden bei der Übersicht zum Störfall „kleines Leck“ eingehend erläutert, weil in diesem Fall mehr Systemfunktionen benötigt werden. Der Störfallablauf beim großen Leck läßt sich in drei Phasen unterteilen (Bild 4-8):

- Druckentlastung,
- Wiederauffüllung und Flutung,
- Langzeitnotkühlung.

Die schnelle Druckentlastung nach Bruch der Hauptkühlmittelleitung führt in der Regel zum Filmsieden an den Brennstäben. Im Primärkreis bildet sich ein Zweiphasengemisch von Wasser und Dampf. Durch die schlechte Wärmeabfuhr kommt es zu einem Anstieg der Hüllrohrtemperaturen im Kern. Bei einem Bruch der kalten Hauptkühlmittelleitung kehrt die Strömung im Kern um. Ein Teil des aus den Dampferzeugern und dem Druckhalter kommenden Wassers verdampft im Kernbereich und führt zu einer verbesserten Kühlung der Brennelemente. Die Druckabsenkung erfolgt so schnell, daß die Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen entweder gar nicht anlaufen oder zunächst keine größeren Mengen borierten Wassers aus den Flutbehältern einspeisen. Bei einem Druck von 2,5 MPa speisen die Druckspeicher in das Primärsystem ein. Durch die Einspeisungen in die heißen Stränge des Primärkreises gelangt boriertes Wasser in das obere Plenum des Reaktordruckbehälters. Dies führt zu einer Kühlung bzw. zu einer teilweisen Wiederbenetzung der hoch aufgeheizten Brennstäbe. Durch die Einspeisungen in die kalten Stränge



- I Druckentlastung bis zum Erreichen des Ausgleichsdrucks mit dem Containment
- II Wiederauffüllung und Flutung
- III Langzeitnotkühlung

Bild 4-8: Ablauf eines Kühlmittelverluststörfalles (großes Leck, schematisch)

wird zunächst das untere Plenum des Reaktordruckbehälters gefüllt und danach unter starker Dampfbildung eine Kühlung der Brennstäbe erzielt. Der aufsteigende Dampf wird dabei von dem oben eingespeisten Wasser zum Teil kondensiert.

Bei einem Druck von ca. 0,9 MPa wird automatisch von den *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* auf die *Niederdruck-Einspeisungen* für Fluten umgeschaltet. Dabei fördern die Nachkühlpumpen Wasser aus den Flutbehältern in den Reaktorkühlkreislauf. Ist der für die *Niederdruck-Einspeisungen* verfügbare Wasservorrat in den Flutbehältern erschöpft, wird ebenfalls automatisch auf Sumpf-Umwälzbetrieb umgeschaltet. Aus dem Gebäudesumpf, das ist der tiefste Punkt des Sicherheitsbehälters, wird Wasser angesaugt, das sich dort als Folge des Kühlmittelverluststörfalles gesammelt hat. Dieses Sumpfwasser wird in den Nachwärmekühlern gekühlt, bevor es wieder in den Primärkreis eingespeist wird. Von den Nachwärmekühlern wird die Energie über den nuklearen Zwischenkühlkreislauf an das Nebenkühlwassersystem abgeführt.

● Mittleres Leck

Während der Phase der Druckentlastung sinkt der vom Druckhalter aufgeprägte Druck auf den Sättigungsdruck im Primärkreis. Die Wärmeabfuhr im Kern erfolgt durch Aufheizen und teilweises Verdampfen des eingespeisten Wassers. Die Wärmeabfuhr über

das Leck ist größer als die im Kern produzierte Nachwärme. Dadurch sinkt der Druck im Primärkreis auch nach Erreichen des Sättigungsdruckes weiter ab. Zur frühzeitigen Ergänzung der Leckage dienen die Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen, die ab 11 MPa in den Primärkreis einspeisen. Die Sicherheitseinspeisepumpen sind so geschaltet, daß sie in die kalten Leitungen einspeisen. Bei einem Leck in der kalten Hauptkühlmittelleitung wird die zugehörige Sicherheitseinspeisepumpe auf die heiße Leitung umgeschaltet. Der weitere Störfallablauf entspricht dem bei großen Lecks. Die selbsttätige Einspeisung der Druckspeicher ist zur Störfallbeherrschung nicht erforderlich, da die Sicherheitseinspeisepumpen eine ausreichende Kernkühlung gewährleisten. Nach weiterer Druckabsenkung wird auf die Nachkühlpumpen umgeschaltet, mit denen später auch der Sumpf-Umwälzbetrieb durchgeführt wird.

● Kleines Leck

Beim kleinen Leck in der Hauptkühlmittelleitung kann die Nachwärme nicht allein über das Leck abgeführt werden. Zur Energieabfuhr muß zusätzlich die Sekundärseite eines Dampferzeugers zur Verfügung stehen. Nachfolgend werden die typischen Merkmale des Störfallablaufes kurz dargestellt.

Nach Störfalleintritt erfolgt die *Reaktorschnellabschaltung*, z. B. ausgelöst durch Unterschreiten des Primärdruckes von 14,5 MPa. Unmittelbar danach erfolgt die Turbinenschnellabschaltung. Nach dem Anstehen der Notkühlkriterien (niedriger Primärdruck, niedriger Druckhalter-Füllstand oder hoher Gebäudedruck) erfolgt das Abschalten der Hauptkühlmittelpumpen und das Starten der Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen. Die Wärmeabfuhr über das Leck ist kleiner als die Nachwärme. Wegen des begrenzten Wasservorrats in den Flutbehältern muß der Primärdruck rechtzeitig soweit abgesenkt werden, daß die Nachkühlpumpen bei Entleerung der Flutbehälter die weitere Füllstandshaltung im Sumpf-Umwälzbetrieb übernehmen können. Ein rechtzeitiges sekundärseitiges Abfahren der Anlage, d. h. ein Absenken von Frischdampfdruck und -temperatur ist dazu erforderlich.

Zunächst wird durch die Kriterien

- Ausfall der Frischdampf-Umleitstation und
- Reaktorschnellabschaltung und
- Frischdampfdruck in 2v4 Dampferzeugern $> 7,5$ MPa

bei der Anlage Biblis B ein Teilabfahren über die Frischdampf-Abblaseregelventile automatisch eingeleitet. Dazu wird der Frischdampfdruck bei $> 7,5$ MPa mit dem Abfahrgradienten von 100 K/h auf 7,3 MPa abgesenkt und dann konstant gehalten. Ein weiteres Abfahren mit 100 K/h muß als Handmaßnahme vom Betriebspersonal eingeleitet werden. Dieser Abfahrgradient ist notwendig, um eine ausreichende Fördermenge der Sicherheitseinspeisepumpen zu erreichen und bei Entleerung der Flutbehälter eine Einspeisung mit den Nachkühlpumpen im Sumpf-Umwälzbetrieb zu ermöglichen.

Da die Druckentlastungsvorgänge relativ langsam ablaufen, kommt es zur Separation von Dampf und Wasser und damit zur Bildung von Gemischspiegeln im Primärkreis. Als Folge dieser Phasentrennung kann sich in horizontalen Rohrleitungen eine Schichtenströmung ausbilden, wobei die beiden Phasen Wasser und Dampf gleichgerichtet oder auch gegeneinander strömen können. Zum Beispiel kann Dampf aus dem oberen Plenum in die Dampferzeuger strömen, während Wasser aus den Dampferzeugern zum Reaktordruckbehälter zurückfließen kann. Bei kleinen Lecks (< 25 cm²) sind die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* nicht erforderlich, wenn der Primärdruck über die sekundärseitige Energie-

abfuhr ausreichend schnell in den Einspeisebereich der Nachkühlpumpen abgesenkt werden kann.

Fällt der Primärkreisdruck unter 2,5 MPa, speisen zusätzlich zu den Sicherheitseinspeisepumpen die Druckspeicher in das Primärsystem ein. Die Einspeisung erfolgt selbsttätig. Bei einem kleinen Leck sind jedoch die Druckspeicher zur Beherrschung des Störfalls nicht erforderlich, um eine ausreichende Kühlung des Kerns zu garantieren.

Die Nachkühlpumpen werden gestartet, wenn der Primärkreisdruck unter 0,9 MPa sinkt. Gleichzeitig werden die Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen abgeschaltet. Druckspeicher und Nachkühlpumpen speisen jeweils in die kalten und heißen Hauptkühlmittelleitungen ein.

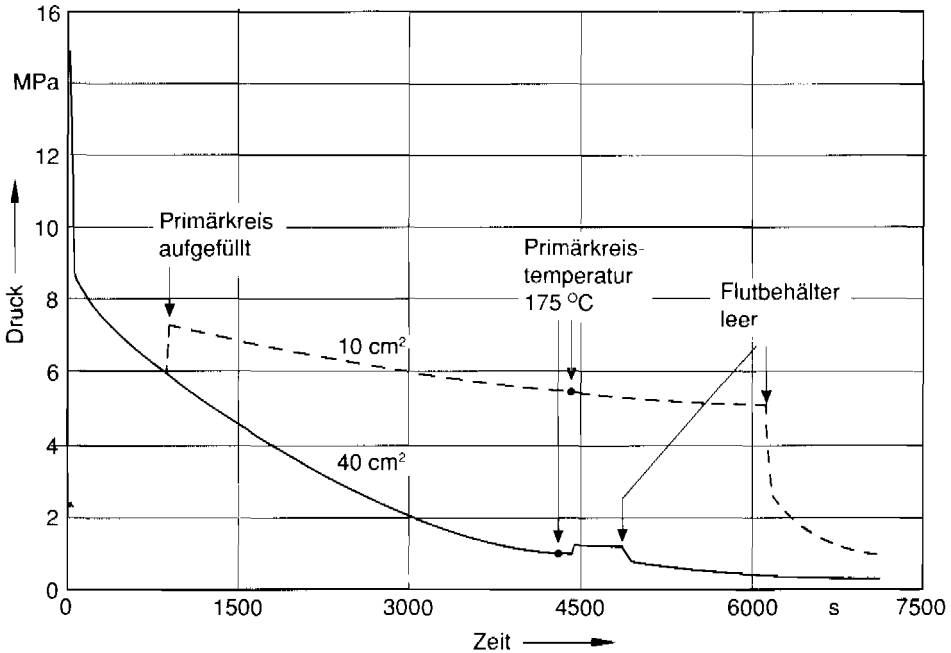


Bild 4-9: Primärkreisdrücke bei kleinen Lecks (schematisch)

Als Beispiel sind in Bild 4-9 zwei typische Druckverläufe für ein beherrschtes kleines Leck dargestellt (aus [WEI 80]).

● Untersuchungsergebnisse

– Analysen mit vollständigem Ausfall der Sicherheitseinspeisepumpen

Tabelle 4-11 gibt einen Überblick über die durchgeführten Analysen und deren Randbedingungen.

Die Lage des Lecks wird kaltseitig zwischen Hauptkühlmittelpumpe und Reaktordruckbehälter angenommen, da diese Lage gegenüber einem heißseitigen Leck zwischen Reaktordruckbehälter und Dampferzeuger bzw. bei einem Leck im Pumpenbogen zu einem höheren Massenverlust aus dem System führt. Bei den Lecks von 40 bis 380 cm² werden 2v4 *Druckspeicher-Einspeisungen* als wirksam angenommen. Das 20-cm²-Leck wird einmal ohne Einspeisung der Druckspeicher und einmal mit allen 4 vorhandenen Druckspeichern

Tab. 4-11: Durchgeführte Analysen zu Kühlmittelverluststörfällen mit vollständigem Ausfall der Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen

Leckgröße	Lecklage	Anzahl Druckspeicher	Einspeisung in kalte und heiße Stränge	Beginn des Abfahrens	Beginn der Dampferzeuger-Not-speisung
20 cm ²	kalter Strang der Hauptkühlmittelleitung	0	-	nach 30 min	sofort
20 cm ²	"	4	alle Loops	"	"
40 cm ²	"	2	intakte Loops	"	"
80 cm ²	"	2	"	"	"
150 cm ²	"	2	"	"	"
380 cm ²	"	2	"	"	"
1100 cm ²	"	0	-	"	"

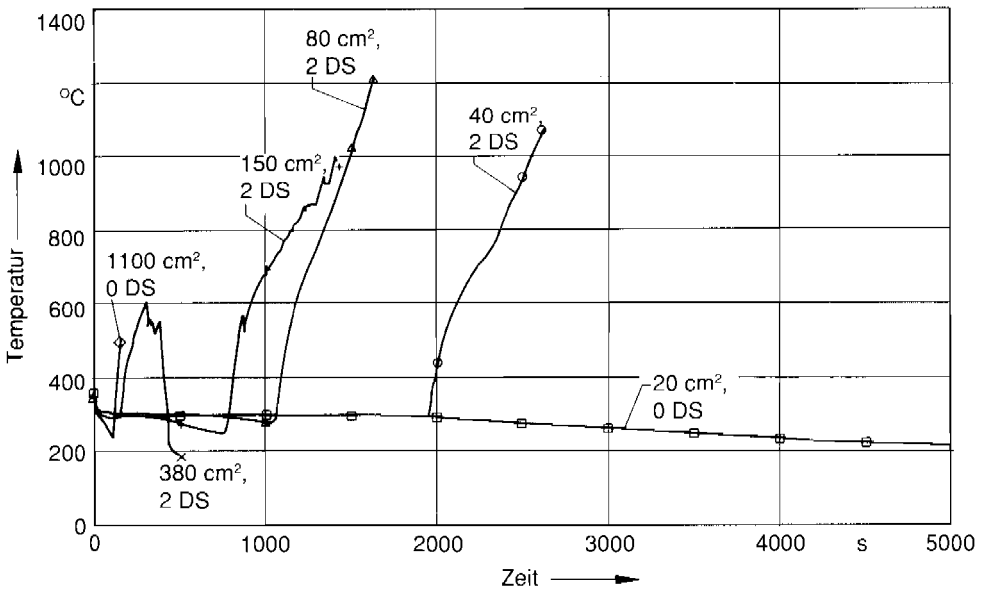


Bild 4-10: Maximale Brennstab-Hüllrohrtemperaturen für das Brennelement mit mittlerer Heizflächenbelastung bei den untersuchten Leckgrößen

gerechnet. Beim 1100-cm²-Leck wird der Ausfall der *Druckspeicher-Einspeisungen* vorausgesetzt.

In den Bildern 4-10 bis 4-12 sind die Temperaturverläufe, die Füllstände im Kern (kollabierter Wasserspiegel) und die Druckverläufe für die unterschiedlichen Leckquerschnitte dargestellt.

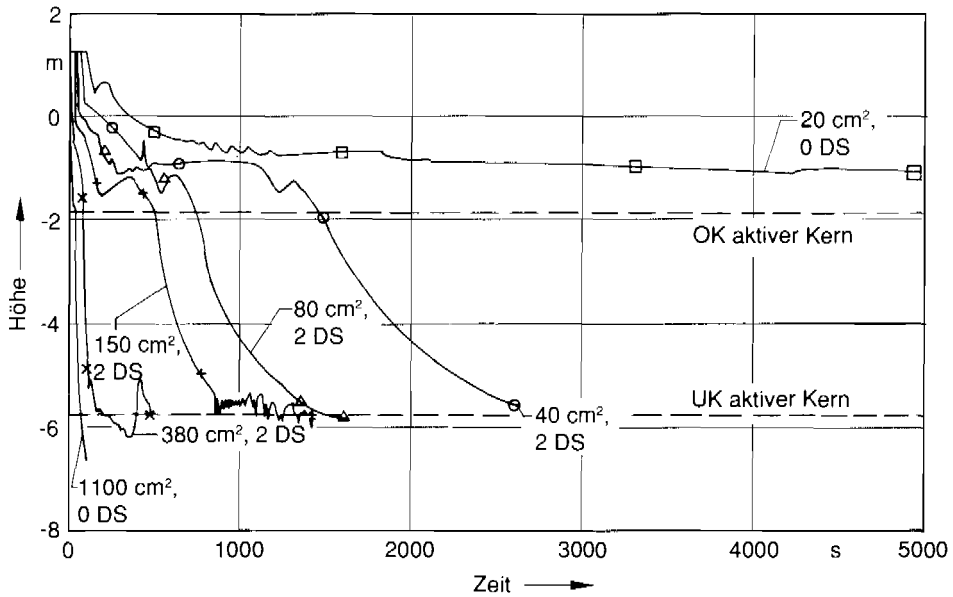


Bild 4-11: Kollabierter Wasserspiegel im Reaktordruckbehälter bei den untersuchten Leckgrößen

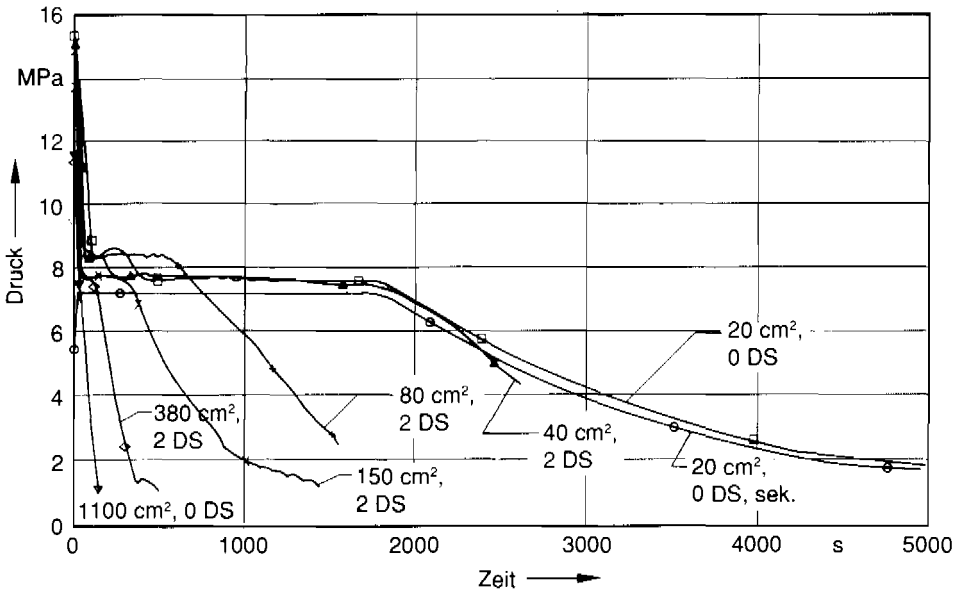


Bild 4-12: Primärkreis- und Sekundärkreisdruckverlauf bei den untersuchten Leckgrößen

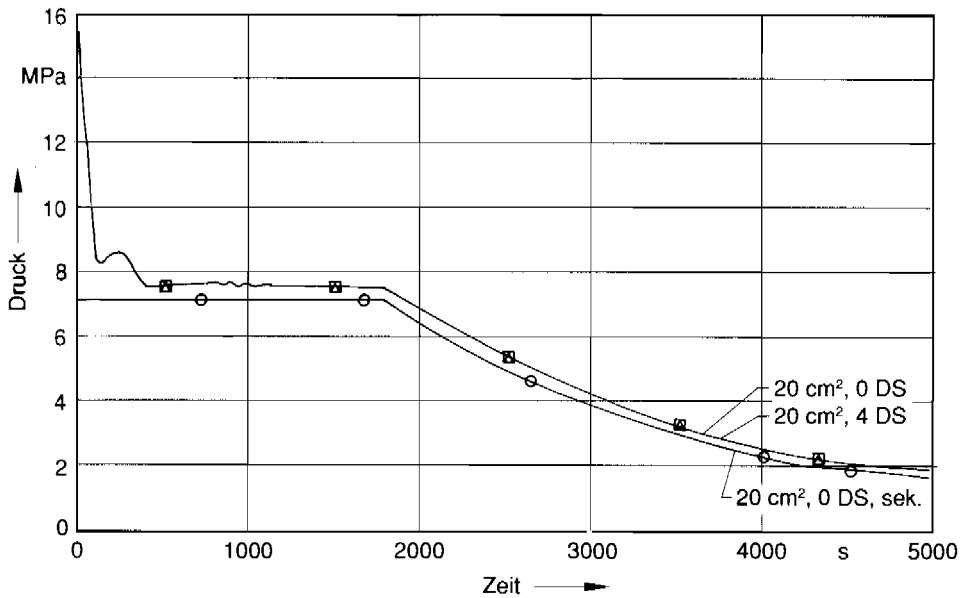


Bild 4-13: Primärkreisdrücke mit und ohne Druckspeicher-Einspeisung (20 cm²)

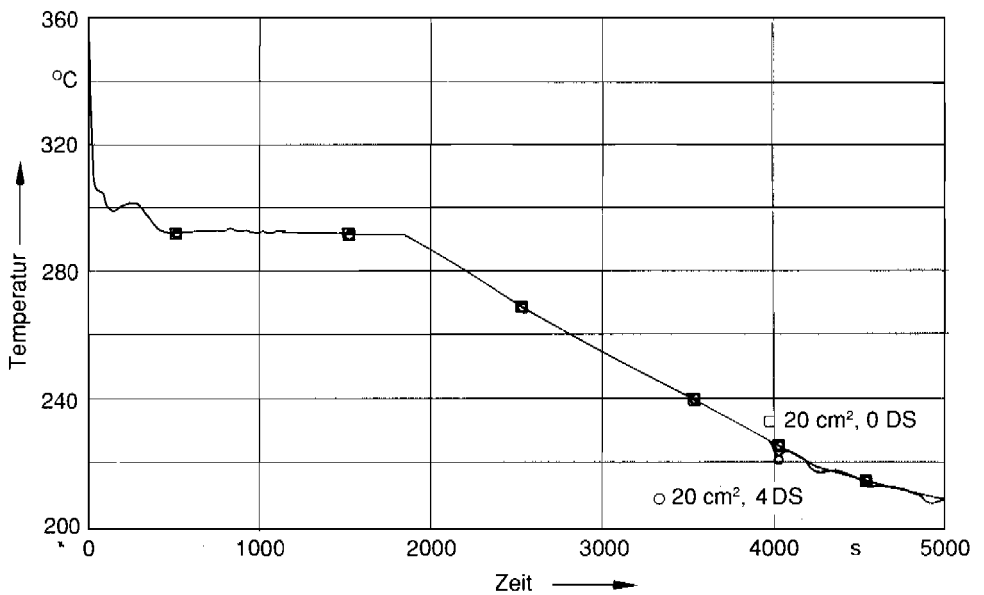


Bild 4-14: Kerntemperaturen mit und ohne Druckspeicher-Einspeisung (20 cm²)

Im Fall des 20-cm²-Lecks ist kein Temperaturanstieg im Kern festzustellen (Bild 4-10), der Kern bleibt auch während des gesamten Ablaufs bedeckt (Bild 4-11). Daher kommt es

nicht zur Kernaufheizung. Deutlich ist im Fall des 20-cm²-Lecks zu sehen, wie der Druck auf der Primärseite dem der Sekundärseite mit dem Abfahrgradienten von 100 K/h folgt. Für das 20-cm²-Leck werden zusätzliche Vergleichsrechnungen durchgeführt, mit denen der Einfluß der *Druckspeicher-Einspeisungen* auf den Störfallablauf untersucht wird. In den untersuchten Fällen sind Druck-, Temperatur- und Füllstandsverläufe (Bild 4-13 bis 4-15) im Reaktordruckbehälter nahezu gleich. Das bedeutet, daß bei Lecks dieser Größe die *Druckspeicher-Einspeisungen* für den Störfallablauf ohne Bedeutung sind und der Störfall ohne Einsatz dieser Systeme beherrscht werden kann. Für den Fall, daß alle 4 Druckspeicher in den Primärkreis einspeisen, weist der Füllstandsverlauf ab ca. 4000 s Oszillationen auf. Dieses Verhalten zeigt, daß die Druckspeicher nicht ständig, sondern intermittierend in den Primärkreis einspeisen. Ähnliche Ergebnisse zeigen Analysen, auf die in Kapitel 6.5.3 näher eingegangen wird.

Im Fall des 40-cm²-Lecks muß bei Ausfall der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* mit Kernschmelzen gerechnet werden. Die Brennstabtemperaturen liegen am Ende der Rechnung bei ca. 1100 °C (Bild 4-10), der Füllstand im Kern ist bis zur Kernunterkante abgesunken, und der Druck im Primärkreis beträgt zu dieser Zeit noch etwa 4,5 MPa (Bild 4-12). Da während dieser Zeit kein Wasser zur Kernkühlung in den Primärkreis eingespeist wird, ist ein weiterer Anstieg der Temperaturen und nachfolgend Kernschmelzen zu erwarten.

Beim 80-cm²-Leck [ULL 85] ist nach ca. 1700 s der Druck im Primärkreis (Bild 4-12) bis auf den Ansprechdruck der Druckspeicher abgefallen. Die Kerntemperaturen (Bild 4-10) erreichen zu diesem Zeitpunkt ca. 1200 °C. Die Druckspeicher können wegen der oszillierenden Einspeisung die Kerntemperaturen nicht mehr wirksam begrenzen. Daher ist dieser Fall als nicht mehr beherrschbar anzusehen.

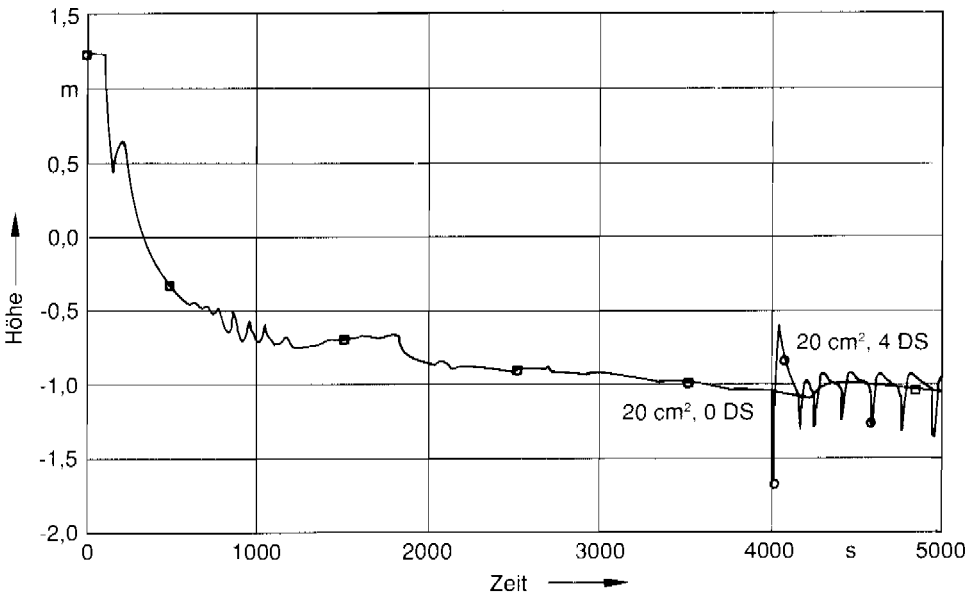


Bild 4-15: Kollabierter Wasserspiegel im Reaktordruckbehälter mit und ohne Druckspeicher-Einspeisung (20 cm²)

Ein Leck mit einem Querschnitt von 150 cm^2 (Druckverlauf: Bild 4-17) zeigt ein ähnliches Verhalten wie das 80-cm^2 -Leck, weswegen auch bei dieser Leckgröße und Ausfall der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* mit Kernschmelzen zu rechnen ist. Im Unterschied zum 80-cm^2 -Leck erfolgen beim 150-cm^2 -Leck die *Druckspeicher-Einspeisungen* schon bei einer Kerntemperatur von ca. 600 °C . Die Einspeisungen erfolgen, wie schon für das 20-

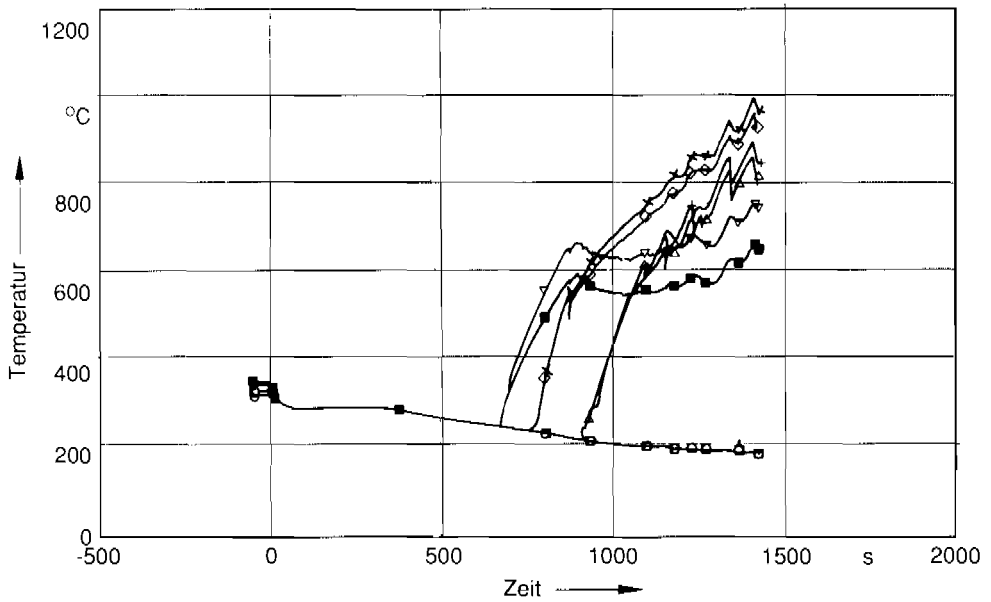


Bild 4-16: Brennstab-Hüllrohrtemperaturen (Brennelement mit mittlerer Heizflächenbelastung) an verschiedenen axialen Positionen beim 150-cm^2 -Leck

cm^2 -Leck gezeigt, intervallweise (Bild 4-15). Die Druckspeicher können den Kern nicht auffüllen.

Zu Beginn der *Druckspeicher-Einspeisungen* wird zunächst eine große Menge Wasser in den Reaktordruckbehälter gebracht und der Anstieg der Brennstabtemperaturen kurzfristig beendet (Bild 4-16). Das Wasser verdampft an den Brennstäben. Dadurch steigt der Druck im Primärkreis geringfügig über den in den Druckspeichern an und verhindert eine weitere Einspeisung. Nachdem über das Leck und die Sekundärseite wieder genügend Masse und Energie aus dem Primärkreis abgeführt wurde, und damit der Druck unter den der Druckspeicher gesunken ist, kann wieder eine gewisse Menge Wasser in den Reaktorkühlkreislauf gelangen bis durch die Verdampfung im Kern erneut der Druck im Primärkreis über den der Druckspeicher ansteigt. Zu Beginn erfolgt die Einspeisung häufiger, später wird die Zeitspanne zwischen den *Druckspeicher-Einspeisungen* größer. Die eingespeiste Wassermenge reicht nicht aus, um langfristig den Anstieg der Brennstabtemperaturen zu verhindern (Bild 4-16).

Erst ab einer Bruchöffnung von 380 cm^2 ist unter den vorgegebenen Bedingungen nicht mit Kernschmelzen zu rechnen. Der Verlauf des Füllstandes im Kern zeigt für das 380-cm^2 -Leck ein Freilegen des Kerns. Jedoch kann die Kerntemperatur bei 600 °C durch die *Druckspeicher-Einspeisungen* begrenzt werden. Der Fall kann anschließend mit einer *Niederdruck-Einspeisung* beherrscht werden.

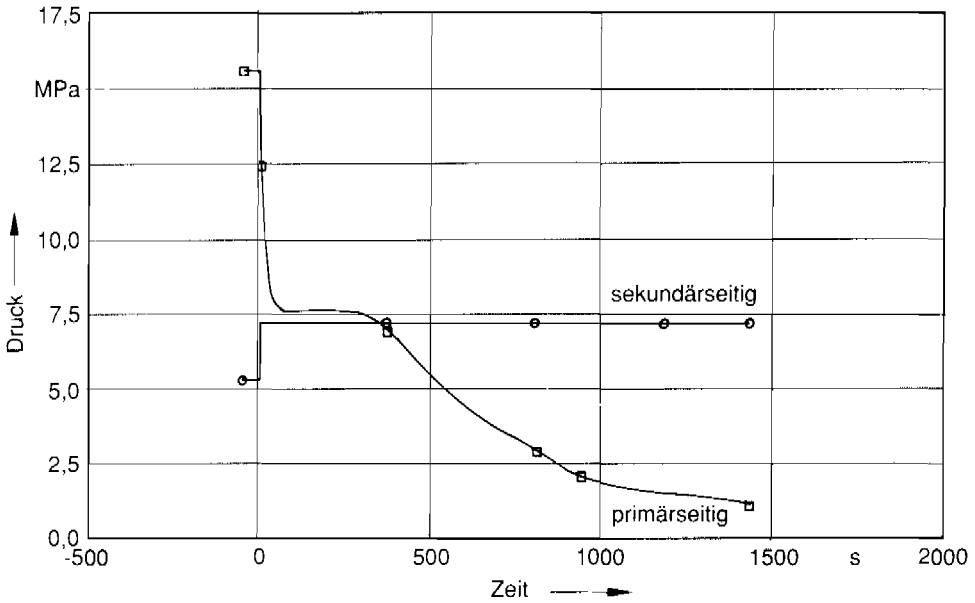


Bild 4-17: Systemdrücke beim 150-cm²-Leck

Im Falle des 1100-cm²-Lecks ist der Primärdruck in sehr kurzer Zeit auf den Ansprechdruck der *Niederdruck-Einspeisungen* abgefallen. Die Kerntemperaturen sind noch so niedrig, daß mit einer *Niederdruck-Einspeisung* Kernschmelzen verhindert werden kann. Die Flutphase mit einer *Niederdruck-Einspeisung* wurde in dieser Rechnung nicht simuliert, da der Wirksamkeitsnachweis für große Lecks schon in Rechnungen eines anderen Forschungsvorhabens [FOT 79] erbracht wird. Die für einen doppelendigen Bruch (2F-Bruch) einer Hauptkühlmittelleitung erzielten Ergebnisse sind auch auf die hier betrachteten Leckgrößen > 500-cm² übertragbar.

– Untersuchungen mit Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen

In Ergänzung zu den obigen Rechnungen, in denen die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* unwirksam sind, wurde zur Bestimmung der Mindestanforderungen an die Systemfunktionen der Sicherheitssysteme auch auf Analysen anderer Institutionen Bezug genommen. In [EXN 84, FOT 79, EXN 82] werden die Ergebnisse von Parametervariationen für große und kleine Lecks dargestellt. Die Rechnungen beziehen sich vornehmlich auf Vorkonvoi- und Konvoianlagen. Diese Anlagen unterscheiden sich in der Zahl der Druckspeicher und in der Pumpenkennlinie der Sicherheitseinspeise- und Nachkühlpumpen. Die Ergebnisse lassen sich bei entsprechender Interpretation auch auf die Anlage Biblis B anwenden. In [SCH 84] sind Biblis-B-spezifische Rechnungen enthalten. Die Auswertung dieser Analysen führt zu folgenden Schlußfolgerungen:

Bei einem großen Leck (2F-Bruch) der kalten Hauptkühlmittelleitung und auslegungsgemäßer Funktion des Notkühlsystems liegen die maximalen Hüllrohrtemperaturen an der höchstbelasteten Stelle im Kern bei ca. 700 °C. Bei Ausfall sämtlicher *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* und *Druckspeicher-Einspeisungen* genügen bereits 1v4 Nachkühlpumpen, um die maximalen Hüllrohrtemperaturen bei 1300 °C zu begrenzen [EXN 84].

Beim Ausfall aller Sicherheitseinspeise- und Nachkühlpumpen ist Kernschmelzen an der höchstbelasteten Stelle im Kern nach ca. 30 min zu erwarten.

Bei kleinen Lecks reicht, unter der Voraussetzung, daß die sekundärseitige Wärmesenke verfügbar ist, bei allen untersuchten Leckgrößen (12, 25, 50, 100, 200 cm²) die Kombination einer Sicherheitseinspeise- und einer Nachkühlpumpe aus, um Kernschmelzen zu verhindern.

Auch Rechnungen [HER 86] für ein 50-cm²-Leck haben zu dem gleichen Ergebnis geführt. Die Analysen zeigen, daß der Kern während des gesamten Störfallablaufes bei einer *Hochdruck-Sicherheitseinspeisung* bedeckt bleibt, wenn nach 1 Stunde abgefahren wird. Die Anzahl der verfügbaren *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* beeinflusst die maximal zulässige Verzögerung des sekundärseitigen Abfahrens. Stehen beim 50-cm²-Leck zwei *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* zur Verfügung, kann der Abfahrzeitpunkt auf 1,5 h verlängert werden. Bei einer Leckfläche von 20 cm² kann der zulässige Zeitpunkt des Abfahrens von 2 h auf 2,5 h verlängert werden, wenn zwei *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* statt einer zur Verfügung stehen [EXN 82].

Basierend auf diesen Analyseergebnissen lassen sich mit ergänzenden Energie- und Massenbilanzen für die einzelnen Leckbereiche die erforderlichen *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* und zulässigen Abfahrzeiten abschätzen.

– Zulässige Ausfallzeiten der sekundärseitigen Nachwärmeabfuhr

In den vorliegenden Analysen sind vielfach die Mindestanforderungen an die sekundärseitige Bespeisung nicht direkt ermittelt worden. Bei diesen Analysen wird die sofortige Funktion aller 4 Stränge des Notspeisewassersystems vorausgesetzt. Aus dem durch die Rechnungen vorgegebenen Verlauf der primärseitigen Prozeßgrößen, wie Druck, Temperatur, Nachzerfallsleistung und Kühlmittelinventar, ergibt sich ein transienter Verlauf des Energietransfers zur Sekundärseite. Dieser Energietransfer kann auch bei abgesenktem sekundärseitigem Dampferzeuger-Füllstand durch Verdampfung von Speisewasser gewährleistet werden. Durch eine Massen- und Energiebilanz läßt sich somit die mindestens notwendige Speisewassermenge und damit die erforderliche Anzahl von Strängen des Notspeisewassersystems ermitteln. Die maximal mögliche Verzögerung für den Beginn der Dampferzeugerbespeisung ergibt sich dabei aus der Verdampfungszeit des Speisewasserinventars, das sich zum Ausfallzeitpunkt der Hauptspeisewasserversorgung noch in den Dampferzeugern befindet. Die sekundärseitige Bespeisung ist mit mindestens 2 Strängen des Notspeisewassersystems im Leckbereich mit Querschnitten < 200 cm² notwendig. Die Nachwärme kann hier nicht bis in den Einspeisebereich der Nachkühlpumpen über das Leck abgeführt werden. Die Temperatur im Primärkreis muß somit durch Abfahren über die Sekundärseite abgesenkt werden.

– Zusammenfassung

Als zusammenfassendes Ergebnis der Untersuchungen läßt sich für die Festlegung der Mindestanforderungen an die Sicherheitssysteme zur Nachwärmeabfuhr festhalten:

- Bei kleinen Lecks mit einem Querschnitt unter 25 cm² kann der Störfall ohne *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* und ohne *Druckspeicher-Einspeisungen* bei rechtzeitigem (30 min) Abfahren der Anlage beherrscht werden. Wenn zu einem späteren Zeitpunkt abgefahren wird, muß mindestens eine *Hochdruck-Sicherheitseinspeisung* zur Verfügung stehen;
- im Leckbereich von ca. 25—300 cm² ist eine *Hochdruck-Sicherheitseinspeisung* erforderlich, um Kernschmelzen zu verhindern; in diesem Bereich kann der Ausfall der

Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen nicht durch *Druckspeicher-Einspeisung* ersetzt werden;

- bei mittleren Lecks (300—500 cm²) bilden zwei *Druckspeicher-Einspeisung* eine Redundanz zu den *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen*;
- bei Leckquerschnitten größer 200 cm² ist die sekundärseitige Nachwärmeabfuhr nicht notwendig;
- für große Lecks (> 500 cm²) ist eine *Niederdruck-Einspeisung* zur Beherrschung des Störfalls ausreichend.

4.4.2.2 Lecks am Druckhalter

● Versagen von Druckhalterventilen in Offenstellung bei Transienten

Im folgenden wird das thermohydraulische Verhalten des Primärsystems bei einem Leck am Druckhalter beschrieben. Die Analyseergebnisse zum Störfall „Leck am Druckhalter“ sind in [ULL 85] ausführlich dargestellt. Randbedingungen sowie einige Ergebnisse sind in Tabelle 4-12 wiedergegeben. Dem hier beschriebenen Störfallablauf liegen die Randbedingungen

- Versagen des 1. Abblaseventils in Offenstellung (Querschnitt 20 cm²),
- verzögerte Bespeisung der Dampferzeuger nach 75 min,
- verzögertes sekundärseitiges Abfahren nach 30 min mit 100 K/h,
- Ausfall der Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen und
- Verfügbarkeit von zwei Notspeisewassersträngen

zugrunde.

Für die Analyse des Druckhalterlecks wird eine Transiente als auslösendes Ereignis ausgewählt, die zum Druckanstieg und zum frühzeitigen Öffnen von Druckhalter-Abblaseventilen führt.

Eine solche Transiente ist der Ausfall der Hauptwärmesenke bei Vollast mit nachfolgendem Ausfall der Notspeisewasserversorgung. Außerdem wird für die Analysen der Ausfall des automatischen Teilabfahrens angenommen.

In diesem Fall steigt der Druck im Primärkreis schnell an, und nachfolgend öffnet das 1. Druckhalter-Abblaseventil. Es wird unterstellt, daß es in Offenstellung versagt und das Absperrventil nicht geschlossen wird. Für die Analysen wird ein Ausfall der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* angenommen. Der Primärdruck sinkt auf den Sättigungsdruck ab und bleibt zunächst bei ca. 8,5 MPa (Bild 4-18), da die Energieabfuhr aus dem Leck nicht ausreicht, den Druck unter das Druckniveau der Sekundärseite abzusenken. Der Sekundärdruck erreicht kurz nach Störfallbeginn den Ansprechdruck der Frischdampf-Sicherheitsventile und oszilliert im weiteren Verlauf der Transiente zwischen dem Öffnungs- und Schließdruck dieser Ventile. Nach 30 min wird das Abfahren der Sekundärseite mit 100 K/h eingeleitet. Bild 4-18 zeigt den Primärkreisdruck, der dem absinkenden Druck der Sekundärseite folgt, bis die Dampferzeuger sekundärseitig ausgetrocknet sind. Da nun keine Energie mehr auf die Sekundärseite des Dampferzeugers übertragen werden kann, steigt der Druck im Primärkreis an. Wenn nach 75 min die Notbespeisung der Dampferzeuger mit 2 Notspeisewasserpumpen einsetzt, kann erneut Energie an die Sekundärseite abgeführt werden. Der Druck im Primärkreis, der bis auf 10 MPa angestiegen war, sinkt dann wieder ab.

Tab. 4-12: Analysen zu Lecks am Druckhalter [ULL 85] mit vollständigem Ausfall der Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen

Fall	Anzahl Druckspeicher	Beginn des Abfahrens	Beginn der Dampferzeuger-Notbe- speisung	Störfall beherrscht
20-cm ² -Leck am Druckhalter- Abblaseventil	2	2 h	2 h	nein
20-cm ² -Leck am Druckhalter- Abblaseventil	2	30 min	75 min	ja
40-cm ² -Leck am Druckhalter	-	2 h	2 h	nein
40-cm ² -Leck am Druckhalter mit Abfahren nach 30 min	-	30 min	75 min	nein

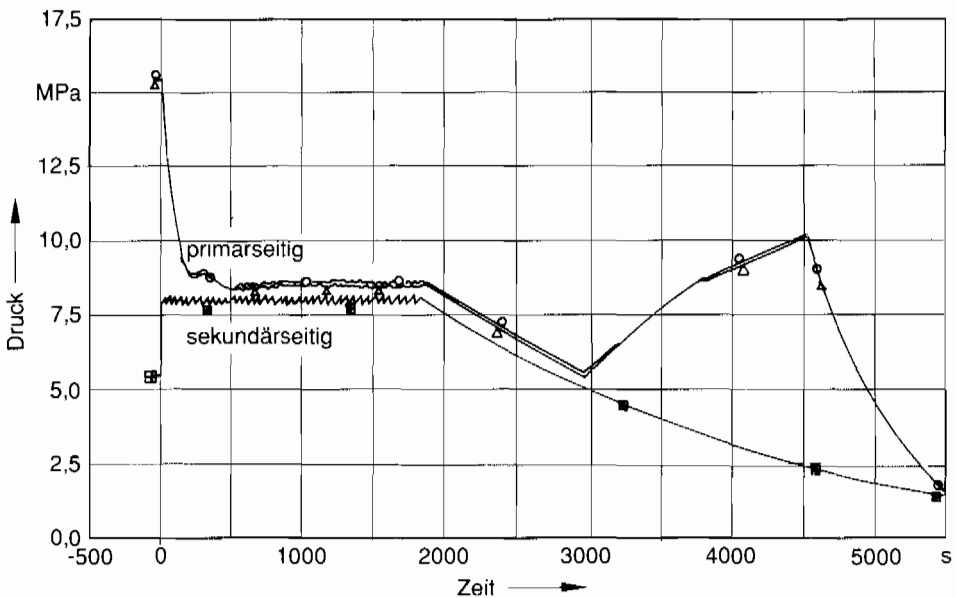


Bild 4-18: Systemdrücke beim 20-cm²-Druckhalterleck und Abfahren nach 30 Minuten

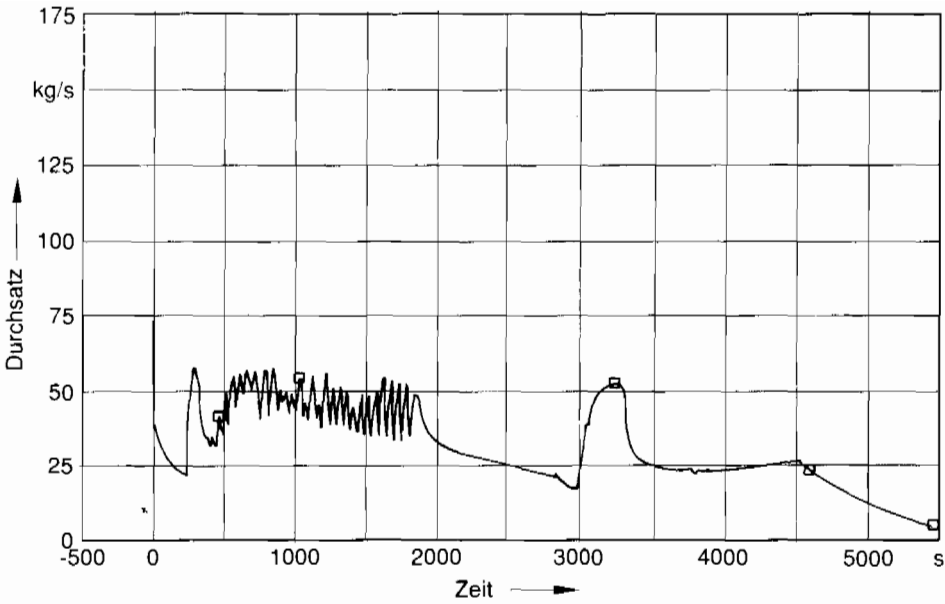


Bild 4-19: Bruchmassenstrom beim 20-cm²-Druckhalterleck und Abfahren nach 30 Minuten

In Bild 4-19 ist der Bruchmassenstrom aufgetragen. In den ersten 30 min ist er nahezu konstant, danach sinkt er mit abfallendem Primärkreisdruck. Nach dem Ausdampfen der Dampferzeuger wird mit steigendem Primärkreisdruck auch die Leckrate wieder größer. Kurze Zeit später nimmt der Bruchmassenstrom in zwei Stufen ab. Die Ursache hierfür ist zum einen der sinkende Gemischspiegel im Druckhalter und zum anderen der Druckabfall im System nach Beginn der Notbespeisung (90 min). Nach ca. 6000 s ist im Primärkreis der Druck bis nahezu auf den der Sekundärseite abgesunken. Im weiteren Verlauf sinkt der Primärkreisdruck bis auf den Ansprechdruck der *Niederdruck-Einspeisungen* ab.

In [ULL 85] wird auch der Störfallablauf beim Versagen eines Druckhalterventils von 40 cm² in Offenstellung diskutiert. Er entspricht im wesentlichen dem eines Druckhalter-Ventilversagens von etwa 20 cm² Öffnungsfläche. Es ist zur Störfallbeherrschung aber mindestens eine *Hochdruck-Sicherheitseinspeisung* notwendig.

Bei den zu berücksichtigenden Druckhalterlecks von 20 cm² bzw. 40 cm² sind prinzipiell die gleichen Mindestanforderungen an die zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systeme zu stellen wie bei vergleichbaren Leckgrößen in einer Hauptkühlmittelleitung. Die maximal zulässigen Verzögerungszeiten sind dagegen länger.

Aufgrund dieser Analysen zum Druckhalterleck und der Analysen in [SCH 84] ergeben sich folgende Aussagen:

- Lecks im Druckhalter-Dampfraum bis ca. 20 cm² (Offenbleiben des 1. Druckhalter-Abblaseventils) können auch ohne *Hochdruck-Sicherheitseinspeisung* beherrscht werden, wenn das sekundärseitige Abfahren spätestens 30 min nach Störfalleintritt und die Dampferzeugerbespeisung mit 2 Notspeisewasserpumpen nach 75 min einsetzt. Bei späterem Beginn der sekundärseitigen Maßnahmen ist wenigstens eine wirksame *Hochdruck-Sicherheitseinspeisung* erforderlich. Kann mit 100 K/h abgefahren werden, ist für den Beginn des Abfahrens sowie der Notspeisewasserversorgung eine Verzögerung

von 2 h zulässig. Kann nur mit einem Gradienten von etwa 50 K/h abgefahren werden, verkürzen sich die zulässigen Verzögerungen auf 1 h. Bei allen Druckhalterlecks muß mindestens eine kaltseitige *Niederdruck-Einspeisung* im Flutbetrieb und Sumpf-Umwälzbetrieb verfügbar sein.

- Lecks im Druckhalter-Dampfraum von der Größe des Öffnungsquerschnittes des 2. Druckhalter-Abblaseventils (ca. 40 cm²) benötigen immer mindestens eine *Hochdruck-Sicherheitseinspeisung*; das sekundärseitige Abfahren muß spätestens nach 90 min und die Dampferzeugerbespeisung mit mindestens 2 Notspeisewasserpumpen spätestens nach 2 Stunden einsetzen. Auch hier wird im Niederdruckbereich mindestens eine kaltseitige *Niederdruck-Einspeisung* im Flutbetrieb bzw. im Sumpf-Umwälzbetrieb benötigt.

Die angegebenen Zeiten gelten für den Ausfall der Hauptwärmesenke, bei dem die *Reaktorschnellabschaltung* durch hohen Frischdampfdruck wenige Sekunden nach Störfalleintritt ausgelöst wird.

Wird jedoch die *Reaktorschnellabschaltung* erst aufgrund tiefen Dampferzeuger-Füllstands eingeleitet, z. B. beim Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung, ist der für die Nachwärmeabfuhr und das sekundärseitige Abfahren notwendige Speisewasservorrat in den Dampferzeugern niedriger. Dementsprechend werden die zulässigen Verzögerungszeiten für das sekundärseitige Abfahren wie auch für den Beginn der Dampferzeuger-Notbespeisung kürzer. Die dann zulässigen Verzögerungszeiten werden unter Berücksichtigung der oben diskutierten Rechnungen mit einer Massen- und Energiebilanzierung abgeschätzt.

Ergänzend zu den bisher betrachteten Fällen ist das Fehlöffnen eines der Druckhalter-Sicherheitsventile auch während des Anfahrbetriebes untersucht worden. Diese Untersuchung erfolgte anhand von Abschätzungen, wobei auf vorhandene Rechnungen ähnlich ablaufender Transienten zurückgegriffen wurde.

● Fehlöffnen eines Druckhalter-Sicherheitsventils während des Anfahrens

Im Gegensatz zum Versagen von Druckhalterventilen in Offenstellung bei Transienten, die aus Vollastbetrieb auftreten, wird beim Anfahren der Anlage wesentlich länger Gemisch über die Ventilöffnung ausgetragen, weil durch die geringe Nachzerfallsleistung der Primärdruck schneller absinkt und infolge der daraus resultierenden höheren Einspeiserate der Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen der Füllstand im Druckhalter und im Dampferzeuger über einen langen Zeitbereich auf einem hohen Niveau gehalten werden kann. Für den Fall, daß nur eine Sicherheitseinspeisepumpe zur Verfügung steht, ist die Einspeiserate bereits nach etwa 1 h höher als der Kühlmittelverlust.

Bei der durchgeführten Analyse wird angenommen, daß kein Abfahren der Anlage erfolgt. Daher ist während der nachfolgenden Wiederauffüllung des Primärkreises im Dom des Reaktordruckbehälters sowie in den U-Rohren der Dampferzeuger mit Dampfbildung zu rechnen. Dieser Dampf wird bei Überspeisung des Primärsystems durch die Sicherheitseinspeisepumpen komprimiert. Infolge der noch gefüllten und heißen Sekundärseite wird der Dampf in den U-Rohren der Dampferzeuger überhitzt. Nach der Entleerung der Flutbehälter kann daher der Druck im Primärsystem längere Zeit oberhalb des Einspeisedrucks der Nachkühlpumpen verbleiben.

Um die Umschaltung auf Sumpf-Umwälzbetrieb vor einer Freilegung des Kernes sicherzustellen, ist daher spätestens 3 h nach Störfalleintritt die Sekundärseite mit 100 K/h abzufahren. Die Bespeisung der Dampferzeuger ist dabei nicht notwendig.

Zur Beherrschung dieses Störfalles sind mindestens eine *Hochdruck-Sicherheitseinspeisung*

sowie je eine kaltseitige *Niederdruck-Einspeisung* für Flutbetrieb bzw. Sumpf-Umwälzbetrieb erforderlich.

4.4.2.3 Dampferzeuger-Heizrohrlecks

In diesem Abschnitt werden die charakteristischen Störfallabläufe anhand von Analysen [HER 88] mit dem Rechenprogramm DRUFAN erläutert. Die Untersuchungen erfolgen für den doppelendigen Bruch eines Dampferzeuger-Heizrohres (Bruchquerschnitt $2F \triangleq 6 \text{ cm}^2$) sowie für den doppelendigen Bruch von mehreren Heizrohren. Für letztere Analysen wurde ein Abriß von 10 Heizrohren unterstellt (Bruchquerschnitt $20F \triangleq 60 \text{ cm}^2$). Das Anlagenverhalten und die charakteristischen Phänomene werden über einen Zeitbereich bis zu 2,5 h untersucht. Für diese Fälle wird ein Versagen der Dampferzeuger-Heizrohre unmittelbar oberhalb des Dampferzeuger-Rohrbodens im Eintrittsbereich unterstellt. Weiterhin wird bei diesen Analysen angenommen, daß die *Außerbetriebnahme der Sicherheitseinspeisepumpen* versagt.

Die bei den Rechnungen erzielten Erkenntnisse sind u. a. eine notwendige Voraussetzung für die Durchführung der Ereignisablaufanalyse wie auch für die Ermittlung der Mindestanforderungen an die Systemfunktionen. Andere relevante Ereignisabläufe werden auf der Basis der durchgeführten Rechnungen abgeleitet, wobei in der Regel Abschätzungen ausreichend sind.

Folgende Störfallabläufe werden untersucht:

- Bruch eines Dampferzeuger-Heizrohres
- Bruch eines Dampferzeuger-Heizrohres mit Anregung der Notkühlung
- Bruch eines Dampferzeuger-Heizrohres mit Versagen des Hilfssprühens
- Bruch von 10 Dampferzeuger-Heizrohren

● Doppelendiger Dampferzeuger-Heizrohrbruch (2F) aus Vollastbetrieb ohne weitere Störung (Referenzfall)

Als Folge des auslösenden Ereignisses strömt Hauptkühlmittel mit einer anfänglichen Rate von ca. 38 kg/s zur Sekundärseite des defekten Dampferzeugers über, wovon auf das kurze Heizrohrende ca. 29 kg/s und auf das lange Ende ca. 9 kg/s entfallen (Bild 4-20). Es wird angenommen, daß 15 s nach Störfalleintritt die N16-Aktivitätsmessungen in den Frischdampfleitungen ansprechen und automatisch eine Reihe weiterer Maßnahmen auslösen. Nach der *Reaktorschnellabschaltung* wird mit 5 s Verzögerung die Turbinenschnellabschaltung ausgelöst. Weiterhin wird die Druckhalterheizung abgeschaltet, der Frischdampf-Maximalsolldruckwert von 7,2 auf 6,9 MPa reduziert, der Frischdampf-Minimalsolldruckwert von 5,2 auf 6,65 MPa angehoben und das Volumenregelsystem (TA-System) zur *Volumenregelung mit Boreinspeisung* von Loopeinspeisung auf Druckhalter-Hilfssprühen umgeschaltet. Gleichzeitig wird auch die zweite Hochdruck-Förderpumpe des Volumenregelsystems in Betrieb genommen und die Hochdruck-Reduzierstation auf Mindestmenge zugefahren. Zur Beschleunigung der primärseitigen Druckabsenkung werden außerdem 3 der 4 Sprühleitungen für das betriebliche Sprühen durchgeschaltet. Das Ziel dieser Maßnahmen ist, eine Anregung der Notkühlkriterien zu vermeiden und die Leckage zur Sekundärseite des defekten Dampferzeugers zu minimieren. Sekundärseitig erfolgt automatisch ein Absenken des Dampferzeuger-Füllstandsollwertes um 1 m auf 9,6 m. Dadurch wird das von der Leckagemenge auffüllbare Volumen vergrößert.

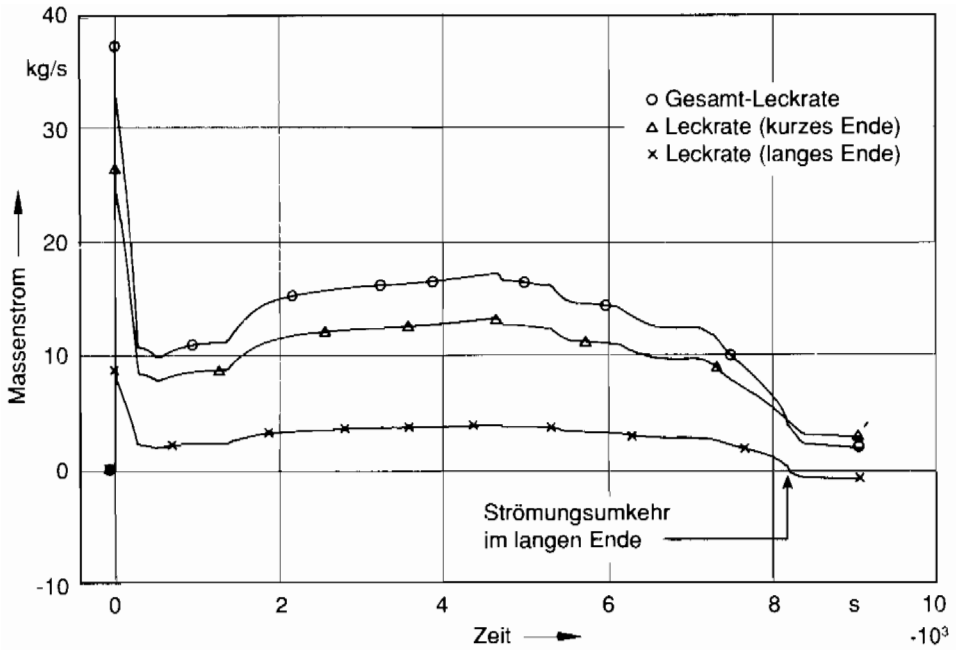


Bild 4-20: Leckmassenströme beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch (2F) und Teilabfahren mit 12 K/h

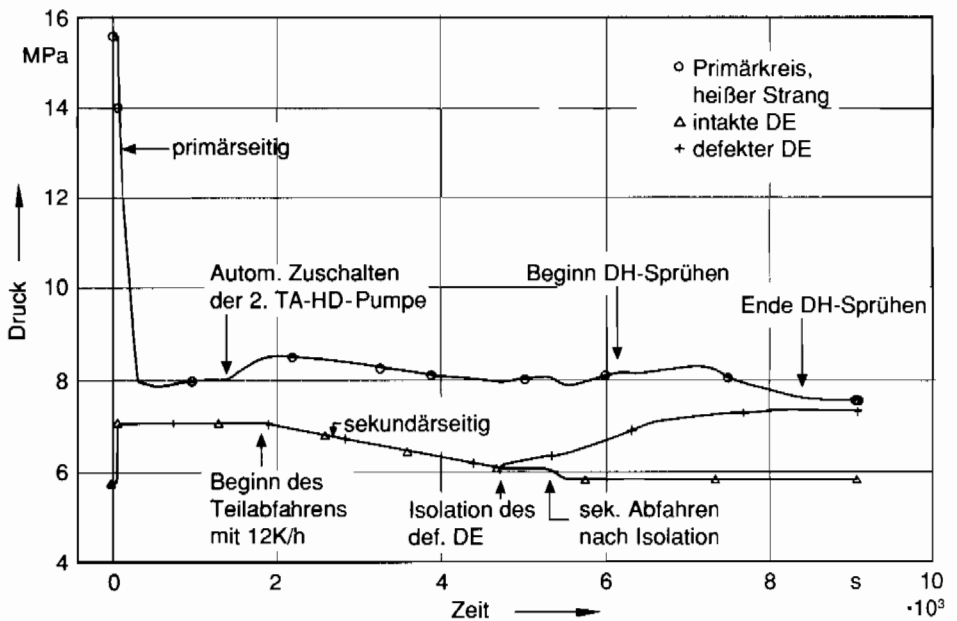


Bild 4-21: Systemdrücke beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch (2F) und Teilabfahren mit 12 K/h

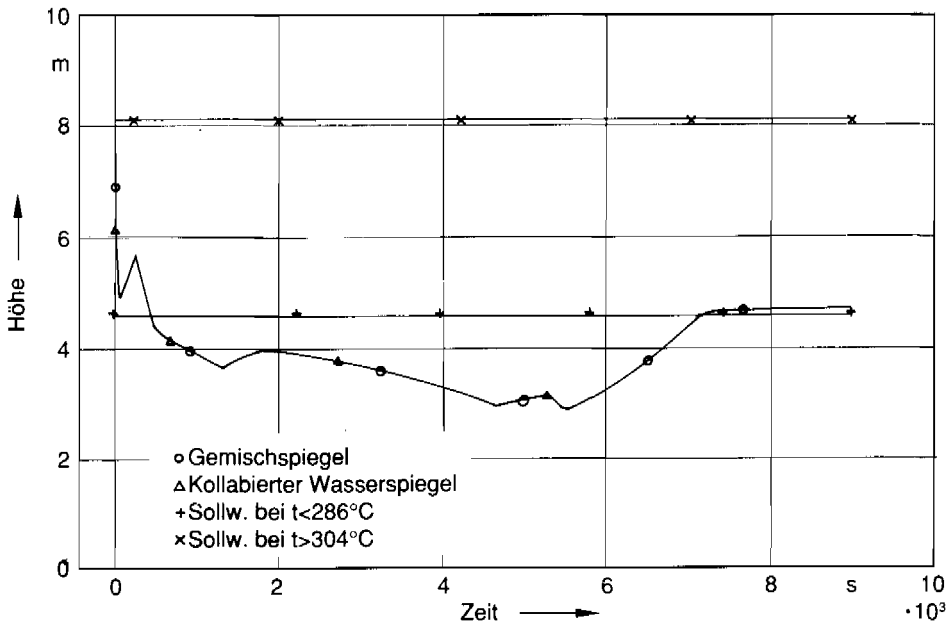


Bild 4-22: Kollabierter Wasserspiegel im Druckhalter beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch (2F) und Teilabfahren mit 12 K/h

Durch den primärseitigen Kühlmittelverlust sinken Primärdruck (Bild 4-21) und Druckhalter-Füllstand (Bild 4-22). Im defekten Dampferzeuger steigt dagegen der Füllstand nach der *Reaktorschnellabschaltung* an (Bild 4-23).

Nach der Turbinenschnellabschaltung (ca. 20 s) steigt der Druck im Sekundärkreis (Bild 4-21) schnell an und wird nach dem Ansprechen der Frischdampf-Umleitstation auf den Frischdampf-Maximalsolldruck von 6,9 MPa begrenzt.

Der steile Anstieg des Frischdampfdruckes nach Turbinenschnellabschaltung hat zur Folge, daß der bereits stark reduzierte Dampfanteil im defekten Dampferzeuger durch Kollabieren der Dampfblasen noch weiter abnimmt. Der Füllstand im Fallraum sinkt dadurch unter den Sollwert von 9,6 m und führt damit in allen Dampferzeugern zur Schwachlastbespeisung (Bild 4-23).

Während in den intakten Dampferzeugern infolge der ständigen Dampfabfuhr über die Frischdampf-Umleitstation die Bespeisung kontinuierlich erfolgt, ist im defekten Dampferzeuger nur innerhalb der ersten 5 min nach Störfalleintritt die Bespeisung zugeschaltet. Danach bleibt der Füllstand im defekten Dampferzeuger wegen der Leckage von der Primärseite stets oberhalb des Sollwertes.

Aufgrund der stetig zurückgehenden Leckmassenströme ist das Volumenregelsystem nach etwa 100 s in der Lage, den Druckhalter-Füllstand wieder anzuheben. Der Druckhalter-Füllstand steigt dabei wieder bis auf ca. 5,5 m an, bevor er ca. 400 s nach Störfalleintritt erneut abfällt (Bild 4-22).

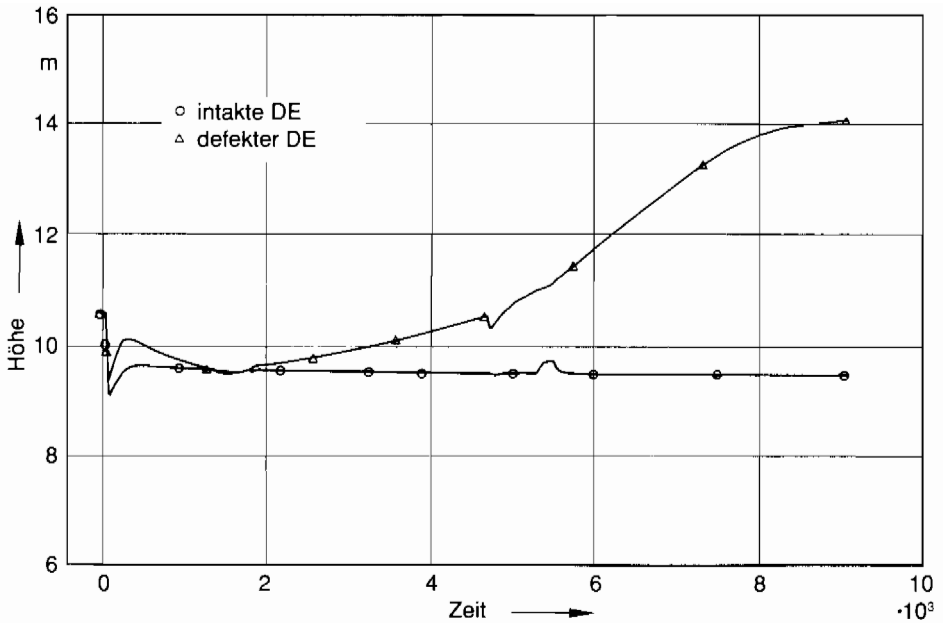


Bild 4-23: Gemischspiegel im Dampferzeuger beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch (2F) und Teilabfahren mit 12 K/h

Zu diesem Zeitpunkt wird auch im Primärkreis der Druck von 8,0 MPa unterschritten. Danach wird durch das Reaktorschutzsystem von Druckhalter-Hilfssprühen auf Loopeinspeisung umgeschaltet und die Füllstandsregelung im Druckhalter initiiert. Da der Sollwert für den Druckhalter-Wasserstand entsprechend der inzwischen auf ca. 286 °C abgefallenen Kühlmitteltemperatur nur noch 4,54 m beträgt, wird von der Füllstandsregelung die zweite Hochdruck-Förderpumpe abgeschaltet und der Füllstand auf den Sollwert abgesenkt (Bild 4-22). Bei dem zu diesem Zeitpunkt relativ hohen Leckmassenstrom von ca. 11 kg/s reicht jedoch die Einspeiserate einer Hochdruck-Förderpumpe trotz der bis auf Mindestmenge zugefahrenen Hochdruck-Reduzierstation nicht aus, den Sollfüllstand zu halten. Es kommt daher bei ca. 1300 s erneut zur Zuschaltung der zweiten Hochdruck-Förderpumpe und damit zum allmählichen Wiederanstieg des Druckhalter-Füllstandes. Durch die dabei stattfindende Kompression des Dampfolumens oberhalb des Wasserspiegels wird der Primärseite ein höherer Druck aufgeprägt, was wiederum den Leckmassenstrom erhöht (Bild 4-20).

Zwischen 300 und 1300 s erreicht der Siedeabstand im Primärkreis ein Minimum von 3–4 K (Bild 4-24). Im weiteren Verlauf nimmt der Siedeabstand entsprechend dem Druckanstieg im Primärkreis wieder zu, wobei der im Betriebshandbuch angestrebte Wert von 15 K allerdings erst nach ca. 5500 s erreicht wird.

Als erste Handmaßnahme nach Störfalleintritt wird das sekundärseitige Teilabfahren auf ~ 6,0 MPa nach etwa 30 min unterstellt (Bild 4-21). Um hierbei das Erreichen der Notkühlkriterien infolge eines zu starken Füllstandsabfalles im Druckhalter zu vermeiden, ist der Abfahrgradient nicht größer als 10–12 K/h zu wählen. Wie Parameterstudien zeigen, führen größere Gradienten zu einer Auslösung der Notkühlensignale (z. B. 50 K/h ca. 10 min nach Beginn des Abfahrens).

Während des Abfahrens nimmt die Druckdifferenz zwischen der Primär- und Sekundärseite zu. Diese erhöht den Massenstrom über das Leck (Bild 4-20). Da gleichzeitig auch die Frischdampfentnahme um ca. 10 % ansteigt, ist nur ein relativ langsamer Füllstandsanstieg im defekten Dampferzeuger zu erkennen (Bild 4-23).

Bedingt durch den kleinen Abfahrgradienten wird erst nach ca. 4700 s ein Druck von 6,0 MPa auf der Sekundärseite der Dampferzeuger erreicht und der Abfahrvorgang beendet. Zu diesem Zeitpunkt beträgt der Primärdruck wieder $< 8,0$ MPa. Bei diesem Druck kann der defekte Dampferzeuger isoliert werden. Dies erfordert Handmaßnahmen auf der Warte, von deren Durchführung ausgegangen wird.

Der Druck auf der Primärseite steigt danach wieder an, da die Hochdruck-Förderpumpen nach Beendigung des Abfahrens auf ca. 6,0 MPa den Druckhalter auffüllen können. Hierbei wird der Dampf oberhalb des Druckhalter-Füllstandes komprimiert und damit dem Primärkreis ein etwas höherer Druck aufgeprägt.

Der Druckausgleich zwischen dem isolierten Dampferzeuger und der Primärseite vollzieht sich infolge des sekundärseitig vorhandenen Dampfes nur relativ langsam, so daß auch weiterhin noch Kühlmittel über das Heizrohrleck in den defekten Dampferzeuger einströmt. Der Füllstand im defekten Dampferzeuger steigt dadurch weiter an (Bild 4-23). Um das weitere Auffüllen des isolierten Dampferzeugers zu verhindern, ist die Sekundärseite entsprechend den Anweisungen im Betriebshandbuch mit 50 K/h abzufahren.

Da diese Maßnahme mit einem schnellen Abfall des Druckhalter-Füllstandes verbunden wäre, wird unterstellt, daß das Betriebspersonal rechtzeitig vor Erreichen der Druckhalter-Füllstandsmarke von 2,85 m den Abfahrvorgang beendet und damit eine Anregung der Notkühlung verhindert. Das Abfahren dauert daher bei diesen Randbedingungen nur ca. 3 min. Durch diese Maßnahme sinkt der Primärdruck, während der Siedeabstand weiter ansteigt.

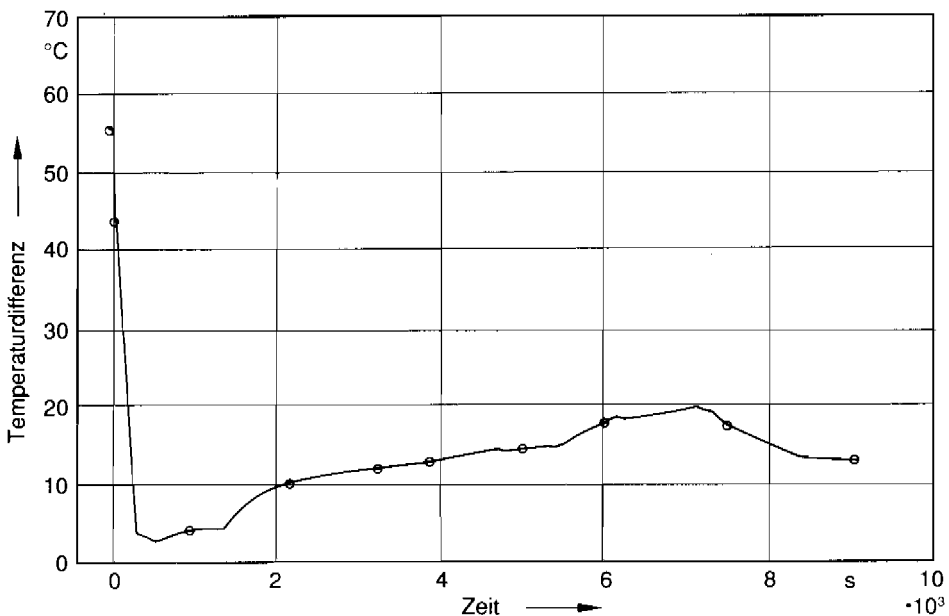


Bild 4-24: Siedeabstand im Primärkreis (kalter Strang) beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch (2F) und Teilabfahren mit 12 K/h

Etwa 5000 s nach Störfalleintritt erreicht der Siedeabstand im Primärkreis wieder Werte größer 15 K (Bild 4-24). Damit sind die Bedingungen erreicht, durch Druckhalter-Sprühen (Handmaßnahme) den Druckunterschied zwischen dem defekten Dampferzeuger und dem Primärkreis zu verringern und somit den Füllstandsanstieg im isolierten Dampferzeuger zu begrenzen.

In der Rechnung wird zwischen 6000 s und 8500 s das Druckhalter-Sprühen unterstellt, um die Druckdifferenz zum isolierten Dampferzeuger zu verringern. Wie anhand des Primärdruckverlaufes zu erkennen ist, wird durch diese Maßnahme zunächst nur ein weiterer Druckanstieg verhindert. Bei ca. 7000 s erreicht der Füllstand im Druckhalter wieder den Sollwert und sein Niveau wird durch die Füllstandsregelung konstant gehalten. Erst dann wird durch das Sprühen der Primärdruck auf ca. 7,5 MPa abgesenkt (Bild 4-21). Da nach ca. 9000 s keine Maßnahmen des Betriebspersonals mehr unterstellt werden, bleibt der Primärdruck auf diesem Niveau konstant. Langfristig wird sich damit auch im isolierten Dampferzeuger dieser Druck einstellen, womit ein ausreichender Abstand zum Ansprechdruck der Sicherheitsventile erhalten bleibt.

Durch die zunehmende Annäherung der Drücke zwischen Primärkreis und isoliertem Dampferzeuger verringert sich die Leckage in den defekten Dampferzeuger kontinuierlich. Damit nähert sich auch der Dampferzeuger-Füllstand asymptotisch einem Wert, der etwas oberhalb von 14 m liegen dürfte. Bei dieser Füllstandshöhe beträgt der Abstand zum Frischdampfleitungsstutzen noch ca. 2 m, so daß die Gefahr einer Überspeisung der Frischdampfleitung nicht gegeben ist.

Nach dem Aufborieren kann die Anlage durch langsames Abfahren in einen sicheren Zustand bei niedrigem Druck überführt werden.

● Doppelendiger Heizrohrbruch bei Vollastbetrieb mit Anregung der Notkühlung

In einer weiteren Analyse mit sonst gleichen Randbedingungen wird unterstellt, daß während des Abfahrens auf 6,0 MPa (Beginn nach 30 min) infolge eines zu groß gewählten Abfahrgradienten die Notkühlensignale ausgelöst werden. Der Füllstand im Druckhalter (Bild 4-25) erreicht die Notkühlkriterien bei einem Gradienten von 50 K/h bereits 10 min nach Beginn des Abfahrens. Der Ereignisablauf bis ca. 2400 s ist weitgehend identisch mit dem des Referenzfalles und wird daher nicht mehr diskutiert.

Bei 2400 s wird mit den Notkühlensignalen auch ein Gebäudeabschluß ausgelöst. Dadurch werden die Hauptkühlmittelpumpen abgeschaltet, die Sicherheitseinspeisepumpen gestartet und die *Volumenregelung mit Boreinspeisung* unterbunden. Mit Beginn der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* steigen Primärdruck und Druckhalter-Füllstand schnell an. Nachdem sich zwischen Einspeiserate und der Heizrohrleckage ein Gleichgewicht eingestellt hat, stabilisieren sich der Primärkreisdruck bei ca. 10,3 MPa und der Druckhalter-Wasserstand bei ca. 5 m (Bild 4-25 und 4-26). Durch diesen Druckanstieg im Primärkreis wird die Leckrate zum defekten Dampferzeuger nahezu verdoppelt (Bild 4-27), was einen Füllstandsanstieg im defekten Dampferzeuger (Bild 4-28) zur Folge hat. Ohne Abschalten der Sicherheitseinspeisepumpen würde unter diesen Bedingungen innerhalb einer Stunde der defekte Dampferzeuger vollständig überflutet werden. Nachfolgend könnten Komponenten im Frischdampfsystem versagen.

Da keine automatischen Maßnahmen zur Außerbetriebnahme der Sicherheitseinspeisepumpen erfolgen, sind vom Betriebspersonal gezielte Handmaßnahmen durchzuführen, die zum Ziel haben, die Sicherheitseinspeisepumpen wieder außer Betrieb zu nehmen und durch Zuschalten der Hochdruck-Förderpumpen des TA-Systems den Druckhalter-Füllstand oberhalb des Anregegrenzwertes für die Notkühlung zu stabilisieren.

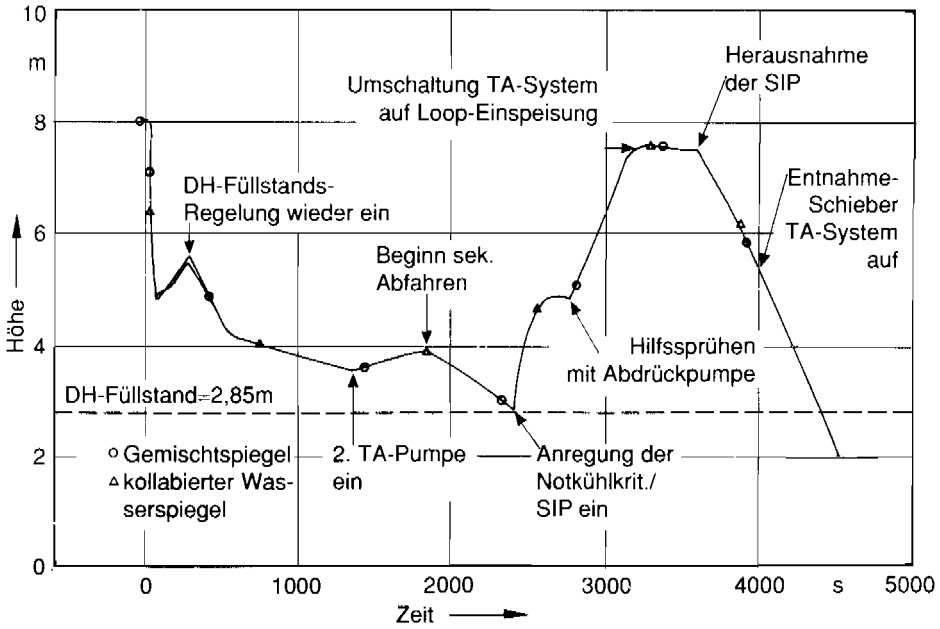


Bild 4-25: Füllstände im Druckhalter beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch (2F) und Abfahren mit 50 K/h

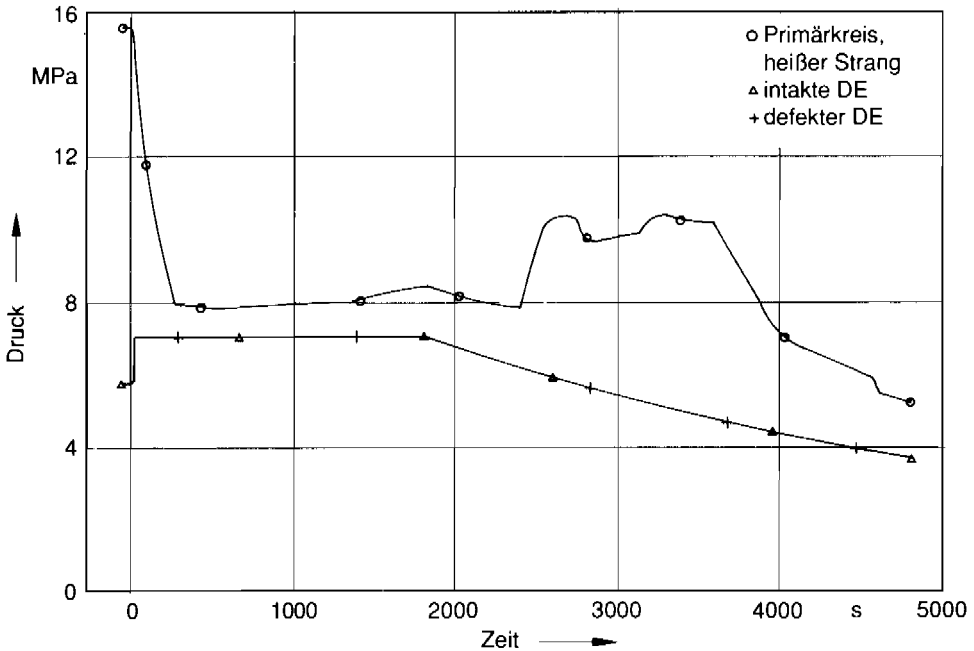


Bild 4-26: Systemdrücke beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch (2F) und Abfahren mit 50 K/h

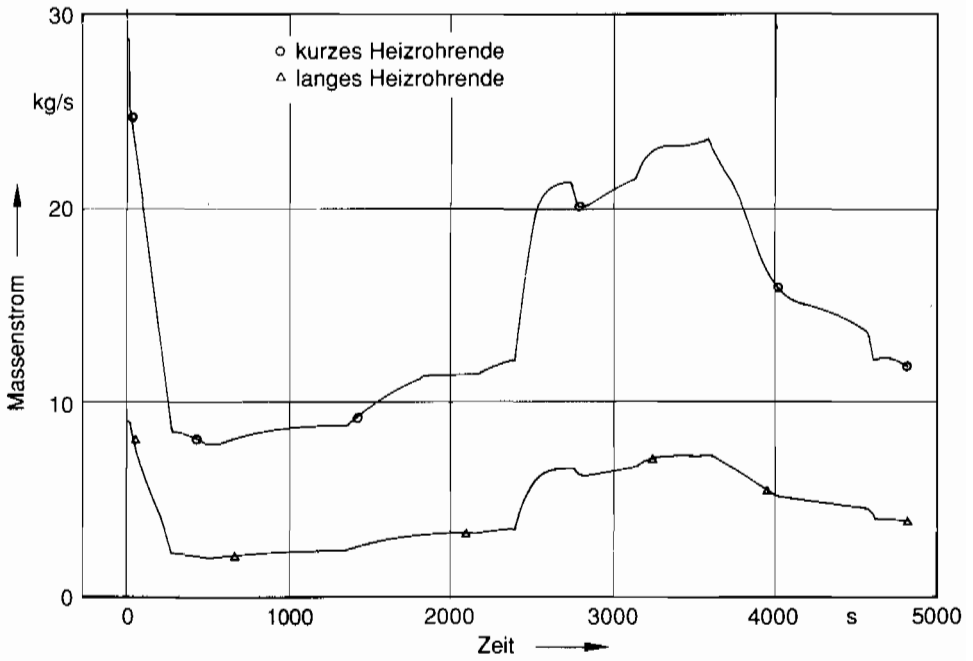


Bild 4-27: Leckmassenströme des Heizrohres beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch (2F) und Abfahren mit 50 K/h

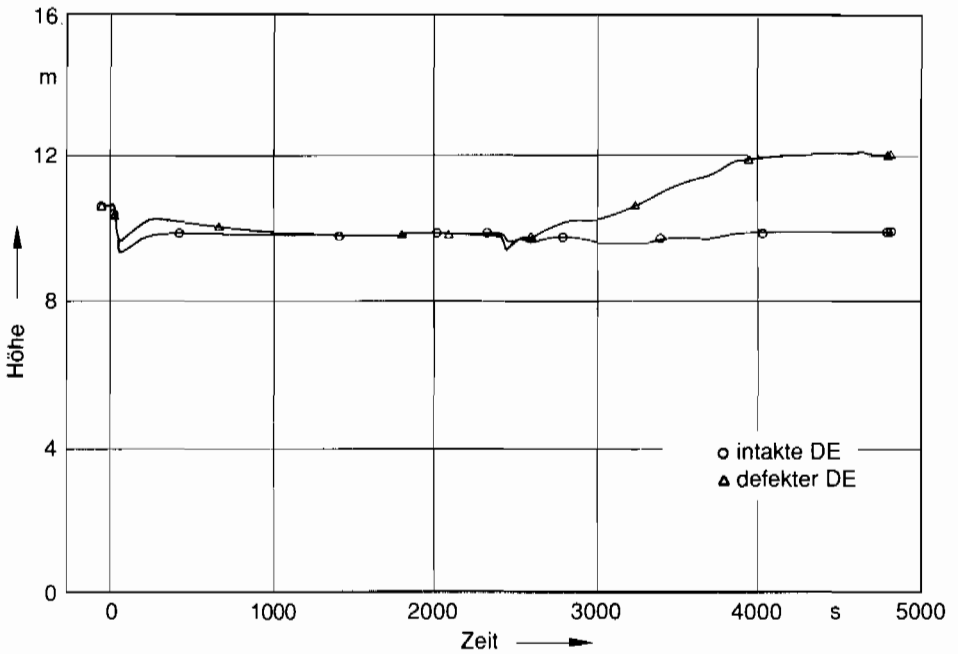


Bild 4-28: Gemischspiegel im Dampferzeuger beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch (2F) und Abfahren mit 50 K/h

Als erste Maßnahme wird nach Überbrückung des Gebäudeabschlusses bei etwa 2800 s die Inbetriebnahme des Hilfssprühens mit Hilfe der TA-Abdrückpumpe angenommen und damit der Druckhalter-Füllstand bis auf die im Betriebshandbuch festgelegte Höhe von 7 m angehoben (Bild 4-25). Danach werden die Hochdruck-Förderpumpen auf Einspeisung in den Reaktorkühlkreislauf umgeschaltet und bei ca. 3600 s die Sicherheitseinspeisepumpen abgeschaltet.

Dadurch fällt der Druckhalter-Füllstand schnell ab. Werden die Hochdruck-Förderpumpen nicht rechtzeitig auf Hilfssprühen umgeschaltet, wird nach ca. 800 s der Anregegrenzwert der Notkühlsignale von 2,85 m wieder erreicht und somit die Sicherheitseinspeisung erneut aktiviert.

● Doppelendiger Heizrohrbruch bei Vollastbetrieb mit Versagen des Hilfssprühens
 Wegen der vergleichsweise hohen Nichtverfügbarkeit des Druckhalter-Hilfssprühens wird auch der Fall untersucht, daß das Druckhalter-Sprühen nach Auslösung des N16-Signals nicht erfolgt. Ähnliche Verhältnisse liegen auch bei Teillastbetrieb mit geringer Leistung vor, wenn das N16-Signal nicht ausgelöst wird.

Durch den Ausfall des Druckhalter-Hilfssprühens fällt der Druck im Primärkreis wesentlich langsamer als im Referenzfall (Bild 4-29). Dies führt zu einer größeren Leckage in den defekten Dampferzeuger und damit zu einem schnelleren Füllstandsabfall im Druckhalter. Etwa 300 s nach Störfalleintritt wird der Anregegrenzwert von 2,85 m (Bild 4-30) unterschritten und damit die Notkühlung sowie der Gebäudeabschluß ausgelöst. Mit dem Start der Sicherheitseinspeisepumpen (lt. Rechenannahme ist nur eine verfügbar) wird dem Primärsystem ein Druck von ca. 10 MPa aufgeprägt. Daraus ergibt sich ein höheres Druckgefälle zur Sekundärseite, was zu einer Leckrate von ca. 20 kg/s führt (Bild

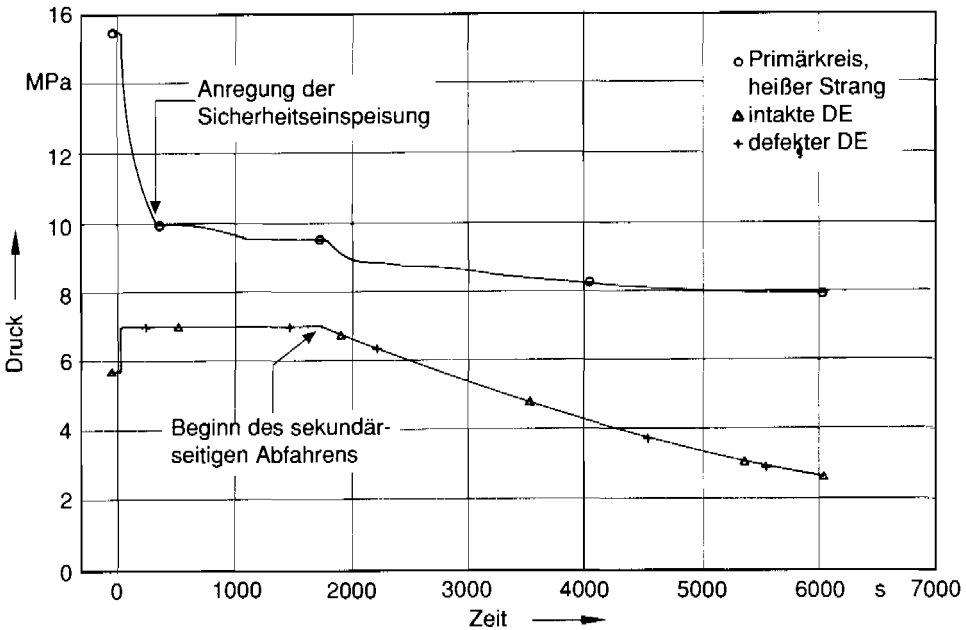


Bild 4-29: Systemdrücke beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch (2F) und Versagen des Druckhalter-Hilfssprühens

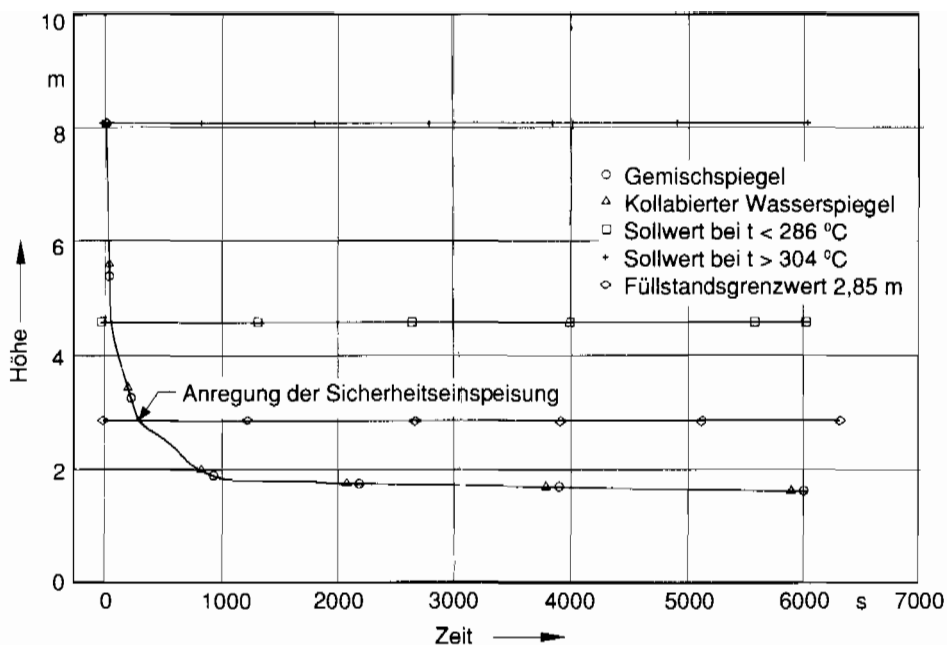


Bild 4-30: Kollabierter Wasserspiegel im Druckhalter beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch (2F) und Versagen des Druckhalter-Hilfssprühens

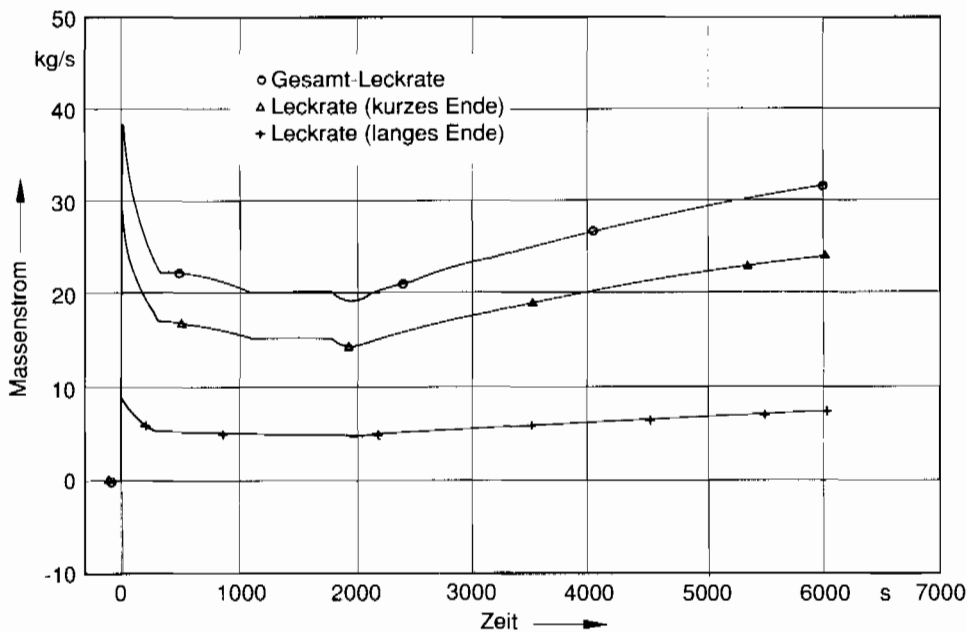


Bild 4-31: Leckmassenströme beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch (2F) und Versagen des Druckhalter-Hilfssprühens

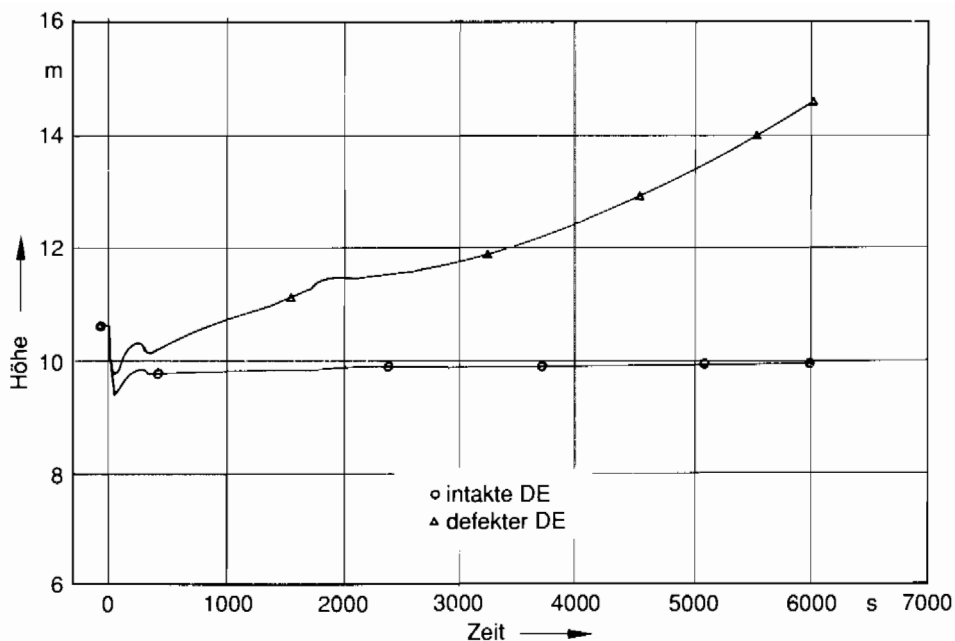


Bild 4-32: Gemischspiegel im Dampferzeuger beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch (2F) und Versagen des Druckhalter-Hilfssprühens

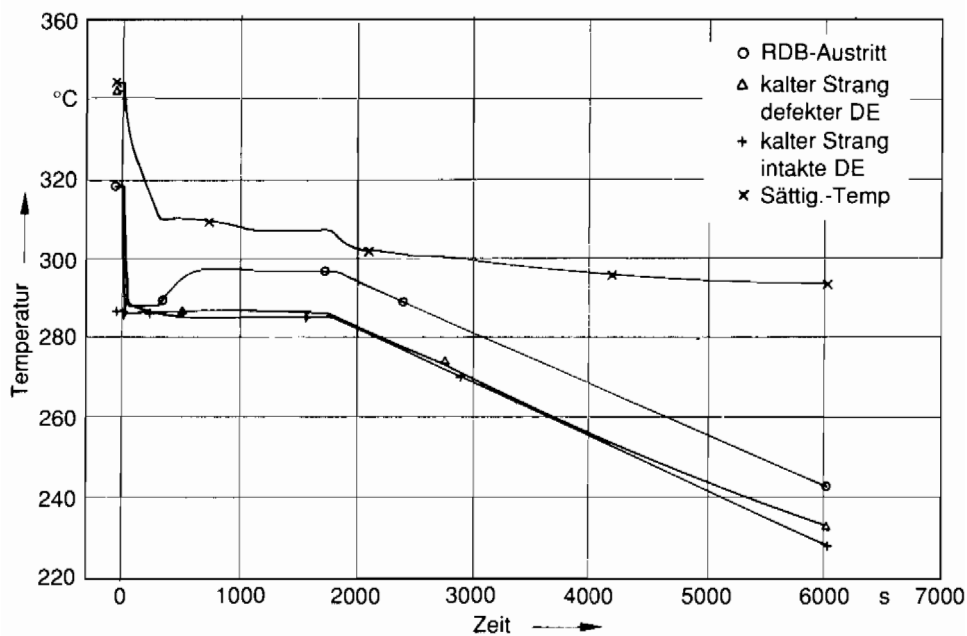


Bild 4-33: Fluidtemperaturen im Primärkreis beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch (2F) und Versagen des Druckhalter-Hilfssprühens

4-31). Da zu diesem Zeitpunkt über die Frischdampf-Umleitstation nur ca. 10 kg/s Dampf pro Dampferzeuger abgeführt werden, beginnt der Füllstand im defekten Dampferzeuger langsam anzusteigen. Ohne weitere Maßnahmen könnte dieser Anlagenzustand ca. 1,5–2 h gehalten werden. Danach wäre allerdings der defekte Dampferzeuger weitgehend mit Wasser aufgefüllt (Bild 4-32).

Wegen des Ausfalls des Druckhalter-Sprühens können die Sicherheitseinspeisungen nicht ausgeschaltet werden. Im weiteren Störfallablauf wird nur noch das sekundärseitige Abfahren unterstellt. Das Abfahren erfolgt 30 min nach Störfalleintritt mit einem Gradienten von 50 K/h (Bild 4-33).

Während des Abfahrens fällt der Druck im Primärsystem infolge des ständigen Nachspeisens durch die Sicherheitseinspeisepumpe nur geringfügig ab, wogegen der Druck auf der Sekundärseite aufgrund des Abfahrens abgesenkt wird (Bild 4-29). Das Druckgefälle zur Sekundärseite nimmt dadurch kontinuierlich zu und bewirkt eine stetige Zunahme der Leckage zum defekten Dampferzeuger (Bild 4-31).

Durch die kontinuierliche Sicherheitseinspeisung wird der defekte Dampferzeuger letztendlich überflutet und danach die Frischdampfleitung aufgefüllt. Aufgrund von Wasserlasten ist ein Versagen der Frischdampfleitung bzw. ein Versagen der Frischdampf-Sicherheitsventile in Offenstellung nicht auszuschließen. Damit würde ein Störfall mit einem nicht absperrbaren Leck außerhalb des Sicherheitsbehälters vorliegen, der ohne nachfolgende anlageninterne Notfallmaßnahmen nicht beherrscht werden kann.

● Gleichzeitiger Bruch von 10 Dampferzeuger-Heizrohren

Beim gleichzeitigen Versagen von zehn Dampferzeuger-Heizrohren ($20F \triangleq 60 \text{ cm}^2$) ist in der Anfangsphase des Störfalles die Heizrohrleckage 10mal größer als im Referenzfall

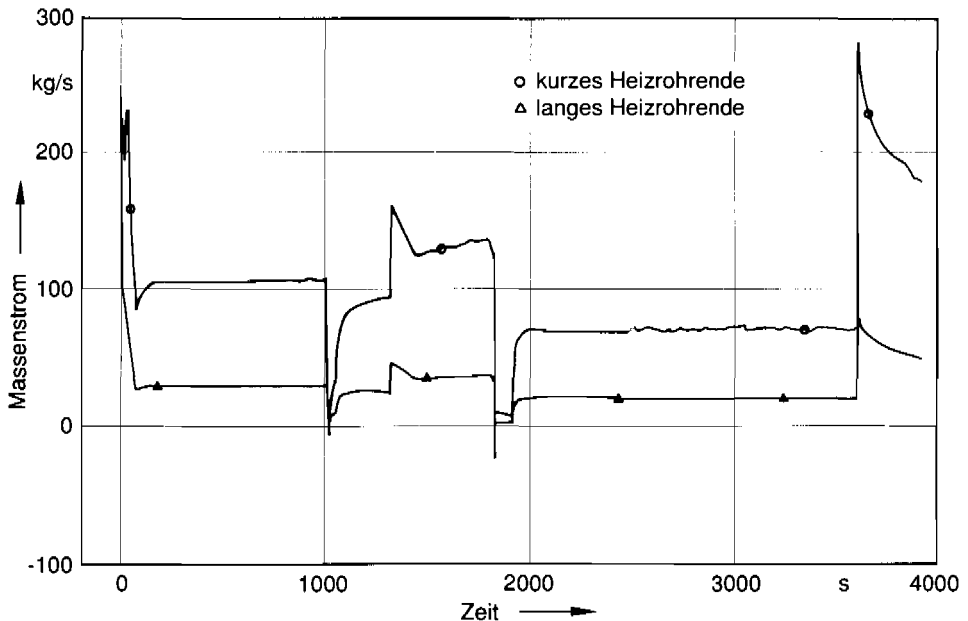


Bild 4-34: Leckmassenströme beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch (20F) mit Versagen der Frischdampf-Sicherheitsventile in Offenstellung

(Bild 4-34). Damit sinken Primärdruck und Druckhalter-Füllstand entsprechend schneller ab. Die Auslösung des N16-Signales und das Einleiten von *Reaktorschnellabschaltung* und Turbinenschnellabschaltung sowie die weiteren automatischen Maßnahmen erfolgen frühzeitiger.

Die Notkühlkriterien werden bereits nach 50 s erreicht. Durch die Sicherheitseinspeisepumpen wird dem Primärkreis ein Druck von ca. 8 MPa (Bild 4-35) aufgeprägt und damit die Leckrate (Bild 4-34) längere Zeit auf einem relativ hohen Niveau gehalten.

Durch das Einspeisen der 4 Sicherheitseinspeisepumpen wird die Sekundärseite des defekten Dampferzeugers innerhalb von 600 s vollständig aufgefüllt (Bild 4-36), wobei anschließend das unterkühlte Wasser auch in die Frischdampfleitung gelangt (Bild 4-37). Es wird angenommen, daß der dort noch vorhandene Dampf vorwiegend im Bereich von Fallstrecken kondensiert und infolge der dabei auftretenden schnellen Druckabsenkung das Sekundärkreis-Abschlußsignal YZ 60 ($\Delta p/\Delta t$ -Signal) angeregt wird. Daraufhin werden die Frischdampf-Absperrschieber geschlossen und die Hauptspeisewasserversorgung unterbunden.

Durch die Unterbrechung der Frischdampfentnahme steigt der Druck im defekten Dampferzeuger schnell an, während in den intakten Dampferzeugern aufgrund der bereits eingetretenen Umkehrung des Wärmestroms sogar ein leichter Druckabfall zu verzeichnen ist (Bild 4-35).

Die Druckerhöhung im defekten Dampferzeuger führt zu einem Anstieg der Förderhöhe der Sicherheitseinspeisepumpen und damit zu einer Reduzierung der Einspeiserate entsprechend der Pumpenkennlinie. Hierdurch bedingt steigen die Systemdrücke sekundär-

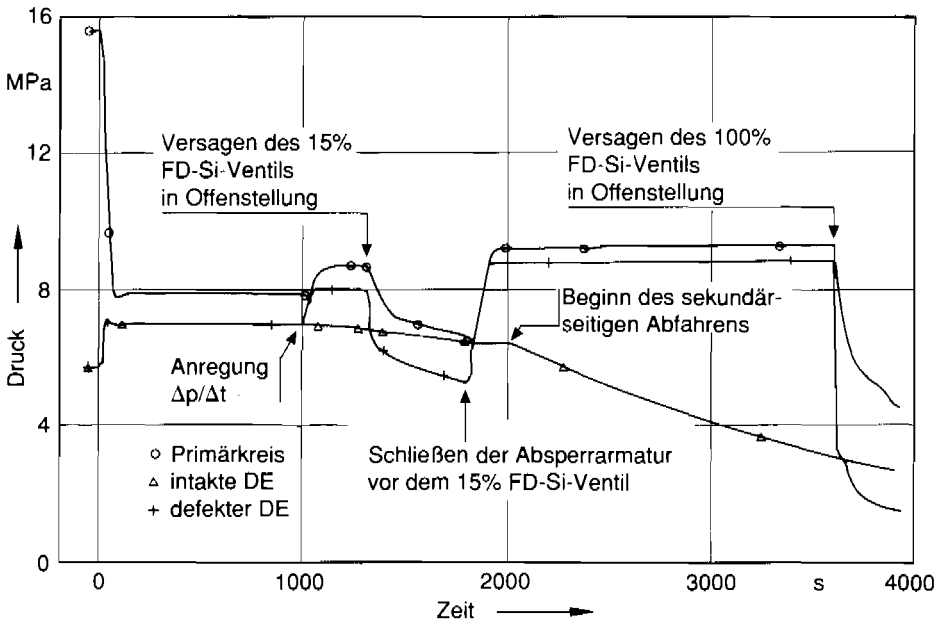


Bild 4-35: Systemdrücke beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch (20F) mit Versagen der Frischdampf-Sicherheitsventile in Offenstellung

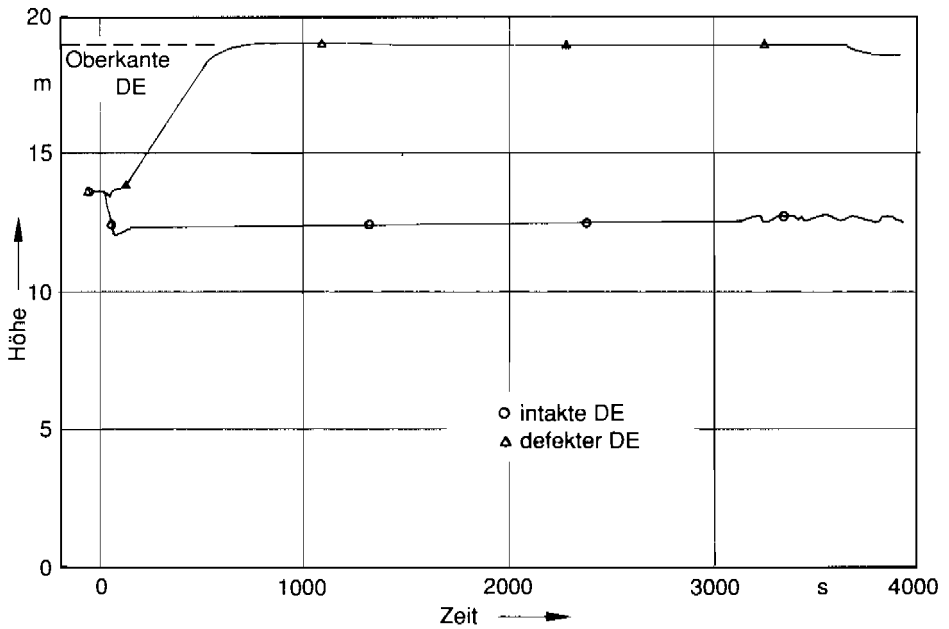


Bild 4-36: Gemischspiegel im Dampferzeuger beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch (20F) mit Versagen der Frischdampf-Sicherheitsventile in Offenstellung

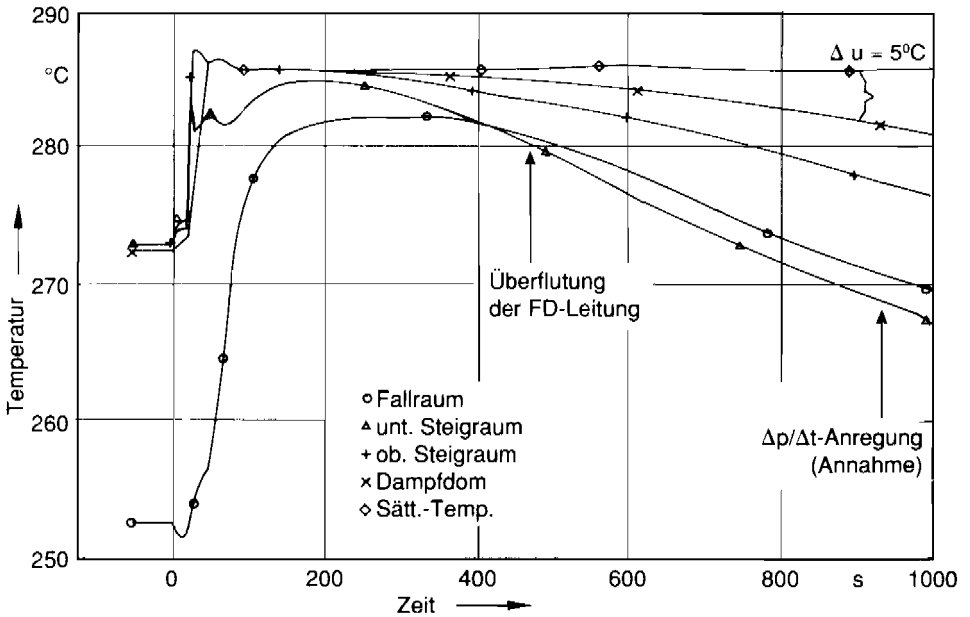


Bild 4-37: Fluidtemperaturen im defekten Dampferzeuger beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch (20F) mit Versagen der Frischdampf-Sicherheitsventile in Offenstellung

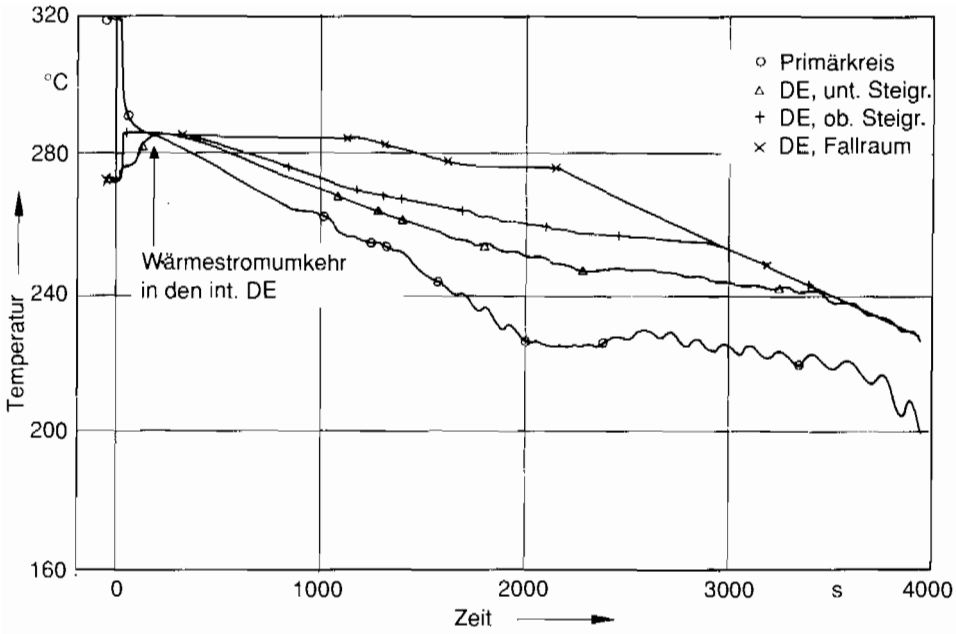


Bild 4-38: Fluidtemperaturen im intakten Dampferzeuger und im Primärkreis beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch (20F) mit Versagen der Frischdampf-Sicherheitsventile in Offenstellung

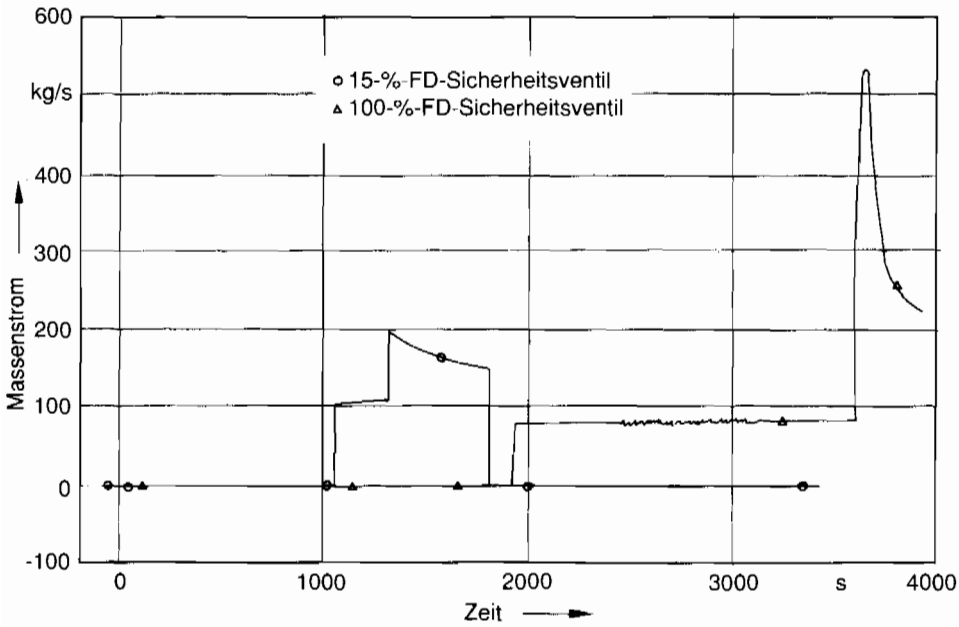


Bild 4-39: Durchsatz der Frischdampf-Sicherheitsventile am defekten Dampferzeuger beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch (20F) mit Versagen der Frischdampf-Sicherheitsventile in Offenstellung

und primärseitig innerhalb weniger Minuten über 8,0 MPa an. Dadurch öffnet das 15-%-Frischdampf-Sicherheitsventil am defekten Dampferzeuger. Es wird über das Ventil ein Gemisch aus Speisewasser und Primärkühlmittel in die Umgebung freigesetzt. Infolge der dabei auftretenden hohen Belastungen am Ventil wird unterstellt, daß das Ventil nach einer Anzahl von Zyklen versagt und in Offenstellung verbleibt. Der hierdurch ausgelöste schnelle Druckabfall im defekten Dampferzeuger führt erneut zu einer Anregung des Sekundärkreisabschlusses, so daß für weitere 10–15 min die Frischdampf-Absperrarmaturen geschlossen bleiben und damit das Abfahren der 3 intakten Dampferzeuger über die Frischdampf-Umleitstation frühestens bei etwa 2000 s beginnen kann. Gleichzeitig fällt auch der Druck auf der Primärseite und führt zu einer Erhöhung der Einspeiserate durch die Sicherheitseinspeisepumpen. Dadurch sinkt die Kühlmitteltemperatur im Primärkreis noch schneller, womit den intakten Dampferzeugern noch mehr Energie entzogen wird (Bild 4-38).

Etwa 500 s nach dem Versagen der 15-%-Frischdampf-Sicherheitsventile wird angenommen, daß das Betriebspersonal das dem 15-%-Frischdampf-Sicherheitsventil vorgelagerte Absperrventil auf Anweisung schließt (Primärdruck $< 6,5$ MPa) und damit vorerst den Kühlmittelverlust unterbindet. Der Druck im defekten Dampferzeuger steigt dadurch wieder an und führt schließlich zum Ansprechen des 100-%-Frischdampf-Sicherheitsventils. Dieses begrenzt den Druck im defekten Dampferzeuger durch ständiges Öffnen und Schließen auf ca. 8,8 MPa, wobei allerdings die Öffnungsfrequenz infolge des relativ großen Ventilquerschnitts wesentlich kleiner ist als bei dem 15-%-Frischdampf-Sicherheitsventil (Bild 4-39).

Zum Zeitpunkt 2100 s nach Störfalleintritt wird davon ausgegangen, daß die Frischdampf-Absperrschieber wieder aufgefahren werden und das Betriebspersonal das Abfahren über die drei intakten Dampferzeuger einleitet. Diese Maßnahme zeigt allerdings kaum Wirkung, da die Primärkreistemperatur generell unter dem Temperaturniveau der intakten Dampferzeuger bleibt (Bild 4-38).

Etwa 1 h nach Störfalleintritt wird unterstellt, daß auch das 100-%-Frischdampf-Sicherheitsventil den hohen Belastungen nicht mehr standhält und in Offenstellung versagt. Damit liegt ein nicht mehr absperrbares Leck außerhalb des Sicherheitsbehälters vor. Die Folge ist ein abrupter Druckabfall im defekten Dampferzeuger bis auf Sättigungsbedingungen (ca. 2 MPa), verbunden mit einem erheblichen Kühlmittelverlust, der auf der Primärseite die Unterkühlung noch weiter verstärkt.

Nach ca. 1,5 h werden durch den Weiterbetrieb der Sicherheitseinspeisepumpen auch die Borwasser-Flutbehälter entleert. Ohne weitere anlageninterne Notfallmaßnahmen (s. Abschnitt 6.3.3) wird der hier diskutierte Fall zum Kernschmelzen führen (s. Abschnitt 8.3.1.5).

● Zusammenfassende Wertung der Analysen

Die analytischen Untersuchungen zeigen, daß die meisten Ereignisabläufe wegen einer Überspeisung des defekten Dampferzeugers durch die Sicherheitseinspeisepumpen nicht beherrscht werden können.

Zur Sicherheitseinspeisung kann es z. B. aus folgenden Gründen kommen (siehe auch Abschnitt 4.3.3.2):

- Zu großer sekundärseitiger Abfahrgradient
- Ausfall des Druckhalter-Hilfssprühens
- Ausfall des N16-Signals (z. B. bei kleiner Reaktorleistung)

- Ausfall der Eigenbedarfsversorgung (Notstromfall)
- Bruch von mehreren Heizrohren
- Abfahren nach Ausfall der *Isolation des defekten Dampferzeugers*
- Ausfall der *Isolation des defekten Dampferzeugers* und Ausfall der *Leckageergänzung*

Für die Außerbetriebnahme der Sicherheitseinspeisung steht beim Bruch eines Dampferzeuger-Heizrohres mindestens 1 h zur Verfügung. Bei mehreren gebrochenen Heizrohren verkürzt sich diese Zeit je nach Leckfläche auf ca. 10 Minuten.

Die langandauernde Sicherheitseinspeisung ist demnach für die Beherrschung von Dampferzeuger-Heizrohrbrüchen nachteilig. Ohne Sicherheitseinspeisung wird die Beherrschung des Störfalls wesentlich erleichtert, da sie erst bei Gefährdung der Kernkühlung durch niedrigeren Reaktor-druckbehälter-Füllstand erforderlich ist.

Aufgrund dieses Sachverhaltes beabsichtigt der Betreiber der Anlage Biblis B Änderungen im Reaktorschutz und im Betriebshandbuch durchzuführen (siehe Abschnitt 2.4), um die Vorsorge gegen Überspeisung des defekten Dampferzeugers weiter zu verbessern. Im einzelnen wird die Sicherheitseinspeisung bei hohem Dampferzeuger-Füllstand automatisch abgeschaltet und vorrangig automatisch bei niedrigem Reaktor-druckbehälter-Füllstand wieder zugeschaltet. Durch dieses Konzept werden Heizrohrbrüche, unabhängig von der Bruchgröße, zuverlässiger beherrscht werden. Die geplanten anlageninternen Notfallmaßnahmen (s. Abschnitt 6.3.3) bieten weitere Möglichkeiten zur Störfallbeherrschung.

4.4.3 Transienten

In diesem Abschnitt werden die analytischen Untersuchungen zu den auslösenden Ereignissen Notstromfall, Ausfall Hauptwärmesenke, Ausfall Hauptspeisewasser, Leck im Frischdampfsystem und ATWS behandelt.

Die Analysen werden mit ALMOD4 durchgeführt. Für einige ergänzende Rechnungen wird das Programm DRUFAN verwendet.

Im Zusammenhang mit Untersuchungen zu anlageninternen Notfallmaßnahmen (AM) werden im Abschnitt 6.4 thermohydraulische Analysen für den Notstromfall mit Ausfall der Notspeisewasserversorgung (z. B. aufgrund des Ausfalls der Notstromdiesel (Station Black-out) und des Ausfalls der Bespeisung durch das Notstandssystem) und der Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung mit Ausfall der Notspeisewasserversorgung beschrieben. Mit den dort dargestellten Analysen werden die verfügbaren Zeitspannen zur Herstellung einer Notspeisewasserversorgung bzw. einer verzögerten Speisewasserversorgung sowie die Wirksamkeit von anlageninternen Notfallmaßnahmen untersucht.

4.4.3.1 Notstromfall

Wesentliche Ergebnisse der Analysen, wie der Druckverlauf im Primär- und Sekundärkreislauf sowie der Verlauf der Kühlmitteltemperaturen, sind für den beherrschten Notstromfall in den Bildern 4-40 bis 4-42 dargestellt.

Im Notstromfall erfolgt die Stromversorgung der 10-kV-Notstromschienen über die Notstromdiesel. Die Verbraucher mit großem Leistungsbedarf, wie Hauptkühlmittelpumpen, Hauptspeisewasserpumpen und Hauptkühlwasserpumpen, werden über die 10-kV-

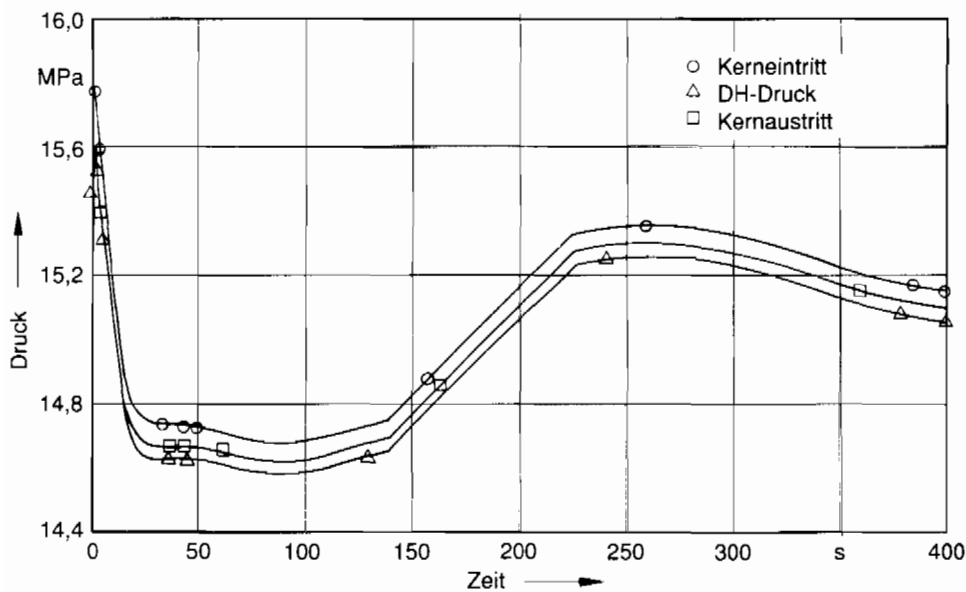


Bild 4-40: Primärkreisdrücke beim Notstromfall

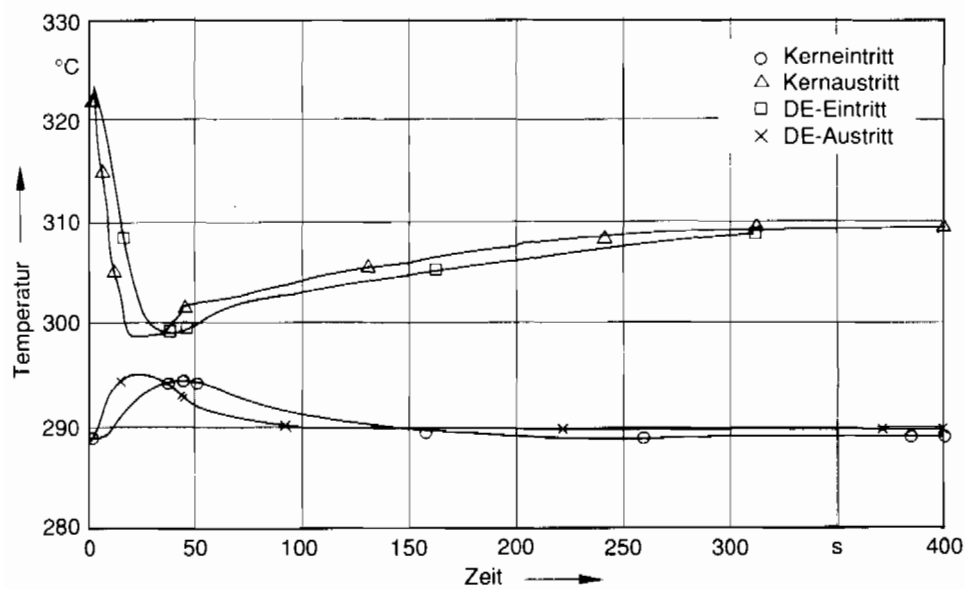


Bild 4-41: Fluidtemperaturen im Primärkreis beim Notstromfall

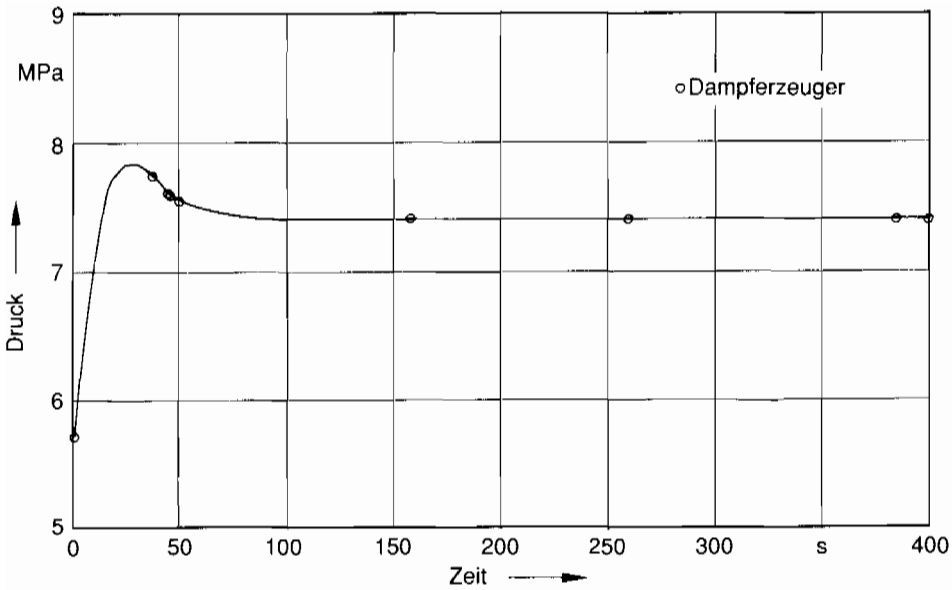


Bild 4-42: Druck im Sekundärkreis beim Notstromfall mit automatischem Teilabfahren

Eigenbedarfsschienen versorgt, die aufgrund des auslösenden Ereignisses spannungslos sind. Diese Pumpen laufen daher aus. Durch niedrige Drehzahl der Hauptkühlmittelpumpen ($< 93\%$) wird eine Reaktorschnellabschaltung ausgelöst. Für die dargestellten Analysen wird davon ausgegangen, daß die Dampferzeuger über das Notspeisewassersystem bespeist werden. Die Hauptwärmesenke fällt über den Kondensatorschutz der Turbine aus. Der Frischdampfdruck wird dann durch das automatische Teilabfahren über die Abblaseregelventile auf einen Druck von 7,3 MPa begrenzt. Das Auslaufen der Hauptkühlmittelpumpen sowie der Verlust der Hauptwärmesenke bewirken einen Anstieg der mittleren Kühlmitteltemperatur und des Drucks im Primärkreislauf. Die Leistungsreduktion auf die Nachzerfallsleistung durch die Reaktorschnellabschaltung und das automatische Teilabfahren vermindern diesen Druckanstieg. In diesem Zeitbereich der Transiente bleibt somit der Primärdruck unterhalb des Ansprechdrucks des ersten Druckhalter-Abblaseventils. Das erste Druckhalter-Abblaseventil öffnet nur dann, wenn z. B. die Reaktorschnellabschaltung um ca. 2 s verzögert ausgelöst wird oder das automatische Teilabfahren versagt.

Mit einem Strang des Notspeisewassersystems oder mit Hilfe einer Pumpe des Notstandssystems wird die Nachzerfallsleistung abgeführt und die Anlage im Zustand „Nulllast heiß“ gehalten. Ein Abfahren der Anlage ist in den ersten 10 h nach Störfalleintritt nicht erforderlich. Die Wasservorräte im Speisewasserbehälter und im Deionatbehälter reichen mindestens 15 h lang zur Abfuhr der Nachwärme, wenn die Anlage nicht abgefahren wird. Fällt die Notspeisewasserversorgung einschließlich des Notstandssystems aus, verringert sich stetig das sekundärseitige Wasserinventar in den Dampferzeugern. Der Dampf wird über die Frischdampf-Abblaseregelventile bzw. bei Ausfall des automatischen Teilabfah-

rens über die Frischdampf-Sicherheitsventile abgelassen. Gelingt es, das Notspeisesystem innerhalb von ca. 50 min wieder in Betrieb zu nehmen, wird das sekundärseitige Wasserinventar der Dampferzeuger nicht vollständig verdampft und die Druckhalterventile werden nicht öffnen.

Wird die Notspeisewasserversorgung in der angegebenen Zeit nicht wiederhergestellt, wird danach die Nachzerfallsleistung über die Druckhalter-Abblaseventile oder -Sicherheitsventile abgeführt, wobei sich das Wasserinventar des Primärsystems verringert. Nach ca. 120 min ist der Wasserspiegel im Primärsystem bis zur Kernoberkante abgesunken. Kann bis zu diesem Zeitpunkt eine verzögerte Speisewasserversorgung hergestellt werden, heizt sich der Kern nicht auf. Fällt zusätzlich das Volumenregelsystem (TA-System) aus, so verringert sich dieser Zeitabschnitt geringfügig auf ca. 110 min.

4.4.3.2 Ausfall der Hauptwärmesenke

Im Unterschied zum Notstromfall laufen die Hauptkühlmittelpumpen und die Hauptspeisewasserpumpen zunächst weiter. Das 1. Druckhalter-Abblaseventil begrenzt den Druckanstieg im Primärsystem auf 16,2 MPa. Reaktorschnellabschaltung wird durch das Signal „Frischdampfdruck hoch“ ausgelöst. Der Frischdampfdruck wird erst über die kleinen Frischdampf-Sicherheitsventile (sog. 15-%-Ventile), später durch das automatische Teilabfahren über die Abblaseregelstation auf einen Druck von 7,3 MPa begrenzt. Die Nachzerfallsleistung einschließlich der Hauptkühlmittel-Pumpenleistung wird mit mindestens einer Pumpe des Notspeisewassersystems oder Notstandssystems abgeführt und die Anlage im Zustand „Nullast heiß“ gehalten.

Fällt die Notspeisewasserversorgung aus, verringert sich das sekundärseitige Wasserinventar stetig. Die Dampferzeuger dampfen nicht vollständig aus, wenn es gelingt, innerhalb von 35 min das Notspeisesystem wieder in Betrieb zu nehmen. Andernfalls öffnen die Druckhalterventile, und der Wasserspiegel im Reaktordruckbehälter sinkt 80 min nach Störfallbeginn bis auf Kernoberkante ab.

4.4.3.3 Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung

Beim Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung steht im allgemeinen die Hauptwärmesenke zur Verfügung. Auch die Hauptkühlmittelpumpen laufen weiter. Deshalb sind in der Anfangsphase dieser Transiente die Auswirkungen auf den Druck und die Temperatur im Primärkreis geringer als beim Notstromfall. Die Reaktorschnellabschaltung wird erst durch das Signal „Dampferzeuger-Wasserstand niedrig“ ausgelöst. Der Frischdampf wird dann über die Umleitstation in den Turbinenkondensator abgeführt. Eine Dampferzeugerbespeisung mit einer Pumpe des Notspeisewassersystems oder Notstandssystems ist ausreichend.

Fällt die Notspeisewasserversorgung vollständig aus, sind die Dampferzeuger nach ca. 20 min entleert. Die geringere Ausdampfzeit im Vergleich zum Notstromfall resultiert aus der späteren Reaktorschnellabschaltung und der hydraulischen Leistung (ca. 25 MW) der Hauptkühlmittelpumpen. Kann die Notspeisewasserversorgung in dieser Zeit nicht wiederhergestellt werden, öffnen Druckhalterventile nach ca. 35 min (bei Funktionieren der Druckregelung). Speist das Volumenregelsystem ein (funktionierende Druckregelung), erreicht der Wasserspiegel im Primärsystem nach ca. 60 min die Kernoberkante. Bei Ausfall der Druck- und Volumenregelung öffnen die Druckhalterventile schon nach 20 min und der Wasserspiegel erreicht die Kernoberkante nach ca. 50 min. Gelingt es, in diesem Zeitraum eine verzögerte Speisewasserversorgung herzustellen, so wird eine Kernaufheizung verhindert.

4.4.3.4 Lecks im Frischdampfsystem

Der Ablauf des Störfalls hängt von Lage und Größe des Lecks ab. Ein Leck zwischen Dampferzeuger und Frischdampf-Absperrventil (d. h. innerhalb des Sicherheitsbehälters) wird als ein nicht absperrbares Leck, ein Leck hinter der Frischdampfarmatur (d. h. außerhalb des Sicherheitsbehälters) als ein absperrbares Leck bezeichnet.

Die Ergebnisse der Analysen mit dem Programm ALMOD4 für ein nicht absperrbares mittleres Frischdampf-Leitungsleck mit einer Leckgröße von 400 cm^2 ($\sim 0,1\text{F}$ -Bruch) werden im folgenden beispielhaft beschrieben (siehe Bilder 4-43 bis 4-48).

Der anfängliche Leckmassenstrom beträgt ca. 350 kg/s . Hierdurch sinkt der Druck im Frischdampfsystem. Über die Turbinenregelung (Frischdampf-Minimaldruckregelung) wird der Turbinendurchsatz reduziert. Eine Reaktorschnellabschaltung wird aufgrund der Frischdampfmenge im Sicherheitsbehälter durch das Signal „Differenzdruck Betriebsräume oder Anlagenräume zu Atmosphäre $> 3 \text{ kPa}$ “ ausgelöst, das nach ca. 5 s ansteht. Mit Reaktorschnellabschaltung erfolgt Turbinenschnellabschaltung. Nach Turbinenschnellabschaltung steigt der sekundärseitige Druck (s. Bild 4-48) wegen der plötzlichen Reduzierung des Dampfdurchsatzes über die Turbine kurzzeitig an, fällt dann aber aufgrund des Frischdampfleckes. Reaktorschnellabschaltung und die Druckabsenkung im Frischdampfsystem führen zu einer Abkühlung des Primärkühlmittels und zum Absinken des Druckhalter-Füllstandes. Bei ca. 90 s erfolgt über „Druckhalter-Füllstand niedrig“ und „Druckdifferenz Betriebsräume oder Anlagenräume hoch“ der Gebäudeabschluß des Sicherheitsbehälters und die Auslösung der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen*. Daraufhin werden die Hauptkühlmittelpumpen und das Volumenregelsystem abgeschaltet. Das

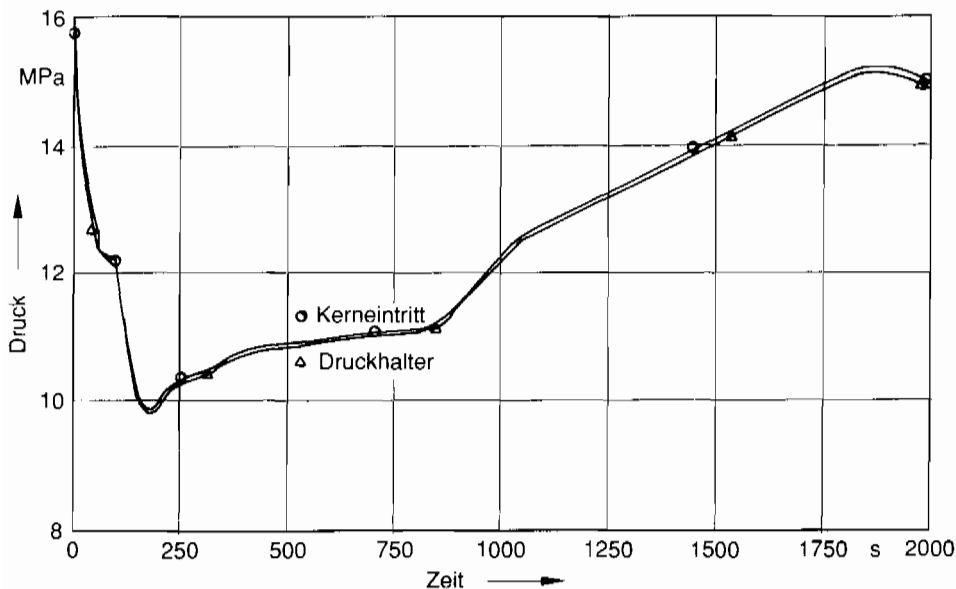


Bild 4-43: Primärkreisdrücke beim Leck im Frischdampfsystem (400 cm^2)

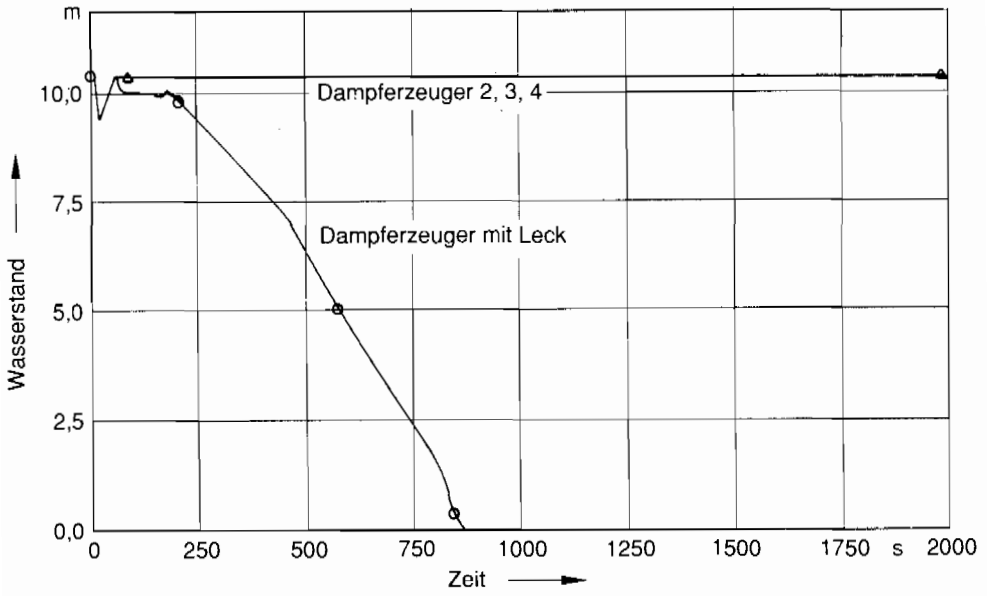


Bild 4-44: Kollabierter Wasserspiegel im Dampferzeuger beim Leck im Frischdampfsystem (400 cm²)

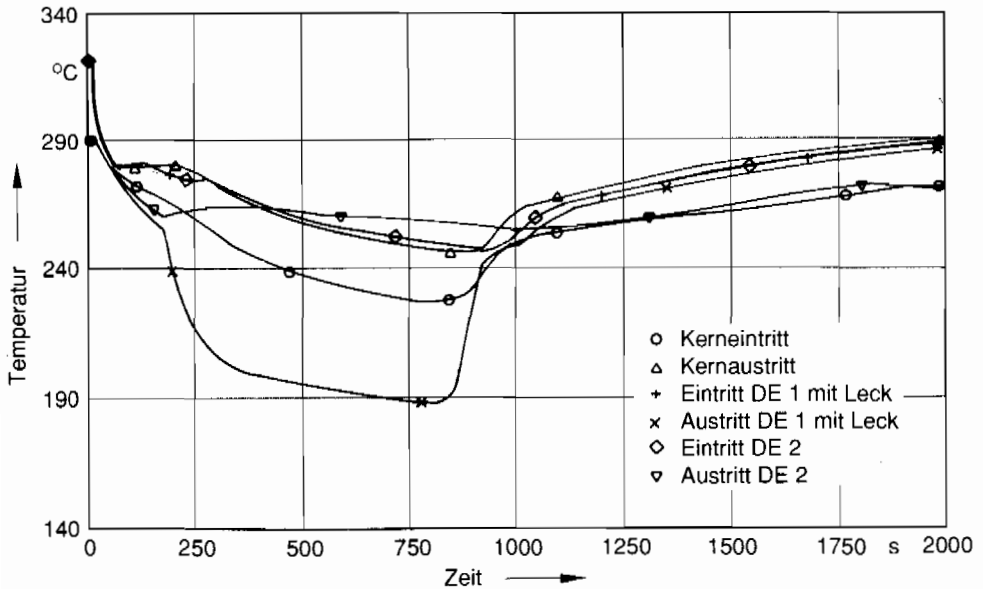


Bild 4-45: Primärkreistemperaturen beim Leck im Frischdampfsystem (400 cm²)

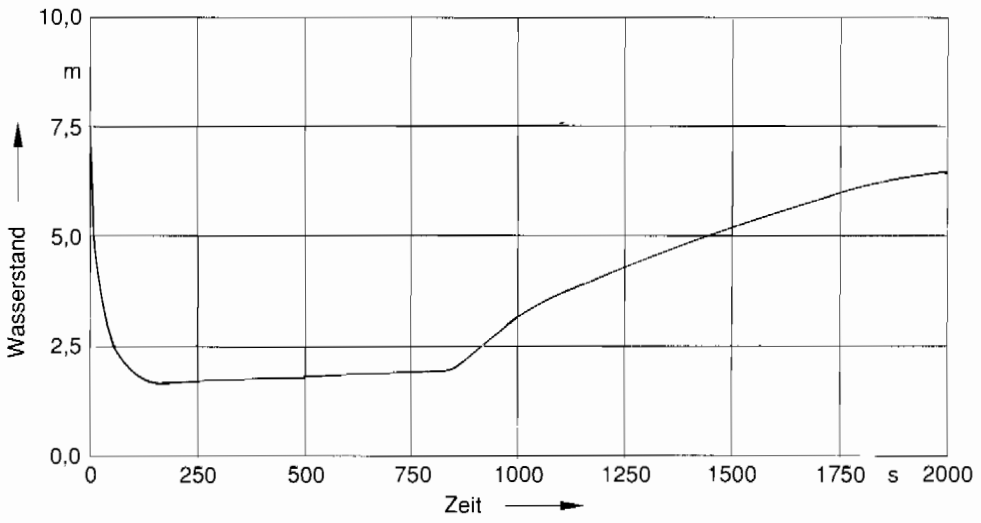


Bild 4-46: Kollabierter Wasserspiegel im Druckhalter beim Leck im Frischdampfsystem (400 cm²)

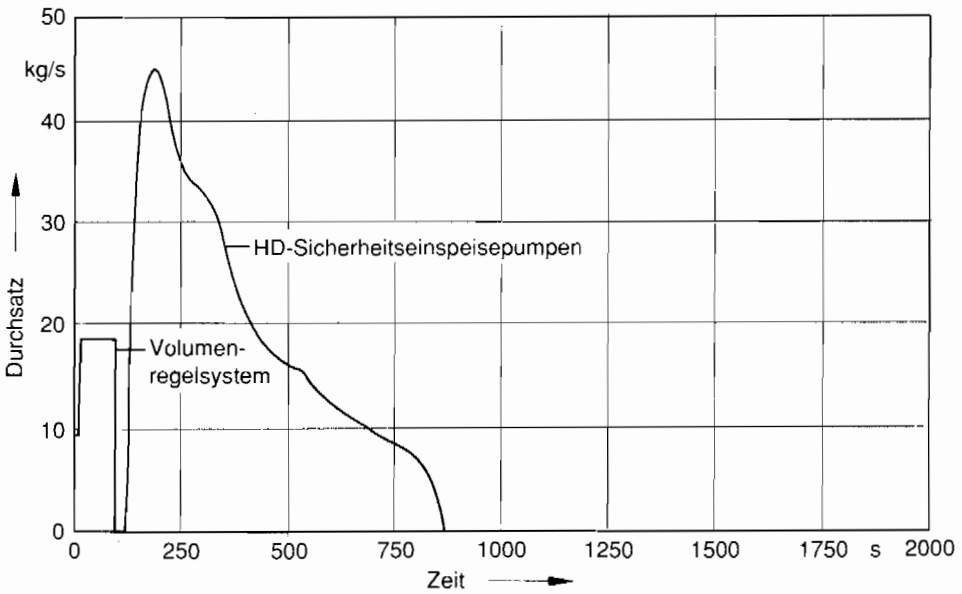


Bild 4-47: Einspeiseraten beim Leck im Frischdampfsystem (400 cm²)

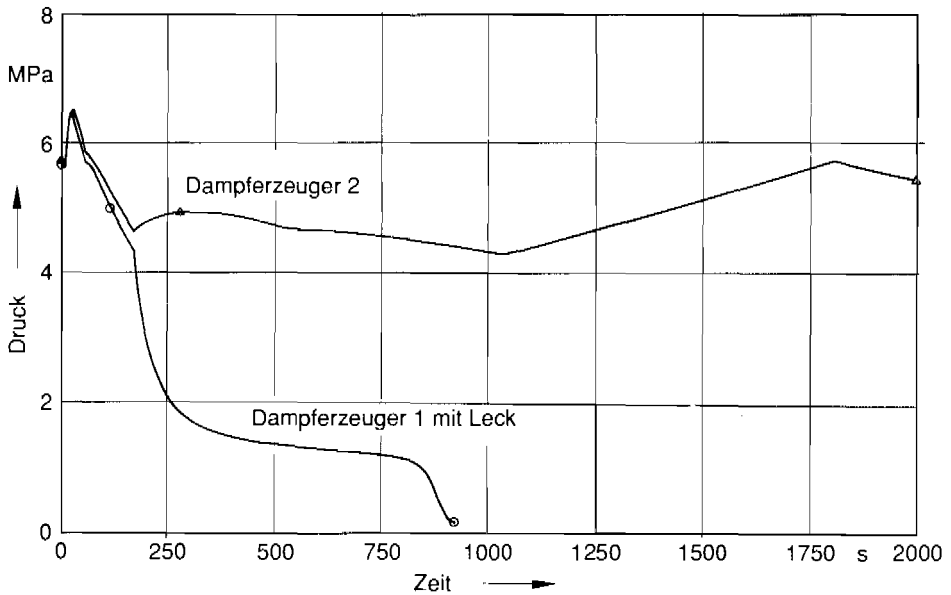


Bild 4-48: Drücke in den Dampferzeugern beim Leck im Frischdampfsystem (400 cm²)

Primärsystem kühlt wegen der Energieabfuhr über den Dampferzeuger mit Frischdampf-Leitungsleck weiter ab. Wenn der Druck im Primärkreis unter 11,0 MPa fällt, wird durch die Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen boriiertes Wasser in den Primärkreis eingespeist (Bild 4-47).

Nach ca. 165 s schließen infolge des $\Delta p/\Delta t$ -Signals YZ60 (Frischdampfdruckabfall $> 0,4$ MPa/min) die Frischdampf-Absperrventile. Die Hauptspeisewasserversorgung wird unterbrochen. Für die Dampferzeuger ohne Frischdampf-Leitungsleck erfolgt eine Notspeisewasserversorgung. Während in den isolierten Dampferzeugern der Druck wieder langsam ansteigt, sinkt der Druck im Dampferzeuger mit Frischdampf-Leitungsleck bis zum vollständigen Ausdampfen weiter ab. Nach Entleerung dieses Dampferzeugers (ca. 850 s) steigen Druck und Temperatur im Primärkreis (s. Bild 4-45) und der Druckhalter-Füllstand (s. Bild 4-46) wieder an. Ebenso steigt der Druck in den anderen Dampferzeugern. Der Druck im Primärkreis steigt bis zum Öffnungsdruck des 1. Druckhalter-Abblaseventils an, wenn nicht spätestens 30 min nach Störfalleintritt mit 100 K/h abgefahren wird. Fällt die Notspeisewasserversorgung aus, sind die isolierten Dampferzeuger je nach Lecklage und Leckgröße nach ca. 20 bis 30 min entleert.

Analysiert wurde auch ein großes Frischdampf-Leitungsleck mit Folgebruch im benachbarten Strang. Die Reaktorschnellabschaltung erfolgt unmittelbar nach Eintreten des Lecks aufgrund des $\Delta p/\Delta t$ -Signals. Die beiden Dampferzeuger sind schon nach ca. 1 min ausgedampft. Ein Öffnen eines Druckhalterventils ist nach ungefähr 3 min zu erwarten. Bei Ausfall der Notspeisewasserversorgung wird das sekundärseitige Wasserinventar der anderen Dampferzeuger nach ca. 30–40 min vollständig verdampft.

Für die langfristige Nachwärmeabfuhr ist die Bespeisung eines isolierten Dampferzeugers mit einem Notspeisestrang bzw. einer Pumpe des Notstandssystems und eine

Frischdampfabgabe ausreichend. Weitere Abschätzungen ergaben, daß die Dampferzeugerbespeisung bei großen Lecks spätestens nach ca. 65–100 min und bei mittleren Lecks nach ca. 60–80 min erfolgen muß, um eine Kernfreilegung zu verhindern.

Lecks außerhalb des Sicherheitsbehälters mit Versagen des Frischdampf-Absperrventils verlaufen ähnlich wie die Lecks innerhalb des Sicherheitsbehälters. Dieses trifft insbesondere für das große Leck zu, bei dem die Reaktorschnellabschaltung aufgrund des $\Delta p/\Delta t$ -Signals ausgelöst wird. Bei mittleren Lecks außerhalb des Sicherheitsbehälters wird die Reaktorschnellabschaltung nicht wie bei Lecks innerhalb des Sicherheitsbehälters durch hohen Sicherheitsbehälterdruck ausgelöst, sondern z. B. durch niedrigen Füllstand (6,5 m) in einem Dampferzeuger. Daher werden bei diesen Lecks Unterschiede in ihren zeitlichen Abläufen erwartet.

4.4.3.5 ATWS

Diese Analysen behandeln die zu erwartenden Transienten Notstromfall sowie Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung mit zusätzlichem Ausfall der Reaktorschnellabschaltung. Für die Analysen wird dabei angenommen, daß die Reaktorschnellabschaltung zwar ausgelöst wird, jedoch keine Steuerelemente in den Reaktorkern einfallen.

Bei den für solche ATWS entscheidenden nuklearen Rückwirkungen durch Moderatorichte und Brennstofftemperatur auf den Leistungsverlauf wird pessimistisch mit den Kerndaten für einen Gleichgewichtskern am Beginn des Abbrandzyklus gerechnet.

Bei den Analysen wird nicht berücksichtigt, daß durch Dehnung der Deckelschrauben des Reaktordruckbehälters der Druck begrenzt werden kann (vgl. Abschnitt 4.5.3.3).

Die wichtigsten mit dem Programm ALMOD4 ermittelten Rechenergebnisse sind in Tabelle 4-13 zusammenfassend dargestellt. Bei der Bestimmung der Mindestanforderungen wird ein zulässiger Druck von 22,4 MPa (s. Kapitel 4.5.3.3) zugrunde gelegt.

Die sich daraus ergebenden Mindestanforderungen an die Systeme haben sich gegenüber der Phase A geändert. Zur Beherrschung des ATWS-Notstromfalls müssen mindestens 1v3, und beim ATWS-Ausfall Hauptspeisewasser 3v3 großen Druckhalterventilen öffnen, sofern keine Steuerelemente in den Reaktorkern einfallen. Bei einem negativen Reaktivitätseintrag $> 0,2\%$ (bei Vollastbetrieb entsprechend dem Einfall von 4–9 Steuerelementen) müssen nur 2v3 großen Druckhalterventilen öffnen. Hierbei müssen mindestens 2v4 Notspeisesträngen verfügbar sein. Beim ATWS-Ausfall Hauptspeisewasser werden die höchsten Drücke erreicht. Öffnen z. B. beide Abblaseventile nicht, steigt der Druck im Primärkreis, auch bei Verfügbarkeit von 4 Notspeisesträngen, auf 26,2 MPa an.

Im folgenden werden ausgewählte Analyseergebnisse zum ATWS-Notstromfall sowie zum ATWS-Ausfall Hauptspeisewasser beschrieben:

● Notstromfall mit Versagen der Reaktorschnellabschaltung

In dem hier beschriebenen Fall wird angenommen, daß die zwei Druckhalter-Abblaseventile nicht öffnen, aber alle 4 Notspeisewasserstränge verfügbar sind. Ab Störfallbeginn (0 s) laufen die Primärkühlmittelpumpen, die Hauptspeisewasser- sowie die Hauptkühlwasserpumpen aus. Mit der Reaktorschnellabschaltung wird die Turbinenschnellabschaltung ausgelöst. Wegen der verminderten Wärmeabfuhr zur Sekundärseite steigen Druck (Bild 4-49) und Temperatur (Bild 4-50) im Primärsystem an. Da der Druckhalter 20 s nach Störfallbeginn aufgefüllt ist, ist auch das Druckhalter-Sprühen nicht mehr wirksam. Der Druck im Primärsystem wird dann durch die Sicherheitsventile auf 17,6 MPa begrenzt. Die Reaktorleistung wird im weiteren Verlauf hauptsächlich durch die Moderatorrückwirkung auf ungefähr 25 % der Nennleistung reduziert (Bild 4-51).

Tab. 4-13: Ausgewählte Rechenläufe zu ATWS (Anticipated Transients Without Scram)

Störfall	Zusatzausfälle	Zeitpunkt des maximalen Druckes [s]	Maximal-Druck [MPa]
ATWS-Notstrom	2v2 Druckhalter-Abblaseventile	370	17,6
ATWS-Notstrom	2v2 Druckhalter-Abblaseventile und 2v4 Notspeisestränge	330	18,5
ATWS-Notstrom	2v2 Druckhalter-Abblaseventile und Sicherheitsventil 2	375	19,6
ATWS-Notstrom	2v2 Druckhalter-Abblaseventile, Sicherheitsventil 2 und 1v4 Notspeisestränge	370	21,0
ATWS-Notstrom	2v2 Druckhalter-Abblaseventile, Sicherheitsventil 2 und 2v4 Notspeisestränge	320	22,2
ATWS-Ausfall Hauptspeisewasser	Abblaseventile sind ab 96 s abgesperrt	105	ca. 25,0
ATWS-Ausfall Hauptspeisewasser	ohne Zusatzausfall	114	18,7
ATWS-Ausfall Hauptspeisewasser	2v4 Notspeisestränge	113	20,5
ATWS-Ausfall Hauptspeisewasser	Abblaseventil 1	118	20,0
ATWS-Ausfall Hauptspeisewasser	Abblaseventil 1 und 2v4 Notspeisestränge	115	21,1
ATWS-Ausfall Hauptspeisewasser	Abblaseventil 2	120	21,9
ATWS-Ausfall Hauptspeisewasser	Abblaseventile 1 und 2	125	26,1

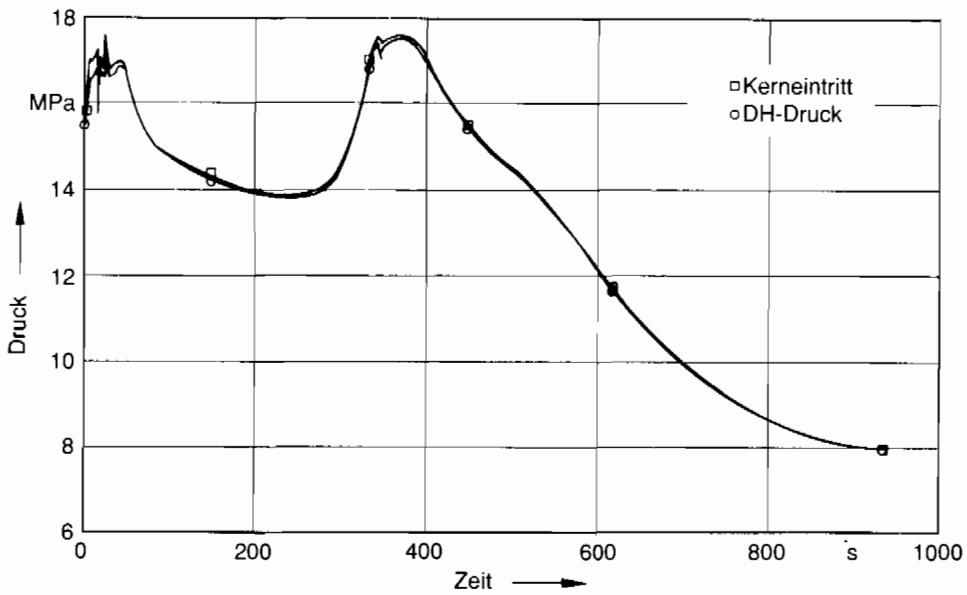


Bild 4-49: Primärkreisdrücke beim ATWS-Notstromfall, beide Druckhalter-Abblaseventile öffnen nicht

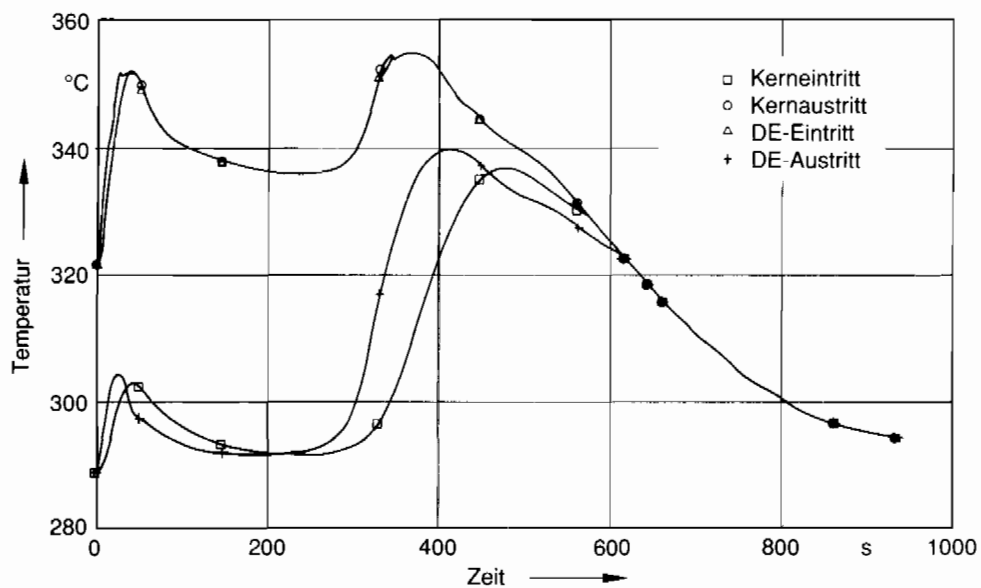


Bild 4-50: Fluidtemperaturen im Primärsystem beim ATWS-Notstromfall, beide Druckhalter-Abblaseventile öffnen nicht

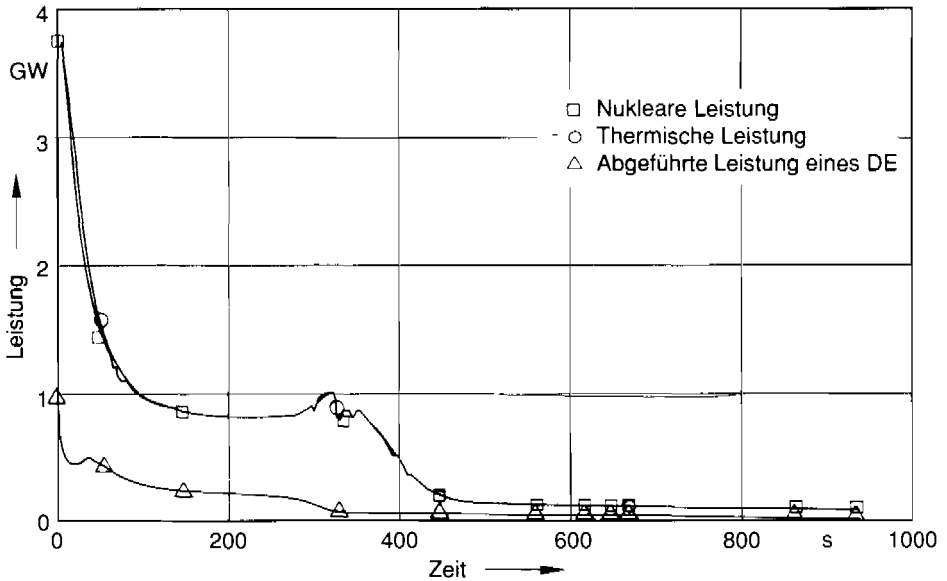


Bild 4-51: Erzeugte und abgeführte Leistung beim ATWS-Notstromfall, beide Druckhalter-Abblaseventile öffnen nicht

Sekundärseitig ist die Anfangsphase des Störfalls dadurch charakterisiert, daß die Frischdampf-Abblaseregelventile und die 15-%-Frischdampf-Sicherheitsventile die Druckregelung bzw. die Druckbegrenzung übernehmen. Obwohl alle 4 Notspeisepumpen einspeisen, sind die Dampferzeuger wegen der relativ hohen Leistung nach 300 s ausgedampft. Der Druck im Primärkreis steigt danach an und es kommt zu einem zweiten Öffnen der beiden Druckhalter-Sicherheitsventile. Die dadurch verstärkte Moderatorrückwirkung vermindert die Reaktorleistung auf das Niveau der Nachzerfallsleistung. Ein kurzzeitiges Öffnen von Druckhalterventilen ist im weiteren Verlauf dann zu erwarten, wenn der Kern wieder kritisch wird. Die Wasservorräte im Speisewasserbehälter (318 m³) und in den Deionatbehältern (690 m³) reichen zusammen mindestens 15 h lang zur Abfuhr der Nachwärme, wenn die Anlage nicht abgefahren wird.

Die Unterkritikalität ist durch das Einspeisen von Bor mit dem Volumenregelsystem innerhalb von einigen Stunden sicherzustellen. Danach kann die Anlage auf den Zustand „unterkritisch, kalt“ abgefahren werden.

● **Ausfall Hauptspeisewasser mit Versagen der Reaktorschnellabschaltung**

Der Ausfall des Hauptspeisewassers (0 s) führt zunächst nur zu einer geringfügigen Erhöhung von Drücken und Temperaturen im Primär- und im Sekundärkreislauf. Das Reaktorschnellabschaltensignal wird erst durch niedrigen Wasserstand in den Dampferzeugern (37 s) ausgelöst. Nach der anschließenden Turbinenschnellabschaltung steigt der Druck im Sekundärkreislauf. Infolge der reduzierten Leistungsübertragung zur Sekundärseite steigen Drücke und Temperaturen im Primärkreis weiter an, bis die Abblase- und Sicherheitsventile am Druckhalter öffnen. Die Reaktivitätsrückwirkung durch Änderung der Moderatorichte ist aufgrund der laufenden Hauptkühlmittelpumpen schwächer als beim Notstromfall.

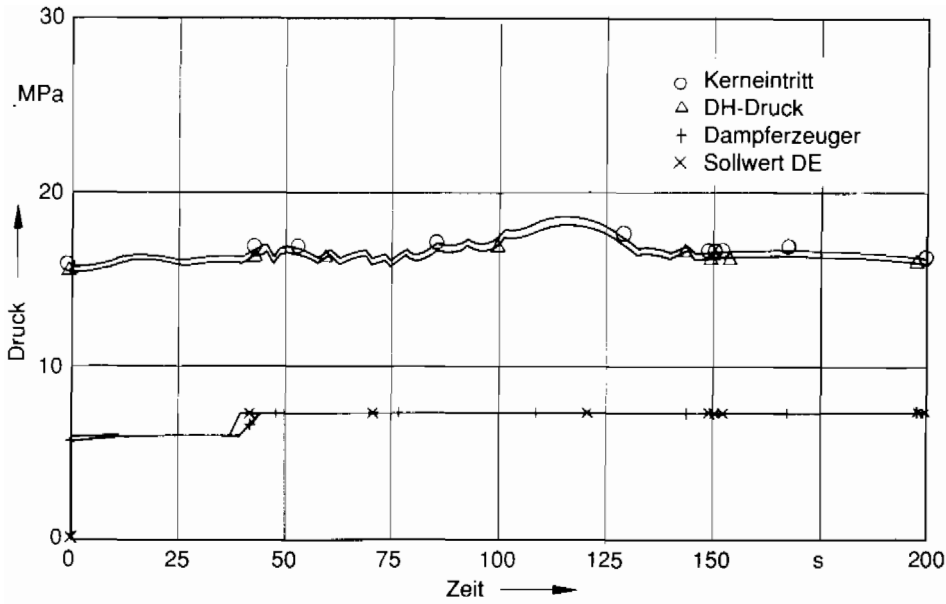


Bild 4-52: Systemdrücke beim ATWS-Ausfall Hauptspeisewasser

Wenn alle Druckhalterventile und alle 4 Notspeisewasserstränge zur Verfügung stehen, steigt der Druck auf maximal 18,7 MPa (Bild 4-52). Bei Ausfall des ersten oder des zweiten Abblaseventils bzw. beider Abblaseventile ergeben sich Drücke von maximal 20,0; 21,9 bzw. 26,1 MPa. Der Druckverlauf für diesen letzten Fall ist in Bild 4-53 dargestellt. Bild 4-54 zeigt den maximalen Druck in Abhängigkeit vom effektiven Ventilquerschnitt der Druckhalter-Abblaseventile und -Sicherheitsventile. Für diese Analysen wurde angenommen, daß mit der Reaktorschnellabschaltung die Turbinenschnellabschaltung ausgelöst wird, jedoch keine Steuerelemente in den Kern einfallen.

Bei einem negativen Reaktivitätseintrag von $n_{0,2} 2\%$ durch Einfall weniger Steuerelemente (4 stark wirksame bis 9 schwach wirksame Steuerelemente) wird der Druck auf Werte $< 22,3$ MPa begrenzt, sofern nur 2v4 Notspeisestränge verfügbar sind. Fallen 54 von 61 Steuerelementen ein, ist das *Öffnen der Druckhalterventile* nicht erforderlich.

Nach dem Erreichen des Druckmaximums ist der Kern wegen der Reaktivitätsrückwirkung zunächst unterkritisch. Die Druckhalterventile schließen und die Sekundärseite bestimmt mit den Maßnahmen automatisches Teilabfahren auf 7,3 MPa und Notspeisewasserversorgung der Dampferzeuger die Höhe der Energieabfuhr aus dem Primärkreis.

Zur Simulation des anlagendynamischen Verhaltens nach Austrocknen der Dampferzeuger (2 min) wird das Rechenprogramm DRUFAN eingesetzt. Damit kann die Separation der Wasser- und Dampfphase und folglich die Rückwirkung der Moderatorerdichte auf die nukleare Leistungserzeugung genauer beschrieben und die erzeugte Leistung bestimmt werden. Zur Berechnung des maximalen Drucks im Primärsystem ist dieses Programm wegen einer Begrenzung in den Stoffwertfunktionen nicht geeignet.

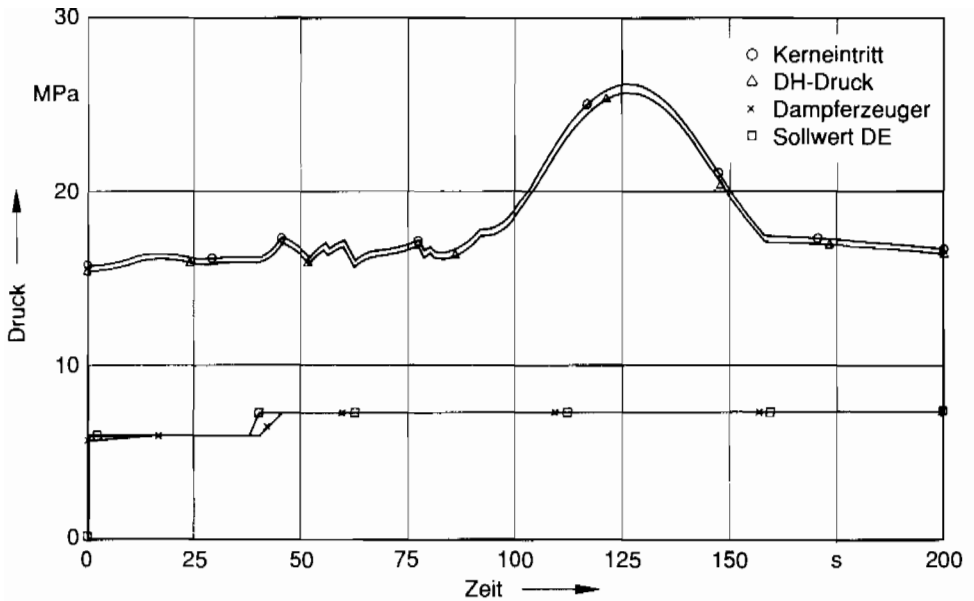


Bild 4-53: Systemdrücke beim ATWS-Ausfall Hauptspeisewasser, beide Druckhalter-Abblaseventile öffnen nicht

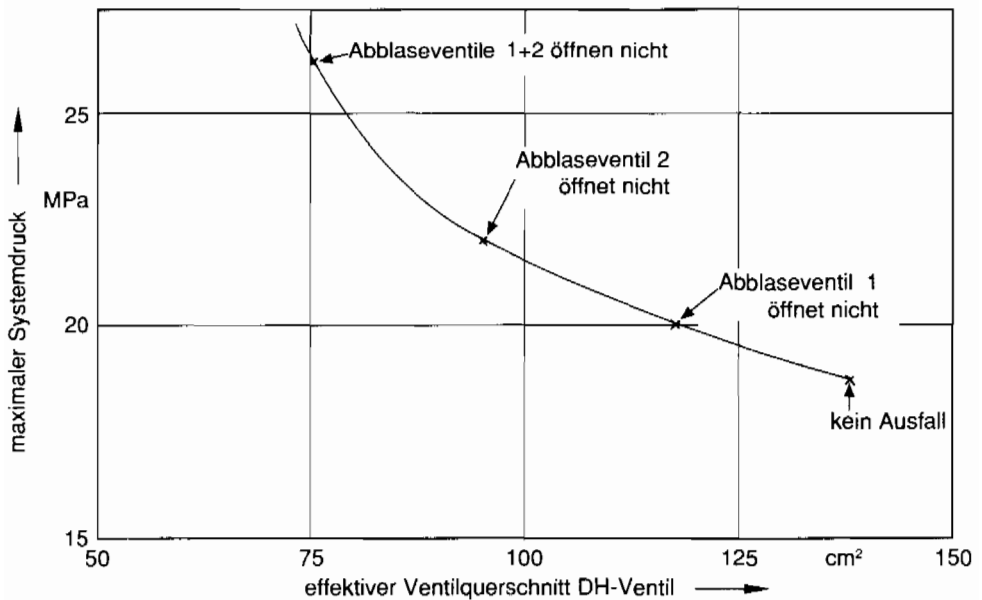


Bild 4-54: Maximaler Primärkreisdruck beim ATWS-Ausfall Hauptspeisewasser in Abhängigkeit vom Gesamtquerschnitt der Druckhalter-Abblaseventile

Die mit DRUFAN ermittelten Ergebnisse (Bilder 4-55 bis 4-57) zeigen, daß die Leistungserzeugung im Kern im Zeitbereich 3 bis 10 min nach Eintritt des Störfalls auf die Nachwärme reduziert ist. Dabei vermindert sich der Druck im Primärsystem auf 12,1 MPa. Das Kühlmittel am Kernaustritt kühlt sich dabei von 348 auf 328 °C ab. Durch die Abströmung von Dampf aus dem Kern in den Deckelraum vermindert sich der Betrag der Moderatorrückwirkung, und der Kern wird auf dem der sekundärseitigen Wärmeabfuhr entsprechenden Leistungsniveau wieder kritisch. Temperatur und Druck im Primärsystem steigen wieder an, bis die Druckhalterventile bei ca. 25 min öffnen. Der weitere Störfallverlauf wird nicht simuliert. Jedoch ist ein zyklischer Verlauf der Kernleistung zwischen den 2 Grenzwerten, die einerseits durch die Nachwärme (im wesentlichen Nachzerfallswärme und hydraulische Arbeit der Hauptkühlmittelpumpen) und andererseits durch die sekundärseitige Wärmeabfuhr bestimmt wird, zu erwarten.

Zum Erreichen der langfristigen Unterkritikalität muß Bor mit dem Volumenregelsystem eingespeist werden. Ein frühzeitiges Abschalten der Hauptkühlmittelpumpen würde zwar den Dampfgehalt im Kern erhöhen und damit die Moderatorrückwirkung verstärken und nachfolgend die Kernleistung begrenzen. Dadurch kann der Kern jedoch nicht längerfristig unterkritisch gehalten werden. Der Primärkreis darf nicht weiter abgekühlt werden (z. B. durch die Erhöhung der Dampferzeugerbespeisung oder durch Einleiten des Abfahrens), solange keine ausreichende Unterkritikalität durch die Volumenregelung mit Boreinspeisung sichergestellt ist.

Beim ATWS-Ausfall Hauptspeisewasser mit zusätzlichem Versagen des Schließens eines Druckhalter-Sicherheitsventils (Bilder 4-58 bis 4-60) ist der Ereignisablauf bis zum Versagen des Sicherheitsventils in Offenstellung wie im oben beschriebenen Fall. Wegen der zusätzlichen Energie- und Massenverluste über das offene Druckhalterventil sinkt der Primärdruck schneller ab als in dem Fall mit geschlossenen Ventilen und erreicht bei etwa 9 min einen Druck von 11 MPa. Da dann der Containmentüberdruck mehr als 3 kPa beträgt, werden die Notkühlkriterien erreicht und die Hochdruck-Sicherheitseinspeispumpen speisen boriiertes Wasser in den Primärkreis ein. Die Reaktivität im Kern ist während der Druckabsenkung kontinuierlich auf unter $-3 \cdot 10^{-2}$ abgefallen. Durch Phasenseparation nach dem Ausschalten der Hauptkühlmittelpumpen erhöht sich die Dichte des Kühlmittels im Kern und somit die Reaktivität auf $-2 \cdot 10^{-2}$. Während der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* schwankt die Reaktivität zwischen $-2 \cdot 10^{-2}$ und $-3 \cdot 10^{-2}$ ohne Berücksichtigung des negativen Reaktivitätseintrags durch das boriierte Einspeisewasser. Die Rechnung wurde bis 13 min durchgeführt.

Wie bei anderen Kühlmittelverluststörfällen muß auch bei einem solchen Ereignis abgefahren werden, um vor einer Freilegung des Kerns *Niederdruck-Einspeisungen* im Sumpf-Umwälzbetrieb zu ermöglichen. Sind keine Steuerlemente in den Reaktorkern eingefallen, so ist zur Sicherstellung der Unterkritikalität im kalten Zustand eine Aufborierung auf 1800 ppm erforderlich. Dieser Wert wird durch Einspeisen von boriiertem Wasser mit 2 Hochdruck-Sicherheitseinspeispumpen während des Abfahrvorgangs erreicht. Das Abfahren mit 100 K/h muß spätestens zu den in Abschnitt 4.3.1.3 aufgeführten Zeiten eingeleitet werden. Ein früherer Abfahrbeginn (z. B. nach 15 min) könnte u. U. zu einer erneuten Kritikalität führen. Jedoch würde diese die primärseitige Druckabsenkung in dem hier betrachteten Fall nur (ca. 10 min) verzögern.

Bei größeren Lecks am Druckhalter wird die Unterkritikalität aufgrund der größeren Druckabsenkung und Einspeisung von boriiertem Wasser noch früher erreicht. Bei kleineren Lecks, insbesondere von Lecks $< 20 \text{ cm}^2$ ist u. U. eine Einspeisung von boriiertem Wasser mit den Hochdruck-Sicherheitseinspeispumpen nicht mehr gewährleistet (Druck

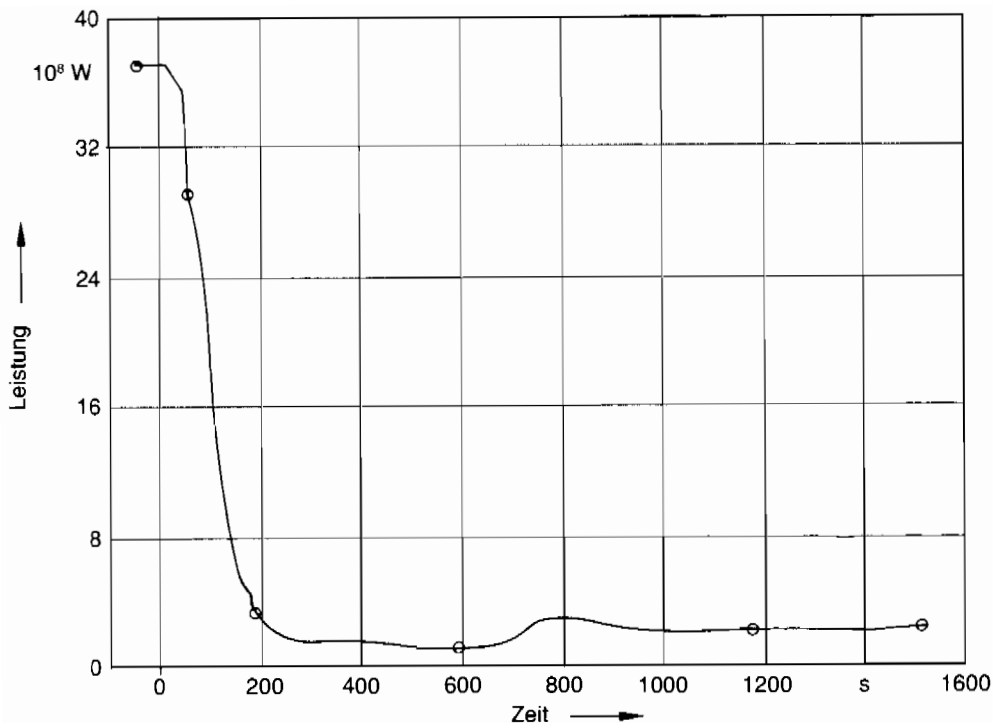


Bild 4-55: Erzeugte thermische Leistung beim ATWS-Ausfall Hauptspeisewasser

> 11 MPa). In einem solchen Fall muß innerhalb von 2–3 h nach Störfalleintritt Bor mit dem Volumenregelsystem eingespeist werden, um vor dem Abfahren der Anlage eine Unterkritikalität zu erreichen.

Ein entsprechender Hinweis muß in das Betriebshandbuch bzw. „Notfallhandbuch“ aufgenommen werden: Bei Versagen der Reaktorschnellabschaltung ist erst nach Erreichen einer Borkonzentration von 1500 ppm abzufahren.

4.5 Analysen zum Verhalten des Reaktordruckbehälters

In der Phase A der Risikostudie ist ausführlich dargelegt worden, daß bei einer zusammenfassenden Bewertung aller Maßnahmen, die zur Ermittlung und Absicherung der Belastungen sowie zur Erzeugung und zum Nachweis der Qualität durchgeführt werden, die Möglichkeit für ein Versagen des Reaktordruckbehälters aufgrund inhärenter Ursachen nicht zu erkennen ist. Anforderung und Qualität stehen beim Reaktordruckbehälter in einem solchen Verhältnis, daß ein Versagen durch unzureichende Auslegung, unzureichenden Werkstoff und unsachgemäße Herstellung unter den dargelegten Voraussetzungen praktisch auszuschließen ist.

Aussagen über die Reaktion des Reaktordruckbehälters auf Störfälle, bei denen ein höheres Spannungsniveau als im bestimmungsgemäßen Betrieb zulässig ist, stützten sich auf Abschätzungen. Bezüglich der Lebensdauereinflüsse auf das Tragverhalten wurde auf laufende Forschungsvorhaben verwiesen.

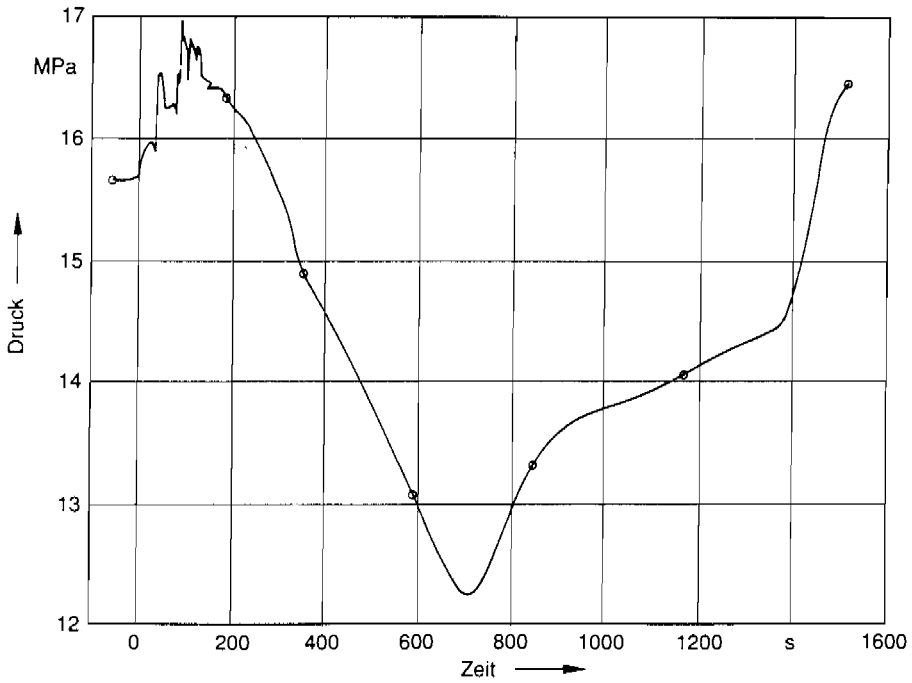


Bild 4-56: Primärkreisdrücke beim ATWS-Ausfall Hauptspeisewasser

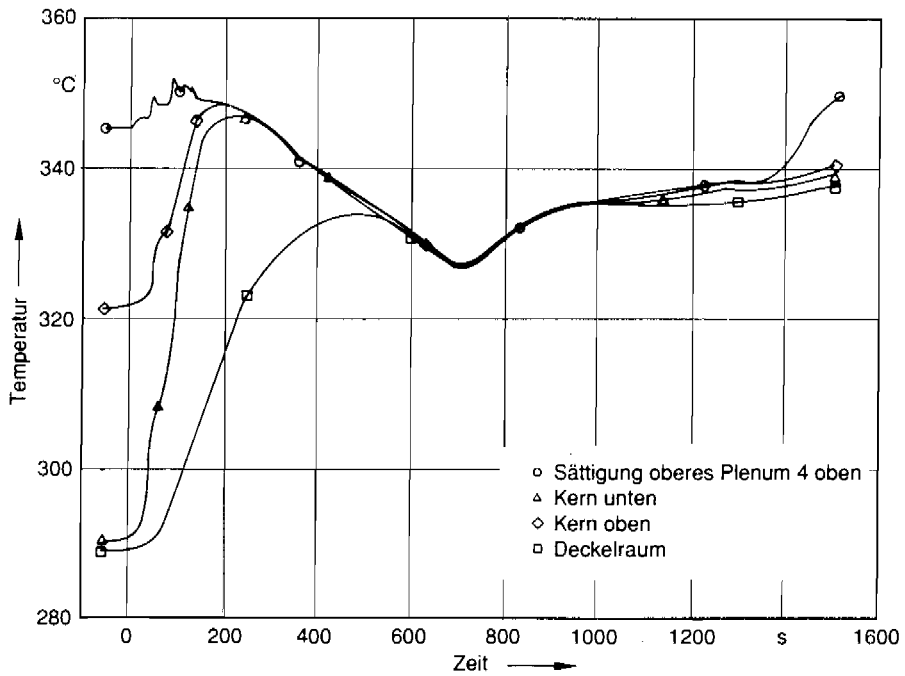


Bild 4-57: Fluidtemperaturen im Primärkreis beim ATWS-Ausfall Hauptspeisewasser

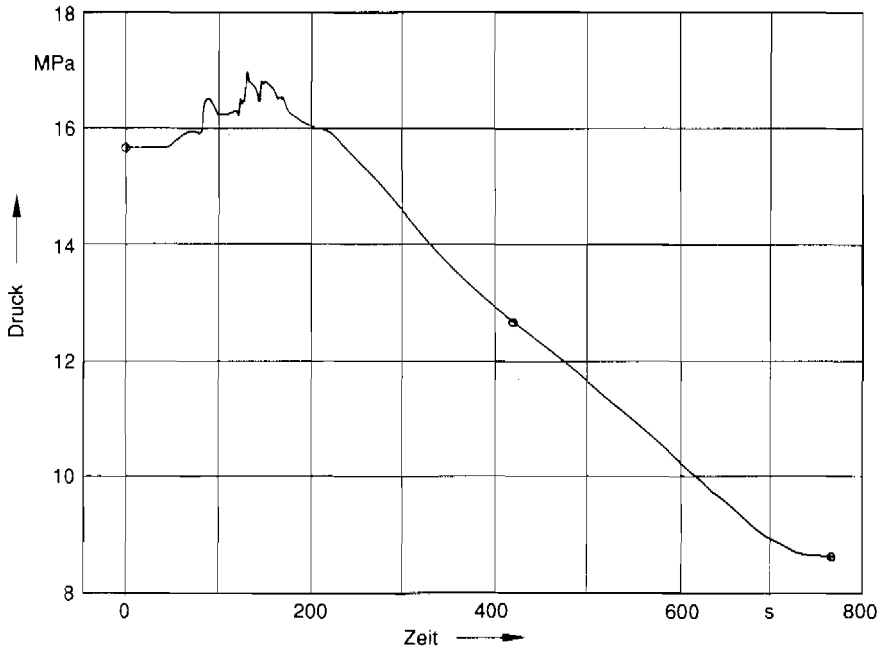


Bild 4-58: Primärkreisdruck beim ATWS-Ausfall Hauptspisewasser, ein Druckhalter-Sicherheitsventil schließt nicht

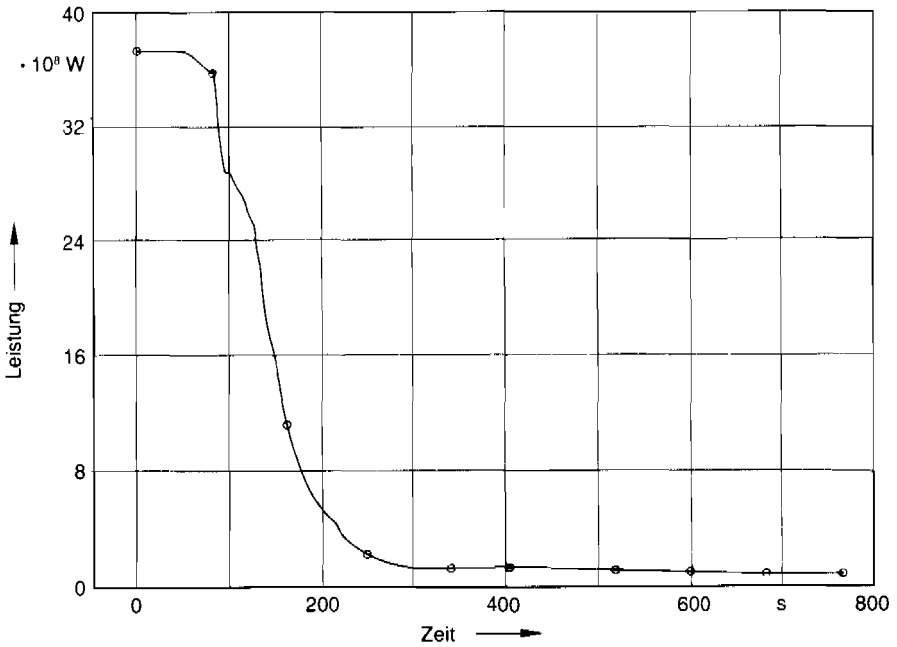


Bild 4-59: Erzeugte thermische Leistung beim ATWS-Ausfall Hauptspisewasser, ein Druckhalter-Sicherheitsventil schließt nicht

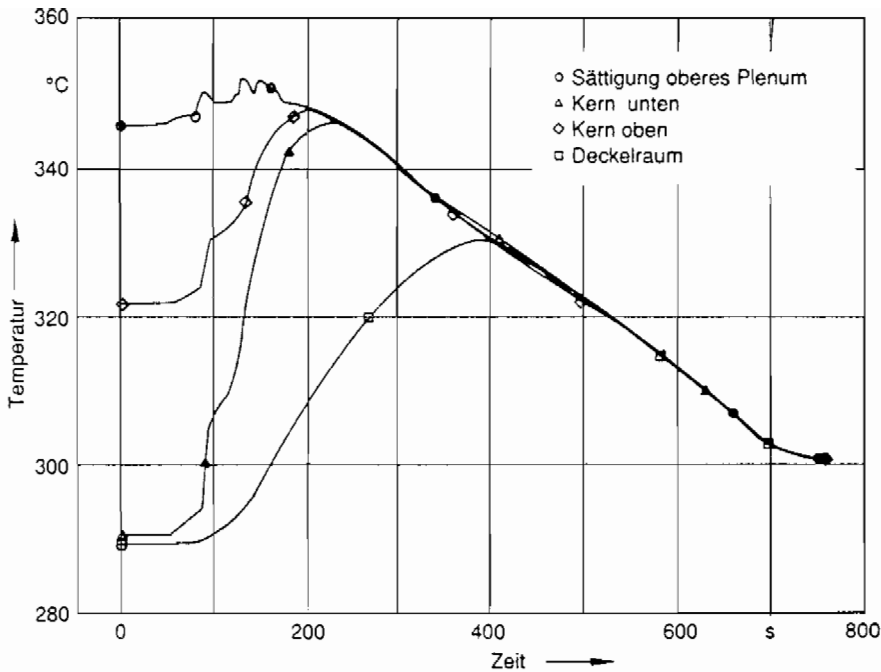


Bild 4-60: Primärkreistemperaturen beim ATWS-Ausfall Hauptspeisewasser, ein Druckhalter-Sicherheitsventil schließt nicht

Die zum damaligen Zeitpunkt vorgenommene Bewertung läßt sich aufgrund inzwischen durchgeführter Forschungs- und Entwicklungsvorhaben und größerer Betriebserfahrung aus heutiger Sicht ergänzen. Im Hinblick auf einen möglichen Folgeschaden wird das Verhalten des Reaktordruckbehälters bei Störungen und bei Störfällen untersucht. Der Wissensstand über mögliche Langzeiteinflüsse auf den Werkstoffzustand anhand der Ergebnisse der werkstoffspezifischen Forschungsprogramme sowie der Ergebnisse der wiederkehrenden Prüfungen und Überwachungsprogramme wird dabei berücksichtigt. Es werden Drucküberschreitungen und Kaltwassereinspeisungen (Thermoschock) sowie die Ergebnisse von Thermoschockversuchen analysiert. Die zu wesentlichen Themen wie

- Werkstoffverhalten,
- Wiederkehrende Prüfungen und Überwachungsprogramme,
- Verhalten des Reaktordruckbehälters bei Störfällen

durchgeführten Untersuchungen und erzielten Ergebnisse werden im folgenden dargestellt.

4.5.1 Werkstoffverhalten

In umfangreichen vom Bundesministerium für Forschung und Technologie geförderten Forschungsprogrammen wurden in den letzten 20 Jahren die wesentlichen Einflußgrößen aus Fertigung und Betrieb von Reaktordruckbehältern untersucht. Im Vordergrund der Untersuchungen für die Werkstoffe 22NiMoCr37 und 20MnMoNi55 standen die Auswirkungen von Mikro- und Makrorissen sowie Ribefeldern auf

- das Tragverhalten der Strukturen,
 - die Fehlererkennbarkeit und Auffindesicherheit
- sowie die
- Einflüsse aus dem Medium und der Neutronenbestrahlung auf die Langzeiteigenschaften.

Die Ergebnisse der überwiegend im Rahmen des Forschungsvorhabens „Komponentensicherheit“ durchgeführten Arbeiten lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Aus den betrieblichen Belastungsbedingungen sind relevante Änderungen der Werkstoffeigenschaften nicht zu erwarten. Bei Reaktordruckbehältern, bei denen wie bei der untersuchten Anlage Biblis B die Begleitelemente (Cu, P, S) eng spezifiziert sind und die Neutronenfluenz im Zustand „Lebensdauerende“ weit unterhalb von 10^{19} cm^{-2} (Energie $\cong 1 \text{ MeV}$) verbleibt, führt die Neutronenbestrahlung zu keinen wesentlichen Eigenschaftsänderungen.
- Die gemessenen Bruchzähigkeitswerte K_{IC} bestätigen den im ASME-Code Section XI angegebenen Verlauf der Referenzkurven für K_{IC} bzw. K_{Ia} (K_{Ia} = Reißarrestzähigkeit) als untere Grenzwerte.
- Die für die Sicherheitsnachweise üblichen Methoden ergeben bei Anwendung auf die verschiedenen untersuchten Probekörper eine sichere Bestimmung der Grenzlast im Vergleich zum Experiment.
- Die unter Druckwasserreaktor-Wasserchemiebedingungen durchgeführten Reißwachstumsuntersuchungen zeigen Ergebnisse im erwarteten Streuband.
- Die Anwendung der nach KTA-Regelwerk erforderlichen zerstörungsfreien Prüfmethode gewährleistet eine sichere Detektion etwaiger makroskopischer Fehler. Eine ausreichende Fehlergrößenbestimmung ist mit den heutigen Methoden ebenfalls möglich.

Die im Bericht zur Phase A der Risikostudie enthaltenen Vorbehalte bezüglich der Aussagesicherheit über mögliche Langzeiteinflüsse sind durch den inzwischen erarbeiteten Wissensstand im Rahmen der Forschung ausgeräumt. Die noch laufenden Forschungs- und Entwicklungsprogramme dienen der weiteren Quantifizierung der für den jeweils vorliegenden Werkstoffzustand sich ergebenden Sicherheitsabstände.

4.5.2 Wiederkehrende Prüfungen und Überwachungsprogramme

Sowohl die an Reaktordruckbehältern von Druckwasserreaktoren durchgeführten wiederkehrenden zerstörungsfreien Prüfungen als auch die wiederkehrenden Druckproben haben bestätigt, daß die Behälter frei von betrieblich entstandenen Fehlern sind. Weiterhin geben die Prüfergebnisse keinerlei Hinweise auf eventuelles Wachstum von aus der Fertigung verbliebenen zulässigen Anzeigen der durchgeführten zerstörungsfreien Prüfungen.

Im Rahmen der bundesaufsichtlichen Aufgaben werden Vorkommnisse in ausländischen Anlagen auf ihre Relevanz für Anlagen in der Bundesrepublik Deutschland überprüft. Der an Druckwasserreaktoren in den USA schon mehrfach aufgetretene Korrosionsangriff durch Aufkonzentration von Borsäure aus Dichtungsleckagen an der Außenseite von ferritischen Primärkreisbauteilen (in einem Fall am Reaktordruckbehälter-Deckel) ist bei Druckwasserreaktoren in der Bundesrepublik Deutschland bisher nicht beobachtet worden. Durch die andere Praxis der Bewertung von Anzeigen der Lecküberwachungseinrichtungen bei Anlagen in der Bundesrepublik Deutschland werden Dichtungsleckagen

über lange Zeiträume nicht toleriert, so daß Korrosionsangriffe durch Borsäure kein nennenswertes Ausmaß annehmen können.

Die Ergebnisse der bisher geprüften Probensätze des Bestrahlungsüberwachungsprogramms der Anlage Biblis B liegen im Streuband der erwarteten Werte und zeigen nur geringe Verminderungen der Zähigkeitshochlage bzw. Verschiebung der Spröbruchübergangstemperatur.

4.5.3 Verhalten des Reaktordruckbehälters bei Störfällen

In der deutschen Risikostudie, Phase A, wurde festgestellt, daß ein Versagen des Reaktordruckbehälters der untersuchten Anlage infolge von Transienten aus ingenieurmäßiger Sicht praktisch ausgeschlossen werden kann. Zur Quantifizierung dieser Aussage wurde für den Fortgang der DRS-A ein „Rechenwert“ von $10^{-7}/a$ (bezogen auf Reaktor-Betriebsjahre) für ein Einleitungsereignis aus bestimmungsgemäßem Betrieb einschließlich erhöhter Beanspruchungen aus seltenen Ereignissen angesetzt.

Die folgenden Betrachtungen ergänzen die zum damaligen Zeitpunkt vorgenommene Bewertung zur Reaktion des Reaktordruckbehälters auf Transienten- bzw. Störfallbelastungen und sind gegebenenfalls geeignet, den o. g. Schätzwert für die Versagenhäufigkeit näher zu quantifizieren. Dazu werden die Ergebnisse einer neueren probabilistischen bruchmechanischen Untersuchung für Biblis B [WOL 85], die Ergebnisse von Thermoschock-Großversuchen und die aktuelle Betriebserfahrung herangezogen.

4.5.3.1 Probabilistische Untersuchungen zum Reaktordruckbehälter-Versagen

Die derzeit gebräuchliche Methodik zur probabilistischen Beschreibung des Versagens einer Komponente geht davon aus, die Eintrittshäufigkeit von Belastungen mit Ereignisablauf- und Fehlerbaumanalysen sowie die bedingten Versagenhäufigkeiten mit bruchmechanischen Analysen zu ermitteln und über das Produkt dieser beiden Werte zu summieren. Meistens ist es ausreichend, sich auf Transienten zu beschränken, die einen wesentlichen Anteil zur Gesamtversagenhäufigkeit beitragen.

Als solche werden in US-amerikanischen Studien [ZEC 78, PHU 82] und auch in der Studie [WOL 85] (für Biblis B) Störfälle bei kaltem Systemzustand bzw. bei kalter Gefäßwandtemperatur identifiziert:

- Druckanstieg im kalten Systemzustand, d. h. Überschreiten der Grenzen des Fahrplans bei An- und Abfahrvorgängen und
- schnelle Abkühlung der Reaktordruckbehälterwand (Thermoschock) bei Innendruckbelastung (PTS: Pressurized Thermal Shock) durch Einspeisung von Notkühlwasser bei Unterkühlungstransienten oder kleinen Lecks.

Diese Belastungen verursachen Beanspruchungen des Reaktordruckbehälters, deren Auswirkungen mit geeigneten probabilistischen Programmen, die bruchmechanisch angemessene Methoden enthalten, auf ihr Potential für zyklisches Rißwachstum, Zählbruch und spontanes Versagen bei Spröbruch untersucht werden. In [WOL 85] werden die beiden für amerikanische Reaktordruckbehälter von der USNRC entwickelten Rechenprogramme

- OCTAVIA [VES 78] für die Gesamtversagenhäufigkeit bei Drucktransienten und
- VISA [STE 83] für die bedingte Versagenhäufigkeit bei Kaltwassereinspeisung (Thermoschock)
zur Bestimmung der Versagenhäufigkeit eingesetzt.

● Diskussion der probabilistischen Ergebnisse für Innendrucktransienten
Unter Annahmen, die für amerikanische Reaktordruckbehälter näherungsweise zutreffen, und zwar

- eine angenommene Anfangsrißtiefenverteilung für den Zustand „Lebensdauerende“ (EOL: End of Life), basierend auf Ultraschallmessungen und Expertenbefragungen,
- eine Häufigkeitsverteilung unzulässiger Drucktransienten, auf der Basis von 10 ausgewerteten Ereignissen in 125 Reaktor-Betriebsjahren,
- verschiedene Verteilungen, von Werkstoffkennwerten (z. B. K_{IC}), bestrahlungs- und spurenelementabhängig,

sowie je nach untersuchter Wandtemperatur und den entsprechenden spröd- bzw. zähbruchmechanischen Ansätzen werden für die Abmessungen von Biblis B Gesamtversagenshäufigkeiten errechnet:

- für eine Wandtemperatur von 15 °C und dem Zustand „Lebensdauerende“ (sprödes Versagen): $1,65 \cdot 10^{-8}/a$
- für eine Wandtemperatur von 45 °C und dem Zustand „Betriebsbeginn“ (BOL: Begin of Life) (duktils Versagen): $5 \cdot 10^{-10}/a$

Die Bezugszeiten sind dabei die Reaktor-Betriebsjahre.

Für die untersuchte Anlage liegt jedoch eine günstigere Anfangsfehlerverteilung, d. h. eine geringere Häufigkeit für tiefe Risse, und außerdem weniger Strahlenversprödung vor, da die Fluenz und der Gehalt an Spurenelementen geringer ist. Vor allem aber sind die Betriebssysteme so ausgelegt, daß vor Überschreiten der Anfahrkennlinie aktive Gegenmaßnahmen (Abschalten der Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen, Ansprechen der Druckhalter-Abblaseventile) eingeleitet werden. Darüber hinaus wird nach Betriebsvorschrift die Primärkühlmitteltemperatur von 50 °C beim Anfahren nicht unterschritten, so daß eine dennoch erfolgende Drucküberschreitung immer auf Werkstoffzustände im Hochlagenbereich der Zähigkeit treffen würde.

Die Auswertung der Betriebserfahrung in der Bundesrepublik Deutschland bis 1987, d. h. von 92 Reaktor-Betriebsjahren, im Hinblick auf Überschreitungen spezifizierter Drücke erbrachte kein meldepflichtiges Ereignis und ist insoweit in Übereinstimmung mit der Auslegung.

Eine Nullfehlerstatistik läßt eine Eintrittshäufigkeit von etwa $5,4 \cdot 10^{-3}/a$ erwarten. Damit würden bei Annahme einer Lognormalverteilung die in [WOL 85] errechneten Gesamtversagenshäufigkeiten für sprödes bzw. duktils Versagen um 2 Zehnerpotenzen, d. h. auf mindestens $10^{-10}/a$, für die untersuchte Anlage zurückgehen.

Bei vergleichbaren Untersuchungen für Anlagen in den USA wurde ein Unsicherheitsfaktor von ca. 100 bei lognormaler Unsicherheitsverteilung ermittelt.

Der methodische Ansatz, die Versagensmodelle und die Eingangsannahmen bedürfen einiger ergänzender Bemerkungen:

- Die Vorgehensweise entspricht dem Stand der Technik und wurde für Risikostudien (WASH-1400) in den USA eingesetzt.
- Die bruchmechanischen Ansätze basieren im spröden und zähen Versagensbereich auf bekannten ingenieurtechnischen Methoden und wurden im HSST-Programm (Heavy Section Steel Technology) in den USA entwickelt und verifiziert.
- Die Eingangsverteilungen und die Schädigungsmodelle für die Werkstoffeigenschaften sind für Anlagen in den USA typisch und für Anlagen in der Bundesrepublik Deutschland zum Teil nicht zutreffend bzw. extrem konservativ.

Beispielsweise zeigt eine Studie für den Reaktordruckbehälter Surry 1 [VES 77] für eine mittlere Wandtemperatur von 43 °C einen Anstieg der Versagenswahrscheinlichkeit um ca. 4 Zehnerpotenzen zwischen „Betriebsbeginn“ und „Lebensdauerende“ auf $3 \cdot 10^{-5}/a$ nach 40 Betriebsjahren, hervorgerufen durch Strahlenversprödung des Schweißwerkstoffs und Übergang von duktilem auf sprödes Versagen. Bei Biblis B bleibt wegen der geringeren Fluenz, des geringeren Spurenelementgehaltes und wegen der fehlenden Längsschweißnaht im Kernmittbereich der Rückgang vernachlässigbar und das Verhalten duktil (Versagenswahrscheinlichkeit $5 \cdot 10^{-10}/a$, bei Lebensdauerende).

Die angenommenen Anfangsfehlerverteilungen basieren auf der Auswertung von Ultraschallanzeigen in den Schweißnähten und beinhalten die Auffindewahrscheinlichkeit. Diese Anzeigen werden üblicherweise mit einer Einhüllenden beschrieben und als in der Komponente verbliebene Fehler mit rißartigem Charakter interpretiert, so daß auch große Risse, wenngleich selten, unterstellt werden. Unter den betrieblichen Belastungen müßten solche Risse wachsen. Aus den wiederkehrenden Prüfungen läßt sich jedoch keinerlei Erkenntnis dafür ableiten, daß an Reaktordruckbehältern Rißwachstum aufgetreten ist. Eine Abschätzung des Ermüdungsrißwachstums unterstellter Risse (< 40 mm) für zyklische Betriebsbeanspruchungen über 40 Jahre ergibt Rißverlängerungen < 4 mm, die für das Rißkollektiv vernachlässigbar sind. Ein zeitabhängiges Rißwachstum, entsprechend den Annahmen für Spannungsrißkorrosion, wurde bisher nicht beobachtet und wird daher nicht unterstellt.

Infolge drucküberschreitender Transienten werden daher probabilistisch sehr kleine Zahlen für die Versagenswahrscheinlichkeit der Reaktordruckbehälter in der Bundesrepublik Deutschland ($10^{-10}/a$ bis $10^{-14}/a$) errechnet, die vernünftigerweise nicht anders interpretiert werden können als die Aussage in der Risikostudie, Phase A, daß ein Versagen durch Zäh- oder Spröbruch auch bei seltenen Ereignissen praktisch auszuschließen ist.

● Diskussion der probabilistischen Ergebnisse für Kaltwassereinspeisung (Thermoschock)

Zur Berechnung der bedingten Versagenshäufigkeit eines Reaktordruckbehälters bei Thermoschock- und Innendruckbelastung wurde in den USA der Code VISA [STE 83] entwickelt und für Risikobetrachtungen eingesetzt. Dabei wird eine große Anzahl deterministischer, bruchmechanischer Analysen mit zufällig aus charakteristischen Verteilungen ausgewählten Parametern durchgeführt. Die bedingte Versagenswahrscheinlichkeit wird aus dem Verhältnis der Anzahl der Analysen mit Behälterversagen zur Gesamtzahl der durchgeführten Analysen bestimmt. Die Versagenshäufigkeit ergibt sich durch Multiplikation mit der Eintrittshäufigkeit für die Notkühlmaßnahme.

In [WOL 85] wird ein Lastfallkatalog zusammengestellt und daraus ein ungünstig abdeckender Rechenfall (Notkühleinpeisung über kalte Stränge, 80-cm²-Leck) mit einer Eintrittswahrscheinlichkeit von $5 \cdot 10^{-5}/a$ bestimmt. Zusammen mit den Geometrie- und Stoffwerten, der Rißverteilung für die Referenzanlage und einem angenommenen Längsriß im Zylinder bei symmetrischer Kühlung wird eine Versagenshäufigkeit von $1,4 \cdot 10^{-7}/a$ ermittelt.

Dieser Zahlenwert ist jedoch insofern bedeutungslos, daß der Fall einer lokalen streifen- bzw. fächerförmigen Kühlung der Innenwand des Reaktordruckbehälters mit zusätzlicher Axialspannung und einer höheren Beanspruchung eines Umfangsrisse nicht berücksichtigt ist und in dem zugrunde liegenden rotationssymmetrischen Rechenmodell nicht berücksichtigt werden kann.

Die Wahl der notwendigerweise – aufgrund der großen Zahl von Berechnungen –

vereinfachten Modelle in VISA ist historisch zu sehen und stark von den Anlagegegebenheiten in den USA beeinflusst:

Vorhandene Längsschweißnähte im Kernmittenbereich legen die Annahme eines Längsfehlers nahe, für den symmetrische Kühlung, zusammen mit den höheren Umfangsspannungen aus dem Innendruck, tatsächlich einen ungünstigen Beanspruchungsfall darstellt. Durch erhöhten Gehalt an Spurenelementen in der Längsschweißnaht und hohen Neutronenfluß tritt eine deutlich meßbare Versprödung des Werkstoffs ein, so daß eine größere Anzahl von Drucktransienten bzw. Kaltwassereinspeisungen mit versprödetem Werkstoffzustand zusammentreffen kann. Von daher ist der linear-elastische bruchmechanische Ansatz nach dem K_{IC} - K_{Ia} -Konzept für Anlagen in den USA verständlich, sollte aber wegen des zäheren Werkstoffzustands auf Anlagen in der Bundesrepublik Deutschland nicht angewendet werden.

Die genannte Versagenswahrscheinlichkeit ist daher für den Reaktordruckbehälter der Anlage Biblis B nicht anzusetzen, sondern es sind die vorliegenden Erkenntnisse aus Thermoschockversuchen heranzuziehen.

4.5.3.2 Erkenntnisse aus Thermoschock-Großversuchen

Zunächst werden die Experimente und Ergebnisse kurz charakterisiert. Danach wird die Übertragbarkeit diskutiert.

● Charakterisierung der Experimente und Ergebnisse

PTS, ORNL (USA)

In den USA wurden am ORNL (Oak Ridge National Laboratory) im Rahmen des HSST-Programms an dickwandigen Modellbehältern mit außenliegender 1 m langer Längskerbe und symmetrischer Außenkühlung reine Thermoschockexperimente (TSE) und Thermoschockexperimente mit Innendrucktransienten (PTSE) durchgeführt [BRY 87]. Bei den PTSE-Experimenten wurden Zustände im unteren und im oberen Übergangsbereich der Werkstoffzähigkeit realer Druckbehälter simuliert. Die Kühlmitteltemperaturen konnten von 20 °C bis -30 °C und die Innendrucke bis etwa zum Betriebsnennspannungsniveau eines Reaktordruckbehälters variiert werden.

Bei den reinen Thermoschockexperimenten konnte nachgewiesen werden, daß bei extremen Temperaturdifferenzen (Kühlung zum Teil bis -196 °C) zwar eine erhebliche instabile spröde Rißzunahme (Rißsprung) auftreten kann, daß diese jedoch bei fehlendem Innendruck in jedem Fall in der Wand arretiert wird.

Der erste Versuch mit Innendruck, PTSE-1, war vorrangig darauf ausgerichtet, erneut die Zuverlässigkeit des linear-elastischen Bruchmechanikkonzepts nachzuweisen. Darüber hinaus sollte auch die Wirksamkeit des Warm- oder Prestressing-Effekts (WPS), d. h. die Verhinderung einer Rißeinleitung oder einer wiederholten Rißeinleitung eines gestoppten Risses bzw. der Rißstopp eines wachsenden Risses bei zeitlich fallender Beanspruchung nachgewiesen werden. Das Experiment lief in 3 Phasen mit 2 Rißsprüngen im wesentlichen erwartungsgemäß ab, wobei der Riß jeweils im duktilen Werkstoffbereich in der Behälterwand arretierte. Die geringe Rißtiefe und die hohe NDT-Temperatur (Nil Ductility Transition Temperature) von ca. 91 °C bewirkten, daß der Riß im Übergangsbereich nahe der NDT-Temperatur spröde eingeleitet wurde und in der Zähigkeitshochlage (etwa 110 J) gemäß dem linear-elastischen Bruchmechanikkonzept stoppte.

Beim Versuch PTSE-2 konnten im ersten und zweiten Versuchsabschnitt Phasen stabilen Rißwachstums, unterbrochen durch WPS sowie durch Rißsprünge mit anschließendem Rißarrest, beobachtet werden. Im zweiten Versuchsabschnitt (PTSE-2B) entwickelte sich

der inzwischen tief in die Wand gewachsene Riß (Rißtiefe zur Wanddicke $a/w \sim 0,3$) infolge Thermoschocks und monoton ansteigenden Innendrucks wie folgt: Nach stabilem Rißwachstum von etwa 4 mm erfolgte ein Rißsprung bis in Wandmitte. Anschließendes instabiles zähes Rißwachstum durch das vollplastische Restligament der Behälterwand führte zu einem Leck.

Während der Kühlphase ging die Außenwandtemperatur von 275 °C auf etwa 10 °C und die Rißspitzentemperatur auf etwa 100 °C zurück.

Die Werkstoffeigenschaften entsprechen denjenigen eines bestrahlten Reaktordruckbehälter-Stahls mit hohem Gehalt an Spurenelementen (vor allem Cu), und daher mit niedriger Rißzähigkeit ($J_{IC} \sim 60$ N/mm, flache J_R -Kurve, NDT ~ 75 °C, Zähigkeitshochlage etwa 60 J ab 175 °C)¹.

Die instabile Rißwachstumsphase, die zum Durchriß führte, begann bei dem Maximaldruck von 67 MPa. Die daraus resultierenden Umfangsspannungen im Versuchsbehälter betragen im ungestörten Bereich ca. 195 MPa innen und 128 MPa außen. Der simulierte Thermoschock mit ansteigendem Druck entspricht von daher den Gegebenheiten in amerikanischen Anlagen, d. h. mit Notkühlein speisung auf dem Niveau des Betriebsdrucks. Weitere Versuche dienen u. a. der Abklärung des Einflusses der Plattierung aus austenitischem Werkstoff auf die Behinderung des Wachstums unterschiedlicher Risse.

In der Bundesrepublik Deutschland werden Thermoschockversuche mit Innendruck bei der MPA-Stuttgart im Rahmen des Notkühlsimulationsprogramms (NKS) an dickwandigen Großproben mit Innenkerbe, Innensprühkühlung und zusätzlicher axialer Zugkraft [JOV 87] sowie am Heißdampfreaktor in Kahl im Rahmen der HDR-Versuche, Phase 2, langer Thermoschock (THEL) an einem Originalreaktordruckbehälter [HDR 87, NEU 88] durchgeführt.

NKS, MPA-Stuttgart

Bei den NKS-Versuchen (1-4) wird die Zähigkeit des Behältermaterials variiert (Hochlage der Kerbschlagarbeit 175 J - 65 J, NDT -5 °C bis 120 °C). Damit sinkt auch der Rißwiderstand, und das experimentell und analytisch [SIE 87] bestimmte stabile Rißwachstum wird bei gleicher Belastung und Fehlerform größer (NKS-1: 0,9 mm; NKS-3: 3,6 mm). Die Anfangsfehler (angeschwungene Kerben) in den NKS-Versuchen initiieren infolge der großen Rißtiefen ($a/w \sim 0,3$) in der Hochlage der Materialzähigkeit und stoppen infolge abnehmender Rißbeanspruchung (Warm Prestressing: WPS) nach stabilem Rißwachstum bei NKS-1 bis 3 ebenfalls in der Hochlage, während bei NKS-4 mit Teilumfangskerbe (Oberflächenriß) der Rißstopp im Übergangsbereich nahe der Hochlage erreicht wird. Die Teilumfangskerben im NKS-4 zeigten stabiles Rißwachstum nur in Tiefenrichtung, nicht in Umfangsrichtung, da der Rißwiderstand an der Oberfläche durch die geringere Mehrachsigkeit deutlich höher ist (ebener Spannungszustand). Der WPS-Effekt wurde beim NKS-4-Versuch ebenfalls nachgewiesen.

THEL, HDR-Kahl

Die THEL-Versuche unterscheiden sich wesentlich von den anderen Versuchen, da sie im Gegensatz zu den Testzylindern bei NKS und PTSE am Reaktordruckbehälter der Versuchsanlage HDR durchgeführt werden. Weiterhin wird gegenüber der rotationssymmetrischen Kühlung bei NKS und PTSE in THEL die Kalteinspeisung durch einen

¹ J_{IC} = Rißzähigkeit, J_R = Rißwiderstand

Reaktordruckbehälterstutzen simuliert. Dabei wurde in THEL I das eingespeiste kalte Wasser mit einer Führungsplatte parallel zur Reaktordruckbehälterwand umgelenkt und eine realitätsnahe Durchmischung des kalten und des heißen Wassers an der Reaktordruckbehälterwand realisiert, während in THEL II das Kühlwasser in einem Kasten geführt wurde, der die Durchmischung mit dem heißen Wasser verhindern soll. Damit wird ein extremer Thermoschock ($T_o = 310\text{ °C}$, $T_k = 40\text{°}/50\text{ °C}$)² auf dem Niveau des Innendrucks der Notkühleinspeisung bei Druckwasserreaktoren in der Bundesrepublik Deutschland (etwa 11 MPa, konstant) simuliert.

Vorversuche und begleitende Analysen zeigten, daß bei einer derartigen unsymmetrischen thermischen Belastung die Axialspannung im gekühlten Wandbereich deutlich höher als die Umfangsspannung ist. Damit ist ein Teilumfangsfehler kritischer als ein Axialfehler. Bei THEL wurde – ausgehend von einer 10 mm tiefen Starterkerbe und anschließender zyklischer Thermoschockbelastung – ein ca. 15 mm tiefer, annähernd halbkreisförmiger Teilumfangsriß als Ausgangsriß für den Langzeitthermoschock eingebracht. Die Belastung ist für diesen Riß in THEL I deutlich niedriger als in THEL II, da die Durchmischung mit dem heißen Wasser bewirkt, daß der für die thermischen Spannungen entscheidende Temperaturunterschied zwischen Kühlmittel und Reaktordruckbehälterwand von maximal 270 °C bei Einspeisung auf etwa 60 °C im Rißbereich (800 mm unter dem Einspeisestutzen) abfällt. Bei THEL II und den NKS- bzw. PTSE-Versuchen sind entsprechende Temperaturunterschiede von 260 °C bis über 300 °C realisiert. Weder im Versuch THEL I noch in THEL II wurde Rißerweiterung festgestellt. Analysen zu THEL II ergaben, daß die Rißbeanspruchungen in Kerbmitte am Übergang zwischen Grundwerkstoff und Plattierung nahe dem Rißinitiierungswert liegen und in Übereinstimmung mit dem Experiment in diesem Fall kein Rißwachstum stattfindet. Die Zähigkeit des HDR-Werkstoffs ist durch NDT $\sim 47\text{ °C}$ und eine Kerbschlagarbeit in der Hochlage von etwa 70 J radial charakterisiert.

● Übertragbarkeit

Im Hinblick auf die Übertragbarkeit der Ergebnisse aus den Thermoschock-Großversuchen auf reale Anlagen ist zu bemerken:

Das Versagensbild des Experiments PTSE-2B, mit Durchriß, ist aus folgenden Gründen bei Druckwasserreaktoren in der Bundesrepublik Deutschland ausgeschlossen: Die aufgebrachte extreme Temperaturdifferenz des Thermoschocks im Experiment kann im Reaktordruckbehälter realer Anlagen, wie im Versuch THEL I gezeigt wurde, wegen der Durchmischung nicht erreicht werden. Bei Vorliegen eines kleinen Lecks im Primärkreis kann der Druck im Reaktordruckbehälter bei Notkühleinspeisung durch die Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen (max. 11 MPa) den Betriebsdruck nicht erreichen. Bei Unterkühlungstransienten (z. B. Überspeisung Dampferzeuger, Frischdampfleitungsbruch) kann nach Abfall des Druckes und Einsetzen der Notkühlung der Primärkreisdruck bis zum Ansprechdruck der Druckhalterventile wieder ansteigen, wobei eine Kaltwassereinspeisung ab 11 MPa nicht mehr erfolgen kann. Bei Ende der Kaltwassereinspeisung geht die rißtreibende Beanspruchung unmittelbar zurück, wie der Verlauf der Rißöffnung bei den THEL-Versuchen zeigt. Der Grund hierfür ist, daß der Anteil des Innendrucks an der rißtreibenden Beanspruchung im Vergleich zu den höchsten thermischen Spannungen gering ist (ca. 20 %).

² T_o = Wandtemperatur der Komponente vor Thermoschock, T_k = Einspeisetemperatur des Notkühlwassers bei THEL I/II

Die THEL- und NKS-Versuche zeigen zwar [SIE 88], daß bei extremen Temperaturdifferenzen und konstantem Innendruck auf dem Niveau der Notkühlein speisung bei tiefen Rissen ($a/w \sim 0,3$) mit einigen Millimetern stabilem Rißwachstum, abhängig vom Rißwiderstand des Materials, zu rechnen ist. Bei realistischen Temperaturdifferenzen (siehe THEL I), die infolge Durchmischung wesentlich geringer sind, wird dagegen keine Rißinitiiierung erwartet.

4.5.3.3 Tragverhalten des Reaktordruckbehälters bei ATWS

Ergänzend zu den probabilistischen Untersuchungen, die in Abschnitt 4.5.3.1 beschrieben sind, werden die Auswirkungen von Drucktransienten infolge ATWS (Anticipated Transients Without Scram) auf das Tragverhalten des Reaktordruckbehälters bei Betriebstemperatur untersucht. Im Vordergrund steht dabei das Verhalten der Reaktordruckbehälter-Deckelflanschverbindung.

Für den Reaktordruckbehälter der Anlage Biblis B liegt eine Finite-Elemente-Analyse [AZO 80] unter besonderer Beachtung der Kräfte- und Verformungsverhältnisse an der vorgespannten Flanschverbindung zwischen Reaktordruckbehälter-Deckel und -Zylinder vor. Diese dynamische Berechnung für einen vorgegebenen ATWS-Druckverlauf bis 20,4 MPa zeigt, daß bei Betriebstemperatur die spezifizizierte Vorspannkraft der Deckelschrauben von 7,7 MN frühestens ab einem Innendruck von 20,3 MPa überschritten wird. Dieser Wert stellt einen unteren Grenzwert dar, der u. a. von der Annahme der Flanschsteifigkeiten im Modell abhängt. Bei etwas realitätsnäherer Modellierung einer größeren Nachgiebigkeit im Dichtungsbereich läßt sich ein etwa 10 % höherer Wert (22,3 MPa) abschätzen.

Oberhalb dieses Druckes kann eine Leckentwicklung einsetzen. Nennenswerte Leckquerschnitte im Bereich einiger Quadratzentimeter ergeben sich aber erst nach weiterer Drucksteigerung und Ausbildung eines Spaltes von einigen Zehntelmillimetern, da die elastische Rückfederung der Metall-O-Ringe in ihren Nuten noch eine begrenzte Dichtfunktion erwarten läßt. Diese weitere Drucksteigerung läßt sich zu etwa 2,0 bis 4,0 MPa abschätzen, so daß für eine Leckentwicklung ein Streuband der Innendrucke bei Betriebstemperatur von 22,3 MPa bis 26,3 MPa angenommen werden kann.

Ein Versagen der drucktragenden Wandungen des Primärkreises ist erst weit oberhalb des Auslegungsdruckes zu erwarten. Als Grenze wird hierfür konservativerweise der 1,5fache Wert des Berechnungsdruckes (17,5 MPa), entsprechend 26,3 MPa angenommen. Die Erstdruckprobe findet bei 22,8 MPa und die wiederkehrende Druckprüfung bei 20,4 MPa statt, beide unterhalb der Betriebstemperatur (50 bis 100 °C).

Die Deckelschrauben aus dem Werkstoff 26 NiCrMo14.6 besitzen bei Betriebstemperatur eine Streckgrenze von 784 MPa. Die axiale Spannung in den Schrauben aus Vorspannkraft und Innendruck erreicht diese Grenze der elastischen Verformung am Rand bei einem Innendruck von ca. 26,5 MPa, im Kern erst bei wesentlich höheren Drücken (ca. 40 MPa). Oberhalb von Drücken von 26,4 MPa ist eine differenzierte Untersuchung des Tragverhaltens der Gewinde und der umgebenden Bereiche erforderlich, um belastbare Aussagen zu erhalten.

Für eine Längung der Deckelschrauben um 0,1 mm muß der Innendruck um 1,04 MPa erhöht werden. Ab ca. 24,3 MPa (Mittelwert) ist mit Undichtigkeit zu rechnen. Die Leckfläche zwischen O-Ring und Flansch beträgt zwischen 7 und 15 cm² pro 0,1 mm

Spalthöhe (je nach angenommener „Spaltverstopfung“, z. B. durch die Schraubenschäfte oder die sich verlagernden O-Ringe).

Bei einer Laststeigerung bis zum Grenzwert von 26,3 MPa lassen sich Leckflächen von 0 bis 68 cm² abschätzen. Dabei bestehen nach Durchströmung des engen Spaltes mit Wasser oder Zweiphasengemisch Unsicherheiten im Hinblick auf die anzunehmenden Erosions-/Korrosionswirkungen an Dichtringen, Flanschen und Schraubenschäften sowie für die zusätzlich im Spalt wirkenden Druckkräfte.

Wegen der bis zu den diskutierten Drücken elastischen Schraubenbeanspruchungen wird der Spalt nach Absinken des Druckes wieder geschlossen.

Mögliche Leckagen an Dichtungen des Primärkreises (Pumpendichtung, Armaturen, Mannlochdeckel etc.) sowie deren zugehörige Versagensdrücke wurden nicht untersucht.

4.5.4 Zusammenfassende Bewertung

In dieser Studie wird das Verhalten des Reaktordruckbehälters bei betrieblichen Störungen und bei Störfällen untersucht. Dabei werden Drucküberschreitungen und Thermochocks infolge von Kaltwassereinspeisungen analysiert. Als Ergebnis wird festgestellt, daß der Reaktordruckbehälter der untersuchten Anlage kein Potential für einen Integritätsverlust infolge dieser Belastungen und inhärenter Fehler besitzt. Ein spontanes Versagen durch Spröd- oder Zähbruch und ein Versagen durch stabiles Rißwachstum mit begrenzter Leckbildung ist damit praktisch auszuschließen.

Die Überschreitung spezifizierter Drücke bei An- und Abfahrvorgängen liefert nur bei extrem kalter Wand des Reaktordruckbehälters einen nennenswerten Risikobeitrag. Dies ist aber aufgrund des Betriebssystems, das aktive Gegenmaßnahmen vor Überschreiten der Anfahrkennlinie einleitet, und aufgrund einer vorgeschriebenen Kühlmittelmindesttemperatur von 50 °C praktisch ausgeschlossen. Da auch keine wesentlichen Verschlechterungen der Anfangsbedingungen durch Strahlenversprödung oder Ermüdungsrißwachstum eintreten, zeigen vorliegende probabilistische Analysen, mit einer Nullfehlerstatistik für Drucküberschreitungen, außerordentlich niedrige Versagenswahrscheinlichkeiten über die gesamte Einsatzzeit der untersuchten Anlage. Transiente Drucküberschreitungen im betriebswarmen Anlagenzustand sind durch den Ansprechdruck der Abblase- und Sicherheitsventile am Druckhalter begrenzt und liefern keinen Beitrag zum Versagensrisiko.

Die Untersuchungen in Abschnitt 4.5.3.3 zeigen darüber hinaus, daß für die sogenannten ATWS vor Überschreitung von Spannungsgrenzen für die Deckelschrauben und die druckführende Umschließung die Flanschdichtkraft bei Innendrücken zwischen 22,3 und 26,3 MPa aufgehoben wird.

Aus den in den USA und in der Bundesrepublik Deutschland bisher durchgeführten Thermochock-Großversuchen mit Innendruck und aus den begleitenden numerischen Analysen läßt sich ableiten, daß für die untersuchte Anlage bei Kaltwassereinspeisungen und unterstelltem Riß über die gesamte Einsatzzeit nicht mit Versagen, sondern höchstens bei extrem ungünstigen Annahmen mit einigen Millimetern stabilem Rißwachstum zu rechnen ist. Bei angenommenen kleinen Rissen innerhalb der austenitischen Plattierung steht der höheren Beanspruchung der Rißspitze infolge niedriger Temperatur in jedem Fall eine ausreichende Zähigkeit in der Wand gegenüber. Werden Risse angenommen, die in der Wand liegen oder die Plattierung durchdringen, ist für Biblis B nach der durch die Befunde der wiederkehrenden Prüfungen ermittelten Verteilung für rißartige Fehler eine Größe von maximal 40 mm zu unterstellen. Bevorzugte Stelle für eine mögliche

Rißeinleitung ist dabei die Übergangsschicht zwischen Plattierung und Grundwerkstoff, da an diesen Stellen eine hohe Rißspitzenbeanspruchung einer reduzierten Werkstoffzähigkeit gegenübersteht. Die Versuche und Analysen zeigen für eine länger andauernde Kaltwassereinspeisung – bei gleichbleibendem Innendruck – daß die rißtreibende Beanspruchung bei rotationssymmetrischer Kühlung ein Maximum erreicht und wieder abfällt. Dagegen geht die Beanspruchung bei lokaler Kühlung asymptotisch gegen einen Grenzwert. Das stabile Rißwachstum wird durch Abnahme der rißtreibenden Beanspruchung beendet. Die Größe des stabilen Rißwachstums ist an die Zähigkeit gekoppelt, d. h. abhängig vom Rißwiderstand des Materials, der jedoch auch von der Spannungsmehrachsigkeit vor der Rißfront bestimmt wird.

Bei Kaltwassereinspeisungen ist insbesondere wegen der gegebenen Durchmischung mit dem Kühlmittel die Initiierung eines unterstellten Risses realistischer Größe auch bei einem Druckanstieg bis zum Ansprechdruck der Druckhalterventile ausgeschlossen.

Ein Teilumfangriß im Bereich des durch eine Notkühleinspeisung gekühlten Streifens der Reaktordruckbehälter-Wandung kann bei dem zum Zeitpunkt der Notkühlung herrschenden Innendruck durch zusätzliche Längsspannungen infolge der Verformungsbehinderung höher belastet sein als ein Längsriß. Dieser Fall wurde bei den HDR-Experimenten (THEL) und teilweise bei den Notkühlsimulationen der MPA-Stuttgart zur weiteren Absicherung der Analysemethoden untersucht. Die bisher durchgeführten Experimente und numerischen Simulationen weisen aber auch für diesen Fall nur begrenztes duktiles Rißwachstum aus. Dies trifft auch zu bei extremen Annahmen über die Temperaturdifferenz zwischen Kühlmittel und Reaktordruckbehälterwand infolge fehlender Durchmischung des Kühlmittels mit dem heißen Wasser im Reaktordruckbehälter.

Mögliche Leckagen an Dichtelementen des Primärkreises (Pumpendichtung, Armaturen, Mannlochdeckel etc.) wurden nicht untersucht.

4.6 Ergebnisse der Ereignisablaufanalysen

Zu den unterschiedlichen Kühlmittelverluststörfällen und Transienten werden die Wahrscheinlichkeiten des Ausfalls der angeforderten Betriebs- und Sicherheitssysteme ermittelt. Die Zuverlässigkeitsanalysen sind in Kapitel 5 beschrieben und in Abschnitt 5.9 zusammengefaßt. Auszüge daraus sind zusammen mit den Eintrittshäufigkeiten der auslösenden Ereignisse für

- Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung
- Lecks am Druckhalter
- Lecks in einer Anschlußleitung des Reaktorkühlkreislaufs im Ringraum (Primärkreisleck im Ringraum)
- Dampferzeuger-Heizrohrlecks
- Transienten

in den Tabellen 4-14 bis 4-18 wiedergegeben. Aufgeführt sind die Punktwerte der Ergebnisse. Damit werden die Werte bezeichnet, die man bei der numerischen Auswertung unter Zugrundelegung der Erwartungswerte für die Eingangsdaten (Eintrittshäufigkeiten, auslösende Ereignisse, Ausfallraten und Ausfallwahrscheinlichkeiten) in den Zuverlässigkeitsanalysen erhält.

Bei den nicht beherrschten Lecks am Druckhalter (Tabelle 4-15) und den nicht beherrschten Lecks in einer Anschlußleitung des Reaktorkühlkreislaufs im Ringraum (Tabelle 4-16) wird unterschieden zwischen der Eintrittshäufigkeit des einleitenden Ereignisses und der Häufigkeit

Tab. 4-14: Punktwerte der Ergebnisse für die Wahrscheinlichkeiten und Häufigkeiten der durch die Betriebs- und Sicherheitssysteme nicht beherrschten Kühlmittelverluststörfälle in einer Hauptkühlmittelleitung

Auslösendes Ereignis	Leckquerschnitt (cm ²)	Häufigkeit des auslösenden Ereignisses h	Bedingte Wahrscheinlichkeit des Ausfalls der Systemfunktionen w	Häufigkeit h · w der Schadenszustände
großes Leck in einer Hauptkühlmittelleitung	> 500	$< 10^{-7}/a$	$\lesssim 10^{-2}$	$< 10^{-8}/a$
mittleres Leck 1 in einer Hauptkühlmittelleitung	300 - 500	$< 10^{-7}/a$	$\lesssim 10^{-2}$	$< 10^{-8}/a$
mittleres Leck 2 in einer Hauptkühlmittelleitung	200 - 300	$< 10^{-7}/a$	$\lesssim 10^{-2}$	$< 10^{-8}/a$
kleines Leck 1 in einer Hauptkühlmittelleitung	80 - 200	$9 \cdot 10^{-5}/a$	$3,5 \cdot 10^{-3}$	$3,1 \cdot 10^{-7}/a$
kleines Leck 2 in einer Hauptkühlmittelleitung	50 - 80	$7,5 \cdot 10^{-5}/a$	$3,3 \cdot 10^{-3}$	$2,5 \cdot 10^{-7}/a$
kleines Leck 3 in einer Hauptkühlmittelleitung	25 - 50	$7,5 \cdot 10^{-5}/a$	$3,3 \cdot 10^{-3}$	$2,5 \cdot 10^{-7}/a$
kleines Leck 4 in einer Hauptkühlmittelleitung	12 - 25	$1,4 \cdot 10^{-4}/a$	$1,7 \cdot 10^{-3}$	$2,4 \cdot 10^{-7}/a$
kleines Leck 5 in einer Hauptkühlmittelleitung	2 - 12	$2,8 \cdot 10^{-3}/a$	$1,1 \cdot 10^{-3}$	$3,0 \cdot 10^{-6}/a$

Tab. 4-15: Punktwerte der Ergebnisse für die Wahrscheinlichkeiten und Häufigkeiten der durch die Betriebs- und Sicherheitssysteme nicht beherrschten Lecks am Druckhalter

Einleitendes Ereignis	Ventilquerschnitt (cm ²)	Häufigkeit des einleitenden Ereignisses	Häufigkeit des auslösenden Ereignisses h (Leck am Druckhalter)	Bedingte Wahrscheinlichkeit des Ausfalls der Systemfunktionen w	Häufigkeit h · w der Schadenszustände
Öffnen eines Druckhalter-Abblaseventils beim Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung	20	$1,3 \cdot 10^{-1}/a$	$3,2 \cdot 10^{-5}/a$	$2,8 \cdot 10^{-3}$	$< 10^{-7}/a$
Öffnen eines Druckhalter-Abblaseventils beim Ausfall der Hauptwärmesenke	20	$1,4 \cdot 10^{-1}/a$	$3,3 \cdot 10^{-5}/a$	$1,6 \cdot 10^{-2}$	$5,3 \cdot 10^{-7}/a$
Öffnen eines Druckhalter-Abblaseventils bei anderen zu erwartenden Transienten	20	$5,3 \cdot 10^{-1}/a$	$1,2 \cdot 10^{-4}/a$	$1,7 \cdot 10^{-3}$	$2,0 \cdot 10^{-7}/a$
Fehlöffnen eines Druckhalter-Sicherheitsventils	40	$2,0 \cdot 10^{-2}/a$	$8,5 \cdot 10^{-4}/a$	$2,6 \cdot 10^{-3}$	$2,2 \cdot 10^{-6}/a$

Tab. 4-16: Punktwerte der Ergebnisse für die Wahrscheinlichkeiten und Häufigkeiten der durch die Betriebs- und Sicherheitssysteme nicht beherrschten Primärkreislecks im Ringraum

Einleitendes Ereignis	Häufigkeit des einleitenden Ereignisses	Leckquerschnitt (cm ²)	Auslösendes Ereignis	Häufigkeit des auslösenden Ereignisses h (Primärkreisleck im Ringraum)	Bedingte Wahrscheinlichkeit des Ausfalls der Systemfunktionen w	Häufigkeit h · w der Schadenszustände
Leck einer Leitung des Not- und Nachkühlsystems bei Nachkühlbetrieb	$2 \cdot 10^{-4}/a$	5	nicht absperbares Leck einer Leitung des Not- und Nachkühlsystems bei Nachkühlbetrieb	$< 10^{-7}/a$	1	$< 10^{-7}/a$
	$1,3 \cdot 10^{-5}/a$	500		$< 10^{-7}/a$	1	$< 10^{-7}/a$
Leck der Einspeiseleitung des Volumenregelsystems in den Ringraum	$2,4 \cdot 10^{-3}/a$	10	nicht absperbares Leck der Einspeiseleitung des Volumenregelsystems in den Ringraum	$< 10^{-7}/a$	1	$< 10^{-7}/a$
	$1,0 \cdot 10^{-3}/a$	20		$< 10^{-7}/a$	1	$< 10^{-7}/a$
	$4,6 \cdot 10^{-5}/a$	80		$< 10^{-7}/a$	1	$< 10^{-7}/a$
Fehlfunktion der Druckhalter-Wasserstandsregelung	$1,1 \cdot 10^{-2}/a$		Fehlfunktion der Druckhalter-Wasserstandsregelung mit Versagen der Abspermaßnahmen	$< 10^{-7}/a$	1	$< 10^{-7}/a$

Tab. 4-16: Punktwerte der Ergebnisse für die Wahrscheinlichkeiten und Häufigkeiten der durch die Betriebs- und Sicherheitssysteme nicht beherrschten Primärkreislecks im Ringraum (Fortsetzung)

Einleitendes Ereignis	Häufigkeit des einleitenden Ereignisses	Leckquerschnitt (cm ²)	Auslösendes Ereignis	Häufigkeit des auslösenden Ereignisses h (Primärkreisleck im Ringraum)	Bedingte Wahrscheinlichkeit des Ausfalls der Systemfunktionen w	Häufigkeit h · w der Schadenszustände
Fälschlich offene Erstabspernung des Not- und Nachkühlsystems	$2,7 \cdot 10^{-2}/a$	7	Fälschlich offene Erstabspernung des Not- und Nachkühlsystems mit · Leck über Prüfleitung · Leck über Einspeiseleitung	$< 10^{-7}/a$	1	$< 10^{-7}/a$
		500		$< 10^{-7}/a$	1	$< 10^{-7}/a$
Bruch der Erstabspernung des Not- und Nachkühlsystems	$8 \cdot 10^{-5}/a$	500	Bruch der Erstabspernung des Not- und Nachkühlsystems mit · Leck über Einspeiseleitung	$< 10^{-7}/a$	1	$< 10^{-7}/a$

Tab. 4-17: Punktwerte der Ergebnisse für die Wahrscheinlichkeiten und Häufigkeiten der durch die Betriebs- und Sicherheitssysteme nicht beherrschten Dampferzeuger-Heizrohrlecks

Auslösendes Ereignis	Leckquerschnittsbereich (cm ²)	Häufigkeit des auslösenden Ereignisses h	Bedingte Wahrscheinlichkeit des Ausfalls der Systemfunktionen w	Häufigkeit h · w der Schadenszustände
Dampferzeuger-Heizrohrleck	6 - 12	$10^{-5}/a$	$1,1 \cdot 10^{-2}$	$1,1 \cdot 10^{-7}/a$
Dampferzeuger-Heizrohrleck	1 - 6	$6,5 \cdot 10^{-3}/a$	$1,5 \cdot 10^{-4}$	$1 \cdot 10^{-6}/a$

Tab. 4-18: Punktwerte der Ergebnisse für die Wahrscheinlichkeiten und Häufigkeiten der durch die Betriebs- und Sicherheitssysteme nicht beherrschten Transienten

Auslösendes Ereignis	Häufigkeit des auslösenden Ereignisses h	Bedingte Wahrscheinlichkeit des Ausfalls der Systemfunktionen w	Häufigkeit $h \cdot w$ der Schadenszustände
Notstromfall	0,13/a	$1,7 \cdot 10^{-5}$	$2,2 \cdot 10^{-6}/a$
Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung ohne Ausfall der Hauptwärmesenke	0,15/a	$2,1 \cdot 10^{-5}$	$3,2 \cdot 10^{-6}/a$
Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und der Hauptwärmesenke	0,29/a	$2,3 \cdot 10^{-5}$	$6,7 \cdot 10^{-6}/a$
Ausfall der Hauptwärmesenke ohne Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung	0,36/a	$8,0 \cdot 10^{-6}$	$2,9 \cdot 10^{-6}/a$
Großes Frischdampf-Leitungsleck innerhalb Sicherheitsbehälter	$1,6 \cdot 10^{-4}/a$	$7,8 \cdot 10^{-3}$	$1,2 \cdot 10^{-6}/a$
Großes Frischdampf-Leitungsleck außerhalb Sicherheitsbehälter	$4,8 \cdot 10^{-4}/a$	$2,1 \cdot 10^{-3}$	$1,0 \cdot 10^{-6}/a$
Mittleres Frischdampf-Leitungsleck innerhalb Sicherheitsbehälter	$2,7 \cdot 10^{-5}/a$	$3,0 \cdot 10^{-3}$	$8,1 \cdot 10^{-8}/a$
Mittleres Frischdampf-Leitungsleck außerhalb Sicherheitsbehälter	$1,1 \cdot 10^{-4}/a$	$2,0 \cdot 10^{-3}$	$2,2 \cdot 10^{-7}/a$

Tab. 4-18: Punktwerte der Ergebnisse für die Wahrscheinlichkeiten und Häufigkeiten der durch die Betriebs- und Sicherheitssysteme nicht beherrschten Transienten (Fortsetzung)

Auslösendes Ereignis	Häufigkeit des auslösenden Ereignisses h	Bedingte Wahrscheinlichkeit des Ausfalls der Systemfunktionen w	Häufigkeit $h \cdot w$ der Schadenszustände
ATWS bei Ausfall Hauptspeisewasser	$4,7 \cdot 10^{-6}/a$	$8,4 \cdot 10^{-3}$	$3,9 \cdot 10^{-8}/a$
ATWS bei Notstromfall	$3,4 \cdot 10^{-6}/a$	$2,3 \cdot 10^{-2}$	$7,8 \cdot 10^{-8}/a$
ATWS bei Ausfall Hauptwärmesenke und Hauptspeisewasser	$7,5 \cdot 10^{-6}/a$	$5,0 \cdot 10^{-3}$	$3,8 \cdot 10^{-8}/a$
ATWS bei sonstigen Transienten	$2,3 \cdot 10^{-5}/a$	$2,0 \cdot 10^{-3}$	$4,6 \cdot 10^{-8}/a$

des auslösenden Ereignisses. Die Häufigkeit des auslösenden Ereignisses ergibt sich aus dem Produkt der Eintrittshäufigkeit des einleitenden Ereignisses (z. B. Öffnen eines Ventils) und einer bedingten Wahrscheinlichkeit, daß es als Folge des einleitenden Ereignisses zu einem nicht absperrbaren Leck kommt. Die Eintrittshäufigkeiten der einleitenden Ereignisse ergeben sich aus Betriebserfahrungen oder Abschätzungen, die bedingten Wahrscheinlichkeiten werden mittels Zuverlässigkeitsanalyse bestimmt.

Sind bei einem auslösenden Ereignis zu einer Beherrschung benötigte Funktionen der Sicherheitssysteme nicht verfügbar, so kommt es zum Ausfall der Wärmeabfuhr aus dem Reaktorkern. Ein solcher Zustand wird als „Schadenzustand“ bezeichnet. Werden keine anlageninternen Notfallmaßnahmen durchgeführt, so führen die Schadenzustände zum Kernschmelzen.

Nicht untersucht werden Schadenzustände, die sich aus ATWS mit Versagen des *Öffnens von Druckhalterventilen* ergeben könnten. Die sich hierfür in Summe ergebende Häufigkeit beträgt $< 5 \cdot 10^{-8}/a$ und ist daher, im Vergleich zu den sonstigen betrachteten Schadenzuständen, von geringer Bedeutung.

Die Häufigkeit der Schadenzustände ergibt sich aus der Multiplikation der Eintrittshäufigkeit des auslösenden Ereignisses (Leck am Druckhalter bzw. Primärkreisleck im Ringraum) mit der bedingten Wahrscheinlichkeit für den Ausfall der angeforderten Systemfunktionen.

Für die anderen auslösenden Ereignisse ergeben sich die Häufigkeiten der systemtechnisch nicht beherrschten Ereignisabläufe als Produkte der Eintrittshäufigkeiten der auslösenden Ereignisse und der bedingten Wahrscheinlichkeiten für den Ausfall der benötigten Systemfunktionen.

Dominierende Beiträge liefern demnach

- das kleine Leck 5 in einer Hauptkühlmittelleitung und Lecks durch Fehlöffnen eines Druckhalter-Sicherheitsventils (je $2-3 \cdot 10^{-6}/a$)
- die Transienten Ausfall Hauptspeisewasserversorgung, Ausfall Hauptwärmesenke und Notstromfall (Beiträge zwischen $2-8 \cdot 10^{-6}/a$) sowie
- das große Frischdampf-Leitungsleck ($2 \cdot 10^{-6}/a$)
- der Bruch eines Dampferzeuger-Heizrohres ($1 \cdot 10^{-6}/a$).

Nicht untersucht wurden Speisewasserleitungslecks und Unterkühlungstransienten, wie sie durch Überspeisung von Dampferzeugern eintreten können. Auch Frischdampf-Leitungslecks mit Folgeschäden an Dampferzeuger-Heizrohren und Reaktivitätsstörfälle wurden nicht analysiert. Ungefähr 80 % der systemtechnisch nicht beherrschten Fälle werden durch Ausfälle der Wärmeabfuhr aus dem Reaktorkühlkreislauf bewirkt, wobei Ausfälle der Speisewasserversorgung dominieren.

Für die nicht beherrschten Lecks über eine Anschlußleitung des Reaktorkühlkreislaufs in den Ringraum ergeben sich kleine Beiträge ($< 10^{-7}/a$) durch ein nicht absperrbares Leck in einer Leitung des Not- und Nachkühlsystems sowie in einer Einspeiseleitung des Volumenregelsystems.

Literatur

- [AZO 80] Azodi, D.: Strukturdynamische Analyse der RDB-Flanschverbindung eines DWR beim Notstromfall mit Versagen des Schnellabschaltsystems (ATWS), GRS-A-412, Februar 1980
- [BRY 87] Bryan, R.H. et al.: Pressurized-Thermal-Shock Test of 6-in.-Thick Pressure Vessels. PTSE-2: Investigation of Low Tearing Resistance and Warm Prestressing, NUREG/CR-4888, ORNL-6377, December 1987
- [EXN 82] Exner, W., et al.: Ermittlung hypothetischer Kernschmelzpfade bei kleinem Leck und beim Notstromfall, Abschlußbericht Förderungsvorhaben BMFT 150398
- [EXN 84] Exner, W.: Untersuchungen zur Degraded Core-Problematik, Zusammenfassung der best-estimate Notkühlanalyse bei großem Leck, kleinem Leck, Notstromfall, KWU R15/84/294, 1984
- [FOT 79] Fotiadis, et al.: Best Estimate Notkühlrechnungen für hypothetische Ausfallkombinationen der Notkühlsysteme bei DWR's; Abschlußbericht Förderungsvorhaben RS 306 RE 23/012/79; KWU, Oktober 1979
- [FRI 84] Frisch, W., R. Gill, G. Höppner, J. Miró: Verifikationsrechnungen mit den Anlagenmodellen ALMOD und ALMOS, GRS-A-928, Dezember 1984
- [GAA 86] Gaal, U., U. Graf, A. Höld, S. Langenbuch, J. Miró, A. Schaefer, T. Voggenberger, J.P. Weber: ALMOD4/MOD1, Code Description, Volume 1: Users Manual; Volume 2: Input and Output; Volume 3: Basic Models and Methods, GRS-A-1316/I bis III, Dezember 1986
- [HDR 87] HDR - RDB-Langzeitthermoschock THEL (T 14.1, T 14.2): Stand der Sicherheitsnachweise, PHDR Notiz Nr. 36/87, Dezember 1987
- [HER 86] Herbold, G.: Ermittlung von Ausgangsbedingungen für schwere Kernschäden mit dem Rechenprogramm DRUFAN, GRS-A-1272, September 1986
- [HER 88] Herbold, G.: Untersuchungen zum Systemverhalten einer DRW-Anlage bei Dampferzeuger-Heizrohrbrüchen - thermohydraulische Analysen -, GRS-A-1553, November 1988
- [HOE 87] Höppner, G., et al.: ALMOD4-Analysis of PWR Station Blackout-ATWS; LOBI Experiment in Comparison with the Real Plant, Proc. Topical Meeting on Anticipated and Abnormal Transients in Nuclear Power Plants, Atlanta GA., 1987
- [HRT 89] Hörtnner, H.: Ereignisablaufanalyse zum Nichtschließen der Erstabsperrarmatur im Not- und Nachkühlsystem des KKW Biblis A am 17.12.1987 1989, wird veröffentlicht
- [JEN 81] Jensen, R.: DRUFAN-01/MOD2, Volume IV: Assessment, GRS-A-660, Dezember 1981
- [JOV 87] Jovanovic, A., Sauter, A., Lucia, A.C.: Some Current Issues in the PTS Research, 13. MPA-Seminar, Nr. 38, MPA-Stuttgart, Oktober 1987
- [NEU 88] Neubrech, G. E., G. Katzenmeier, R. Stegmeyer: Experimental and Analytical Thermal Shock Investigation on the Reactor Pressure Vessel of the HDR Power Plant, IAEA Specialists Meeting on Large Scale Testing, Stuttgart, Vortrag 22, Mai 1988
- [PET 82] Peterson, A.C., C. Cook: International Standard Problem 11 (LOFT Experiment L3-6/L8-1), Prel. Comparison Report, EGG-CAAD-5852, CSNI73, April 1982
- [PHU 82] Phung, D. L., Cottrell, W. B.: Severity, Causes and Frequencies of Pressure Vessel Thermal Shock at U.S. Pressurized Water Reactors (1963 - 1981), Nuclear Engineering and Design 75, pp. 375-388, 1982
- [POI 83a] Pointner, W.: Steam Generator Simulation in DRUFAN-02 and its Application to Calculate LOFT Experiment L6-5, ASME Winter Annual Meeting, Boston Nov. 13-18, 1983, 83-WA-NE-1
- [POI 83b] Pointner, W.: Mehrkanalanalyse für den LOFT-Versuch L2-3 mit DRUFAN-02, Jahrestagung Kerntechnik 1983, Berlin, 14.-16. Juni 1983
- [SCH 84] Schindler, M., u. a.: Detaillierte Rechnungen zum Anlagenverhalten von Druckwasserreaktoren bei Kühlmittelverluststörfällen, Abschlußbericht des IKE, Stuttgart, 2TF-70, 1984

- [SCH 89] Schulz, H., A. Höfler, J. Sievers: Analysen zum Verhalten des Reaktordruckbehälters: Nachuntersuchungen im Rahmen der DRS-B, Referenzanlage Biblis: B: GRS-A-1560/2, Mai 1989
- [SIE 87] Sievers, J.: Ductile Fracture Mechanical Analyses of Thermal Shock Experiments, SMIRT-9, August 1987, Lausanne
- [SIE 88] Sievers, J., A. Höfler, H. Schulz: Thermoschockbeanspruchung von Komponenten, Abschlußbericht RS 629, GRS-A-1501, Dezember 1988
- [STE 82] Steinhoff, F.: DRUFAN-02, Interim Program Description, Part 1, GRS-A-685, März 1982, Part 2, GRS-A-714, Mai 1982
- [STE 83] Stevens, D. L., et al: VISA, A Computer Code for Predicting the Probability of Reactor Vessel Failure, NUREG/CR-3384, September 1983
- [ULL 85] Ullrich, R.: Überprüfung der Mindestanforderungen zur Beherrschung kleiner Lecks in Druckwasserreaktoren, TÜV Norddeutschland, Juni 1986
- [VES 77] Vesely W. E., et al: OCTAVIA: A Computer Code to Calculate the Probability of Pressure Vessel Failure from Pressure Transient Occurences, IAEA-SM-218/7, 1977
- [VES 78] Vesely, W. E., et al: The OCTAVIA Computer Code: PWR Reactor Pressure Vessel Failure, Probabilities Due to Operationally Caused Pressure Transients, NUREG-0258, 1978
- [WEI 80] Weißhäupl, Dr.: Kleine Lecks am Primärkreis eines Druckwasserreaktors, Übersichtsbericht für 1300 - MW-DWR, KWU-Arbeitsbericht R11/2289/80 vom 8.10.1980
- [WOL 85] Wolf, W., M. Geiß, K. Fischer, H. Blume: Probabilistische Analyse des RDB-Versagens, Abschlußbericht zum Vorhaben 150547, DRS-B, Battelle-Bericht, BIEV-R-65.080-36, Mai 1985
- [ZEC 78] Zech, G.: Reactor Vessel Pressure Transient Protection for PWR, NUREG-0224, September 1978

5 Zuverlässigkeitsanalyse für Kühlmittelverluststörfälle und Transienten ohne Berücksichtigung anlageninterner Notfallmaßnahmen

5.1 Einführung

Im folgenden Kapitel wird die Zuverlässigkeit der Systemtechnik quantitativ bewertet. Dazu werden Daten für die Häufigkeiten störfallauslösender Ereignisse, Zuverlässigkeitskenngrößen für Systemkomponenten sowie Daten zur Zuverlässigkeit menschlicher Handhabungen benötigt. Wo diese Daten herkommen und wie sie im Detail ermittelt wurden, wird in den Abschnitten 5.3 bis 5.6 beschrieben.

5.2 Ergebnisse der Zuverlässigkeitsanalyse

Die Zuverlässigkeitsanalyse wird unter Verwendung der Erwartungswerte für die erwarteten Häufigkeiten der auslösenden Ereignisse und der Zuverlässigkeitsdaten für Komponenten durchgeführt. Nur bei Unabhängigkeit aller verwendeten Daten sind die ermittelten Punktwerte der System-Nichtverfügbarkeiten identisch mit den Erwartungswerten.

5.2.1 Kühlmittelverluststörfälle

5.2.1.1 Große und mittlere Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung

Erwartungswert der Eintrittshäufigkeit:

$$< 10^{-7}/a$$

Aufgrund der geringen Eintrittshäufigkeiten von $< 1 \cdot 10^{-7}$ pro Jahr und Anlage für ein großes bzw. mittleres Leck in einer Hauptkühlmittelleitung spielen diese Lecks für die Häufigkeit unbeherrschter Störfälle keine Rolle. Die numerische Auswertung der Fehlerbäume wurde nur für das „mittlere Leck 2“ (200 bis 300 cm²) durchgeführt.

Im Vergleich zum „mittleren Leck 1“ (300 bis 500 cm²) und zum großen Leck (> 500 cm²) ergeben sich für diese Leckgröße die ungünstigsten Mindestanforderungen (vgl. Tabelle 4-2).

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$2 \cdot 10^{-3}$$

Der Wert für die mittlere Nichtverfügbarkeit der Systemfunktionen setzt sich aus einem Anteil von ca. $5 \cdot 10^{-4}$ für den Ausfall der Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen und ca. $1,4 \cdot 10^{-3}$ für den Ausfall der Niederdruck-Einspeisungen zusammen.

Damit erhält man bei zusätzlicher Berücksichtigung der Ausfallwahrscheinlichkeit der Langzeit-Notnachkühlung einen Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls von:

$$< 10^{-8}/a.$$

Wegen der geringen Bedeutung der großen und mittleren Lecks für die Häufigkeit nicht beherrschter Störfälle werden die Ergebnisse der Zuverlässigkeitsanalyse nicht weiter diskutiert.

5.2.1.2 Kleine Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung

● Kleines Leck I (80 bis 200 cm²) in einer Hauptkühlmittelleitung

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$3,5 \cdot 10^{-3}$$

Erwartungswert der Eintrittshäufigkeit:

$$9,0 \cdot 10^{-5}/a$$

Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls:

$$3,1 \cdot 10^{-7}/a$$

Wie beim mittleren Leck ergeben sich mittlere Nichtverfügbarkeiten von $5 \cdot 10^{-4}$ für den Ausfall der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* und $1,4 \cdot 10^{-3}$ für den Ausfall der *Niederdruck-Einspeisungen*. Der Ausfall der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen*, d. h. ein Versagen aller vier Hochdruck-Stränge des Not- und Nachkühlsystems ist im wesentlichen auf Common-Cause-Ausfälle zurückzuführen, insbesondere auf das Umschalten auf die *Niederdruck-Einspeisungen* bei zu hohem Druck, d. h. die zu frühe Außerbetriebnahme der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen*.

Common-Cause-Ausfälle spielen auch für den Ausfall der *Niederdruck-Einspeisungen* eine wesentliche Rolle, so der Common-Cause-Ausfall der Signale der Grenzwertmelder für die Flutbehälterniveaus zum Umschalten auf Sumpf-Umwälzbetrieb sowie Common-Cause-Ausfälle verfahrenstechnischer Komponenten. Zum Versagen dieser Systemfunktion führt auch das Umschalten auf die *Niederdruck-Einspeisungen* bei zu hohem Druck. Da die Nachkühlpumpen keine Mindestmengenleitungen besitzen, wird von einem Ausfall der Nachkühlpumpen ausgegangen. Der entsprechende Beitrag zur mittleren Nichtverfügbarkeit von etwa $4 \cdot 10^{-4}$ ist allerdings in dem genannten Wert von $1,4 \cdot 10^{-3}$ nicht enthalten, da er bereits bei der Systemfunktion *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* berücksichtigt wurde. Generell sind Beiträge aufgrund von Ausfallkombinationen, die zum Versagen der beiden Systemfunktionen führen, nur bei den zuerst angeforderten *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* enthalten. Der angegebene Wert für die mittlere Nichtverfügbarkeit der *Niederdruck-Einspeisungen* gilt damit unter der Bedingung, daß nicht gleichzeitig ein Versagen der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* vorliegt. Entsprechend wird auch bei den übrigen Systemfunktionen vorgegangen.

Die *Sicherheitsbehälterintegrität für die Notkühlung* hat eine Nichtverfügbarkeit $< 10^{-7}$ und liefert damit keinen nennenswerten Beitrag zum Ergebnis.

Das Versagen der *Haupt- sowie Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* trägt

mit einem Anteil von $1,6 \cdot 10^{-3}$ bei, was im wesentlichen auf Ausfälle der Frischdampfabgabe zurückzuführen ist.

Common-Cause-Ausfälle (einschließlich menschlichem Fehlverhalten bei Test, Wartung oder Instandsetzung vor Störfalleintritt) sind insgesamt am Ergebnis mit etwa 50 % beteiligt, davon

- das Umschalten auf die *Niederdruck-Einspeisungen* bei zu hohem Druck und
- der Common-Cause-Ausfall der Signale der Grenzwertmelder für die Flutbehälterniveau $< \text{MIN}$ mit jeweils etwa 12 % vom Ergebnis.

Ausfallkombinationen, bei denen menschliches Fehlverhalten nach Störfalleintritt beteiligt ist, tragen mit 25 % zur mittleren Nichtverfügbarkeit der Systemfunktionen bei. Es handelt sich hierbei um den Ausfall geplanter Handmaßnahmen zum Abfahren der Anlage.

● Kleines Leck 2 (50 bis 80 cm²) in einer Hauptkühlmittelleitung

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$3,3 \cdot 10^{-3}$$

Erwartungswert der Eintrittshäufigkeit:

$$7,5 \cdot 10^{-5}/\text{a für Leck 2 oder Leck 3}$$

Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls:

$$2,5 \cdot 10^{-7}/\text{a}$$

Die gegenüber dem kleinen Leck 1 etwas geringeren Mindestanforderungen wirken sich nicht wesentlich auf die mittlere Nichtverfügbarkeit der Systemfunktionen aus. Es ergeben sich daher etwa die gleichen Nichtverfügbarkeiten der einzelnen Systemfunktionen, im einzelnen

- $5 \cdot 10^{-4}$ für die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen*
- $1,3 \cdot 10^{-3}$ für die *Niederdruck-Einspeisungen* und
- $1,6 \cdot 10^{-3}$ für die *Haupt- sowie Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe*.

Die Common-Cause-Ausfälle

- Umschalten auf die *Niederdruck-Einspeisungen* bei zu hohem Druck sowie
- der Signale der Grenzwertmelder für die Flutbehälter-Niveaus $< \text{MIN}$

sind mit jeweils 12 %, Common-Cause-Ausfälle insgesamt mit etwa 50 % am Ergebnis beteiligt.

Ein Anteil von etwa 25 % betrifft Ausfallkombinationen, die ein Versagen geplanter Handeingriffe nach Ausfällen von leittechnischen oder verfahrenstechnischen Komponenten beinhalten. Es handelt sich im wesentlichen um Handmaßnahmen zum Abfahren der Anlage, an erster Stelle der Ausfall der Handmaßnahmen vor Ort zum Öffnen eines 100- %-Sicherheitsventils (ca. 13 %) und das zu langsame Öffnen der Ventile von Hand (ca. 8 %), wodurch der erforderliche Abfahrgradient von 100 K/h nicht eingehalten wird.

● Kleines Leck 3 (25 bis 50 cm²) in einer Hauptkühlmittelleitung

Wegen der geringen Unterschiede zum kleinen Leck 2 bezüglich der Mindestanforderungen und ihres Einflusses auf das Ergebnis kann die mittlere Nichtverfügbarkeit der beim kleinen Leck 2 erforderlichen Systemfunktionen herangezogen werden.

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$3,3 \cdot 10^{-3}$$

Erwartungswert der Eintrittshäufigkeit:

$$7,5 \cdot 10^{-5}/a$$

Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls:

$$2,5 \cdot 10^{-7}/a$$

Bei gleichem Gesamtwert der mittleren Nichtverfügbarkeit ergeben sich dennoch gegenüber dem kleinen Leck 2 Unterschiede in den Anteilen der einzelnen Systemfunktionen. Bei kleinen Lecks bis zu einem Querschnitt von 50 cm² spielt ein Umschalten auf die *Niederdruck-Einspeisungen* bei zu hohem Druck für die Systemfunktion *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* keine Rolle. Die mittlere Nichtverfügbarkeit dieser Systemfunktion verringert sich damit um den entsprechenden Beitrag aufgrund des Common-Cause-Ausfalls von etwa $4 \cdot 10^{-4}$ auf etwa $1,3 \cdot 10^{-4}$. Dagegen erhöht sich die mittlere Nichtverfügbarkeit der *Niederdruck-Einspeisungen* um den gleichen Wert auf etwa $1,7 \cdot 10^{-3}$. Die mittlere Nichtverfügbarkeit der *Haupt- sowie Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* beträgt, wie beim kleinen Leck 2, $1,6 \cdot 10^{-3}$.

Die Anteile von Common-Cause-Ausfällen sowie von Ausfällen geplanter Handeingriffe am Gesamtergebnis entsprechen den Anteilen beim kleinen Leck 2.

● Kleines Leck 4 (12 bis 25 cm²) in einer Hauptkühlmittelleitung

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$1,7 \cdot 10^{-3}$$

Erwartungswert der Eintrittshäufigkeit:

$$1,4 \cdot 10^{-4}/a$$

Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls:

$$2,4 \cdot 10^{-7}/a$$

Die mittlere Nichtverfügbarkeit der Systemfunktionen ist niedriger als bei den größeren Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung, was auf die geringeren Mindestanforderungen zurückzuführen ist. So sind beim kleinen Leck 4 für die *Niederdruck-Einspeisungen* einer von vier Strängen ausreichend, während bei den größeren Lecks eine der drei Einspeisungen in die intakten Hauptkühlmittelleitungen funktionieren müssen. Eine von vier *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* sind beim kleinen Leck 4 nur bei Ausfall des sekundärseitigen Abfahrens über 2v4 bespeisten Dampferzeugern innerhalb 30 min nach Eintritt des Lecks erforderlich.

Ebenfalls geringer sind beim kleinen Leck 4 die Anforderungen an die *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe*: Bei funktionierenden *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* ist die Bespeisung eines von vier Dampferzeugern ausreichend, wenn sie innerhalb von 30 min nach Eintritt des Lecks begonnen wird. Weiterhin kann die *Frischdampfabgabe* bei Ausfall der Frischdampf-Umleiteinrichtung über nur 1v2 Abblaseregelventilen erfolgen, wenn das Abfahren innerhalb von 60 min eingeleitet wird und 2v4 Dampferzeugern bespeist werden.

Die wichtigsten Beiträge zur mittleren Nichtverfügbarkeit der Systemfunktionen liefern Ausfälle

- der *Niederdruck-Einspeisungen* mit etwa $9 \cdot 10^{-4}$
- der *Haupt- sowie Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* mit etwa $8 \cdot 10^{-4}$, wobei der weitaus größte Anteil auf den Ausfall der Frischdampfabgabe zurückzuführen ist.

Der Ausfall der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* in Verbindung mit dem Ausfall des rechtzeitigen Beginns des Abfahrens (d. h. später als 30 min nach Eintritt des Lecks) spielt mit $< 10^{-4}$ keine Rolle.

Der Anteil der Common-Cause-Ausfälle am Ergebnis beträgt insgesamt etwa 70 %, menschliches Fehlverhalten ist mit etwa 20 % beteiligt. Letzteres ist im wesentlichen auf Ausfälle geplanter Handmaßnahmen zum Abfahren der Anlage zurückzuführen. Bei den Common-Cause-Ausfällen spielt das Umschalten von *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* auf *Niederdruck-Einspeisungen* bei zu hohem Druck, das Versagen der Messungen der Flutbehälterniveaus für die Umschaltung auf Sumpf-Umwälzbetrieb sowie Mehrfachausfälle von verfahrenstechnischen Komponenten, insbesondere Armaturen, die wesentliche Rolle.

● Kleines Leck 5 (2 bis 12 cm²) in einer Hauptkühlmittelleitung

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$1,1 \cdot 10^{-3}$$

Erwartungswert der Eintrittshäufigkeit:

$$2,8 \cdot 10^{-3}/a$$

Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls:

$$3,0 \cdot 10^{-6}/a$$

Zum Unterschied von den übrigen Lecks im Primärkreislauf ist bei einem Leckquerschnitt von 2 bis 12 cm² davon auszugehen, daß die Inbetriebnahme der *Niederdruck-Einspeisungen* von Hand erfolgt. Ein Common-Cause-Ausfall der Reaktorschutzsignale für die Umschaltung auf Sumpf-Umwälzbetrieb führt daher nicht zum unbeherrschten Störfall. Dies gilt auch für das Umschalten von *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* auf *Niederdruck-Einspeisungen* bei zu hohem Druck aufgrund eines Common-Cause-Ausfalls. Unter Berücksichtigung der Änderungen beim Aggregatschutz der Nachkühlpumpen ergibt sich dann für die mittlere Nichtverfügbarkeit der *Niederdruck-Einspeisungen* ein Punktwert von ca. $3 \cdot 10^{-4}$ (gegenüber $9 \cdot 10^{-4}$ beim kleinen Leck 4). Ausfälle der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* sind wie beim kleinen Leck 4 von nur geringer Bedeutung ($< 10^{-4}$). Die mittlere Nichtverfügbarkeit der Systemfunktionen *Haupt- sowie Notspeisewasserversor-*

gung und Frischdampfabgabe wird wie beim kleinen Leck 4 mit ca. $8 \cdot 10^{-4}$ bewertet, wobei wieder die Frischdampfabgabe die wesentliche Rolle spielt. So liefert der Ausfall der Frischdampf-Umleiteinrichtung in Verbindung mit dem Ausfall des Abfahrens über die Abblasestation und dem Ausfall des Abfahrens über die 15-%- bzw. die 100-%-Frischdampf-Sicherheitsventile etwa 30 % vom Ergebnis.

Der Anteil von Common-Cause-Ausfällen am Ergebnis ist mit ca. 50 % geringer als beim kleinen Leck 4, was auf die günstigere Situation für die *Niederdruck-Einspeisungen* zurückzuführen ist (siehe oben). Menschliches Fehlverhalten ist mit knapp 40 % beteiligt, wobei es sich im wesentlichen wieder um das Versagen von Handmaßnahmen zum Abfahren der Anlage handelt.

5.2.1.3 Kleines Leck 2 (40 cm²) am Druckhalter nach Fehlüffnen eines Druckhalter-Sicherheitsventils beim Leistungsbetrieb

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$2,6 \cdot 10^{-3}$$

Erwartungswert der Eintrittshäufigkeit:

$$8,5 \cdot 10^{-4}/a$$

Dieser Wert stellt das Produkt aus der Häufigkeit des Fehlüffnens eines Druckhalter-Sicherheitsventils von $2,0 \cdot 10^{-2}/a$ und der Wahrscheinlichkeit von $4,2 \cdot 10^{-2}$ für das Nichtschließen dar (vgl. Tabelle 4-15 und Abschnitt 4.4.1.1).

Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls:

$$2,2 \cdot 10^{-6}/a$$

Im folgenden wird der Referenzwert für die mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Beherrschung des kleinen Lecks 2 (ca. 40 cm²) am Druckhalter diskutiert. Mit $2,6 \cdot 10^{-3}$ ergibt sich ein geringfügig niedrigerer Wert als für die kleinen Lecks 1 bis 3 (25 bis 200 cm²) in einer Hauptkühlmittelleitung, was aufgrund der etwas geringeren Mindestanforderungen bezüglich der *Niederdruck-Einspeisungen* auch erwartet werden kann.

Die zur Beherrschung des kleinen Lecks 2 erforderlichen Systemfunktionen weisen folgende Punktwerte der mittleren Nichtverfügbarkeiten auf:

- der Ausfall der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* etwa $1 \cdot 10^{-4}$
- der Ausfall der *Niederdruck-Einspeisungen* etwa $9 \cdot 10^{-4}$
- der Ausfall der *Haupt- sowie Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* etwa $1,6 \cdot 10^{-3}$

Zum Versagen der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* tragen Common-Cause-Ausfälle von jeweils vier Pumpen (Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen), Lüftern der Umluftkühlung und von Armaturen in den Einspeisesträngen wesentlich bei.

Common-Cause-Ausfälle spielen auch bei den *Niederdruck-Einspeisungen* eine große Rolle, insbesondere das Umschalten auf die *Niederdruck-Einspeisungen* bei zu hohem Druck und der Ausfall der Signale für die Umschaltung auf Sumpf-Umwälzbetrieb.

Der Ausfall der *Haupt- sowie Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* wird wiederum von den Ausfällen der Frischdampfabgabe bestimmt. Die Kombinationen

- Frischdampf-Umleiteinrichtung öffnet nicht bei Anforderung,
- Ausfall des Abfahrens sowohl über die Abblaseregelventile als auch ersatzweise über die

15- %- bzw. die 100- %-Frischdampf-Sicherheitsventile liefern hierbei einen Beitrag von knapp 30 % zum Ergebnis. Etwa gleiche Beiträge liefern Ausfallkombinationen mit Versagen des Abfahrens über die Frischdampf-Umleiteinrichtung aufgrund von Ausfällen leittechnischer Komponenten.

Ausfallkombinationen, die Common-Cause-Ausfälle enthalten, sind mit etwa 50 % am Ergebnis beteiligt, menschliches Fehlverhalten trägt mit etwa 30 % zum Ergebnis bei.

5.2.1.4 Dampferzeuger-Heizrohrlecks

- Dampferzeuger-Heizrohrleck zwischen 6 und 12 cm²

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$1,1 \cdot 10^{-2}$$

Diesem Wert liegen die Mindestanforderungen für eine Leckgröße von ca. 60 cm² zugrunde. Sie sind für den Leckbereich 6 bis 12 cm² als pessimistisch anzusehen.

Erwartungswert der Eintrittshäufigkeit:

$$1,0 \cdot 10^{-5}/a$$

Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls:

$$1,1 \cdot 10^{-7}/a$$

Der Ausfall der Ausserbetriebnahme der Sicherheitseinspeisungen führt mit einer mittleren Nichtverfügbarkeit von ca. $1 \cdot 10^{-2}$ zum nicht beherrschten Störfall. Ein solcher Ausfall liegt vor, wenn die 4 laufenden Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen nicht abgeschaltet werden können. Da die Abschaltung in kurzer Zeit nach Störfallbeginn erfolgen muß, wird von Handeingriffen bei Ausfall der Automatik kein Kredit genommen. Ausfälle der Leittechnik sind mit etwa 80 %, Ausfälle der Leistungsschalter (öffnen nicht) mit etwa 20 % am Versagen dieser Systemfunktion beteiligt. Dagegen ist bei Versagen der *Isolation des defekten Dampferzeugers* der Störfall nur bei zusätzlichem Versagen der *Leckageergänzung* nicht beherrscht. Derartige Ausfallkombinationen liefern nur einen untergeordneten Beitrag. Von untergeordneter Bedeutung ist auch der Ausfall der *Speisewasserversorgung* und *Frischdampfabgabe*.

- Dampferzeuger-Heizrohrlecks bis 6 cm²

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$1,5 \cdot 10^{-4}$$

Erwartungswert der Eintrittshäufigkeit:

$$6,5 \cdot 10^{-3}/a$$

Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls:

$$1,0 \cdot 10^{-6}/a$$

Die wichtigsten Beiträge zum Ergebnis liefern die Ausfälle folgender Systemfunktionen:

- Ausfall der *Isolation des defekten Dampferzeugers* und Versagen der *Leckageergänzung* ca. $6 \cdot 10^{-5}$
- Ausfall der *Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* ca. $6 \cdot 10^{-5}$
- Ausfall der *Ausserbetriebnahme der Sicherheitseinspeisungen* ca. $2 \cdot 10^{-5}$
- Ausfall des teilweisen Abfahrens auf < 8 MPa und Versagen der *Leckageergänzung* ca. $2 \cdot 10^{-5}$

Common-Cause-Ausfälle sind mit insgesamt knapp 30 % beteiligt, wobei die Ausfälle verfahrenstechnischer Komponenten zum teilweisen Abfahren und zur Bespeisung der Dampferzeuger die wesentliche Rolle spielen.

Ausfallkombinationen mit menschlichem Fehlverhalten tragen mit etwa 70 % zum Ergebnis bei. Hier ist in erster Linie der Ausfall des Abfahrens mit einem Abfahrgradienten von kleiner 12 K/h zu nennen (führt zu der Anregung der Notkühlkriterien). Weitere Beiträge ergeben sich aus menschlichem Fehlverhalten bei der Inbetriebnahme des Notstandsystems und bei der Wiederinbetriebnahme des Volumenregelsystems nach erfolgtem Primärkreisabschluß.

5.2.2 Transienten und kleine Lecks am Druckhalter bei Transienten

5.2.2.1 Notstromfall

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$1,7 \cdot 10^{-5}$$

Erwartungswert der Eintrittshäufigkeit:

$$0,13$$

Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls:

$$2,2 \cdot 10^{-6}/a$$

Die mittlere Nichtverfügbarkeit von $1,7 \cdot 10^{-5}$ geht nahezu vollständig auf den Ereignisablauf Ausfall der *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* und Ausfall der *Verzögerten Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* zurück, wobei jeweils die Ausfälle der Bespeisung der Dampferzeuger maßgebend sind. Es handelt sich hierbei immer um ein Versagen aller vier Einspeisungen durch das Notspeisewassersystem (das Hauptspeisewassersystem steht beim Notstromfall nicht zur Verfügung) und dem Ausfall beider Einspeisungen durch das Notstandsystem.

Für den Ausfall des Notstandsystems wurde eine Wahrscheinlichkeit von $4,2 \cdot 10^{-2}$ ermittelt. Fast 90 % dieses Wertes gehen auf Ausfälle von Armaturen des Notstandsystems bzw. Nichtverfügbarkeit der Notspeisestränge in Block A zurück. Der Ausfall der geplanten Handeingriffe zur Inbetriebnahme des Notstandsystems bis spätestens 2 h nach Eintritt des Notstromfalls trägt bei einer Wahrscheinlichkeit von $4 \cdot 10^{-3}$ etwa 10 % zum Ausfall des Notstandsystems bei.

Beim Versagen aller vier Einspeisungen des Notspeisewassersystems spielen Common-Cause-Ausfälle von Pumpen und Armaturen mit knapp 80 % eine wesentliche Rolle. Zu nennen sind hier vor allem Common-Cause-Ausfälle der Notspeisewasserpumpen (ca. 30 % vom Ergebnis) sowie der zugehörigen Hilfsölpumpen (ca. 13 %). Der Common-Cause-Ausfall der Notstromdiesel bzw. ganz allgemein der Ausfall von Notstromschienen

ist nur in Verbindung mit dem Versagen der Netzrückschaltung innerhalb von 2 h nach Eintritt des Notstromfalls von Bedeutung. Für die Dauer des Notstromfalls länger als 2 h wurde ein Erwartungswert der Wahrscheinlichkeit von ca. $5 \cdot 10^{-2}$ ermittelt. Damit spielen die Ausfälle von Notstromdiesel bzw. Notstromschienen eine untergeordnete Rolle für das Ergebnis (weniger als 3 %).

Der Ereignisablauf Ausfall der (unverzögerten) *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* und Ausfall des *Öffnens der Druckhalterventile* liefert mit einer Wahrscheinlichkeit $< 10^{-7}$ keinen nennenswerten Beitrag zum Ergebnis.

Common-Cause-Ausfälle spielen wie bereits erläutert mit insgesamt etwa 70 % vom Ergebnis eine wesentliche Rolle, während der Ausfall geplanter Handeingriffe mit etwa 10 % von untergeordneter Bedeutung für das Ergebnis ist (der Ausfall der Rückschaltung auf Eigenbedarf ist hierin allerdings nicht enthalten, er liefert weitere 5 % zum Ergebnis). Ohne Bedeutung für die Häufigkeit unbeherrschter Störfälle sind die Ereignisabläufe mit Öffnen von Druckhalterventilen sowie mit dem Ausfall des Schließens des entsprechenden Abblasestranges bzw. Sicherheitsventils (d. h. Eintritt eines kleinen Lecks am Druckhalter) und Ausfall der Systemfunktionen zur Beherrschung des Lecks.

Die bedingte Wahrscheinlichkeit für das Öffnen eines Druckhalter-Abblaseventils beträgt etwa $1 \cdot 10^{-4}$. Zum Öffnen kommt es unmittelbar nach Störfalleintritt nur in Sonderfällen (Ausfall des automatischen Teilabfahrens und der sekundärseitigen Druckbegrenzung über die 15-%-Sicherheitsventile oder der ersten Anregung zur Reaktorschnellabschaltung, vgl. Kap. 4.4.3.1). Bei Versagen der (unverzögerten) *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* ist ein Ansprechen beider Abblaseventile zu erwarten. Fällt das 2. Abblaseventil in der Funktion Öffnen aus, so ist mit dem Öffnen des 1. Druckhalter-Sicherheitsventils zu rechnen. Bei Nichtschließen eines Druckhalter-Abblasestranges bzw. des 1. Druckhalter-Sicherheitsventils liegt ein kleines Leck am Druckhalter vor. Die bedingte Wahrscheinlichkeit dafür beträgt etwa $3 \cdot 10^{-7}$. Dieser Wert setzt sich aus ca. $6 \cdot 10^{-8}$ für das Leck über das 1. Abblaseventil und ca. $2 \cdot 10^{-7}$ für das Leck über das 2. Abblaseventil oder über das 1. Sicherheitsventil zusammen. Im einzelnen ergeben sich folgende Werte:

- Bedingte Wahrscheinlichkeit für das Öffnen des 1. Abblaseventils etwa $8 \cdot 10^{-5}$, davon etwa jeweils die Hälfte aufgrund des Ausfalls der *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* und des Ausfalls des automatischen Teilabfahrens mit zusätzlichem Versagen der sekundärseitigen Druckbegrenzung über die 15-%-Sicherheitsventile.
- Bedingte Wahrscheinlichkeit für den Ausfall des Schließens des 1. Abblasestranges etwa $8 \cdot 10^{-4}$ und damit bedingte Wahrscheinlichkeit für das Leck über das 1. Abblaseventil $6 \cdot 10^{-8}$.

Die Ausfallkombinationen für das Nichtschließen des Abblasestranges sind in Abschnitt 5.2.2.5 näher erläutert. Beim Notstromfall sind zusätzlich solche Ausfallkombinationen von Bedeutung, die das Versagen des zum Abblaseventil redundanten Steuerabsperrventils bzw. des zum Abblaseventil redundanten Abblaseabsperrventils aufgrund von Ausfällen der Energieversorgung enthalten. Ausfälle der Energieversorgung spielen sowohl für die *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* als auch für das Schließen der Abblasestränge eine Rolle. Diese Ausfälle sind also insbesondere bei Ereignisabläufen mit Ausfall der *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* von Einfluß, weil sie sowohl zum Versagen dieser Systemfunktion als auch zum Ausfall des Schließens eines Abblasestranges führen können. Dies erklärt den höheren Wert der bedingten Wahrscheinlichkeit für das Nichtschließen eines Abblasestranges von etwa $8 \cdot 10^{-4}$ beim Notstromfall gegenüber etwa $2 \cdot 10^{-4}$ bei anderen Transienten.

- Bedingte Wahrscheinlichkeit für das Öffnen des 2. Abblaseventils etwa $4 \cdot 10^{-5}$ (mittlere Nichtverfügbarkeit für den Ausfall der Systemfunktion *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe*).
- Bedingte Wahrscheinlichkeit für den Ausfall des Schließens des 2. Abblasestranges etwa $1 \cdot 10^{-3}$, damit bedingte Wahrscheinlichkeit für ein Leck über das 2. Abblaseventil etwa $5 \cdot 10^{-8}$.
- Bedingte Wahrscheinlichkeit für das Öffnen des 1. Druckhalter-Sicherheitsventils etwa $4 \cdot 10^{-6}$.
- Wahrscheinlichkeit für das Nichtschließen des 1. Sicherheitsventils $4,2 \cdot 10^{-2}$ (vgl. Abschnitt 5.2.1.3) und damit bedingte Wahrscheinlichkeit für ein Leck über das 1. Sicherheitsventil $1,5 \cdot 10^{-7}$.

5.2.2.2 Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung ohne Ausfall der Hauptwärmesenke

Für die Häufigkeit nicht beherrschter Störfälle interessiert nur der „langfristige“ Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung, bei dem eine Wiedereinschaltung der *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* nicht mehr möglich ist, für den Fall, daß die *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* versagt. Aufgrund der ausgewerteten Betriebserfahrung ist damit in 86 % aller Ausfälle der Hauptspeisewasserversorgung ohne gleichzeitig langfristigen Ausfall der Hauptwärmesenke zu rechnen.

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$2,1 \cdot 10^{-5}$$

Erwartungswert der Eintrittshäufigkeit:

$$0,15/a$$

Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls:

$$3,2 \cdot 10^{-6}/a$$

Wie beim Notstromfall wird die mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen fast ausschließlich vom Ereignisablauf Ausfall der *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* und Ausfall der *Verzögerten Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* bestimmt, wobei wieder die Ausfälle der Bespeisung der Dampferzeuger maßgebend sind. Es handelt sich hierbei immer um ein Versagen aller vier Einspeisungen durch das Notspeisewassersystem (das Hauptspeisewassersystem steht aufgrund des auslösenden Ereignisses nicht zur Verfügung) und dem Ausfall beider Einspeisungen durch das Notstandssystem.

Die für die Inbetriebnahme des Notstandssystems maximal zur Verfügung stehende Zeitspanne ist mit 60 min jedoch wesentlich kürzer als beim Notstromfall (2 h) und damit entsprechend höher ist die Wahrscheinlichkeit für das Mißlingen der erforderlichen Handeingriffe ($3 \cdot 10^{-2}$ gegenüber $4 \cdot 10^{-3}$ beim Notstromfall). Dies führt zu einer gegenüber dem Notstromfall etwa doppelt so hohen mittleren Nichtverfügbarkeit des Notstandssystems von etwa $7 \cdot 10^{-2}$ und erklärt den deutlich höheren Gesamtwert der mittleren Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen.

Der Ereignisablauf Ausfall der (unverzögerten) *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* und Ausfall des *Öffnens der Druckhalterventile* liefert mit einer Wahrscheinlichkeit von 10^{-7} keinen nennenswerten Beitrag zum Ergebnis.

Der Anteil der Ausfallkombinationen am Ergebnis, die Common-Cause-Ausfälle enthalten, beträgt etwa 80 %, wobei in erster Linie die Common-Cause-Ausfälle der Notspeisewasserpumpen und der Hilfsölpumpen eine Rolle spielen.

Der knapp 50prozentige Anteil der Ausfallkombinationen mit Ausfall der geplanten Handmaßnahmen nach Störfalleintritt ist im wesentlichen auf das Versagen der Inbetriebnahme des Notstandssystems innerhalb von 60 min nach Auslösung der Transiente zurückzuführen.

Ereignisabläufe mit kleinem Leck am Druckhalter (Eintrittshäufigkeit von $3,2 \cdot 10^{-5}/a$) spielen mit einem Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls von $8,8 \cdot 10^{-8}/a$ keine Rolle für die Häufigkeit nicht beherrschter Störfälle. Mit einer bedingten Wahrscheinlichkeit von etwa $2 \cdot 10^{-4}$ ist allerdings der Eintritt eines kleinen Lecks am Druckhalter wesentlich häufiger als beim Notstromfall zu erwarten. Der Wert ist das Produkt aus den bedingten Wahrscheinlichkeiten für das Öffnen des 1. Druckhalter-Abblaseventils von 0,86 und für den Ausfall des Schließens des Abblasestrangs von $2,3 \cdot 10^{-4}$. Die mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Beherrschung des kleinen Lecks erforderlichen Systemfunktionen wurde mit etwa $2,8 \cdot 10^{-3}$ bewertet. Die für das Versagen des Schließens des Abblasestranges bzw. die für das Versagen der Systemfunktionen zur Beherrschung des Lecks relevanten Ausfallkombinationen sind in Abschnitt 5.2.2.5 behandelt. Der Ausfall der *Haupt-* sowie *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* liefert mit einer Nichtverfügbarkeit von $1,1 \cdot 10^{-3}$ hier allerdings einen wesentlich größeren Beitrag.

5.2.2.3 Ausfall der Hauptwärmesenke

● Ereignisabläufe ohne kleines Leck am Druckhalter

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$8,0 \cdot 10^{-6}$$

Erwartungswert der Eintrittshäufigkeit:

$$0,36/a$$

Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls:

$$2,9 \cdot 10^{-6}/a$$

Die mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen wird fast ausschließlich vom Ereignisablauf Ausfall der *Haupt-* sowie *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* und Ausfall der *Verzögerten Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* bestimmt, wobei die Ausfälle der Bespeisung der Dampferzeuger maßgebend sind, d. h. Ausfälle der Frischdampfabgabe spielen vergleichsweise keine Rolle.

Der Wert $8,0 \cdot 10^{-6}$ liegt niedriger als der entsprechende Wert beim Notstromfall ($1,3 \cdot 10^{-5}$) oder beim langfristigen Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung ($2,1 \cdot 10^{-5}$), was sich durch die günstigeren Möglichkeiten zur Speisewasserversorgung erklärt: Im Unterschied zum Notstromfall oder zum langfristigen Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung steht hier das Hauptspeisewassersystem zur Verfügung bzw. fällt nur mit einer Wahrscheinlichkeit von etwa 0,16 aus. Zum Ausfall des Hauptspeisewassersystems tragen der Ausfall der Umschaltung auf Schwachlastbetrieb ($6 \cdot 10^{-2}$), der Ausfall der Deionatförderung in den

Speisewasserbehälter ($6 \cdot 10^{-2}$) sowie leittechnische Ausfälle mit Auslösung der $\Delta p/\Delta t$ -Signale ($4 \cdot 10^{-2}$) bei. Andererseits liegen bezüglich der maximal zulässigen Zeitspanne zur Inbetriebnahme des Notstandssystems ungünstigere Verhältnisse als beim Notstromfall vor: Bei den zur Verfügung stehenden 80 min (Notstromfall: 2 h) ergibt sich für die Wahrscheinlichkeit des Ausfalls des Notstandssystems ein gegenüber dem Notstromfall höherer Wert von etwa $7 \cdot 10^{-2}$ (Notstromfall: $4 \cdot 10^{-2}$, langfristiger Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung: ebenfalls $7 \cdot 10^{-2}$).

Ungünstiger als beim Notstromfall und dem langfristigen Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung ist auch die Speisewasserversorgung mit dem Notspeisewassersystem zu bewerten. Eine Nachspeisung von Deionat ist mit einer Wahrscheinlichkeit von 0,26 erforderlich, d. h. in 26 % aller langfristigen Ausfälle der Hauptwärmesenke versagt die rechtzeitige Wiederinbetriebnahme der Frischdampf-Umleiteinrichtung, so daß auf das Deionatsystem zurückgegriffen werden muß. Entsprechende Ausfallkombinationen, also

- Versagen der rechtzeitigen Wiederinbetriebnahme der Frischdampf-Umleiteinrichtung UND
- Ausfall der Nachspeisung von Speisewasser aus dem Deionatsystem UND
- Ausfall des Notstandssystems

liefern bereits etwa 30 % zur Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls. Die übrigen mit etwa 70 % beitragenden Ausfallkombinationen lassen sich zusammenfassend als UND-Verknüpfungen von Ausfällen

- des Hauptspeisewasserssystems (0,16, siehe oben)
 - aller vier Stränge des Notspeisewassersystems ($5 \cdot 10^{-4}$) sowie
 - beider Stränge des Notstandssystems ($7 \cdot 10^{-2}$, siehe oben)
- beschreiben.

Insgesamt sind Common-Cause-Ausfälle mit etwa 50 % am Ergebnis von $8,0 \cdot 10^{-6}$ beteiligt, mit deutlichem Einfluß des Common-Cause-Ausfalls der Meßkanalgruppen für die Notspeisesignale (ca. 12 % vom Ergebnis), der Notspeisewasserpumpen und der Hilfsölpumpen (ca. 24 %) sowie der Notspeisewasser-Druckschieber und Regelventile (ca. 10 %). Ebenfalls etwa 50 % des Ergebnisses liefern Ausfallkombinationen mit Versagen geplanter Handeingriffe. Es sind dies im wesentlichen die Handmaßnahmen zur Inbetriebnahme des Notstandssystems.

● Ereignisabläufe mit kleinem Leck am Druckhalter

Es wird zunächst die Wahrscheinlichkeit für den Eintritt eines kleinen Lecks am Druckhalter unter der Bedingung, daß ein langfristiger Ausfall der Hauptwärmesenke vorliegt, diskutiert.

Für das Öffnen des 1. Druckhalter-Abblaseventils bei dieser Transiente wurde aus der Betriebserfahrung ein Erwartungswert der Wahrscheinlichkeit von 0,39 ermittelt.

Der Punktwert der Wahrscheinlichkeit für das Nichtschließen des 1. Abblasestrangs ist $2,3 \cdot 10^{-4}$, d. h. ein kleines Leck über das 1. Druckhalter-Abblaseventil tritt mit der Wahrscheinlichkeit von etwa

$$9,0 \cdot 10^{-5}$$

ein. Die entsprechenden Ausfallkombinationen werden in Abschnitt 5.2.2.5 erläutert. Unter Berücksichtigung der Häufigkeit des auslösenden Ereignisses (Erwartungswert

0,36/a) ergibt sich ein Punktwert der Häufigkeit für den Eintritt des kleinen Lecks über das 1. Druckhalter-Abblaseventil von etwa $3,3 \cdot 10^{-5}/a$.

Für das kleine Leck am Druckhalter über das 1. Druckhalter-Abblaseventil ergibt sich als Punktwert der mittleren Nichtverfügbarkeit der zur Beherrschung des Lecks erforderlichen Systemfunktionen

$$1,6 \cdot 10^{-2}.$$

Mit der Eintrittshäufigkeit des Lecks von $3,3 \cdot 10^{-5}/a$ ergibt sich ein Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls von $5,3 \cdot 10^{-7}/a$. Der Wert für die mittlere Nichtverfügbarkeit von $1,6 \cdot 10^{-2}$ wird vom Ausfall der Systemfunktionen *Haupt-* sowie *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* bestimmt, und zwar von der Frischdampfabgabe, d. h. vom Versagen des Abfahrens. Ein Ausfall der Speisewasserversorgung sowie ein Ausfall der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* oder der *Niederdruck-Einspeisungen* spielt dagegen keine Rolle für das Ergebnis.

Die *Sicherheitsbehälterintegrität für die Notkühlung* hat eine Nichtverfügbarkeit $< 10^{-7}$ und liefert damit ebenfalls keinen nennenswerten Beitrag zum Ergebnis.

Da aufgrund des auslösenden Ereignisses die Hauptwärmesenke nicht zur Verfügung steht (und pessimistisch über die gesamte Dauer des Abfahrens als ausgefallen betrachtet wird), muß das sekundärseitige Abfahren über Dach erfolgen. Ein Ausfall des Abfahrens liegt u. a. dann vor, wenn

- beide Frischdampf-Abblaseregelventile versagen *und* zwei von vier 15- %-Sicherheitsventilen nicht zum Abfahren geöffnet werden können oder
- keiner der Abblaseabsperrschieber in den 4 Abfahrleitungen öffnet *und* das Abfahren über zwei von vier 15- %-Sicherheitsventilen versagt.

Der Common-Cause-Ausfall der Abblaseabsperrschieber ist mit etwa 40 % am Ergebnis beteiligt. Der Ausfall eines Abblaseregelventils ist in Ausfallkombinationen enthalten, die etwa 15 % vom Ergebnis ausmachen. Etwa 20 % trägt der Ausfall des Handeingriffs vor Ort zum Auffahren eines 100- %-Sicherheitsventils bei (z. B. in Kombination mit dem Versagen eines Abblaseregelventils). Ebenso mit knapp 20 % ist der Ausfall des für alle vier 15- %-Sicherheitsventile gemeinsamen Steuerventils der pneumatischen Offenhaltung beteiligt.

Insgesamt tragen Common-Cause-Ausfälle mit etwa 60 % und Ausfälle geplanter Handmaßnahmen mit etwa 30 % zum Ergebnis bei.

Ein kleines Leck über das 2. Druckhalter-Abblaseventil oder über ein Druckhalter-Sicherheitsventil ist demgegenüber wesentlich unwahrscheinlicher. Zum Ansprechen des 2. Druckhalter-Abblaseventils kommt es nur bei Ausfall der *Haupt-* sowie *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* und zum Öffnen des 1. Druckhalter-Sicherheitsventils darüber hinaus nur, wenn das 2. Druckhalter-Abblaseventil nicht öffnet (also ausfällt). Ein Versagen der *Haupt-* sowie *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* wurde mit einem Punktwert der mittleren Nichtverfügbarkeit von etwa $3 \cdot 10^{-5}$ bewertet. Bei gleicher Wahrscheinlichkeit für den Ausfall des Schließens des 2. Druckhalter-Abblasestranges wie für den 1. Druckhalter-Abblasestrang ist der Punktwert der bedingten Wahrscheinlichkeit für ein kleines Leck über das 2. Druckhalter-Abblaseventil kleiner $1 \cdot 10^{-8}$. Das Ansprechen des 1. Sicherheitsventils mit Ausfall des Schließens wurde mit einer bedingten Wahrscheinlichkeit von etwa $4 \cdot 10^{-3}$ bewertet, so daß die bedingte Wahrscheinlichkeit für ein Leck über das 1. Sicherheitsventil etwa $1 \cdot 10^{-7}$ beträgt. Damit

ist die Häufigkeit solcher Lecks kleiner als $1 \cdot 10^{-7}/a$. Diese Lecks wurden daher nicht weiter untersucht.

5.2.2.4 Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und Hauptwärmesenke

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$2,3 \cdot 10^{-5}$$

Erwartungswert der Eintrittshäufigkeit:

$$0,29/a$$

Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls:

$$6,7 \cdot 10^{-6}/a$$

Wie beim langfristigen Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung ohne Ausfall der Hauptwärmesenke wird die mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen fast ausschließlich vom Ereignisablauf Ausfall der *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* und Ausfall der *Verzögerten Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* bestimmt, wobei wiederum die Ausfälle der Bespeisung der Dampferzeuger maßgebend sind. Ausfälle der Frischdampfabgabe spielen keine Rolle. Steht die Hauptwärmesenke nicht rechtzeitig wieder zur Verfügung, ist nach Verbrauch des nutzbaren Speisewasserbehälterinhalts eine Nachspeisung von Deionat aus dem Deionatsystem erforderlich, sofern ein Versagen beider Stränge des Notstandssystems vorliegt. Entsprechende Ausfallkombinationen tragen etwa 10 % zum Ergebnis bei. Das Ergebnis ist um diesen Beitrag höher als beim Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung ohne Ausfall der Hauptwärmesenke. Für den Ausfall der Wiederherstellung der Hauptwärmesenke innerhalb von 3 h nach Störfalleintritt ergibt sich aus der Betriebserfahrung eine Wahrscheinlichkeit von etwa 0,26. Die beim vorliegenden Störfall günstigeren Zeitspannen für die Inbetriebnahme des Notstandssystems von maximal 80 min (gegenüber maximal 60 min beim Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung ohne Ausfall der Hauptwärmesenke) führen zu keiner unterschiedlichen Bewertung für den Ausfall der erforderlichen Handeingriffe, so daß für die restlichen 90 % des Ergebnisses dasselbe gilt wie für den Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung ohne Ausfall der Hauptwärmesenke.

Der Anteil der Common-Cause-Ausfälle am Ergebnis beträgt etwa 70 %, allein 40 % gehen auf Common-Cause-Ausfälle der Notspeisewasserpumpen und der Hilfsölpumpen zurück. 13 % betreffen Kombinationen mit Common-Cause-Ausfällen der Meßkanalgruppen für die Notspeisesignale. Der Ausfall geplanter Handmaßnahmen trägt insgesamt mit etwa 50 % zum Ergebnis bei, im wesentlichen handelt es sich hierbei um den Ausfall der Inbetriebnahme des Notstandssystems.

Ereignisabläufe mit dem Eintritt eines kleinen Lecks am Druckhalter und dem Ausfall der zur Beherrschung des Lecks erforderlichen Systemfunktionen spielen für die Häufigkeit nicht beherrschter Störfälle keine Rolle. Zum Öffnen der beiden Druckhalter-Abblaseventile kommt es nur bei Ausfall der (unverzögerten) *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe*. Die bedingte Wahrscheinlichkeit dafür beträgt etwa $1 \cdot 10^{-4}$. Mit der Wahrscheinlichkeit für das Nichtschließen eines Abblasestrangs von je etwa $2 \cdot 10^{-4}$ ergibt sich ein Punktwert der bedingten Wahrscheinlichkeit für den Eintritt eines kleinen Lecks am Druckhalter von $< 1 \cdot 10^{-7}$ bzw. eine entsprechende Häufigkeit von $< 1 \cdot 10^{-7}/a$.

5.2.2.5 Kleines Leck 3 am Druckhalter bei verschiedenen zu erwartenden Transienten

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$1,7 \cdot 10^{-3}$$

Ein kleines Leck am Druckhalter liegt vor, wenn es bei der Transiente zum Ansprechen des 1. Druckhalter-Abblaseventils kommt und dieses Ventil nicht mehr schließt bzw. die Abblaseleitung nicht mehr abgesperrt werden kann. Die Häufigkeit des Öffnens des 1. Druckhalter-Abblaseventils bei denjenigen Transienten, die nicht in den Abschnitten 5.2.2.1 bis 5.2.2.4 behandelt sind, beträgt 0,53/a. Für das Versagen des Schließens des 1. Druckhalter-Abblasestrangs wurde eine Wahrscheinlichkeit von $2,3 \cdot 10^{-4}$ ermittelt.

Zu diesem Wert tragen im wesentlichen Ventilausfälle bei: Der Ausfall der beiden Ventile in der Steuerleitung in Verbindung mit dem Ausfall des zum Abblaseventil redundanten Abblaseabsperrentils ergibt etwa 50 %, der Ausfall des Abblaseventils und des Abblaseabsperrentils etwa 30 % der Wahrscheinlichkeit für den Eintritt des Lecks. Etwa 20 % dieser Wahrscheinlichkeit werden von Ausfallkombinationen mit leittechnischen und elektrotechnischen Komponenten bestimmt.

Bei der Häufigkeit des Öffnens des 1. Druckhalter-Abblaseventils von 0,53/a und der Wahrscheinlichkeit für das Offenbleiben des Abblasestrangs von $2,3 \cdot 10^{-4}$ ergibt sich eine Häufigkeit von $1,2 \cdot 10^{-4}$ /a für den Eintritt des kleinen Lecks am Druckhalter bei Transienten, die nicht in den genannten Kapiteln behandelt sind. Mit dem Punktwert der mittleren Nichtverfügbarkeit der zur Beherrschung des Lecks erforderlichen Systemfunktionen von $1,7 \cdot 10^{-3}$ erhält man für die Häufigkeit des nicht beherrschten kleinen Lecks am Druckhalter den Punktwert $2,0 \cdot 10^{-7}$ /a.

Damit liefert dieser Störfall nur einen untergeordneten Beitrag zum Gesamtwert der Häufigkeit nicht beherrschter Störfälle. Für die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* und die *Niederdruck-Einspeisungen* sowie für die *Haupt- sowie Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* ergeben sich die gleichen Werte der mittleren Nichtverfügbarkeit wie beim kleinen Leck 4 (12 bis 25 cm²) in einer Hauptkühlmittelleitung, da bei beiden Störfällen die gleichen Mindestanforderungen an diese Systemfunktionen vorliegen.

5.2.2.6 Lecks in einer Frischdampfleitung

● Großes Frischdampf-Leitungsleck innerhalb des Sicherheitsbehälters

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$7,8 \cdot 10^{-3}$$

Erwartungswert der Eintrittshäufigkeit:

$$1,6 \cdot 10^{-4}/a$$

Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls:

$$1,2 \cdot 10^{-6}/a$$

Hierzu trägt

- der Ausfall der *Auftrennung des Frischdampfsystems* mit etwa $2 \cdot 10^{-3}$ und
- das Versagen der *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* sowie der Ausfall der *Verzögerten Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* mit etwa $6 \cdot 10^{-3}$ bei.

Ein Ausfall der *Auftrennung des Frischdampfsystems* liegt vor, wenn die vom Frischdampf-Leitungsleck und auch die vom Folgebruch der benachbarten Frischdampfleitung betroffenen Frischdampfleitungen nicht gegenüber den intakten Frischdampfleitungen abgesperrt werden können. Tritt als Folge des großen Frischdampf-Leitungslecks ein Folgebruch der benachbarten Frischdampfleitung ein, so ist die *Auftrennung des Frischdampfsystems* ausgefallen, wenn sowohl die zwei Frischdampf-Abschlußarmaturen in den intakten Frischdampfleitungen als auch eine der beiden Frischdampf-Abschlußarmaturen in den defekten Frischdampfleitungen nicht geschlossen werden können. Ohne Folgebruch ist die Systemfunktion nur bei Versagen aller vier Frischdampf-Abschlußarmaturen ausgefallen. Die wesentlichen Beiträge zum Versagen dieser Systemfunktion sind auf Common-Cause-Ausfälle der Anregung für die Reaktorschutzsignale YZ 60 ($\Delta p/\Delta t$ -Signale) und auf Common-Cause-Ausfälle der Frischdampf-Abschlußarmaturen zurückzuführen.

Für den Ausfall der *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* sowie den Ausfall der *Verzögerten Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* sind nur die Kombinationen

- Ausfall von 3 Strängen des Notspeisewassersystems *und* Ausfall des Notstandssystems für den Dampferzeuger mit intakter Frischdampfleitung oder,
- bei Eintritt des Folgebruches der benachbarten Frischdampfleitung, der Ausfall von 2 Strängen des Notspeisewassersystems *und* Versagen des Notstandssystems für den Dampferzeuger mit intakter Frischdampfleitung

von Bedeutung.

Es wird hierbei pessimistisch angenommen, daß das große Leck als auslösendes Ereignis in Strang 3 auftritt (etwa gleichbedeutend mit Strang 1), womit nur eine der beiden Einspeisungen des Notstandssystems zur Verfügung steht.

Für den Ausfall des Notspeisewassersystems spielen neben dem Versagen der Einspeisungen auch solche Ausfallkombinationen eine Rolle, die zum Versagen der Absperrung desjenigen Notspeisewasserstranges führen, dessen zugeordneter Frischdampfstrang das Frischdampf-Leitungsleck aufweist bzw. der gegenüber dem Frischdampf-Leitungsleck nicht abgesperrt werden kann. Es wird davon ausgegangen, daß in diesem Fall das gesamte Notspeisewassersystem aufgrund der Wasserverluste bei Einspeisen in einen Dampferzeuger mit Leck in der zugehörigen Frischdampfleitung versagt. Entsprechende Ausfallkombinationen tragen mit etwa 27 % zum Ergebnis bei.

Ebenso wird ein Ausfall der Einspeisungen durch das Notstandssystem unterstellt, wenn fälschlich in einen Dampferzeuger mit einem Leck in der zugehörigen Frischdampfleitung gefördert wird. Derartige Ausfallkombinationen sind zu knapp einem Drittel am Versagen des Notstandssystems bzw. mit etwa 17 % am Ergebnis beteiligt.

Für das Ergebnis spielt der Ausfall einer Frischdampfleitung als Folge des großen Lecks in der benachbarten Frischdampfleitung eine dominante Rolle. Für die Wahrscheinlichkeit des Folgebruchs wurde ein Erwartungswert von 0,4 angesetzt (Medianwert 0,3, $K = 3$). Damit beträgt der Anteil der Ausfallkombinationen, die einen Folgebruch beinhalten, etwa 60 % vom Ergebnis. Später durchgeführte Betrachtungen für die Folgebruchwahrscheinlichkeit führten zu den in Abschnitt 5.3.2.3 und Tabelle 5-7 ausgewiesenen kleineren Werten.

Common-Cause-Ausfälle sind mit insgesamt 30 %, Ausfälle geplanter Handmaßnahmen nach Störfalleintritt mit etwa 20 % am Ergebnis beteiligt. Bei den Handmaßnahmen

dominiert das fälschliche Auffahren einer Armatur des Notstandssystems mit der Folge, daß in den Dampferzeuger mit Leck in der Frischdampfleitung gespeist wird (siehe oben). Bei den Common-Cause-Ausfällen spielen die bereits genannten Anregungen für die Abspersignale YZ60 die wesentliche Rolle.

Ereignisabläufe mit Eintritt eines kleinen Lecks am Druckhalter und Ausfall der Systeme zur Beherrschung des Lecks sind für die Häufigkeit unbeherrschter Störfälle unbedeutend. Dabei wird das Öffnen des ersten Druckhalter-Abblaseventils mit der Wahrscheinlichkeit 1 unterstellt, so daß sich unter Berücksichtigung der bedingten Wahrscheinlichkeit $2,3 \cdot 10^{-4}$ für das Nichtschließen des Abblasestranges und der Eintrittshäufigkeit des großen Frischdampf-Leitungslecks ($1,6 \cdot 10^{-4}/a$) als Häufigkeit für den Eintritt eines kleinen Lecks am Druckhalter ein Punktwert $< 10^{-7}/a$ ergibt.

● Großes Frischdampf-Leitungsleck hinter den Frischdampf-Abschlußarmaturen

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$2,1 \cdot 10^{-3}$$

Erwartungswert der Eintrittshäufigkeit:

$$4,8 \cdot 10^{-4}/a$$

Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls:

$$1,0 \cdot 10^{-6}/a$$

Gegenüber dem Frischdampf-Leitungsleck innerhalb des Sicherheitsbehälters können bei Funktionieren aller Frischdampf-Abschlußarmaturen alle vier Dampferzeuger zur Wärmeabfuhr herangezogen werden. Die zum nicht beherrschten Störfall führenden Ausfallkombinationen unterscheiden sich insofern von denen des Frischdampf-Leitungslecks innerhalb des Sicherheitsbehälters, als nun eine Frischdampfleitung aufgrund des Lecks nur dann ausgefallen ist, wenn die zugehörige Frischdampf-Abschlußarmatur nicht schließt. Für die mittlere Nichtverfügbarkeit der Systemfunktionen erhält man folgende Erwartungswerte:

– Ausfall der *Auftrennung des Frischdampfsystems*

$$1,2 \cdot 10^{-3}$$

Ausfall der Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe sowie der Verzögerten Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe

$$9 \cdot 10^{-4}$$

Wegen der geringen Bedeutung der Ereignisabläufe mit kleinem Leck am Druckhalter bzw. mit Versagen der zur Beherrschung des Lecks erforderlichen Systemfunktionen, die nur einen sehr geringen Beitrag zur Häufigkeit nicht beherrschter Störfälle liefern, werden diese nicht diskutiert.

● Mittleres Frischdampf-Leitungsleck innerhalb des Sicherheitsbehälters

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$3,0 \cdot 10^{-3}$$

Erwartungswert der Eintrittshäufigkeit:

$$2,7 \cdot 10^{-5}/a$$

Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls:

$$8,1 \cdot 10^{-8}/a$$

Die mittlere Nichtverfügbarkeit der Systemfunktionen beträgt etwa 40 % derjenigen der Systemfunktionen zur Beherrschung des großen Frischdampf-Leitungslecks innerhalb des Sicherheitsbehälters. Dies entspricht dem Anteil jener Ausfallkombinationen beim großen Frischdampf-Leitungsleck, bei denen kein Folgebruch einer zweiten Frischdampfleitung enthalten ist. Es gelten damit die zum großen Frischdampf-Leitungsleck innerhalb des Sicherheitsbehälters gemachten Aussagen für die Ausfallkombinationen ohne Folgebruch. Die mittleren Nichtverfügbarkeiten der für das Ergebnis wesentlichen Systemfunktionen haben dann folgende Werte:

- Ausfall der *Auftrennung des Frischdampfsystems* etwa $1 \cdot 10^{-3}$ und
- Versagen der *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* sowie Ausfall der *Verzögerten Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* etwa $2 \cdot 10^{-3}$.

Wegen der gegenüber dem großen Frischdampf-Leitungsleck innerhalb des Sicherheitsbehälters günstigeren Verhältnisse tragen Common-Cause-Ausfälle relativ mehr zum Ergebnis bei, nämlich etwa 60 %. An erster Stelle sind hier wiederum die Ausfälle der Anregungen für die Absperrsignale YZ60 zu nennen (ca. 30 % vom Ergebnis), weitere etwa 20 % gehen auf Common-Cause-Ausfälle der Frischdampf-Abschlußarmaturen zurück. Menschliches Fehlverhalten ist mit knapp 20 % am Ergebnis beteiligt. Hierbei überwiegt das Fehlöffnen von Armaturen im Notstandssystem (13 %), der Ausfall der Inbetriebnahme des Notstandsystems innerhalb von 60 min nach Eintritt des Frischdampf-Leitungslecks ist mit etwa 5 % beteiligt.

Ereignisabläufe mit Eintritt des kleinen Lecks am Druckhalter und Ausfall der zur Beherrschung des Lecks erforderlichen Systemfunktionen spielen aufgrund der geringen Eintrittshäufigkeit des Lecks von $< 1 \cdot 10^{-7}/a$ keine Rolle.

● Mittleres Frischdampf-Leitungsleck hinter den Frischdampf-Abschlußarmaturen

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$2,0 \cdot 10^{-3}$$

Erwartungswert der Eintrittshäufigkeit:

$$1,1 \cdot 10^{-4}/a$$

Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls:

$$2,2 \cdot 10^{-7}/a$$

Im Vergleich zum mittleren Frischdampf-Leitungsleck innerhalb des Sicherheitsbehälters liegen hier günstigere Verhältnisse vor: Ein Notspeisewasser-Frischdampfstrang ist aufgrund des Frischdampf-Leitungslecks nur ausgefallen, wenn die zugehörige Frischdampf-Abschlußarmatur nicht schließt (vgl. großes Frischdampf-Leitungsleck hinter den Frischdampf-Abschlußarmaturen). Wie bei allen untersuchten Frischdampf-Leitungslecks führt

jedoch der Common-Cause-Ausfall der Anregungen der Absperrsignale YZ60 und der Common-Cause-Ausfall der Frischdampf-Abschlußarmaturen zum nicht beherrschten Störfall. Ein entsprechender Beitrag der mittleren Nichtverfügbarkeit von etwa $1,4 \cdot 10^{-3}$ ist beim mittleren Frischdampf-Leitungsleck hinter den Frischdampf-Abschlußarmaturen gleichzeitig der Wert für die mittlere Nichtverfügbarkeit der Systemfunktion *Auftrennung des Frischdampfsystems* (70 % vom Ergebnis).

Ein Beitrag von etwa $6 \cdot 10^{-4}$ (bzw. 30 % vom Ergebnis) ist auf den Ereignisablauf Versagen der *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* und Ausfall der *Verzögerten Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* zurückzuführen, wobei Ausfälle des Notspeisewassersystems aufgrund der fälschlichen Einspeisung in einen Dampferzeuger mit Leck in der zugehörigen Frischdampfleitung (wegen des Ausfalls von Frischdampf-Abschlußarmaturen) eine wesentliche Rolle spielen (ca. 20 % vom Ergebnis).

Der Anteil der Common-Cause-Ausfälle am Ergebnis wurde mit knapp 90 % ermittelt (allein 50 % durch Ausfall der Anregungen für die Signale YZ60, der Rest im wesentlichen Ausfälle der Frischdampf-Abschlußarmaturen). Das Versagen geplanter Handeingriffe spielt dagegen mit einem Anteil von etwa 3 % eine untergeordnete Rolle.

Ereignisabläufe mit Eintritt des kleinen Lecks am Druckhalter und Ausfall der zur Beherrschung des Lecks erforderlichen Systemfunktionen haben wegen der geringen Eintrittshäufigkeit des Lecks von $< 1 \cdot 10^{-7}/a$ keine Bedeutung.

5.2.3 ATWS (Anticipated Transients Without Scram)

5.2.3.1 Notstromfall und Ausfall der Reaktorschnellabschaltung

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$2,3 \cdot 10^{-2}$$

Mit einem Erwartungswert der Eintrittshäufigkeit für den Notstromfall mit Ausfall der *Reaktorschnellabschaltung* von $3,4 \cdot 10^{-6}/a$ erhält man einen Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls von $< 7,8 \cdot 10^{-8}/a$. Die Häufigkeit von $3,4 \cdot 10^{-6}/a$ setzt sich aus der Häufigkeit von 0,13/a für den Eintritt des Notstromfalls und der Wahrscheinlichkeit von $2,6 \cdot 10^{-5}$ für den Ausfall der *Reaktorschnellabschaltung* zusammen.

Die mittlere Nichtverfügbarkeit der Systemfunktionen wird mit ca. 96 % vom Ausfall der *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* bestimmt, wobei es sich hier im wesentlichen um ein Versagen der Notspeisewasserversorgung handelt. So erhält man für das Versagen von 3 der 4 Einspeisungen durch das Notspeisewassersystem eine Wahrscheinlichkeit von ca. $2 \cdot 10^{-2}$ pro Anforderung. Der Ausfall des *Öffnens der Druckhalterventile*, d. h. das Versagen aller drei großen Druckhalterventile trägt mit einer Wahrscheinlichkeit von $5 \cdot 10^{-4}$ pro Anforderung bei, zum überwiegenden Teil aufgrund von Common-Cause-Ausfällen.

Für den Eintritt eines zusätzlichen kleinen Lecks am Druckhalter beträgt die bedingte Wahrscheinlichkeit nach Eintritt der ATWS ca. $9 \cdot 10^{-2}$. Mit einer mittleren Nichtverfügbarkeit der Systemfunktionen zur Beherrschung des Lecks von etwa $4 \cdot 10^{-3}$ kann der Beitrag eines kleinen Lecks am Druckhalter zu dem nicht beherrschten ATWS vernachlässigt werden.

5.2.3.2 Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und Ausfall der Reaktorschnellabschaltung

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$8,4 \cdot 10^{-3}$$

Bei einem Erwartungswert der Häufigkeit für Eintritt der Transiente Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung mit Ausfall der *Reaktorschnellabschaltung* von $4,7 \cdot 10^{-6}/a$ ergibt sich ein Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls von $3,9 \cdot 10^{-8}/a$.

Der Wert für die Eintrittshäufigkeit von $4,7 \cdot 10^{-6}/a$ ist das Produkt aus den Erwartungswerten der Eintrittshäufigkeit der Transiente Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung von $0,18/a$ und der Wahrscheinlichkeit für den Ausfall der *Reaktorschnellabschaltung* von $2,6 \cdot 10^{-5}$.

Die mittlere Nichtverfügbarkeit der Systemfunktionen setzt sich aus einem Beitrag von ca. 40 % für den Ausfall des *Öffnens der Druckhalterventile* und von etwa 60 % für den Ausfall der *Notspeisewasserversorgung* zusammen.

Die mittlere Nichtverfügbarkeit von knapp $4 \cdot 10^{-3}$ für das Versagen des Öffnens von zwei der drei großen Druckhalterventile (*Öffnen der Druckhalterventile*) geht zu etwa 80 % auf Common-Cause-Ausfälle der Ventile zurück.

Zum Versagen der *Notspeisewasserversorgung* führen die Ausfälle von drei von vier Einspeisungen durch das Notspeisewassersystem mit einer Wahrscheinlichkeit von etwa $5 \cdot 10^{-3}$.

Für ein zusätzliches kleines Leck am Druckhalter gilt das in Abschnitt 5.2.3.1 Gesagte.

5.2.3.3 Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und Hauptwärmesenke und Ausfall der Reaktorschnellabschaltung

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$5,0 \cdot 10^{-3}$$

Der Erwartungswert der Häufigkeit der nicht beherrschten ATWS ist $3,8 \cdot 10^{-8}/a$. Diesem Ergebnis liegt die Eintrittshäufigkeit der Transiente Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und Hauptwärmesenke von $0,29/a$, die Wahrscheinlichkeit des Ausfalls der *Reaktorschnellabschaltung* von $2,6 \cdot 10^{-5}$ sowie die mittlere Nichtverfügbarkeit der Systemfunktionen von $5,0 \cdot 10^{-3}$ zugrunde.

Der Ausfall der Systemfunktionen wird zu etwa 90 % vom Versagen der *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* und hier im wesentlichen von der Notspeisewasserversorgung bestimmt (Ausfall von 3v4 Einspeisungen durch das Notspeisewassersystem). Die restlichen 10 % des Wertes für die mittlere Nichtverfügbarkeit der Systemfunktionen gehen auf das Versagen aller drei großen Druckhalterventile zurück.

Ein zusätzliches kleines Leck am Druckhalter führt zu einem vernachlässigbaren Beitrag der Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls (vgl. Abschnitt 5.2.3.1).

5.2.3.4 Sonstige Transienten

Mittlere Nichtverfügbarkeit der zur Störfallbeherrschung erforderlichen Systemfunktionen:

$$2,0 \cdot 10^{-3}$$

Punktwert der erwarteten Häufigkeit des nicht beherrschten Störfalls:

$$4,6 \cdot 10^{-8}/a$$

Diesem Wert liegt die Eintrittshäufigkeit „sonstiger Transienten“, die eine *Reaktorschnellabschaltung* zur Beherrschung erfordern, (d. h. aller Transienten mit Ausnahme des Notstromfalls, des Ausfalls der Hauptspeisewasserversorgung sowie des Ausfalls der Hauptspeisewasserversorgung und Hauptwärmesenke) von ca. 0,9/a und die Wahrscheinlichkeit für den Ausfall der *Reaktorschnellabschaltung* von $2,6 \cdot 10^{-5}$ zugrunde. Der Punktwert der erwarteten Eintrittshäufigkeit von sonstigen Transienten mit Ausfall der *Reaktorschnellabschaltung* ergibt sich zu $2,3 \cdot 10^{-5}/a$.

Die mittlere Nichtverfügbarkeit der Systemfunktionen wird zu einem Anteil von etwa 25 % vom Ausfall des *Öffnens der Druckhalterventile* und von etwa 75 % vom Versagen der *Haupt- sowie Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* bestimmt. Wie bei den in den Abschnitten 5.2.3.1 bis 5.2.3.3 bewerteten Transienten handelt es sich im wesentlichen um die Ausfälle der Speisewasserversorgung, wobei ein Versagen sowohl des Hauptspeisewassersystems als auch der Einspeisung von 3v4 Strängen des Notspeisewassersystems vorliegen muß. Zum Ausfall des Öffnens aller drei großen Druckhalterventile tragen wieder wesentlich Common-Cause-Ausfällen bei.

Der Beitrag zur Häufigkeit nicht beherrschter Störfälle aufgrund eines zusätzlichen kleinen Lecks am Druckhalter kann vernachlässigt werden.

5.2.4 Unsicherheiten der Zuverlässigkeitsanalyse

Die Eintrittshäufigkeiten der auslösenden Ereignisse und die Zuverlässigkeitsdaten der Systemkomponenten sind nicht genau bekannt. Die Kenntnisunsicherheit darüber wird in der Studie durch subjektive Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen ausgedrückt. Die vorausgehend ermittelten Punktwerte der Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktionen ergeben sich unter Verwendung der Erwartungswerte der Dichtefunktionen der Eintrittshäufigkeiten und der Zuverlässigkeitsdaten. Bei einer Analyse der statistischen Unsicherheiten dieser Daten werden diejenigen anlageninternen auslösenden Ereignissen berücksichtigt, deren Punktwerte für die Häufigkeiten der Schadenszustände $\cong 10^{-6}/a$ betragen. Damit ist ein Beitrag zur Häufigkeit der Schadenszustände von $2,4 \cdot 10^{-5}/a$ erfaßt. Bezogen auf die Häufigkeit der Schadenszustände aus anlageninternen auslösenden Ereignisse von $2,5 \cdot 10^{-5}/a$ entspricht das mehr als 95 %. Bezogen auf das Gesamtergebnis für die Häufigkeit der Schadenszustände von $2,9 \cdot 10^{-5}/a$ entspricht dies etwa 80 %.

Die Unsicherheitsanalyse wurde anhand der bei den Punktwert-Rechnungen ermittelten Minimalschnitten durchgeführt. Aus rechentechnischen Gründen wurde die Anzahl der zugrunde gelegten Minimalschnitte auf 10 000 je auslösendem Ereignis beschränkt, die Minimalschnitte enthalten dabei keine Ersatzkomponenten. Dies entspricht einem Punktwert von $2,1 \cdot 10^{-5}/a$ oder, bezogen auf die anlageninternen auslösenden Ereignisse, etwa 80 % der Häufigkeit der Schadenszustände. Bezogen auf das Gesamtergebnis für die Häufigkeit der Schadenszustände entspricht dies mehr als 70 %. Bild 10-1 zeigt die ermittelte subjektive Wahrscheinlichkeitsverteilung, Bild 10-2 die Lage verschiedener Fraktile, des Punktwertes und des Erwartungswertes.

Medianwert (50- %-Fraktile)	$1,3 \cdot 10^{-5}/a$
Punktwert	$2,1 \cdot 10^{-5}/a$
Erwartungswert	$2,5 \cdot 10^{-5}/a$
95- %-Fraktile	$7,4 \cdot 10^{-5}/a$

Die Rechnungen erfolgen mit einem simulativen Verfahren (vgl. Abschnitt 3.6.2.2), unter Berücksichtigung der Abhängigkeiten der verwendeten Daten für die Häufigkeiten der auslösenden Ereignisse und der Komponenten-Zuverlässigkeiten. Für die als abhängig angenommenen Daten wurde in jedem Spiel jeweils dasselbe Fraktile der zugrunde gelegten Verteilung ermittelt und für die Bewertung herangezogen.

In der Analyse wurden diejenigen Daten als voneinander abhängig angenommen („gekoppelt“), die anhand derselben Datenbasis aus der Betriebserfahrung ermittelt wurden. In einigen Fällen wurde damit pessimistisch eine Abhängigkeit auch für solche Komponenten unterstellt, die verschiedenen verfahrenstechnischen Systemen angehören und damit unterschiedlichen Betriebs- und Umgebungsbedingungen unterliegen können. Im einzelnen wurde folgendermaßen vorgegangen:

Für die Daten der unabhängigen Ausfälle verfahrenstechnischer und elektrotechnischer Komponenten wurde die Kopplung entsprechend den zugrunde gelegten Informationsquellen durchgeführt.

Bei den unabhängigen Ausfällen leittechnischer Komponenten wurden vereinfachend alle Daten gekoppelt. Diese pessimistische Vorgehensweise wurde gewählt, da sich die leittechnischen Daten teilweise aus den Ausfallraten bzw. -wahrscheinlichkeiten gleicher Baugruppen zusammensetzen. Eine Differenzierung der Anteile entsprechend ihrer unterschiedlichen Datenbasen wäre nur unter großem Aufwand durchführbar. Entsprechendes gilt für die Ausfallwahrscheinlichkeiten von Handmaßnahmen, die teilweise Beiträge von Ausfällen gleichartiger Teilaufgaben enthalten.

Bei Common-Cause-Ausfällen verfahrenstechnischer Komponenten und Komponenten der elektrischen Energieversorgung wurden alle Daten innerhalb der relativ allgemein definierten Komponentengruppen gekoppelt.

Für die Common-Cause-Ausfälle leittechnischer Komponenten wurden zwei „Mechanismen“ unterschieden: Common-Cause-Ausfälle durch Fehljustieren und durch Nichtfolgen des Meßwertes. Für Daten, die sich aus Anteilen beider Mechanismen zusammensetzen, wurde bei dominantem Fehljustieren eine Kopplung mit den Daten für Fehljustieren unterstellt, in den übrigen Fällen mit den Daten für Nichtfolgen des Meßwertes.

5.3 Daten für auslösende Ereignisse

Tabelle 5-1 enthält die Liste aller in der Studie berücksichtigten Ereignisse. Die Ermittlung der Erwartungswerte ihrer Eintrittshäufigkeiten sind im folgenden beschrieben.

5.3.1 Häufigkeit von Transienten

Die Eintrittshäufigkeit der zu erwartenden Transienten (Betriebstransienten) wird durchwegs aus der anlagenspezifischen Betriebserfahrung des Kernkraftwerks Biblis, Block B, gewonnen. Betrachtet wird nur die Betriebszeit nach Übernahme der Anlage durch den Betreiber RWE (31. 1. 1977). Wie Bild 5-1 zu entnehmen ist, sind in den ersten Jahren Anfangsschwierigkeiten aufgetreten, die sich in einer erhöhten Zahl von auslösenden Ereignissen zeigen. Dabei handelte es sich vorwiegend um Ausfälle der Hauptspeisewasserversorgung, um Ausfälle der Hauptwärmesenke sowie um ein Ansprechen von Druckhalterventilen. Diese Anfangsschwierigkeiten führten in beiden Blöcken etwa gleichzeitig zu systemtechnischen Verbesserungen sowie zu einem „Lernen“ des Betriebspersonals.

Tab. 5-1: Liste der auslösenden Ereignisse

Bezeichnung		erwartete Eintrittshäufigkeit / a
<u>Lecks in der Hauptkühlmitteleitung</u>		
1.	Großes und mittleres Leck Hauptkühlmitteleitung > 200 cm ²	< E-7
2.	Kleines Leck 1 Hauptkühlmitteleitung 80-200 cm ²	9,0E-5
3.	Kleines Leck 2 Hauptkühlmitteleitung 50-80 cm ²	7,5E-5
4.	Kleines Leck 3 Hauptkühlmitteleitung 25-50 cm ²	7,5E-5
5.	Kleines Leck 4 Hauptkühlmitteleitung 12-25 cm ²	1,4E-4
6.	Kleines Leck 5 Hauptkühlmitteleitung 2-12 cm ²	2,8E-3
<u>Lecks am Druckhalter durch Transienten</u>		
7.	Kleines Leck am Druckhalter 20 cm ² bei Ausfall Hauptspeisewasser	3,2E-5
8.	Kleines Leck an Druckhalter 20 cm ² bei Ausfall der Hauptwärmesenke	3,3E-5
9.	Kleines Leck am Druckhalter 20 cm ² bei anderen Transienten	1,2E-4
10.	Kleines Leck am Druckhalter 40 cm ² bei Fehlöffnen Sicherheitsventil	8,5E-4
11.	Primärkreisleck im Ringraum 2 - 500 cm ²	< E-7
<u>Dampferzeuger-Heizrohrlecks</u>		
12.	Dampferzeuger-Heizrohrleck 6-12 cm ²	1,0E-5
13.	Dampferzeuger-Heizrohrleck 1-6 cm ²	6,5E-3

Tab. 5-1: Liste der auslösenden Ereignisse
(1. Fortsetzung)

Bezeichnung	erwartete Eintrittshäufigkeit / a
<u>Betriebstransienten</u>	
14. Notstromfall	0,13
15. Ausfall Hauptspeisewasser ohne Ausfall Hauptwärmesenke (langfristig)	0,15
16. Ausfall Hauptspeisewasser und Ausfall Hauptwärmesenke	0,29
17. Ausfall Hauptwärmesenke ohne Ausfall Hauptspeisewasser	0,36
<u>Transienten durch Frischdampf-Leitungslecks</u>	
18. Großes Leck in Frischdampf-Leitung innerhalb des Sicherheitsbehälters	1,6E-4
19. Großes Leck in Frischdampf-Leitung außerhalb des Sicherheitsbehälters	4,8E-4
20. Mittleres Leck in Frischdampf-Leitung innerhalb des Sicherheitsbehälters	2,7E-5
21. Mittleres Leck in Frischdampf-Leitung außerhalb des Sicherheitsbehälters	1,1E-4
<u>Betriebstransienten mit Ausfall der Reaktorschnellabschaltung</u>	
22. ATWS bei Ausfall Hauptspeisewasser (kurz- und langfristig)	4,7E-6
23. ATWS bei Notstromfall	3,4E-6
24. ATWS bei Ausfall HSPW und HWS	7,5E-6
25. ATWS bei sonstigen Transienten	2,3E-5

Tab. 5-1: Liste der auslösenden Ereignisse
(2. Fortsetzung)

Bezeichnung	erwartete Eintrittshäufigkeit / a
<u>Übergreifende anlageninterne Ereignisse</u>	
26. Brandbedingter Ausfall der gesicherten 220 V-Gleichstromversorgung	4,0E-6
27. Ringraumüberflutung über 70 cm bei abgeschaltetem Reaktor	9,0E-7
28. Ringraumüberflutung über 90 cm im Leistungsbetrieb	4,0E-6
<u>Anlagenexterne Ereignisse</u>	
29. Transiente durch Erdbeben der Intensitätsstufe 1	7,0E-4
30. Transiente durch Erdbeben der Intensitätsstufe 2	9,5E-5
31. Transiente durch Erdbeben der Intensitätsstufe 3	5,0E-6
32. Flugzeugabsturz auf das Reaktorgebäude	6,3E-7

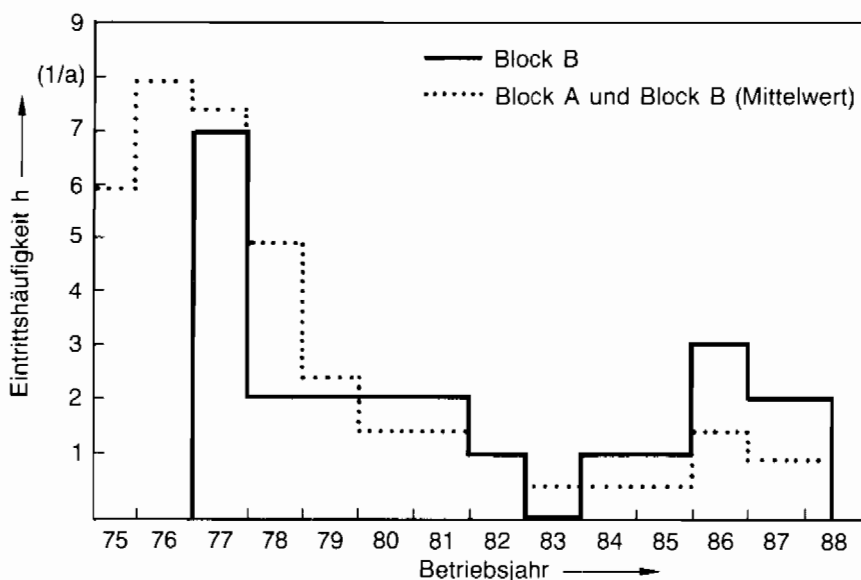


Bild 5-1: Eintrittshäufigkeit h pro Reaktorbetriebsjahr der im Kernkraftwerk Biblis aufgetretenen auslösenden Ereignisse

- der Notstromfall,
- Ausfälle der Hauptspeisewasserversorgung oder/und der Hauptwärmesenke,
- das Öffnen von Druckhalterventilen bei diesen oder anderen Transienten,
- weitere Transienten mit erforderlicher Reaktorschnellabschaltung.

Bezüglich der Anforderung von Druckhalterventilen werden folgende Ereignisse berücksichtigt:

- Langfristiger Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung ohne langfristigen Ausfall der Hauptwärmesenke,
- langfristiger Ausfall der Hauptwärmesenke ohne Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung,
- andere zu erwartende Transienten,
- Fehllöffnen des Druckhalter-Sicherheitsventils.

Die beobachteten „Ausfälle der Hauptspeisewasserversorgung und der Hauptwärmesenke“ waren langfristig, sie wurden durch Anregung der $\Delta p/\Delta t$ -Signale ausgelöst. Zu einem Ansprechen von Druckhalter-Abblaseventilen kam es dabei nicht.

Für die in Tabelle 4-18 aufgeführten Transienten wird die zu erwartende Eintrittshäufigkeit aus der genannten anlagenspezifischen Betriebserfahrung ermittelt (Tabelle 5-2). Die Unsicherheit wird über den Bayes'schen Ansatz mittels einer Γ -Verteilung $\Gamma(A, B)$ modelliert (B ist die Beobachtungszeit).

Um die gegenwärtig vorliegenden Verhältnisse möglichst angemessen zu beschreiben, wird die Betriebserfahrung ab 1980 ausgewertet, um die zu erwartende Eintrittshäufigkeit für die genannten Transienten sowie die zu erwartende Anforderungshäufigkeit der Reaktorschnellabschaltung zu ermitteln. Der Beobachtungszeitraum erstreckt sich bis Mitte 1988. Dagegen wird die gesamte Betriebszeit seit Übernahme der Anlage durch den Betreiber bis Mitte 1988 ausgewertet, um die zu erwartende Eintrittshäufigkeit des Notstromfalls zu ermitteln.

Aufgrund der seit Anfang 1980 durchgeführten Systemänderungen sind auch die in diesem Zeitraum aufgetretenen auslösenden Ereignisse nicht ohne weiteres auf die heute vorliegenden Verhältnisse übertragbar. Hier ist insbesondere von Bedeutung:

- Die Installation einer Automatik zum Teilabfahren der Anlage bei Ausfall der Hauptwärmesenke,
- die Verbesserung der Abfangsicherheit auf Eigenbedarf.

Werden diese Änderungen berücksichtigt, kann davon ausgegangen werden, daß heute bei einem Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und der Hauptwärmesenke nur ein Druckhalter-Abblaseventil öffnen würde. (Bei einem in 1980 aufgetretenen Ereignis kam es zum Ansprechen beider Druckhalter-Abblaseventile.) Beim Notstromfall ist kein Ansprechen von Druckhalter-Abblaseventilen zu erwarten. Der in 1982 bei einer Prüfung des Abfangens auf Eigenbedarf aufgetretene Notstromfall wird in der Bewertung nicht berücksichtigt.

Es interessieren im Rahmen der vorliegenden Studie nur diejenigen Betriebstransienten, die den Einsatz von Sicherheitssystemen oder das Schließen von Druckhalterventilen erfordern. Dies sind

Tab. 5-2: Aus der Betriebserfahrung ermittelte zu erwartende Eintrittshäufigkeiten und bedingte Wahrscheinlichkeiten von Transienten

Ereignis	Bezeichnung	Eintrittshäufigkeit			bedingte Wahrscheinlichkeit		
		Erwartungswert $\bar{h}(1/a)$	Median $h_{50}(1/a)$	Beobachtungszeit $B(a)$	Erwartungswert \bar{w}	Median w_{50}	Streu- faktor K_{95}
Notstromfall	T_1	0,13	0,10	11,4			
Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung ohne langfristigen Ausfall der Hauptwärmesenke	T_2	0,18	0,14	8,5			
Langfristiger Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung ohne langfristigen Ausfall der Hauptwärmesenke					0,86	0,84	1,2
Öffnen eines DH-Abblaseventils beim langfristigen Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung ohne langfristigen Ausfall der Hauptwärmesenke	$T_2(S_2)$				0,86	0,84	1,2
Langfristiger Ausfall der Hauptwärmesenke	$T_3+T_{3/2}$	0,65	0,61	8,5			

Tab. 5-2: Aus der Betriebserfahrung ermittelte zu erwartende Eintrittshäufigkeiten und bedingte Wahrscheinlichkeiten von Transienten
 (1. Fortsetzung)

Ereignis	Bezeichnung	Eintrittshäufigkeit			bedingte Wahrscheinlichkeit		
		Erwartungswert $\bar{h}(1/a)$	Median $h_{50}(1/a)$	Beobachtungszeit $B(a)$	Erwartungswert \bar{w}	Median w_{50}	Streu- faktor K_{95}
Ausfall der Hauptwärmesenke länger als 3 h					0,26	0,22	2,6
Langfristiger Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und Hauptwärmesenke	$T_{3/2}$				0,44	0,41	1,8
Öffnen eines DH-Abblaseventils beim langfristigen Ausfall der Hauptwärmesenke ohne Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung	$T_3(S_2)$				0,39	0,35	2,2
Öffnen eines DH-Abblaseventils bei anderen zu erwartenden Transienten	$T(S_2)$	0,53	0,49	8,5			
Langfristiger Ausfall der Frischdampf-Umleiteinrichtung nach Anforderung					0,020	0,015	3,3

Tab. 5-2: Aus der Betriebserfahrung ermittelte zu erwartende Eintrittshäufigkeiten und bedingte Wahrscheinlichkeiten von Transienten (2. Fortsetzung)

Ereignis	Bezeichnung	Eintrittshäufigkeit			bedingte Wahrscheinlichkeit		
		Erwartungswert $\bar{h}(1/a)$	Median $h_{50}(1/a)$	Beobachtungszeit $B(a)$	Erwartungswert \bar{w}	Median w_{50}	Streu- faktor K_{95}
Auslösung des $\Delta p/\Delta t$ -Signals bei Anforderung der Frischdampf-Umleit-einrichtung					0,020	0,015	3,3
Transienten mit Anforderung der Reaktorschnellabschaltung	T	1,35	1,2	8,5			

Bei den ebenfalls in Tabelle 4-18 aufgeführten, aus der Betriebserfahrung ermittelten bedingten Wahrscheinlichkeiten werden die Unsicherheiten auch über den Bayes'schen Ansatz mittels einer β -Verteilung (A,B) modelliert. In den Fehlerbaumanalysen werden sie zu Wahrscheinlichkeiten weiterverarbeitet, indem die β -Verteilung durch eine Lognormal-Verteilung mit den gleichen 50- %- und 95- %-Fraktile ersetzt wird.

Für die Wahrscheinlichkeiten des Ausfalls der Frischdampf-Umleitstation und die Auslösung des $\Delta p/\Delta t$ -Signals bei Anforderung der Frischdampf-Umleitrichtung wurden nicht nur die Beobachtungen ab 1980, sondern seit der Übernahme der Anlage Biblis B am 31. 1. 1977 bis 30. 6. 1988 berücksichtigt.

Für die Dauer der Notstromfälle wird eine Exponentialverteilung angenommen. Aus den Notstromfällen, die in der deutschen Betriebserfahrung – aber nicht zu der Anlage Biblis B – aufgetreten sind, wird zunächst einmal die generische Verteilung bestimmt. Diese wird als a-priori-Verteilung bei der Ermittlung der anlagenspezifischen Verteilung der mittleren Notstromfalldauer \bar{T} eingebunden. Zur Weiterverarbeitung wird die anlagenspezifische Verteilung von \bar{T} durch eine Lognormal-Verteilung mit $T_{50} = 35$ min, $K = 2,6$ approximiert. Die Wahrscheinlichkeit von Notstromfalldauern $T_{NSF > x}$ ergibt sich dann durch

$$p(T_{NSF > x}) = e^{-x/\bar{T}}$$

In allen anderen Fällen werden bei der Durchführung des Bayes'schen Ansatzes nichtinformative a-priori-Verteilungen der jeweiligen Verteilungsfamilie verwendet.

5.3.2 Häufigkeit von Lecks in Rohrleitungen

Leckagen in kühlmittelführenden Rohrleitungen können auslösende Ereignisse für einen Kühlmittelverlust darstellen. In diesem Abschnitt werden die Häufigkeiten verschiedener Leckgrößen, deren Ursache wanddurchdringende Risse und Brüche (Abrisse) sind, untersucht und zwar für die folgenden Systeme:

- In Abschnitt 5.3.2.1 für die Rohrleitungen des Primärkreises und aller anschließenden Rohrleitungen, unterschieden nach dem Grad der Absperrbarkeit und aufgeteilt in Rohrleitungsabschnitte innerhalb bzw. außerhalb des Sicherheitsbehälters,
- in Abschnitt 5.3.2.2 für Lecks in Dampferzeuger-Heizrohren,
- in Abschnitt 5.3.2.3 für Lecks in Frischdampfleitungen und deren Auswirkungen auf die Nachbarleitungen,
- in Abschnitt 5.3.2.4 für Lecks in Hilfs- und Nebensystemen.

Die Ergebnisse sind in Tabellen mit Angabe des Erwartungs- und des 95- %-Konfidenzwertes zusammengestellt.

5.3.2.1 Lecks im Reaktorkühlkreislauf und in seinen Anschlußleitungen

● Einleitung

Lecks in Primärkühlmittel führenden Rohrleitungen sind als auslösende Ereignisse für anlageninterne Störfälle zu untersuchen. Darüber hinaus kann – je nach räumlicher Lage ein Leck auch Folgeschäden verursachen, die Einfluß auf Beherrschbarkeit des Störfalles haben können. In bestimmten Bereichen können Lecks durch die Betätigung von Absperr-

armaturen vom übrigen System isoliert werden. Dementsprechend sind für verschiedene Systemabschnitte und verschiedene Räume die Häufigkeiten von Lecks verschiedener Größenklassen zu bestimmen. Die zweckmäßige Klassifizierung der Leckgrößen orientiert sich an den Mindestanforderungen an die Systemfunktionen zur Störfallbeherrschung (Abschnitt 4).

Eine eindeutige Zuordnung von Leckgrößen zu Rohrleitungsabmessungen ist nur möglich, wenn durch einen Abriß der volle Querschnitt einer Rohrleitung freigelegt wird. Daher liegt es nahe, eine Unterteilung der Rohrleitungen einschließlich der Abzweigungen nach den vorkommenden Nennweiten vorzunehmen.

Die Rohrleitungen der vier Hauptkühlkreisläufe sind aus dem ferritischen höherfesten Feinkornbaustahl 20 MnMoNi 55 gefertigt. Sie sind mit einer austenitischen Plattierung (Werkstoff-Nr. 1.4550) versehen. Die übrigen hier betrachteten Rohrleitungen sind aus austenitischen Werkstoffen hergestellt.

● Einflußgrößen und methodische Möglichkeiten

Auf die Häufigkeit der Leckbildung bzw. des Versagens haben z. B. Belastung, Medium, Konstruktion, Werkstoff, Herstellung, Prüfung und Überwachungsmaßnahmen einen Einfluß.

Für die Ermittlung von Häufigkeiten für Leckagen und Brüche in Rohrleitungen stehen verschiedene methodische Ansätze zur Verfügung:

- statistische Analysen der Betriebserfahrung,
- probabilistische bruchmechanische Untersuchungen,
- probabilistische Bewertung der Grenztragfähigkeit,
- Bestimmung der Eintrittshäufigkeit einzelner Versagensmechanismen.

Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen werden die ersten beiden Ansätze verwendet.

Für die statistischen Analysen liegen gegenüber der in WASH-1400 [NRC 75] benutzten Datenbasis aus Kernkraftwerken inzwischen erheblich umfangreichere Betriebserfahrungen vor. Im Rahmen dieser Studie wird die deutsche Betriebserfahrung ausgewertet; geeignete amerikanische und französische Quellen werden mitberücksichtigt.

Bei der Analyse der Betriebserfahrung mit Rohrleitungen großer Nennweite zeigt sich, daß die aufgetretenen Schäden ausgeprägte anlagen- und werkstofftypische Merkmale aufweisen. Beispiele hierfür sind die Schäden aufgrund interkristalliner Spannungsrißkorrosion in Primärkreisrohrleitungen aus nichtstabilisierten austenitischen Werkstoffen in Siedewasserreaktoren amerikanischer Hersteller (siehe z. B. [BUS 83]). Diese sind auf deutsche Anlagen wegen der anderen Werkstoffe (stabilisierte austenitische bzw. ferritische Stähle) nicht übertragbar. Für die Festlegung von Bezugsmengen für statistische Untersuchungen ist daher eine Detailbetrachtung der Einflußgrößen erforderlich.

Bei Schäden an Rohrleitungen kleiner Nennweiten sind die Ursachen vielfältiger. Dort, wo Rißbildungen zum Abriß geführt haben, waren häufig Schwingungen infolge Strömungsanregung oder aufgrund von Ventilöffnungs- und -schließvorgängen mitbeteiligt. Die bisherigen Untersuchungen reichen nicht aus, um signifikante Unterschiede zwischen verschiedenen Anlagentypen festzustellen.

● Grundlagen für die Ermittlung von Versagenhäufigkeiten

Bei der Ermittlung von Leckhäufigkeiten für primärkühlmittelführende Leitungen muß

gemäß den aus den Mindestanforderungen an die Systemfunktionen sich ergebenden Leckgrößenklassen differenziert werden (siehe Tabellen 4-2 bis 4-3). Neben den Rohrleitungsbereichen innerhalb des Sicherheitsbehälters sind auch die Rohrleitungen im Ringraum unter Berücksichtigung der Zuverlässigkeit der Absperrorgane zu betrachten. Die zu untersuchenden Systeme bestehen im wesentlichen aus nahtlosen Rohren, Krümmern und Biegungen.

Für die weiteren Betrachtungen wird der Begriff „risikorelevante Grundelemente“ eingeführt. Dies sind Elemente eines Rohrleitungssystems, die für die Leckhäufigkeit als maßgeblich angesehen werden. Als risikorelevante Grundelemente werden insbesondere Schweißnähte an Krümmern, Anschlußnähte an Armaturen, an Komponenten und an Abzweigungen sowie deren Umgebung angesehen. Rundnähte an geraden Rohrleitungsabschnitten bleiben unberücksichtigt. Besondere konstruktive Merkmale wie z. B. Stützeinschweißungen für Meßleitungen werden in die Betrachtungen mit einbezogen. Diese Vorgehensweise läßt sich auch aufgrund der allgemeinen technischen Erfahrung mit Rohrleitungen von Hochdrucksystemen stützen.

Die Wahrscheinlichkeit von Lecks verschiedener Größe in verschiedenen Systemabschnitten hängt von der Menge der risikorelevanten Grundelemente in dem jeweiligen Systemabschnitt ab. Falls für Systemabschnitte, die getrennt betrachtet werden müssen, für alle Leckgrößen Statistiken aus hinreichend großer Betriebserfahrung vorliegen, können diese direkt verwendet werden.

Andernfalls müssen die Zahlenwerte für Lecks in verschiedenen Systemabschnitten aus den Leckwahrscheinlichkeiten der Grundelemente ermittelt werden. Dazu ist eine systemweise Bestandsaufnahme der Anzahl der „risikorelevanten Grundelemente“ erforderlich.

Für die Bestimmung der Leckhäufigkeiten werden die nennweitenspezifischen Vorkommnisse aus der Betriebserfahrung auf die Anzahl der risikorelevanten Grundelemente dieser Nennweite bezogen. Bei nahe beieinander liegenden Nennweiten (z. B. DN 80 bis DN 150) und kleinen Bezugsmengen werden die Betriebserfahrung und die Anzahl der risikorelevanten Grundelemente zusammengefaßt behandelt, um zufällige Einflüsse aufgrund der kleinen Bezugsmengen zu verringern.

Die Auswertung der Betriebserfahrung in der Bundesrepublik Deutschland bis Ende 1987 liefern die in Tabelle 5-3 aufgeführten Vorkommnisse.

Für drei verschiedene Nennweitenbereiche werden zur Abschätzung der erwarteten Häufigkeiten von Rohrleitungslecks jeweils verschiedene methodische Ansätze gewählt: Rohrleitungen großer Nennweiten ($DN \geq 250$), Rohrleitungen der Nennweite $\leq DN 25$ und Rohrleitungen der Nennweite $> DN 25 \dots < DN 250$. Für die großen Nennweiten werden die Grundlagen der Basissicherheit und bruchmechanische Analysen herangezogen. Die Beurteilung der Nennweite $\leq DN 25$ erfolgt weitgehend auf der Basis der statistischen Auswertung der Betriebserfahrung [BEL 89]. Für den dazwischen liegenden Nennweitenbereich werden zusätzliche Modellannahmen verwendet. Diese werden aufgrund der im folgenden beschriebenen Erkenntnisse und aufgrund von Erkenntnissen der Bruchmechanik formuliert.

Im ersten Arbeitsschritt wird die Betriebserfahrung in Kernkraftwerken mit Druckwasserreaktoren in der Bundesrepublik Deutschland bezüglich aller Schäden in Rohrleitungen ausgewertet. Lecks, verursacht durch Dichtungsschäden oder durch die Fehlfunktion von Armaturen, werden nicht betrachtet, da sie keine wesentlichen Leckraten liefern bzw. bei der Ermittlung der Zuverlässigkeit der Einzelkomponenten berücksichtigt werden.

Tab. 5-3: Zusammenstellung der berücksichtigten Leckvorkommnisse nach System, Nennweite und Ursache

System	Nennweite	Fehlerursache	Fehlerart	Zahl der Vorkommnisse
Hauptkühlkreislauf, Abblasesystem	15	HB	Anriß	1
	15	U	"	1
Volumenregelsystem	15	HB	Anriß	3
	25	HB	"	1
	25	B	"	5
	50	B	"	1
	50	U	"	1
	50	HB	"	1
	80	HB	"	1
Not- und Nachkühlsystem	25	HB	Anriß	1
	25	B	"	2

Fehlerursachen:

B : Betriebsbedingt

U : Unbekannt

HB : Herstellungs- und Betriebsbedingt

Zur Gewinnung von Aussagen über Gesetzmäßigkeiten bei Schädigungsmechanismen und zur Vergrößerung der Datenbasis werden im folgenden Arbeitsschritt auch die Betriebserfahrungen von Druckwasserreaktoren aus anderen Ländern der westlichen Welt gesichtet. Diese Erfahrungen sind in

- Licensee Event Reports, der Datenbank der USNRC,
- der Datenbank der OECD (IRS-System) und in
- Bulletin des Incidents, Störfallberichte des DAS/SASCEL

zusammengefaßt. Darüber hinaus werden Ergebnisse einschlägiger Untersuchungen bewertet, z. B. [HAR 81, HAU 83, NUR 80, WRI 87].

Die Ermittlung der erwarteten Häufigkeit verschiedener Leckgrößen aufgrund von Statistiken führt bei noch nie beobachteten Ereignissen dazu, daß die Schätzwerte der erwarteten Häufigkeiten ausschließlich vom Beobachtungszeitraum bestimmt sind. Um zu realistischen Abschätzungen zu kommen, werden Kenntnisse über Schädigungsabläufe, die einem Leck oder Bruch vorausgehen, in die Untersuchungen eingebracht.

Vorhandene Statistiken über die erste Entwicklungsstufe von wanddurchdringenden Rissen werden verwendet, wenn aufgrund der Betriebsbedingungen und des Werkstoffes von einem stabilen Rißwachstum über eine längere Zeit ausgegangen werden kann.

Für die weiteren Entwicklungsstufen eines wanddurchdringenden Risses zu einem größeren Leck oder zu einem Abriß wird zur Quantifizierung von dessen Eintrittshäufigkeit eine Arbeitshypothese eingeführt. Diese gibt nennweitenabhängig Verhältniszahlen zwischen den Häufigkeiten von wanddurchdringenden Rissen zu Abrissen (Brüchen) an. So wird z. B. für das Verhältnis der Häufigkeit von kleinen Lecks λ_L (zu deren Ermittlung Statistiken verwendet wurden) zur Häufigkeit von Brüchen λ_B im Nennweitenbereich

25–250 eine nennweitenabhängige Zahl $\lambda_1:\lambda_B = 0,4$ DN verwendet, wobei DN die Nennweite in mm bedeutet. Die Wahl des Durchmessers als Einflußparameter läßt sich wie folgt begründen:

Es gilt mit zunehmender Nennweite:

- a) Unvorhergesehene Schwingbelastungen spielen eine zunehmend untergeordnete Rolle,
- b) Einflüsse von Druckstößen aus Trägheitskräften des Mediums werden kleiner, da sie bei der Rohrleitungsauslegung berücksichtigt werden,
- c) Anzahl der Schweißraupenschichten nimmt zu,
- d) Montageeinflüsse nehmen ab,
- e) die Fertigungsbedingungen sind besser kontrollierbar und die Überwachungsdichte nimmt zu,
- f) regelmäßig wiederkehrende Prüfungen werden zusätzlich zur allgemeinen Anlagenüberwachung durchgeführt,
- g) Lecks kommen wegen der mit zunehmendem Durchmesser steigenden Leckrate schneller zur Anzeige.

Die mit der obengenannten Beziehung sich ergebende Zahl für die Nennweite DN 25 ist konsistent mit der Betriebserfahrung. Für die größeren Nennweiten können die Verhältniszahlen nicht aus der Betriebserfahrung gestützt werden, da die Anzahl der Leckereignisse sehr klein oder auch Null ist und keine Brüche aufgetreten sind. Für Rohrleitungen großer Nennweiten ergibt sich aus bruchmechanischen Untersuchungen $\lambda_B < 10^{-3} \cdot \lambda_L$ [SCH 87, HOL 85a, HOL 85b]. Die gewählte Vorgehensweise für die Bestimmung von λ_B/λ_L ist nach ingenieurmäßiger Schätzung konservativ. Bezüglich weiterer Einzelheiten wird auf [BEL 89] verwiesen.

Für eine Quantifizierung der Unsicherheit fehlen methodische Grundlagen. Diese Unsicherheit wird daher bei der Berechnung der Leckhäufigkeiten nicht berücksichtigt. Für die Rohrleitungen des TA- und TH-Systems werden unter Verwendung der gleichen methodischen Ansätze Untersuchungen für die Rohrleitungsabschnitte außerhalb des Sicherheitsbehälters im Ringraum des Reaktorgebäudes durchgeführt [BEL 89].

● Ergebnisse

In Tabelle 5-4 werden die Eintrittshäufigkeiten mit ihren Verteilungsparametern für Lecks verschiedener Größe innerhalb des Sicherheitsbehälters angegeben. In der Spalte „größter Beitrag durch“ wird die Versagensart (wanddurchdringender Riß bzw. Abriß) und die Nennweite der Rohrleitungen identifiziert, die den größten Beitrag zu Lecks im entsprechenden Querschnittsbereich bringen. Die Basis der Ermittlung sind 92 Betriebsjahre, sofern dies in die Ergebnisse Eingang findet.

Die angegebenen Zahlen für die Rohrleitungsabschnitte „einfach absperrbar“ und „zweifach absperrbar“ beinhalten keine Wahrscheinlichkeiten für das ordnungsgemäße Funktionieren der vorgelagerten Absperrarmaturen bei Anforderung; deren Quantifizierung erfolgt für Primärkreislecks im Ringraum in den Ereignisablaufanalysen (s. Abschnitt 4.6). Tabelle 5-5 zeigt Eintrittshäufigkeiten mit ihren Verteilungsparametern für Lecks verschiedener Größe im TA- und im TH-System in den Ringraumabschnitten. Diese Abschnitte sind vom Reaktorkühlkreislauf mehrfach absperrbar. Aufgrund einer älteren Ermittlung ist hier die Basis 63 Betriebsjahre. Zur Eintrittshäufigkeit von Kühlmittelverluststörfällen über solche Lecks siehe Abschnitt 4.6 und Tabelle 4-16.

Die hier ermittelten Ergebnisse können verglichen werden mit der internationalen Betriebserfahrung, den Vorgehensweisen in anderen Risikostudien und anderen probabili-

Tab. 5-4: Eintrittshäufigkeiten von Lecks verschiedener Größe in Rohrleitungen des Reaktor-
kühlreislaufs und in allen darin anschließenden Leitungen innerhalb des Sicherheitsbehälters
(pro Anlage und Jahr)

Leckquer- schnitt (cm ²)	Eintrittshäufigkeit für die Gesamtheit der Rohrleitungsabschnitte, unterteilt nach:				Bemerkung: größter Beitrag für nicht absperrbaren Bereich durch:
	nicht absperrbar	einfach absperrbar	zweifach absperrbar		
< 0,05	1) λ_{50}	1,4 E -1	1,4 E -2	6,3 E -3	wanddurchdrin- gende Risse
	λ_E	1,5 E -1	1,5 E -2	7,4 E -3	
	λ_{95}	2,7 E -1	2,8 E -2	1,6 E -2	
0,05 - 2	λ_{50}	2,4 E -3	8,7 E -4	6,6 E -4	Abriß DN 15, 1F, 2)
	λ_E	5,4 E -3	1,1 E -3	8,5 E -4	
	λ_{95}	2,1 E -2	2,7 E -3	2,2 E -3	
2 - 12	λ_{50}	2,2 E -3	1,4 E -3	3,0 E -5	Abriß DN 25, 1F, 2F
	λ_E	2,8 E -3	1,8 E -3	8,0 E -5	
	λ_{95}	7,3 E -3	4,8 E -3	3,0 E -4	
12 - 25	λ_{50}	3,1 E -5	-	-	Abriß DN 50, 1F
	λ_E	1,4 E -4	-	-	
	λ_{95}	6,0 E -4	-	-	
25 - 80	λ_{50}	3,9 E -5	1,7 E -5	2,5 E -5	Abriß DN 50, 2F, 3) Abriß DN 80, 1F Abriß DN 100, 1F
	λ_E	1,5 E -4	8,2 E -5	1,1 E -4	
	λ_{95}	6,7 E -4	3,5 E -4	4,5 E -4	
80 - 200	λ_{50}	2,3 E -5	-	-	Abriß DN 80, 2F Abriß DN 150, 1F
	λ_E	8,8 E -5	-	-	
	λ_{95}	3,8 E -4	-	-	
200 - 400	λ_{50}	< 1 E -7	< 1 E -7	< 1 E -7	Abriß DN 250, 1F
	λ_E	< 1 E -7	< 1 E -7	< 1 E -7	
	λ_{95}	< 1 E -6	< 1 E -6	< 1 E -6	
> 400	λ_{50}	< 1 E -7	-	< 1 E -7	Abriß DN \geq 300, 1F, 2F
	λ_E	< 1 E -7	-	< 1 E -7	
	λ_{95}	< 1 E -6	-	< 1 E -6	

1) $\lambda_E \hat{=} \bar{\lambda}$ = Erwartungswert

2) 1F: Kühlmittelverlust nur durch einseitige Ausströmung

3) 2F: Kühlmittelverlust durch Ausströmung aus beiden Enden

Tab. 5-5: Leck- und Bruchhäufigkeit im TA-(Volumenregel)- und im TH-(Not- und Nachkühl)-System im Ringraumabschnitt

TA-System

Vorkommnis	λ_{50}	$\bar{\lambda}$	λ_{95}
Leck > 1 cm ²	1,4E-3	2,4E-3	7,7E-3
Abriß einer Anschlußleitung DN 50	3,5E-4	1,0E-3	3,8E-3
Abriß einer Hauptleitung DN 100	1,4E-5	4,6E-5	4,6E-4
Leck < 5 t/h (< 1,4 kg/s) (Leck \leq 0,05 cm ²)	2,0E-1	2,1E-1	3,2E-1
Leck 5 bis 70 t/h (Leck 0,05 - 2 cm ²)	2,8E-3	7,0E-3	2,6E-2
Leck > 70 t/h (> 19,4 kg/s) (Leck > 2 cm ²)	2,6E-5	5,0E-5	1,7E-4

TH-System

Vorkommnis	λ_{50}	$\bar{\lambda}$	λ_{95}
Leck > 2,5 cm ²	1,6E-3	3,0E-3	1,0E-2
Abriß einer Hauptleitung DN 300 oder DN 400	3,8E-6	1,3E-5	1,3E-4
Leck < 5 t/h Wanddurchdringende Risse	5,5E-3	6,0E-2	1,1E-1
Leck 5 bis 70 t/h (Bruch DN 25)	1,6E-3	3,0E-3	1,0E-2
Leck > 70 t/h (Bruch DN \geq 50)	5,6E-5	2,0E-4	1,5E-3

stischen Analysen sowie mit den in der Phase A benutzten Werten. Bei allen Vorbehalten bezüglich der Vergleichbarkeit der Betriebserfahrungen von Anlagen verschiedener Hersteller und verschiedener Reaktorsysteme zeigt sich eine zufriedenstellende Übereinstimmung.

Für die Bestimmung der Eintrittshäufigkeiten von Lecks an großen Rohrleitungen werden weltweit Studien unter Nutzung probabilistischer bruchmechanischer Methoden durchgeführt. Die für die untersuchte Anlage mit der verwendeten Methodik ermittelten Eintrittshäufigkeiten sind denen anderer Studien ähnlich (z. B. [HAR 81, SCH 84b, HOL 85a, HOL 85b]).

Die Verwendung dieser Ergebnisse und Nutzung nennweitenspezifischen Datenmaterials für Lecks in Rohrleitungen kleinerer Nennweiten unterscheiden sich von der Vorgehensweise in anderen Risikostudien (z. B. [NRC 87]).

Ein Vergleich der hier ermittelten Werte mit den entsprechenden Werten der Phase A der Risikostudie (diese Werte waren aus WASH-1400 übernommen) zeigt folgendes:

Für Leckgrößenbereiche, die in die Klasse „kleines Leck“ fallen, ergibt sich als Summe der Erwartungswerte der Häufigkeiten ein Wert, der innerhalb des für diese Leckkategorie in WASH-1400 angegebenen Bereiches liegt. Für „mittlere Lecks“ liegt die hier aus den betreffenden Systemen errechnete Summe der Erwartungswerte etwas unterhalb der unteren 5-%-Konfidenzgrenze in WASH-1400. Für „große Lecks“ ergibt sich hier ein Erwartungswert, der um etwa zwei Größenordnungen unterhalb des unteren 5-%-Konfidenzwertes in WASH-1400 für diese Leckkategorie liegt. Die kleineren Werte sind auf die Bewertung der Strukturzuverlässigkeit der Hauptkühlmittelleitungen und des heutigen Kenntnisstandes zum Bruchverhalten zurückzuführen. Diese Erkenntnisse haben auch dazu geführt, daß z. B. in der Bundesrepublik Deutschland und in den USA die in den Genehmigungsverfahren zu berücksichtigenden Bruchpostulate geändert wurden. Bei Erfüllung bestimmter Voraussetzungen kann ein großer Bruch ausgeschlossen werden.

5.3.2.2 Lecks an Dampferzeuger-Heizrohren

In Phase A der Deutschen Risikostudie wurden Dampferzeuger-Heizrohre nicht untersucht. Die Auswirkung solcher Brüche, die ein Leck zwischen Reaktorkühlkreislauf und dem Frischdampfsystem bewirken, werden erst im Rahmen von Phase B analysiert. Erste Abschätzungen für die Eintrittshäufigkeit von Dampferzeuger-Heizrohrlecks wurden vom RWTÜV vorgenommen [HAG 85]. Um eine möglichst große Datenbasis zu nutzen, wurde dazu die Betriebserfahrung mit Druckwasserreaktoren in den USA verwendet. Die betriebs- und konstruktionsspezifischen Schädigungsmechanismen (Denting, Spannungsrißkorrosion) sind werkstoff- und korrosionsbedingt. Diese US-Betriebserfahrungen können auf Dampferzeuger deutscher Druckwasserreaktoren nicht übertragen werden.

In der Deutschen Risikostudie, Phase B, werden die erwarteten Häufigkeiten von Heizrohrlecks verschiedenen Ausmaßes auf Basis der Betriebserfahrung deutscher Druckwasserreaktor-Anlagen ermittelt. Es werden Zusatzbetrachtungen für die Bestimmung von Lecks aufgrund von Mehrfachschäden durchgeführt.

Die Dampferzeuger-Heizrohre der untersuchten Anlage bestehen aus dem Werkstoff X 2 NiCrAlTi 3220 (Incoloy 800). Alle Dampferzeuger neuerer Anlagen sind mit Heizrohren aus diesem Werkstoff ausgerüstet. Für die Ermittlung der Leckarten werden die verschiedenen möglichen Schädigungsmechanismen untersucht:

- Schädigung durch losgelöste Teile
- Schädigung im Zusammenhang mit schadhafte n losen Halterungskonstruktionen (Fretting)
- Flächenkorrosion (Wastage)
- Lochfraß (Pitting)
- Ermüdung

Weltweit werden bis Ende 1987 sieben größere Lecks mit Flächen zwischen 0,2 und 1,4 F (F = Querschnittsfläche eines Dampferzeuger-Heizrohres) beobachtet. Diese Ereignisse betrafen nur amerikanische Dampferzeuger. Sowohl weltweit als auch in deutschen Anlagen führte zunehmende Betriebserfahrung zu Änderungen in der Konstruktion und zu Umstellungen in der verwendeten Wasserchemie. Dies führt nach den bisherigen Erkenntnissen zu einem verbesserten Betriebsverhalten.

Für die Auswertung werden trotzdem alle Schäden, die in Druckwasserreaktor-Anlagen der Bundesrepublik Deutschland mit dem Werkstoff Incoloy 800 aufgetreten sind, berücksichtigt, um ungünstige Schadensbilder einzubeziehen. Die Bewertung der Betriebserfahrung zeigt, daß die heutige Praxis der wiederkehrenden Prüfungen an Dampferzeugern eine fortlaufende Schädigung (Wanddickenschwächung), die zu Lecks an einer größeren Zahl von Dampferzeuger-Heizrohren führen könnte, mit großer Sicherheit erkennen läßt. Die bisherige Praxis, bei festgestellten Wanddickenschwächungen > 50 % die Dampferzeuger-Heizrohre zu verschließen, hat die Entstehung von Lecks weitgehend verhindert. Weiterhin haben die Maßnahmen zur Umstellung der Wasserchemie zu einer deutlichen Verringerung der Wanddickenschwächungen durch Flächenkorrosion, welches bisher der dominante Schadensmechanismus war, geführt. Für die Leckerkennung sind kontinuierlich arbeitende Überwachungssysteme vorhanden, die im Leistungsbetrieb eine zuverlässige Erkennung sicherstellen.

Eine Auswertung der Verteilung der betrachteten Wanddickenschwächung zeigt, daß tiefgehende Schwächungen sehr selten sind, d. h. daß das gleichzeitige Auftreten einer größeren Anzahl von Lecks unwahrscheinlich ist. Dies gilt auch für erhöhte Beanspruchung bei Transienten. Zum Lecköffnungsverhalten von stark geschwächten Rohren liegen umfangreiche experimentelle Daten vor [AZO 85]. Die aus den Schadensbildern und Versuchen ableitbare Obergrenze für eine Leckgröße als Summe von mehreren Lecks ist $F_1 \leq 0,02 F$. Die geschätzte Häufigkeit für das Eintreten von Lecks dieser Größenklasse beruht auf der Statistik aller im Betrieb vorgekommenen Lecks. Die beobachteten Leckgrößen lagen jedoch wesentlich unter den 0,02 F.

Zu betrachten ist außerdem ein einzelner größerer wanddurchdringender Riß oder ein Bruch (Durchtrennung) eines Dampferzeuger-Heizrohres. Die Obergrenze des Lecks ist für einen solchen Fall durch den Bruch eines Dampferzeuger-Heizrohres gegeben. Der zu dieser Klasse gehörende Häufigkeitswert ist aus einer Nullfehlerstatistik an Anlagen der Bundesrepublik Deutschland mit Dampferzeuger-Heizrohren aus Incoloy 800 gewonnen. Für eine feinere Unterteilung im Leckgrößenbereich 0,02F–2F ist die Betriebserfahrung nicht ausreichend. Die Verwendung der für diesen gesamten Bereich abgeschätzten Häufigkeit, auch für den Teilbereich „2F-Bruch eines Heizrohres“, ist konservativ.

Für die Schätzung der Häufigkeit des gleichzeitigen Bruches von zwei Dampferzeuger-Heizrohren werden wesentliche Möglichkeiten wie ein gleichzeitiges Versagen zweier Rohre als Folge einer Drucktransiente oder das Brechen eines weiteren Rohres als Folge des Bruches eines Rohres (Folgebruch) betrachtet.

Die Unsicherheit über die Wahrscheinlichkeit, daß ein Bruch eines Dampferzeuger-

Heizrohres an einem benachbarten Rohr eine Schädigung bewirkt, die zu weiteren Lecks führt, wird als logarithmisch gleichverteilt im Bereich von 10^{-1} bis 10^{-4} angenommen. Die unteren und oberen Schranken ergeben sich aus ingenieurmäßigen Beurteilungen. Die Betrachtung der Wechselwirkungszusammenhänge ergibt, daß der Folgebruch den überwiegenden Teil der Häufigkeit von Lecks mit $F_L > 2F$ liefert [BEL 89]. Die Häufigkeit eines gleichzeitigen Bruches von zwei Dampferzeuger-Heizrohren wird auf Grundlage der deutschen Betriebserfahrung als wesentlich geringer eingeschätzt als in [HAG 85] aus der internationalen Betriebserfahrung.

Tab. 5-6: Leck- und Bruchhäufigkeiten von DE-Heizrohren

Leckfläche F_L	Häufigkeit pro Anlage und Jahr	
	Erwartungswert	95 % Konfidenzwert
$F_L \leq 0,02 F$	$6 \cdot 10^{-2}$	$2 \cdot 10^{-1}$
$0,02 F < F_L \leq 2 F$	$6,5 \cdot 10^{-3}$	$2,5 \cdot 10^{-2}$
$2 F < F_L \leq 4 F$	$1 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-4}$

Für die zu betrachtenden konstruktiven, werkstoffmäßigen und betrieblichen Randbedingungen können keine Schadensmechanismen abgeleitet werden, bei denen als Folge der Bruch einer größeren Zahl von Dampferzeuger-Heizrohren auftreten könnte.

Die Untersuchungen ergeben für die interessierenden Leckgrößen folgende, in Tabelle 5-6 zusammengefaßte Abschätzungen für den Erwartungswert und den oberen 95-%-Konfidenzwert (1F entspricht etwa 3 cm^2). Einzelheiten werden in [BEL 89] behandelt.

Für die Analyse der Auswirkungen von Dampferzeuger-Heizrohrlecks ist die Lecklage von Bedeutung. Für kleine Lecks ($F_L < 0,02 F$) ist für den Rohrbereich kurz oberhalb des Rohrbodens einschließlich bis zur Einwalzung eine höhere Eintrittshäufigkeit im Vergleich zum restlichen Rohr zu erwarten. Für die Leckgröße $F_L \leq 2F$ und $2F < F_L \leq 4F$ ist für die Eintrittshäufigkeit auch ein größerer Anteil im Rohrbogenbereich nicht auszuschließen, wie es sich z. B. auch in US-Anlagen gezeigt hat. Auch Wechselwirkungsmöglichkeiten zwischen den Dampferzeuger-Heizrohren und den über die Länge und im Bogenbereich der Rohre gleichmäßig verteilten Abstandshaltern sind zu beachten. Aufgrund dieser Gegebenheiten wird für die Analyse der Auswirkungen von Dampferzeuger-Heizrohrlecks bezüglich der Lecklage von einer Gleichverteilung über die Heizrohrlänge ausgegangen.

5.3.2.3 Lecks im Frischdampfsystem

Für die Ermittlung von Eintrittshäufigkeiten für ein großes Leck oder Bruch einer Rohrleitung des Frischdampfsystems sind die Bereiche

- vom Dampferzeuger bis zur Sicherheitsbehälterdurchführung,
- Armaturenkammer und
- Austritt Armaturenkammer bis zur Turbine

zu unterscheiden. Darüber hinaus werden Möglichkeiten für Folgeschäden untersucht:

- Auswirkungen eines Bruches auf benachbarte Frischdampfleitungen,
- Auswirkungen auf Dampferzeuger-Heizrohre in dem vom Bruch betroffenen Dampferzeuger.

● Rohrleitungen im Bereich der Armaturenkammer

Die Rohrleitungen in der Armaturenkammer in Biblis B wurden im Jahr 1985 ausgetauscht, um den Störfall „Bruch der Frischdampfleitung zwischen Sicherheitsbehälter und erster Absperrarmatur“ hinreichend unwahrscheinlich zu machen. Die vorhandenen Rohrleitungen aus dem Werkstoff 15 NiCuMoNb5 bzw. 15 Mo 3 wurden durch Rohrleitungen aus dem Werkstoff 20 MnMoNi 55 (\cong DN 300) und 15 MnNi 63 (\leq DN 300) ersetzt. Die neuen Armaturengehäuse sind aus dem Werkstoff 20 MnMoNi 55 in geschmiedeter Ausführung. Die in der Armaturenkammer neu eingesetzten Rohrleitungen und Gehäuse entsprechen den Anforderungen, die an Rohrleitungen mit Bruchausschluß gemäß dem Basissicherheitskonzept gestellt werden.

Für Rohrleitungen mit diesen Qualitätsmerkmalen wird in der Risikostudie für die Eintrittshäufigkeit großer Lecks oder Brüche ein rechnerischer Wert von $< 1 \cdot 10^{-7}/a$ verwendet. Kleinere Zahlen ($10^{-9}/a$ bis $10^{-15}/a$), die sich aus Untersuchungen mit Methoden der probabilistischen Bruchmechanik ergeben, werden grundsätzlich nicht verwendet, siehe auch Abschnitt 5.3.2.1.

● Rohrleitungen zwischen Dampferzeuger und Sicherheitsbehälter und zwischen Armaturenkammer und Turbine

Die Rohrleitungen zwischen Dampferzeuger und Sicherheitsbehälter sind aus dem Werkstoff 15 NiCuMoNb 5 gefertigt und weisen gegenüber den heutigen Anforderungen neben dem Unterschied im Werkstoff verschiedene Abweichungen auf wie höhere Grund- und Kerbspannungen sowie längsnahtgeschweißte Rohre und Krümmer. Eine detaillierte Bewertung dieser Rohrleitungen in [KUS 88] weist darauf hin, daß unter den vorliegenden Gegebenheiten und unter Berücksichtigung des heutigen Kenntnisstandes zum Bruchverhalten von Rohrleitungen eine sehr geringe Wahrscheinlichkeit für große Brüche ($\sim 10^{-6}/a$, Anlage) angemessen wäre. Für eine Verwendung dieser Zahl in der Studie wären noch ergänzende systemtechnische Untersuchungen erforderlich, um Einflüsse aus möglichen Abweichungen vom bestimmungsgemäßen Betrieb zu berücksichtigen.

Als Eintrittshäufigkeit für große Lecks der Frischdampfleitung werden daher in der Studie weiterhin Werte aus WASH-1400 als Grundlage verwendet und mit der heutigen Betriebserfahrung abgesichert.

In WASH-1400 wird für alle Rohrleitungen einer Anlage mit Nennweiten > 150 mm (6") ein Medianwert der Häufigkeit von $1 \cdot 10^{-3}/a$, Anlage geschätzt. Dieser Wert wird in der Deutschen Risikostudie, Phase B, auf die Gesamtheit der risikorelevanten Grundelemente des Frischdampfsystems entsprechend den Überlegungen in Abschnitt 5.3.2.1 bezogen. Als maximal mögliche Leckquerschnitte für eine Leitung einer bestimmten Nennweite werden der volle Querschnitt und das 0,1fache des vollen Querschnitts – als obere Grenze für stabile Lecks – angesetzt. Für die Abschnitte der Frischdampfleitung zwischen den Dampferzeugern und der Sicherheitsbehälterdurchführung sowie zwischen dem Austritt aus der Armaturenkammer und der Turbine wird der Anteil des Medianwerts ($1 \cdot 10^{-3}/a$, Anlage) verwendet, der dem Verhältnis der Menge der in diesen

Abschnitten enthaltenen risikorelevanten Grundelemente zur Gesamtmenge entspricht. Eine weitere Differenzierung zwischen den beiden Abschnitten wird nicht durchgeführt, da die Grunddaten (Werkstoff, Erzeugnisform, Auslegung und Betriebsdaten) im wesentlichen übereinstimmen und eine Quantifizierung der Einflüsse durch Unterschiede in den Prüfungen und Umgebungsbedingungen schwierig ist.

Unsicherheiten über die Bezugsmenge für die Bestimmung der Leckhäufigkeiten aus der Betriebserfahrung führten in WASH-1400 zu einem großen Konfidenzintervall für die geschätzten Leckhäufigkeiten.

Seitdem sind ca. 1 200 Betriebsjahre mit US-amerikanischen, französischen, japanischen und deutschen Druckwasserreaktor-Anlagen hinzugekommen. Darüber hinaus ist im Vergleich zu WASH-1400 die Bezugsmenge der neuen Vorkommnisauswertung einheitlicher geworden. Beides zusammen führt zu einer Verringerung des Konfidenzintervalls für die geschätzten Häufigkeitswerte.

In die hier vorgenommene Schätzung der Häufigkeiten von Brüchen geht neben der Nullfehler-Statistik für diese Vorkommnisse auch die Menge der risikorelevanten Grundelemente der einzelnen Rohrleitungsabschnitte ein. Um die Unsicherheit über die zutreffende Bezugsmenge auszudrücken, wird die Unsicherheit der Kenntnis der Eintrittshäufigkeiten der betrachteten Lecks durch eine Lognormalverteilung beschrieben. Für Leckgrößen, deren Zuordnung zum Erscheinungsbild des Rohrschadens mit geringen Unsicherheiten verbunden ist (Trennbruch, siehe auch Abschnitt 5.3.2.1), wird der Unsicherheitsfaktor $K_{95} = 5$ gesetzt. Für Lecks, die klaffende Risse als Ursache haben, ist die Zuordnung von Leckgröße zum Schadensausmaß mit größeren Unsicherheiten behaftet. Diese zusätzliche Unsicherheit wird durch den Unsicherheitsfaktor $K_{95} = 10$ berücksichtigt. In WASH-1400 wird der Unsicherheitsfaktor für alle Leckgrößen einheitlich $K_{95} = 10$ gesetzt.

Die heute weltweit vorliegende Betriebserfahrung mit Druckwasserreaktor-Anlagen zeigt, daß offensichtlich ein „Lerneffekt“ bei der Auslegung stattgefunden hat: Die in den Jahren 1970 bis 1973 in US-amerikanischen Druckwasserreaktor-Anlagen vorgekommenen drei Brüche in Frischdampfsystemen waren auf Konstruktionsfehler zurückzuführen. Eine Beseitigung dieser Schwachpunkte führte dazu, daß bis heute kein weiterer Bruch in den ca. 1100 dazugekommenen Druckwasserreaktor-Betriebsjahren aufgetreten ist.

Daraus ließe sich mit einer Nullfehlerstatistik alleine für die Teilmenge „Frischdampf-Leitungssystem“ eine ähnliche niedrigere Eintrittswahrscheinlichkeit ($4,5 \cdot 10^{-4}$) schätzen, wie die auf der Basis WASH-1400 für das Gesamtkollektiv aller Hochdruckleitungen $> 6''$ Nennweite ($1 \cdot 10^{-3}$) bzw. für die daraus abgeleitete Teilmenge Frischdampfsystem ($4,5 \cdot 10^{-4}/a$, Anlage) ermittelte Häufigkeit (Gesamtwert in Tabelle 5-8).

Die vorgegebenen Leckgrößenkategorien „großes Leck“ ($\cong 1000 \text{ cm}^2$) und „mittleres Leck“ ($> 280 \text{ cm}^2$ bis 1000 cm^2) entstehen unter den betrachteten Betriebsbedingungen durch einen Trennbruch. Für „mittlere Lecks“ ist auch ein geringer Beitrag von Rohrleitungen $DN \geq 350$ mit der Erscheinungsform klaffender Riß ohne Trennbruch möglich.

Beiträge zu den Bruchhäufigkeiten durch äußere Einwirkungen für Frischdampf-Leitungsabschnitte außerhalb des Sicherheitsbehälters werden hier nicht betrachtet.

In der Tabelle 5-7 sind Medianwert, Erwartungswert und oberer 95-%-Konfidenzwert der Leckhäufigkeit angegeben. Für mittlere Lecks ergeben sich kleinere Häufigkeiten als für große Lecks. Dies ist auf die Zusammensetzung der entsprechenden Abschnitte aus Rohrleitungen verschiedener Nennweiten zurückzuführen. Die Tabelle wird ergänzt durch die Angabe der Wahrscheinlichkeit dafür, daß ein Bruch oder ein großes Leck in einer

weiteren Frischdampfleitung als Folge eines großen Frischdampf-Leitungsbruches eintritt.

Tab. 5-7: Bruchhäufigkeit und Folgebruchwahrscheinlichkeit in verschiedenen Abschnitten der Frischdampfleitungen (Anlage-Jahr)

Abschnitt der Frischdampf-Leitungen	mittleres Leck			großes Leck			Folgebruch	
	λ_{50}	λ_E	K_{95}	λ_{50}	λ_E	K_{95}	ρ	K_{95}
innerhalb des Sicherheits-hälters	$1 \cdot 10^{-5}$	$2,7 \cdot 10^{-5}$	10	$1 \cdot 10^{-4}$	$1,6 \cdot 10^{-4}$	5	0,1	5
Frischdampf-Armaturen-Station	$1 \cdot 10^{-7}$	$2,7 \cdot 10^{-7}$	10	$1 \cdot 10^{-7}$	$1,6 \cdot 10^{-7}$	5	-	-
außerhalb der Frischdampf-Armaturen-Station	$4 \cdot 10^{-5}$	$1,1 \cdot 10^{-4}$	10	$3 \cdot 10^{-4}$	$4,8 \cdot 10^{-4}$	5	0,1	5

Im folgenden werden die Überlegungen dargestellt, die zur Abschätzung der Folgebruchwahrscheinlichkeit an einer benachbarten Frischdampfleitung führen.

● Folgeschäden an benachbarten Frischdampfleitungen

Abschätzungen zeigen, daß Lecks aus unterkritischen Rissen keine Kräfte hervorrufen, die zu einer Beeinträchtigung der Integrität einer weiteren Frischdampfleitung führen. Zu untersuchen bleiben Schäden an einer intakten Frischdampfleitung als Folge eines Versagens (2F-Bruches) einer anderen Frischdampfleitung.

Als risikorelevante Stellen der Frischdampfleitung sind zunächst Schweißnähte an Krümmern und an Stellen mit Steifigkeitssprüngen zu untersuchen. Stellen von geringerer Risikorelevanz sind die Längsschweißnähte an geraden Rohrabschnitten und Rundnähte an Segmenten mit kleiner Richtungsänderung.

Die Betrachtung von potentiellen Bruchstellen zeigt aufgrund der geometrischen Bedingungen (Lage der Rohrleitungen zueinander, Richtung der Rückstoßkräfte), daß das Ausschlagen der Rohrleitung nach einem Bruch in der überwiegenden Zahl der Fälle in eine der benachbarten Leitung abgewandte Richtung erfolgt. Bei bestimmten Bruchstellen ist eine Trümmerbildung möglich.

Eine abschätzende Untersuchung der Flugbahnen der in Frage kommenden Trümmer und ihrer Wechselwirkungen mit der Umgebung läßt die Einschätzung zu, daß die Wahrscheinlichkeit der Beschädigung einer benachbarten Frischdampfleitung durch Bruchstücke gering ist. Die Bildung von mehreren Bruchstücken ist unwahrscheinlich, weil das Spannungsniveau unterhalb der Streckgrenze liegt.

Weiterhin wurde die Wirkung der relativ langanhaltenden Kräfte, die von der Ausströmung aus einem vollen Rohrquerschnitt der zerstörten Leitung auf eine intakte Frischdampfleitung ausgeht, untersucht. Die meisten Orte von möglichen Rundabrissen befinden sich in einer Lage, daß ein ausströmender Dampfstrahl etwa parallel oder in einem flachen Winkel zu der benachbarten Frischdampfleitung verläuft. Die Möglichkeit eines direkten Auftreffens eines solchen Strahls auf die Nachbarleitung besteht nur an wenigen Stellen.

Die genauere Quantifizierung der Wahrscheinlichkeit eines Folgeschadens an einer Frischdampfleitung nach einem Versagen einer anderen Frischdampfleitung erfordert eine umfangreichere Analyse verschiedener Bruchszzenarien. Als Ergebnis der beschriebenen Überlegungen wird die Wahrscheinlichkeit dafür, daß ein großer Bruch einer Dampfleitung den Bruch eines weiteren Dampfleitungsstrangs bewirkt, in den relevanten Abschnitten auf 0,1 geschätzt. Die Unsicherheit wird durch eine Lognormalverteilung mit dem Unsicherheitsfaktor $K_{95} = 5$ beschrieben. Einzelheiten sind in [BEL 89] enthalten.

Ein Bruch einer Frischdampfleitung im Ringraumabschnitt bewirkt aufgrund der Führung dieses Rohrabschnittes in einem Mantelrohr, daß der Dampf in den Sicherheitsbehälter strömt. Auch ein Folgebruch in diesem Rohrabschnitt wird aufgrund des Doppelrohres als sehr unwahrscheinlich angenommen und daher nicht quantifiziert. Die Bruchhäufigkeit im Ringraum stellt somit einen Anteil der Bruchhäufigkeit innerhalb des Sicherheitsbehälters dar.

● Folgeschäden an Dampferzeuger-Heizrohren

Im Falle eines Frischdampfleitungsbruches ergeben sich im zugehörigen Dampferzeuger Wechselwirkungen zwischen den Halterungen der Heizrohre und den Heizrohren selbst. Aufgrund der erhöhten Strömungsgeschwindigkeit des Mediums und des ansteigenden Wasser-Dampf-Gemischspiegels ist mit Durchbiegung dieser Halterungen zu rechnen. Die Stabwerkskonstruktion des Rohrhaltegiters des Dampferzeugers Biblis B (Konstruktionsprinzip des Herstellers Siemens-KWU) haben aufgrund ihrer Flexibilität nur eine geringe Möglichkeit zur Schädigung der Heizrohre.

Bei Berücksichtigung von Wanddickenschwächungen ergeben die experimentellen Ergebnisse, daß die höhere wirksame Druckdifferenz erst bei Schädigung größer als 80 % der Wandstärke zu einer auf einige mm^2 begrenzten Leckbildung führt [AZO 85].

Schädigungsmöglichkeiten, wie sie bei anderen Abstandhalterkonstruktionen wie z. B. Lochplatten auftreten können, werden hier nicht betrachtet.

5.3.2.4 Lecks an Hilfs- und Nebensystemen

● Häufigkeit von kleinen und großen Lecks in Leitungen DN 500 des nuklearen Nebenkühlwassersystems (VE) im Ringraum

Im folgenden wird die Häufigkeit für ein großes Leck in Hilfs- und Nebensystemen, das eine Überflutung im Ringraum verursachen kann, abgeschätzt. Lecks infolge eines Montagefehlers an lösbaren Verbindungen und fehlender Endkontrolle werden in Abschnitt 7.2.1.2 behandelt.

Die Rohrleitungen sind aus den Baustählen St 35 und St 38.2 gefertigt. Sie sind über Flanschverbindungen an die Kühler und die Pumpe des Kühlerreinigungssystems angeschlossen. Der Systemdruck ist etwa 0,3 MPa. Es gibt keine schnellschließenden Armaturen. Es liegen keine Bedingungen vor, die bei unbeabsichtigtem Schließen von Schiebern vor oder nach Pumpen einen Unterdruck oder einen zu großen Überdruck bewirken können.

Für Rohrleitungen in diesem Anwendungsbereich werden keine gesonderten Zähigkeitsnachweise verlangt. Die Sprödbbruchübergangstemperatur dürfte $< 10^\circ\text{C}$ sein. Über den größten Teil des Jahres sind daher keine Sprödbbruchbedingungen gegeben; bei sehr tiefen Kühlwassertemperaturen können sie aber nicht ausgeschlossen werden.

Da Druckstöße im System nicht zu erwarten sind, wird auch bei Bestehen von Sprödbbruchbedingungen keine Belastung erwartet, die zu einem Sprödbbruch führen

würde, da das Rohrleitungssystem auf einem sehr niedrigen Spannungsniveau betrieben wird (Wanddicke 6,3 mm). Bei solchen dünnwandigen Rohrleitungen ist in der Regel davon auszugehen, daß aufgrund des Rißentstehungsmechanismus aus Kerbwirkungen wanddurchdringende Risse in ihrer Längenausdehnung im Vergleich zu den Rohrabmessungen klein sind und somit unterhalb der kritischen Rißlänge bleiben.

Tab. 5-8: Häufigkeiten von kleinen und großen Lecks in den Rohrleitungen DN 500 des VE-Systems im Ringraum, pro Anlage und Jahr

	Häufigkeiten pro Anlage und Jahr		
	λ_{50}	$\bar{\lambda}$	λ_{95}
Kleines Leck	$1,6 \cdot 10^{-2}$	$1,8 \cdot 10^{-2}$	$4 \cdot 10^{-2}$
Großes Leck (Bruch)	$5 \cdot 10^{-4}$	$7,9 \cdot 10^{-4}$	$2,4 \cdot 10^{-3}$

Ein Abriß (Trennbruch) der Rohrleitung DN 500 ohne ein vorangehendes länger anhaltendes Leck ist nur vorstellbar bei einem gleichmäßigen Tiefenwachstum eines längeren Umfangsrisse während des Betriebs. Dies setzt das Vorhandensein eines langen Anfangsrisse und eine großflächige Schädigung des inneren Konservierungsanstriches voraus. Im Vergleich zu diesen Bedingungen ist erfahrungsgemäß eine lokale Schädigung des inneren Konservierungsanstriches und eine anschließende Lochfraßkorrosion bis zum Entstehen eines Lecks viel wahrscheinlicher.

Unter den gegebenen Betriebsbedingungen wird bei Auftreten von Korrosion das Verhältnis der Häufigkeit eines Trennbruchs zu der von Lochfraßkorrosion mit 90 %iger Konfidenz als im Bereich zwischen $1 \cdot 10^{-2}$ und $1 \cdot 10^{-1}$ liegend abgeschätzt. Es wird eine Lognormalverteilung angenommen.

In 92 Druckwasserreaktor- und 45 Siedewasserreaktor-Betriebsjahren ist noch kein großes Leck in diesem System vorgekommen. Im Ringraumabschnitt des VE-Systems haben sich an Rohrleitungen bisher zwei Kleinstlecks (Tropfleckagen) ereignet, die auf eine Beschädigung des Konservierungsanstriches zurückzuführen waren. Aufgrund dieser Vorkommnisse lassen sich die in Tabelle 5-8 angegebenen Werte für die Häufigkeit von Kleinstlecks schätzen. Dabei wird vorausgesetzt, daß keine dominanten Alterungseffekte sich auswirken, da bei der Zunahme von Schadensereignissen erfahrungsgemäß Gegenmaßnahmen eingeleitet werden.

Mit Hilfe der obengenannten Annahmen für die Bedingungen der Entstehung eines Trennbruches (großen Lecks) ergeben sich für die Häufigkeiten eines großen Lecks die Werte gemäß Tabelle 5-8.

5.4 Zuverlässigkeitskenngrößen für unabhängige Ausfälle

5.4.1 Diskussion möglicher Vorgehensweisen in der Studie

5.4.1.1 Einführung

Für die quantitative Ermittlung von Zuverlässigkeitskenngrößen für unabhängige Ausfälle werden Informationsquellen benutzt, bei denen eine Zuordnung aufgetretener Schäden zu Art, Anzahl, sowie Betriebs- und Umgebungsbedingungen von Komponenten möglich ist. Im einzelnen werden verwendet:

- Die in der untersuchten Anlage erfaßten Zuverlässigkeitskenndaten [HOE 84] (RS 264). Daraus liegen umfangreiche Daten zu einer Vielzahl von Komponenten vor. Die ermittelten Werte können eindeutig bestimmten Typen von Komponenten, Betriebs- und Umgebungsbedingungen zugeordnet werden.

Für alle Komponenten, für die ein ausreichender Beobachtungsumfang in dieser Datensammlung vorliegt, werden die entsprechenden Daten verwendet.

Andernfalls wurden Zuverlässigkeitskenngrößen unter Benutzung anderer verfügbarer Quellen ermittelt; verwendet werden:

- Die Sammlung besonderer Vorkommnisse in Kernkraftwerken der Bundesrepublik Deutschland, darunter Ausfälle von Komponenten in sicherheitstechnisch wichtigen Systemen.
- Erhebung zur Zuverlässigkeit von Diesellaggregaten in allen Kernkraftwerken der Bundesrepublik Deutschland [TÜB 83].

Falls eine ausreichende Betriebserfahrung in Kernkraftwerken der Bundesrepublik Deutschland (ohne die untersuchte Anlage) vorliegt, wurde diese zur Ermittlung einer a-priori-Verteilung benutzt, in welche die (für sich allein unzureichende) Betriebserfahrung aus der untersuchten Anlage und in einem Fall auch aus der Anlage Biblis A (vgl. Seite 64) mit dem Bayes'schen Ansatz eingebunden wird, um so die „anlagenspezifische Verteilung“ zu erhalten.

Für gesteuerte Sicherheitsventile und Entlastungsventile waren spezielle Auswertungen erforderlich, die auch Betriebserfahrung aus dem nicht nuklearen Bereich mit einbezog. Dazu wurden als Informationsquellen verwendet:

- Auswertung der Betriebserfahrung mit gesteuerten Sicherheits- und Entlastungsventilen in konventionellen Kraftwerken und in Kernkraftwerken [TÜV 81b, TÜV 85].

Im Vorhaben RS 264 wurden sicherheitstechnisch wichtige Systeme der Referenzanlage untersucht, d. h. es handelt sich vielfach um dieselben Komponenten, die auch in den Fehlerbaumanalysen der Studie interessieren. Die Ergebnisse liegen in einer Datenbank vor, in der den einzelnen Komponenten die Beobachtungszeiten, soweit vorhanden die Anzahl der Betätigungen sowie aufgetretene Schäden und Ausfälle zugeordnet sind. Damit lassen sich unmittelbar für die einzelnen Komponenten Zuverlässigkeitskenngrößen ermitteln. Soweit solche Werte wegen einer zu geringen Zahl aufgetretener Schäden statistisch nicht aussagekräftig sind, kann der Beobachtungsumfang durch Einbeziehung vergleichbarer Komponenten erweitert werden. Die Voraussetzungen dafür wurden ebenfalls in diesem Vorhaben geschaffen, da ein wesentliches Ziel dieser Untersuchungen

die Ermittlung der Faktoren war, von denen Zuverlässigkeitskenngrößen beeinflusst werden. Damit liegen Kriterien zur technisch sinnvollen Zusammenfassung von Populationen vor.

Für die Art der Verwendung dieser Daten in der Studie sind mehrere Vorgehensweisen denkbar, die im folgenden diskutiert werden. Dabei ist insbesondere zu berücksichtigen, daß die Untersuchungen der Deutschen Risikostudie für das Kraftwerk Biblis B durchgeführt werden und hierfür die geeignete Datenbasis zu ermitteln ist.

Variante a) Anlagenspezifische Daten ohne Vorinformation

Für die einzelnen Komponenten werden, soweit vorhanden, unmittelbar die entsprechenden Zuverlässigkeitskenngrößen aus dem Vorhaben RS 264 eingesetzt. Dieses Vorgehen hat den Vorteil, daß es für die einzelnen Zuverlässigkeitskenngrößen zweifellos die beste Schätzung liefert, weil Unsicherheiten aufgrund fraglicher Übertragbarkeit weitgehend entfallen. Die Berücksichtigung allein der rein statistischen Schätzunsicherheit reicht dabei allerdings nicht aus, weil die Daten aus dem Vorhaben RS 264 aus einem begrenzten Beobachtungsumfang von ca. 3,5 Jahren resultieren, der bereits einige Jahre zurückliegt. Mögliche Effekte, die auf die Zuverlässigkeit der Komponenten Einfluß haben, sind im vorliegenden Beobachtungsumfang daher u. U. nicht enthalten. Solche Effekte können z. B. Bauteiltausch, Alterung, geänderte Wartung, Verbesserung aufgrund von Erfahrungen etc. sein. Die Verteilungen der Zuverlässigkeitskenngrößen müssen daher in geeigneter Weise modifiziert werden, um den aus dieser Möglichkeit resultierenden Unsicherheiten Rechnung zu tragen.

Variante b) Anlagenspezifische Daten mit Vorinformation

Die in Phase A der Deutschen Risikostudie ermittelten Verteilungen werden für die einzelnen Komponenten anhand der neueren Daten aktualisiert. Die anschauliche Interpretation dieses Vorgehens ist, daß die Verteilung der Phase A als der auf einem gewissen Informationsumfang basierende Kenntnisstand über die gesuchte Kenngröße und die neueren Daten als eine Erweiterung des Informationsumfanges aufgefaßt werden. Für die Aktualisierung des Kenntnisstandes anhand neuer Daten existieren probabilistische Methoden, insbesondere das Verfahren von Bayes (vgl. Abschnitt 3.6). Bei diesem Vorgehen werden einerseits die aus RS 264 gewonnenen Informationen bezüglich der Differenzierung der Daten genutzt und andererseits bleiben die in den Verteilungen der Phase A enthaltenen Informationen nicht unberücksichtigt, sondern treten nur in dem Umfang in den Hintergrund, wie Ergebnisse aus RS 264 verfügbar sind.

Dieses Vorgehen ist sinnvoll, wenn z. B. vorausgesetzt werden kann, daß die Verteilungen der Phase A die Variabilität der Zuverlässigkeitskenngrößen einer größeren Grundgesamtheit richtig beschreiben, der auch die im Vorhaben RS 264 beobachteten Komponenten als repräsentative Vertreter angehören. Wie weit diese Voraussetzung zutrifft, ist bei der Anwendung dieser Vorgehensweise zu beurteilen.

5.4.2 Durchgeführte Untersuchungen

Die Varianten a) und b) werden beide untersucht. Dabei wird wie folgt vorgegangen:

zu a)

Für die einzelnen Komponenten werden die Populationen aus dem Vorhaben RS 264 festgelegt, die zur Ermittlung der Zuverlässigkeitskenngrößen nach technischen Gesichtspunkten geeignet sind.

- Die Ermittlung der Zuverlässigkeitskenngrößen erfolgte nach dem Bayes'schen Ansatz mit den Verteilungen der Gamma-Familie für Ausfallraten und jenen der Beta-Familie für Versagenswahrscheinlichkeiten pro Anforderung. Als a-priori-Verteilung wird die nichtinformative Verteilung [BOX 73] der jeweiligen Familie verwendet. Um die Verarbeitung der a-posteriori-Verteilungen mit den Programmen der Systemanalyse zu erleichtern, werden sie unter Beibehaltung ihrer 50- %- und 95- %-Fraktile durch logarithmische Normalverteilungen (die im Falle der Beta-Familie bei 1,0 gestutzt werden) ersetzt.
- Für Komponenten, zu denen aus RS 264 keine oder zu wenige Daten vorlagen, sind je nach Einzelfall Zuverlässigkeitskenngrößen aufgrund anderer bzw. zusätzlicher Informationsquellen festzulegen. Hierauf wird weiter unten eingegangen.

zu b)

- Die Zuverlässigkeitskenngrößen der Phase A für die jeweilige Komponentengruppe werden zur Gewinnung einer a-priori-Verteilung für einen zweistufigen Bayes-Ansatz [KAP 83] verwendet. Z. B. dient die Verteilung für Pumpen in Phase A in der ersten Stufe zur Ermittlung einer a-priori-Verteilung der Parameter der generischen Verteilung zu all jenen Pumpentypen, für die in der Studie Zuverlässigkeitskenngrößen ermittelt werden sollen.
- In der ersten Stufe werden Daten aus anderen Kernkraftwerken als Biblis B über den Bayes'schen Ansatz eingebunden. Dabei werden Daten von Komponenten verwendet, die mit jenen, für die in der Studie Zuverlässigkeitskenngrößen ermittelt werden sollen, vergleichbar sind. D. h. es werden hier z. B. nicht Daten für alle Arten von Pumpen, sondern nur für eine Gruppe als vergleichbar zu betrachtender Pumpen herangezogen. Informationsquellen dazu sind z. B.
 - Sonderauswertungen und einzelne Berichte [RKS 85, ATV 82] aus der schwedischen Zuverlässigkeitssammlung ATV
 - Berichte in der US-Literatur über Betriebserfahrung mit verschiedenen Komponenten

Das Ergebnis ist eine a-posteriori-Verteilung der Parameter der generischen Verteilung für diese Komponentenart. Als generisch werden dabei Verteilungen bezeichnet, die die Variation der Zuverlässigkeitskenngrößen der entsprechenden Komponenten in einer Population von Kraftwerken beschreiben.

- Die generische Verteilung wird als a-priori-Verteilung für die zweite Stufe verwendet. In dieser Stufe werden mit dem Bayes'schen Ansatz die Daten für Biblis B eingebunden. Das Ergebnis ist eine anlagenspezifische Verteilung, bei der die Daten der Phase A und anderer Kraftwerke als Vorinformation berücksichtigt wurden.
- Es ist jeweils zu prüfen, wie gut die a-priori-Verteilung (generische Verteilung) als Vorinformation mit der in der zweiten Stufe einzubindenden anlagenspezifischen Information verträglich ist. Bei Ausfallraten gibt z. B. die negative Binomialverteilung, erhalten mit der a-priori-Gammaverteilung, die unbedingte Wahrscheinlichkeit für x Ausfälle im Zeitraum T an. Diese Wahrscheinlichkeit zu x und T aus Biblis B kann, zusammen mit der Wahrscheinlichkeit für $< x$ Ausfälle, als Maß für die Beurteilung herangezogen werden.
- In den Fällen, in denen keine Information aus Biblis B zur Verfügung steht, ist die aus der I. Stufe ermittelte generische Verteilung zu verwenden.

Tab. 5-9: Liste der Daten für unabhängige Ausfälle, Gegenüberstellung der Werte mit und ohne Vorabinformation

Komponente	Ausfallart	DRS-B o.	X 95	DRS-B mit	X 95
		Vorinformation	---	Vorinformation	---
		50%-Wert	X 50	50%-Wert	X 50
		1/h;	X 50	1/h	X 50
		1/Anf.	---	1/Anf.	---
			X 05		X 05
Absperrventil elektr.; NW 50 druckluftst. 20RA00S0600EN	öffnet nicht	1,4E-05	1,2	1,4E-05	1,2
			1,2		1,2
Absperrschieber elektr.; NW 300 20RA01S0050EN	öffnet nicht	3,4E-05	1,3	3,2E-05	1,3
			1,4		1,4
Absperrventil elektr.; NW 200 20RA01S0610EN 20RA01S061SN	öffnet nicht	8,3E-06	1,5	8,0E-06	1,5
			1,6		1,5
	schließt nicht	8,3E-06	1,5	8,0E-06	1,5
			1,6		1,5
Magnetventil NW 50; druckluftst. 20RA01S1020EN	öffnet nicht	1,2E-05	1,3	7,8E-06	1,3
			1,3		1,3
Magnetventil NW 25; druckluftst. 20RA01S460SN	schließt nicht	1,2E-05	1,3	7,8E-06	1,3
			1,3		1,3
Magnetventil NW 25 20RA01S5600EN	öffnet nicht	1,2E-05	1,3	7,8E-06	1,3
			1,3		1,3

Tab. 5-9: Liste der Daten für unabhängige Ausfälle, Gegenüberstellung der Werte mit und ohne Vorabinformation
(1. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	DRS-B o.	X 95	DRS-B mit	X 95
		Vorinfor- mation 50%-Wert 1/h; 1/Anf.	--- X 50	Vorinfor- mation 50%-Wert 1/h 1/Anf.	--- X 50
Absperrventil elektr.; NW 50 20RA01S6020EN 20RA01S602SN	öffnet nicht	1,8E-05	1,5 1,6	1,6E-05	1,5 1,6
	schließt nicht	1,8E-05	1,5 1,6	1,6E-05	1,5 1,6
Absperrventil elektr.; NW 25 20RA01S9010EN	öffnet nicht	1,8E-05	1,5 1,6	1,6E-05	1,5 1,6
Abblaseregel- ventil NW 450 22RA11S001RN	regelt nicht	1,7E-04	2,5 3,8	1,6E-04	2,2 2,8
Rückschlagklappe NW 500 20RL01S005SN	schließt nicht	3,7E-07	2,2 2,9	4,2E-07	2,1 2,6
	fördert nicht	1,2E-03	3,3 6,7	1,1E-03	2,1 2,7
Notspeisepumpe 21RL04D001FN 21RL04D001FN/L 21RL04D001STN	Langzeitaus- fall	1,2E-03	3,3 6,7	1,1E-03	2,1 2,7
	startet nicht	4,4E-05	2,0 2,5	2,5E-05	1,9 2,3

Tab. 5-9: Liste der Daten für unabhängige Ausfälle, Gegenüberstellung der Werte mit und ohne Vorabinformation
(2. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	DRS-B o.	X 95	DRS-B mit	X 95
		Vorinfor- mation 50%-Wert 1/h; 1/Anf.	--- X 50	Vorinfor- mation 50%-Wert 1/h 1/Anf.	--- X 50
Zahnradpumpe 22RL04D002STN 21RL04D002FN	startet nicht	2,2E-05	2,2 2,9	1,2E-05	2,1 2,6
	fördert nicht	6,2E-04	1,9 2,3	6,0E-04	1,8 2,1
Rückschlagklappe NW 150 20RL04S0020EN	öffnet nicht	1,4E-07	3,3 6,7	1,7E-07	2,5 3,7
	schließt nicht	3,7E-07	2,2 2,9	4,2E-07	2,1 2,6
Rückschlagventil NW 100 20RL04S0040EN	öffnet nicht	1,4E-07	3,3 6,7	1,7E-07	2,5 3,7
	öffnet nicht	1,4E-07	3,3 6,7	1,7E-07	2,5 3,7
Kreiselpumpe 23RL06D003STN	startet nicht	2,2E-05	2,0 2,5	2,2E-05	1,9 2,2
	öffnet nicht	1,4E-07	3,3 6,7	1,7E-07	2,5 3,7

Tab. 5-9: Liste der Daten für unabhängige Ausfälle, Gegenüberstellung der Werte mit und ohne Vorabinformation
(3. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	DRS-B o.	X 95	DRS-B mit	X 95
		Vorinfor- mation 50%-Wert 1/h; 1/Anf.	--- X 50	Vorinfor- mation 50%-Wert 1/h 1/Anf.	--- X 50
Rückschlagklappe NW 400 20RL10S001SN	schließt nicht	3,7E-07	2,2	4,2E-07	2,1
			2,9		2,6
Rückschlagklappe NW 100 20RL13S0010EN	öffnet nicht	1,4E-07	3,3	1,7E-07	2,5
			6,7		3,7
Handabsper- ventil NW 100 10RX10S0010EN	öffnet nicht	5,7E-07	3,3	6,3E-07	2,4
			6,7		3,5
Rückschlagklappe NW 100 20RX20S0030EN	öffnet nicht	1,4E-07	3,3	1,7E-07	2,5
			6,7		3,7
Regelventil NW 100 22RX20S0050EN Rlschwachl./ Notsp.	öffnet nicht	2,2E-05	2,0	1,5E-05	1,9
			2,5		2,2
Rückschlagklappe NW 200 20RY10S0040EN	öffnet nicht	1,4E-07	3,3	1,7E-07	2,5
			6,7		3,7
Rückschlagklappe NW 200 20RY10S005SN	schließt nicht	3,7E-07	2,2	4,2E-07	2,1
			2,9		2,6

Tab. 5-9: Liste der Daten für unabhängige Ausfälle, Gegenüberstellung der Werte mit und ohne Vorabinformation
(4. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	DRS-B o.	X 95	DRS-B mit	X 95
		Vorinfor- mation 50%-Wert 1/h; 1/Anf.	--- X 50	Vorinfor- mation 50%-Wert 1/h 1/Anf.	--- X 50
Rückschlagventil NW 50 20RY11S003OEN 20RY11S003SN	öffnet nicht	1,4E-07	3,3	1,7E-07	2,5
			6,7		3,7
	schließt nicht	3,7E-07	2,2	4,2E-07	2,1
			2,9		2,6
Kreiselpumpe 20RY12D001STN	startet nicht	2,2E-05	2,0	2,2E-05	1,9
			2,5		2,2
Kreiselpumpe 20RY21D001STN 20RY21D001FN 20RY21D001FN/L	startet nicht	2,2E-05	2,0	2,2E-05	1,9
			2,5		2,2
	fördert nicht	2,7E-05	1,3	2,7E-05	1,3
			1,3		1,3
	Langzeitaus- fall	2,7E-05	1,3	2,7E-05	1,3
			1,3		1,3
Rückschlagklappe NW 125 20RY21S002OEN 20RY21S002SN	öffnet nicht	1,4E-07	3,3	1,7E-07	2,5
			6,7		3,7
	schließt nicht	3,7E-07	2,2	4,2E-07	2,1
			2,9		2,6
Handabsp.- Schieber NW 100 20RY72S001OEN	öffnet nicht	1,7E-06	1,9	1,6E-06	1,8
			2,3		2,1
Dreiwegeventil elektr.; NW 100 TA00S005SCHN	schaltet nicht um	9,4E-05	2,5	8,4E-05	--
			3,8		--

Tab. 5-9: Liste der Daten für unabhängige Ausfälle, Gegenüberstellung der Werte mit und ohne Vorabinformation
(5. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	DRS-B o. Vorinfor- mation	X 95 --- X 50	DRS-B mit Vorinfor- mation	X 95 --- X 50
		50%-Wert 1/h; 1/Anf.	X 50 --- X 05	50%-Wert 1/h 1/Anf.	X 50 --- X 05
Regelventil ND-Red.; NW 100 20TA35S001OEN	öffnet nicht	2,4E-05	1,9	1,7E-05	1,8
			2,3		2,1
Rückschlagventil NW 100 20TA35S002OEN	öffnet nicht	1,4E-07	3,3	1,7E-07	2,5
			6,7		3,7
Absperrventil elektr.; NW 100 23TA35S005OEN	öffnet nicht	2,2E-05	1,9	1,3E-05	1,8
			2,3		2,1
Kolbenpumpe TA45D001STN	startet nicht	2,6E-06	3,3	3,8E-06	2,5
			6,7		3,7
Handabsperr- ventil NW 125 20TC02S001OEN	öffnet nicht	5,7E-07	1,8	6,3E-07	1,7
			2,1		1,9
Kreiselpumpe 21TF11D001FN 21TF11D001STN	fördert nicht	1,7E-05	3,3	2,9E-05	2,2
			6,7		3,0
	startet nicht	1,5E-05	2,5	1,2E-05	2,2
			3,8		2,9
Rückschlagklappe NW 450 20TF11S002OEN	öffnet nicht	1,4E-07	3,3	1,7E-07	2,5
			6,7		3,7

Tab. 5-9: Liste der Daten für unabhängige Ausfälle, Gegenüberstellung der Werte mit und ohne Vorabinformation
(6. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	DRS-B o.	X 95	DRS-B mit	X 95
		Vorinfor- mation	---	Vorinfor- mation	---
		50%-Wert	X 50	50%-Wert	X 50
		1/h;	X 50	1/h	X 50
		1/Anf.	X 05	1/Anf.	X 05
Rückschlagklappe NW 450 20TF12S002SN	schließt nicht	3,7E-07	2,2	4,2E-07	2,1
			2,9		2,6
Absperrklappe elektr.; NW 400 20TF30S012SN	schließt nicht	4,8E-06	2,5	5,6E-06	2,3
			3,8		3,0
Absperrklappe elektr.; NW 500 23TF60S001SN	schließt nicht	4,8E-06	2,5	5,6E-06	2,3
			3,8		3,0
Kreiselpumpe TG01D001STN TG01D001FN	startet nicht	5,4E-05	1,9	4,3E-05	1,8
			2,3		2,1
	fördert nicht	4,0E-05	2,5	6,4E-05	2,0
			3,8		2,5
Rückschlagklappe NW 80 20TG11S005SN	schließt nicht	3,7E-07	2,2	4,2E-07	2,1
			2,9		2,6
Handabsp.- Schieber NW 125 20TG21S0010EN	öffnet nicht	1,7E-06	1,9	1,6E-06	1,8
			2,3		2,1

Tab. 5-9: Liste der Daten für unabhängige Ausfälle, Gegenüberstellung der Werte mit und ohne Vorabinformation
(7. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	DRS-B o.	X 95	DRS-B mit	X 95
		Vorinfor- mation 50%-Wert 1/h; 1/Anf.	--- X 50 ---	Vorinfor- mation 50%-Wert 1/h 1/Anf.	--- X 50 ---
Absperrventil elektr.; NW 400 21TH01S001OEN 21TH01S001SN	öffnet nicht	1,1E-06	8,4 116,0	3,0E-06	3,5 7,6
	schließt nicht	1,1E-06	8,4 116,0	3,0E-06	3,5 7,6
Kreiselpumpe 21TH10D001STN 21TH10D001FN 21TH10D001FN/L	startet nicht (Anf. aus YZ)	6,5E-05	1,8 2,1	6,3E-05	1,7 2,0
	startet nicht (Anf. nach Notstromfall oder nach Ab- stellen ohne YZ)	1,4E-04	1,5 1,6	1,4E-04	1,5 1,6
	fördert nicht	4,7E-05	3,3 6,7	5,1E-05	2,2 2,8
Absperrschieber elektr.; NW 400 21TH10S002OEN 21TH10S002SN	öffnet nicht	8,0E-07	8,4 116,0	3,0E-06	3,5 7,9
	schließt nicht	8,0E-07	8,4 116,0	3,0E-06	3,5 7,9
Regelventil NW 300 21TH10S007OEN	öffnet nicht	1,1E-05	2,5 3,8	9,6E-06	2,2 2,8

Tab. 5-9: Liste der Daten für unabhängige Ausfälle, Gegenüberstellung der Werte mit und ohne Vorabinformation
(8. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	DRS-B o.	X 95	DRS-B mit	X 95
		Vorinfor- mation 50%-Wert 1/h; 1/Anf.	--- X 50 ---	Vorinfor- mation 50%-Wert 1/h 1/Anf.	--- X 50 ---
Rückschlagklappe NW 450	schließt nicht	3,7E-07	2,2	4,2E-07	2,1
20TH10S035FO			2,9		2,6
20TH10S025SFO	öffnet nicht	1,4E-07	3,3	1,7E-07	2,5
20TH10S035SN			6,7		3,7
20TH10S035OEN					
Rückschlagventil NW 250	öffnet nicht	1,4E-07	3,3	1,7E-07	2,5
20TH11S002OEN			6,7		3,7
20TH11S002SN	schließt nicht	3,7E-07	2,2	4,2E-07	2,1
			2,9		2,6
Rückschlagventil elektr. aufzieh- bar NW 250	öffnet nicht (mit Motor)	3,2E-05	1,5	2,5E-05	1,5
21TH12S006OEN	schließt nicht (mit Motor)	3,2E-05	1,7	2,5E-05	1,6
21TH12S006SN			1,5		1,5
	öffnet nicht (ohne Motor)	1,4E-07	3,3	1,7E-07	2,5
			6,7		3,7
	schließt nicht (ohne Motor)	3,7E-07	2,2	4,2E-07	2,1
			2,9		2,6

Tab. 5-9: Liste der Daten für unabhängige Ausfälle, Gegenüberstellung der Werte mit und ohne Vorabinformation
(9: Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	DRS-B o.	X 95	DRS-B mit	X 95
		Vorinfor- mation 50%-Wert 1/h; 1/Anf.	--- X 50 ---	Vorinfor- mation 50%-Wert 1/h 1/Anf.	--- X 50 ---
Sicherheits- einspeisepumpe 21TH15D001STN/FN	startet nicht (Anf. aus YZ)	5,4E-05	1,9 2,3	3,9E-05	1,8 2,1
	startet nicht (Anf. ohne YZ)	6,6E-05	1,8 2,1	4,6E-05	1,7 2,0
Zahnradpumpe 21TH15D002STN 21TH15D002FN	startet nicht	2,2E-05	2,2 2,9	1,2E-05	2,1 2,6
	fördert nicht	6,2E-04	1,9 2,3	6,0E-04	1,8 2,1
Rückschlagventil NW 125 20TH15S005FO 20TH15S005SFO 20TH15S005SN	schließt nicht	3,7E-07	2,2 2,9	4,2E-07	2,1 2,6
	öffnet nicht	1,4E-07	3,3 6,7	1,7E-07	2,5 3,7
Rückschlagventil NW 125 20TH15S0090EN	öffnet nicht	1,4E-07	3,3 6,7	1,7E-07	2,5 3,7
Rückschlagventil NW 125 20TH15S009SN	schließt nicht	3,7E-07	2,2 2,9	4,2E-07	2,1 2,6

Tab. 5-9: Liste der Daten für unabhängige Ausfälle, Gegenüberstellung der Werte mit und ohne Vorabinformation
(10. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	DRS-B o.	X 95	DRS-B mit	X 95
		Vorinfor- mation 50%-Wert 1/h; 1/Anf.	--- X 50 ---	Vorinfor- mation 50%-Wert 1/h 1/Anf.	--- X 50 ---
Rückschlagventil elektr. aufzieh- bar NW 250 21TH16S0010EN	öffnet nicht (mit Motor)	3,2E-05	1,5	2,5E-05	1,5
			1,7		1,6
Absperrventil elektr.; NW 100 22TH20S0100EN	öffnet nicht	1,1E-06	8,4	3,0E-06	3,5
			116,0		7,6
Absperrschieber elektr.; NW 100 21TH51S0010EN	öffnet nicht	8,0E-07	8,4	3,0E-06	3,5
			116,0		7,9
Absperrventil elektr.; NW 100 20TH55S0120EN	öffnet nicht	1,1E-06	8,4	3,0E-06	3,5
			116,0		7,6
Kreiselpumpe 20UZ50D001FN 20UZ50D001FN/L 20UZ50D001STN	fördert nicht	4,6E-05	1,6	4,4E-05	1,6
			1,8		1,7
	Langzeitaus- fall	4,6E-05	1,6	4,4E-05	1,6
startet nicht	2,3E-05	1,2	2,3E-05	1,2	
		1,2		1,2	

Tab. 5-9: Liste der Daten für unabhängige Ausfälle, Gegenüberstellung der Werte mit und ohne Vorabinformation
(11. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	DRS-B o. Vorinfor- mation	X 95 --- X 50	DRS-B mit Vorinfor- mation	X 95 --- X 50
		50%-Wert 1/h; 1/Anf.	X 50 --- X 05	50%-Wert 1/h 1/Anf.	X 50 --- X 05
Kältemaschine 20UZ50D011FN 20UZ50D011FN/L 20UZ50D011STN	fördert nicht	2,5E-04	1,5 1,6	2,4E-04	1,5 1,5
	Langzeitaus- fall	2,5E-04	1,5 1,6	2,4E-04	1,5 1,5
	startet nicht	2,5E-05	2,5 3,8	2,4E-05	2,2 2,9
Zahnradpumpe 20UZ50D012STN	startet nicht	2,2E-05	2,2 2,9	1,2E-05	2,1 2,6
Kreiselpumpe 21VE10D001STN 21VE10D001FN 21VE10D001FN/L	startet nicht	9,5E-06	2,2 2,9	1,0E-05	2,0 2,5
	fördert nicht	1,7E-05	1,9 2,3	2,2E-05	1,7 2,0
	Langzeitaus- fall	1,7E-05	1,9 2,3	2,2E-05	1,7 2,0
Kolbenpumpe 21VE10D003FN 21VE10D003STN	fördert nicht	9,8E-05	1,7 2,0	6,5E-05	1,6 1,8
	startet nicht	2,6E-06	3,3 6,7	3,3E-06	2,5 3,5

Tab. 5-9: Liste der Daten für unabhängige Ausfälle, Gegenüberstellung der Werte mit und ohne Vorabinformation
(12. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	DRS-B o.	X 95	DRS-B mit	X 95
		Vorinfor- mation	---	Vorinfor- mation	---
		50%-Wert	X 50	50%-Wert	X 50
		1/h;	---	1/h	---
		1/Anf.	X 05	1/Anf.	---
					X 05
Rückschlagklappe NW 600 20VE10S0040EN	öffnet nicht	1,4E-07	3,3	1,7E-07	2,5
			6,7		3,7
Kreiselpumpe 21VE12D001STN 21VE12D001FN	startet nicht	9,5E-06	2,2	1,0E-05	2,0
			2,9		2,5
	fördert nicht	1,7E-05	1,9	2,2E-05	1,7
			2,3		2,0
Rückschlagklappe NW 25 20VG72S005SN	schließt nicht	3,7E-07	2,2	4,2E-07	2,1
			2,9		2,6
Absperrventil elektr.; NW 100 20YP01S024SN	schließt nicht	1,1E-06	8,4	3,0E-06	3,5
			116,0		7,6
Absperrventil elektr.; NW 25 20YP01S050SN	schließt nicht	1,5E-05	2,5	1,0E-05	2,2
			3,8		3,0

Für eine Reihe von Komponenten wurden die Zuverlässigkeitskenngrößen nach beiden Vorgehensweisen bestimmt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5-9 gegenübergestellt. Dazu sind die folgenden Anmerkungen zu machen:

- Der Vergleich der Erwartungswerte oder Mediane der nach den beiden Verfahren ermittelten Verteilungen zeigt bei der Mehrzahl der Komponenten nur geringe zahlenmäßige Unterschiede. Die nach einem Verfahren ermittelten Mediane liegen mit 6 Ausnahmen innerhalb des symmetrischen 90-%-Intervalls der nach dem anderen Verfahren ermittelten Verteilung.

Das Verhältnis der nach beiden Verfahren ermittelten Mediane beträgt in drei Fällen bis 2,5 und in je einem Fall 4, 5 und 10. Damit ist festzustellen, daß die Entscheidung zwischen den beiden Kenngrößenätzen bis auf Einzelfälle keinen wesentlichen Einfluß auf das numerische Ergebnis der Analysen hat. Um den Faktor 10 ungünstigere Werte

aus RS 264 ergeben sich für Ausfallraten während des Betriebs von Zahnradölpumpen. Diese Pumpen haben durchweg sehr kurze Betriebszeiten; hierfür sind, bezogen auf die Betriebszeit, wesentlich höhere Ausfallraten zu erwarten als für dauernd in Betrieb befindliche Pumpen. Für die in der Vorinformation enthaltenen Zahnradpumpen ist das Verhältnis von Betriebs- zu Stillstandszeit jedoch nicht bekannt. Es ist anzunehmen, daß der Unterschied auf unterschiedliche Betriebszeiten zurückzuführen ist.

- Die meist relativ geringen Unterschiede bedeuten noch nicht, daß die verwendeten a-priori-Verteilungen als geeignete Vorinformation zu betrachten sind. Sofern ausreichend anlagenspezifische Daten vorliegen, was bei vielen Komponenten der Fall ist, dominieren diese das Ergebnis, so daß die Vorinformation nur geringes Gewicht hat. Die Prüfung, inwieweit die verwendeten a-priori-Verteilungen als geeignete Vorinformation zu betrachten sind, fiel für eine Reihe von Komponenten unbefriedigend aus. Überwiegend liefert dabei die Vorinformation kleinere Ausfallraten bzw. -wahrscheinlichkeiten als die aus RS 264 ermittelten Werte. Bei einer Reihe von Komponenten sind jedoch die Zuverlässigkeitskenngrößen aus RS 264 günstiger. Auch zu neueren Daten aus anderen Kraftwerken als der untersuchten Anlage ergeben sich z. T. Unterschiede. Die Ursachen für diese Abweichungen können im Einzelfall nicht festgestellt werden, weil die technische Beschreibung der Komponenten, deren Daten als Vorinformation dienten, für eine Beurteilung der Übertragbarkeit oft nicht ausreicht. Dies wird z. B. an den oben erwähnten Ölpumpen deutlich.

5.4.3 Vorgehen in der Studie

Aufgrund dieser Untersuchungen werden für die Ermittlung der Zuverlässigkeitskenngrößen in der Studie die folgenden Festlegungen getroffen:

- Für alle Komponenten, für die ein ausreichender Beobachtungsumfang aus RS 264 vorliegt, werden diese Daten ohne Vorinformation (Variante a) verwendet. Hierfür sind die folgenden Gründe maßgebend:
 - Die Daten aus RS 264 stammen aus Biblis B und weisen damit die geringsten Unsicherheiten bezüglich ihrer Anwendbarkeit auf.
 - Die Kenntnis des technischen Hintergrundes, auf den sich die Daten beziehen, ist ungleich besser als bei allen anderen Datenquellen.
 - Die Voraussetzung, daß ein ausreichender Beobachtungsumfang aus RS 264 vorliegt, ist bei einem großen Teil der Komponenten gegeben.
- Die ermittelten Zuverlässigkeitskenngrößen werden mit einem Korrekturfaktor multipliziert, um dem Umstand Rechnung zu tragen, daß der Beobachtungszeitraum des Vorhabens RS 264 begrenzt ist und einige Jahre zurückliegt. Da der Korrekturfaktor selbst unsicher ist, wird er durch eine Verteilung beschrieben. Aus den Ergebnissen des Vorhabens RS 264 ist ableitbar, daß die Zuverlässigkeitskenngrößen für technisch vergleichbare Komponenten in einem Bereich bis zu etwa einer Zehnerpotenz streuen können. Im Falle einer logarithmischen Normalverteilung entspricht das etwa einem Streufaktor von $K_{95} = 3$. Der Streufaktor ist der Quotient aus 95- %- und 50- %-Fraktile der logarithmischen Normalverteilung. Als Verteilung für den Korrekturfaktor wird eine logarithmische Normalverteilung mit dem Median $X_{50} = 1$ und dem Streufaktor $K_{95} = 3$ gewählt. Die resultierenden logarithmischen Normalverteilungen der Zuverlässigkeitskenngrößen weisen damit stets Streufaktoren $K_{95} > 3$ auf.

- Soweit für einzelne Komponenten aus RS 264 keine ausreichenden Informationen vorliegen, werden Zuverlässigkeitskenngrößen anhand der jeweils verfügbaren Daten ermittelt. Dies ist für die folgenden Komponenten der Fall:
 - Bei Dieseln und Sicherheitseinspeisepumpen verzeichnen die Beobachtungen aus RS 264 keinen Ausfall bei Betrieb (nach erfolgtem Start) bei gleichzeitig relativ geringer beobachteter Betriebszeit. In diesen Fällen wird aus der verfügbaren Betriebserfahrung in Kernkraftwerken der Bundesrepublik Deutschland (ohne die untersuchte Anlage) eine generische Verteilung aus der Gamma-Familie mittels Maximum-Likelihood-Verfahren gewonnen. In diese generische Verteilung, als a-priori-Verteilung, wird mit dem Bayes'schen Ansatz die Betriebserfahrung (RS 264) aus der untersuchten Anlage eingebunden und so die anlagenspezifische Verteilung („anlagenspezifische Verteilung mit deutscher Betriebserfahrung als Vorinformation“) der betreffenden Ausfallrate erhalten.
 - Die Nachkühlpumpen in der Referenzanlage sind nach Abschluß der Beobachtungsphase für RS 264 ausgetauscht worden. Deshalb wird für die Ausfallart „fördert nicht“ die deutsche Betriebserfahrung für eine gesonderte Auswertung benutzt. Hierbei werden die Betriebszeit für alle neun deutschen Druckwasserreaktor-Anlagen und die als besondere Vorkommnisse gemeldeten Ausfallereignisse berücksichtigt. Daraus wird, wie oben beschrieben, eine generische Verteilung ermittelt. Diese wird als a-priori-Verteilung für einen Bayes'schen Ansatz verwendet, in den die Betriebserfahrung der baugleichen Nachkühlpumpen der Blöcke Biblis A und B seit dem Austausch eingebunden wurde. Für den Betrieb der Nachkühlpumpen im Langzeit-Nachkühlbetrieb unter Störfallbedingungen liegt keine Betriebserfahrung vor. Daher ist zu prüfen, ob Zuschläge für besondere Beanspruchungen im Störfall zu machen sind, weil erhöhter Schmutzanfall und höhere Temperaturen auf die Pumpenfunktion einwirken. Die Kontrolle der Zulaufbedingungen zeigt, daß aufgrund von Gittern, Sieben und Sedimentation nicht mit Verstopfungen und größerem Schmutz gerechnet werden muß, für den die Pumpe nicht ausgelegt ist, und daß i. a. genügend Zulaufhöhe verbleibt, auch bei siedendem Sumpf. Die Temperaturen am Aufstellungsort im Ringraum werden, solange die Kühlung in Funktion ist, nicht zu signifikant schlechteren Standzeiten führen. Die Pumpe selbst wird beim Abfahren der Anlage mit 150 °C betrieben, so daß diese Medientemperatur, die in der Anfangsphase eines Störfalls herrscht, betriebsbedingt auch gefahren wird. Damit ist für den Langzeit-Nachkühlbetrieb keine erhöhte Ausfallrate wegen ungünstiger Betriebsbedingungen anzusetzen. Zu berücksichtigen ist jedoch, daß für den Langzeitbetrieb auch Schäden eine Rolle spielen, die zwar nicht unmittelbar zu einem Ausfall der Pumpe führen, aber langfristig einen Pumpenausfall bewirken. Ein Beispiel ist eine mit der Zeit ansteigende Leckage. Solche Schäden mit langzeitiger Wirkung wurden in dem Vorhaben RS 264 ebenfalls erfaßt. Aufgrund der dort ermittelten Ergebnisse wird für den Langzeitbetrieb eine gegenüber der Ausfallart „fördert nicht“ um den Faktor 2 erhöhte Ausfallrate angesetzt. Weiterhin ist zu berücksichtigen, daß Reparaturmöglichkeiten in der Nachstörfallphase wegen der Strahlenbelastung eingeschränkt sind. Dies wird durch eine entsprechende Verlängerung der Reparaturzeiten berücksichtigt. Die Ausfallrate für die Ausfallart „startet nicht“ wird im wesentlichen durch Betriebsmittel bestimmt, die nicht ausgetauscht wurden (Motor, Abzweig mit Leistungsschalter, Ansteuerung). Die kürzere Betriebszeit und geringe Anzahl der Starts reicht für die Ermittlung einer modifizierten Ausfallrate nicht aus. Daher wird

für die Gesamtkomponente die Ausfallrate verwendet, die vor dem Austausch ermittelt wurde.

Wegen der geringen Anforderungshäufigkeit der gesteuerten Sicherheits- und Abblaseventile auf der Primär- und Sekundärseite ist eine Ableitung von Kenngrößen in RS 264 ebenfalls nicht möglich. Hier wurden zwei Wege beschritten:

In gesonderten Vorhaben wurden die Prüfergebnisse von Sicherheitsventilen in konventionellen Anlagen, vergleichbar denen in Kernkraftwerken, ausgewertet und daraus Zuverlässigkeitskenngrößen abgeleitet. Die Übertragbarkeit der Ergebnisse wurde anhand einer Auswertung der Vorkommnisse in Kernkraftwerken geprüft [TÜV 81b, TÜV 85].

Die Kenngrößen aus diesem Vorhaben werden übernommen, soweit sich keine signifikanten Unterschiede zu Erfahrungen aus dem nuklearen Bereich ergeben. Es gibt Hinweise, daß die aus [TÜV 81b, TÜV 85] übernommenen Daten konservativ sind. Statistisch signifikant läßt sich dies jedoch nur für den unten diskutierten Fall der Druckhaltersicherheitsventile zeigen. Unsicherheitsbereiche können aus [TÜV 81b, TÜV 85] nicht unmittelbar abgeleitet werden, weil die Daten zur Ermittlung individueller Werte für technisch sinnvolle Unterpopulationen nicht geeignet sind. Die Berücksichtigung nur der statistischen Unsicherheit unterschätzt die tatsächlichen Unsicherheiten, weil sie nur den möglichen Einfluß des begrenzten Umfangs an Beobachtungsmaterial auf die Schätzung einer Kenngröße aus zusammengefaßten Daten wiedergibt. Aufgrund einer ingenieurmäßigen Bewertung wird die Verteilung durch Multiplikation der Zuverlässigkeitskenngröße mit einem logarithmisch normalverteilten Korrekturfaktor (Median $X_{50} = 1$, Streufaktor $K_{95} = 3$) verbreitert.

Parallel wurde eine Auswertung der Betriebserfahrung in Kernkraftwerken der Bundesrepublik Deutschland vorgenommen. Für die Schließfunktion der Druckhalter-Sicherheitsventile ergibt sich dabei statistisch signifikant ein günstigerer Wert als aus der Auswertung aus konventionellen Anlagen, die auf eine Ausfallwahrscheinlichkeit von ca. $7 \cdot 10^{-2}$ /Anforderung führt. Die jährlichen Prüfungen der Sicherheitsventile in Druckwasserreaktoren führten zum Zeitpunkt der Abschätzung auf ca. 120 Prüfungen. Dabei waren in drei Fällen Mängel aufgrund von Montagefehlern an den Vorsteuerventilen während der Revision aufgetreten. Da diese bei den im Zuge des Anfahrens durchgeführten Prüfungen entdeckt wurden, hatten sie auf die Funktionsfähigkeit der Ventile während des Betriebes keine Auswirkungen. Da jedoch nicht sicher davon ausgegangen werden kann, daß derartige Fehler stets bei der Prüfung bemerkt werden, werden sie für die Abschätzung konservativ als drei Ausfälle gewertet. Die Ausfallwahrscheinlichkeit pro Anforderung wird daraus nach den beschriebenen Verfahren mit dem Bayes'schen Ansatz und einer nichtinformativen a-priori-Verteilung ermittelt.

Tabelle 5-10 gibt bis auf die nachfolgend diskutierten leittechnischen Daten die in der Studie verwendeten Zuverlässigkeitskenngrößen wieder.

Tab. 5-10: Gesamtliste der Daten für unabhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate 50 %-Wert 1/h	Ausfall- wahrsch. 50 %-Wert 1/Anf.	Streu- faktor K95
Schalter 380 V 20ES04HSN 21EU06GSN	schließt nicht	8,3E-07		3,1
Notstromdiesel 21EY10D001STN 21EY10D001BV	Betriebsversagen	1,2E-03		4,6
	startet nicht		2,6E-03	5,1
Notstromumschalt- automatik 380 V 21FR10	schaltet nicht um	5,1E-06		3,3
Schalter 380 V 21FU04GSN	schließt nicht	8,3E-07		3,1
Absperrventil elektr.; NW 50 Druckluftst. 20RA00S0600EN	öffnet nicht	1,4E-05		3,0
Aktivitätsmessung N16-Detektor 21RA01R051	spricht nicht an	1,0E-05		5,1
100%-FD-SI- Ventil NW 400 20RA01S0010EN 20RA01S001SN	öffnet nicht		1,5E-03	3,9
	schließt nicht		3,3E-02	3,6
FD-Abschl.-Arma- tur NW 800 20RA01S0020EN 20RA01S002SN	öffnet nicht		4,5E-03	3,9
	schließt nicht		3,2E-03	3,6
Regelventil elektr.; NW 100/150 21RA01S004FO 21RA01S004SN	fälschlich offen		2,0E-04	7,0
	schließt nicht	3,4E-05		3,1
Absperrschieber elektr.; NW 300 21RA01S0050EN 21RA01S005SN	öffnet nicht	3,4E-05		3,1
	schließt nicht nach Öffnen		1,0E-03	5,0

Tab. 5-10: Gesamtliste der Daten für unabhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
(I. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate 50 %-Wert 1/h	Ausfall- wahrsch. 50 %-Wert 1/Anf.	Streu- faktor K95
15%-FD-SI-Ventil NW 200 20RA01S0600EN 20RA01S060SN	öffnet nicht		1,5E-04	3,9
	schließt nicht		3,3E-02	3,6
Absperrventil elektr.; NW 200 20RA01S0610EN 20RA01S061SN	öffnet nicht	8,3E-06		3,2
	schließt nicht	8,3E-06		3,2
Rückschlagventil 20RA01S0910EN	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
Magnetventil NW 50; Druck- luftst. 20RA01S1020EN	öffnet nicht	1,2E-05		3,1
Magnetventil NW 25; Druck- luftst. 20RA01S460SN	schließt nicht	1,2E-05		3,1
Magnetventil NW 25 20RA01S5600EN	öffnet nicht	1,2E-05		3,1
Absperrventil elektr.; NW 50 20RA01S6020EN 20RA01S602SN	öffnet nicht	1,8E-05		3,2
	schließt nicht	1,8E-05		3,2
Handabsperr- ventil NW 25 20RA01S8010EN	öffnet nicht	3,9E-07		5,1
Absperrventil elektr.; NW 25 20RA01S9010EN	öffnet nicht	1,8E-05		3,2
Abblaseregel- ventil NW 450 22RA11S001RN	regelt nicht	1,7E-04		4,2

Tab. 5-10: Gesamtliste der Daten für unabhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
(2. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate 50 %-Wert 1/h	Ausfall- wahrsch. 50 %-Wert 1/Anf.	Streu- faktor K95
Rückschlagklappe NW 500 20RL01S005SN	schließt nicht	3,7E-07		3,9
Regelventil elektr.; NW 200 20RL01S014OEN	öffnet nicht	4,5E-05		3,9
Kreiselpumpe 23RL03D001STN	startet nicht	1,5E-05		5,1
	fördert nicht	6,8E-05		3,9
Rückschlagklappe 20RL03S005OEN	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
Notspaisepumpe 21RL04D001FN	fördert nicht	1,2E-03		5,1
	Langzeitausfall	1,2E-03		5,1
	21RL04D001FN/L 21RL04D001STN	startet nicht	4,4E-05	
Zahnradpumpe 21RL04D002STN	startet nicht	2,2E-05		3,9
	21RL04D002FN	fördert nicht	6,2E-04	
Rückschlagklappe NW 150 20RL04S002OEN	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
	20RL04S002SN	schließt nicht	3,7E-07	
Rückschlagven- til NW 100 20RL04S004OEN	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
Absperrschieber elektr.; NW 100 20RL04S005OEN	öffnet nicht	3,5E-05		3,2
Rückschlagklappe NW 150 20RL04S0011OEN	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
Absperrschieber NW 100 21RL04S015SN	schließt nicht	3,5E-05		3,2

Tab. 5-10: Gesamtliste der Daten für unabhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
(3. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate 50 %-Wert 1/h	Ausfall- wahrsch. 50 %-Wert 1/Anf.	Streu- faktor K95
Absperrschieber elektr.; NW 150 21RL04S018OEN	öffnet nicht	3,5E-05		3,2
Absperrschieber elektr.; NW 150 21RL04S019OEN	öffnet nicht	3,5E-05		3,2
Absperrschieber elektr.; NW 150 21RL04S019SN	schließt nicht	3,5E-05		3,2
Kreiselpumpe 23RL06D003STN	startet nicht	2,2E-05		3,7
Rückschlagventil NW 50 20RL06S032OEN	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
Absperrventil elektr.; NW 50 23RL06S033OEN	öffnet nicht	1,5E-05		4,2
Rückschlagklappe NW 400 20RL10S001SN	schließt nicht	3,7E-07		3,9
Absperrschieber elektr.; NW 400 21RL10S002SN	schließt nicht	3,5E-05		3,2
Regelventil elektr.; NW 100 20RL11S001SN	schließt nicht	6,8E-05		3,2
Absperrschieber elektr.; NW 400 24RL11S002SN	schließt nicht	3,5E-05		3,2
Regelventil elektr.; NW 200 24RL12S001RN 24RL12S001SN	regelt nicht	2,2E-05		3,7
	schließt nicht nach Öffnen		4,0E-04	5,0

Tab. 5-10: Gesamtliste der Daten für unabhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
(4. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate 50 %-Wert 1/h	Ausfall- wahrsch. 50 %-Wert 1/Anf.	Streu- faktor K95
Rückschlagklappe NW 100	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
20RL13S0010EN 20RL13S001SN	schließt nicht	3,7E-07		3,9
Regelventil NW 100	öffnet nicht	3,3E-05		3,9
24RL13S0030EN				
Regelventil 21RL43S003SN	schließt nicht	3,3E-05		3,9
Regelventil elektr.; NW 100	schließt nicht	2,4E-05		3,9
24RS01S001SN				
Absperrschieber elektr.; NW 100	schließt nicht	6,5E-05		3,2
21RS01S003SN				
Absperrventil elektr.; NW 15	schließt nicht	1,5E-05		5,1
24RS01S006SN				
Aktivitätsmessung (Szintillations- zählrohr)	Totalausfall	3,2E-04		3,3
20RS10R001				
Handabsperrventil NW 100	öffnet nicht	5,7E-07		3,5
10RX10S0010EN				
Rückschlagklappe NW 100	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
20RX20S0030EN				
Regelventil elektr.; NW 100	öffnet nicht	2,2E-05		3,7
22RX20S0050EN R1schwachl./ Notsp.				

Tab. 5-10: Gesamtliste der Daten für unabhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
(5. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate 50 %-Wert 1/h	Ausfall- wahrsch. 50 %-Wert 1/Anf.	Streu- faktor K95
Absperrschieber elektr.; NW 200 22RY10S001OEN 22RY10S001SN	öffnet nicht	1,3E-05		5,1
	schließt nicht	1,3E-05		5,1
Regelventil NW 200 24RY10S002OEN 24RY10S002SN	öffnet nicht	6,7E-05		3,9
	schließt nicht	6,7E-05		3,9
Rückschlagklappe NW 200 20RY10S004OEN	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
Rückschlagklappe NW 200 20RY10S005SN	schließt nicht	3,7E-07		3,9
Rückschlagventil NW 50 20RY11S003OEN 20RY11S003SN	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
	schließt nicht	3,7E-07		3,9
Kreiselpumpe 20RY12D001STN	startet nicht	2,2E-05		3,7
Regelventil NW 150 21RY20S002SN	schließt nicht	6,7E-05		3,9
Absperrschieber elektr.; NW 150 24RY20S004SN	schließt nicht	1,3E-05		5,1
Kreiselpumpe 20RY21D001STN 20RY21D001FN 20RY21D001FN/L	startet nicht	2,2E-05		3,7
	fördert nicht	2,7E-05		3,1
	Langzeitausfall	2,7E-05		3,1
Rückschlagklappe NW 125 20RY21S002OEN 20RY21S002SN	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
	schließt nicht	3,7E-07		3,9

Tab. 5-10: Gesamtliste der Daten für unabhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
(6. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate 50 %-Wert 1/h	Ausfall- wahrsch. 50 %-Wert 1/Anf.	Streu- faktor K95
Absperrventil elektr.; NW 50 21RY23S004OEN	öffnet nicht	2,9E-05		3,4
Rückschlagventil 20RY23S006OEN	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
Handabsp.-Schie- ber NW 100 20RY72S001OEN	öffnet nicht	1,7E-06		3,6
Absperrschieber elektr.; NW 100 22TA00S001OEB	öffnet nicht nach Schließen		1,0E-03	5,0
Absperrventil NW 100 20TA00S004OEN 20TA00S004SN	öffnet nicht nach Schließen		9,0E-04	5,0
	schließt nicht	2,0E-05		3,6
Dreiwegeregel- ventil elektr.; NW 100 20TA00S005SCHN 20TA00S005OEN 20TA00S005SN	schaltet nicht um	9,5E-05		4,2
	öffnet nicht nach Schließen		4,0E-04	10,0
	schließt nicht	9,5E-05		4,2
Absperrschieber elektr.; NW 80 20TA00S020OEN	öffnet nicht	2,3E-05		3,6
Rückschlagklappe NW 80 20TA00S022OEN	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
Absperrschieber NW 80 20TA05S001OEN 20TA05S001SN	öffnet nicht	2,2E-05		3,6
	schließt nicht nach Öffnen		1,0E-03	5,0

Tab. 5-10: Gesamtliste der Daten für unabhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
(7. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate 50 %-Wert 1/h	Ausfall- wahrsch. 50 %-Wert 1/Anf.	Streu- faktor K95
Regelventil elektr.; NW 80 20TA21S001OEN 20TA21S001SN	öffnet nicht nach Schließen		4,0E-04	5,0
	schließt nicht nach Öffnen		4,0E-04	5,0
20TA21S001SN	schließt nicht	2,4E-05		3,6
Absperrventil elektr.; NW 125 23TA30S001OEN	öffnet nicht nach Schließen		9,0E-04	5,0
Absperrventil elektr.; NW 125 22TA30S025OEN	öffnet nicht nach Schließen		9,0E-04	5,0
Regelventil ND-red.; NW 100 20TA35S001OEN	öffnet nicht	2,4E-05		3,6
Rückschlagventil NW 100 20TA35S002OEN	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
Absperrventil elektr.; NW 100 23TA35S005OEN	öffnet nicht	2,2E-05		3,6
Absperrschieber elektr.; NW 100 23TA40S001OEN 23TA40S001OEN	öffnet nicht nach Schließen		1,0E-03	5,0
	öffnet nicht	1,5E-05		3,6
Absperrschieber elektr.; NW 100 22TA40S002OEN 22TA40S002OEN	öffnet nicht nach Schließen		1,0E-03	5,0
	öffnet nicht	1,5E-05		3,6
Kreispumpe elektr.; NW 80 20TA41D001BV 20TA41D001BVL 20TA41D001STNA	Betriebsversagen	2,9E-05		3,7
	Langzeitversagen	2,9E-05		3,7
	startet nicht nach Abschaltung		2,0E-03	5,0

Tab. 5-10: Gesamtliste der Daten für unabhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
(8. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate 50 %-Wert 1/h	Ausfall- wahrsch. 50 %-Wert 1/Anf.	Streu- faktor K95
Zahnradpumpe elektr. 20TA41D002BV 20TA41D002BVL 20TA41D002STNA	Betriebsversagen	1,9E-04		3,7
	Langzeitversagen	1,9E-04		3,7
	startet nicht nach Abschaltung		3,0E-03	5,0
Rückschlagventil NW 80 20TA41S005SN	schließt nicht nach Öffnen		1,0E-04	10,0
Absperrschieber elektr.; NW 80 20TA41S007SN	schließt nicht	2,3E-05		3,6
Absperrventil NW 50 20TA41S019FZ	falsche Stellung		2,0E-04	7,0
Kreiselpumpe elektr. 20TA42D001BV 20TA42D001BVL 20TA42D001STN 20TA42D001STNA	Betriebsversagen	2,9E-05		3,7
	Langzeitversagen	2,9E-05		3,7
	startet nicht	4,5E-05		4,2
	startet nicht nach Abschaltung		2,0E-03	5,0
Zahnradpumpe elektr. 20TA42D002BV 20TA42D002BVL 20TA42D002STN 20TA42D002STNA	Betriebsversagen	1,9E-04		3,7
	Langzeitversagen	1,9E-04		3,7
	startet nicht	4,5E-05		3,9
	startet nicht nach Abschaltung	4,5E-05	2,0E-03	5,0
Absperrventil NW 100 20TA42S001FZ	falsche Stellung		2,0E-04	7,0
Handabsperrventil NW 100 20TA42S002OEN	öffnet nicht	5,0E-07		5,1

Tab. 5-10: Gesamtliste der Daten für unabhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
(9. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate 50 %-Wert 1/h	Ausfall- wahrsch. 50 %-Wert 1/Anf.	Streu- faktor K95
Rückschlagventil NW 80	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
20TA42S005OEN 20TA42S005SN	schließt nicht nach Öffnen		1,0E-04	10,0
Absperrschieber elektr.; NW 80 20TA42S007SN	schließt nicht	2,3E-05		3,6
Absperrschieber NW 80 20TA42S008FZ	falsche Stellung		2,0E-05	7,0
Absperrventil NW 50 20TA42S019FZ	falsche Stellung		2,0E-04	7,0
Kolbenpumpe elektr. 20TA45D001BV 20TA45D001STN	Betriebsversagen	9,9E-05		5,1
	startet nicht	2,6E-06		5,1
Kolbenpumpe elektr. 20TA45D002BV 20TA45D002STN	Betriebsversagen	1,9E-04		3,7
	startet nicht	4,5E-05		3,9
Absperrventil NW 50 20TA45S001FZ	falsche Stellung		2,0E-04	7,0
Absperrventil NW 25 20TA45S004FZ	falsche Stellung		2,0E-04	7,0
Absperrventil elektr.; NW 25 20TA45S023OEN	öffnet nicht	2,3E-05		3,6
Rückschlagventil NW 10 20TA45S024OEN	öffnet nicht	1,4E-06		3,6
Absperrventil NW 25 20TA45S032OEN	öffnet nicht	1,5E-05		3,6

Tab. 5-10: Gesamtliste der Daten für unabhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
(10. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate 50 %-Wert 1/h	Ausfall- wahrsch. 50 %-Wert 1/Anf.	Streu- faktor K95
Absperrventil NW 50 22TA50S0150EN	öffnet nicht	1,5E-05		3,6
Absperrventil NW 50 23TA50S0160EN	öffnet nicht	1,5E-05		3,6
Rückschlagventil NW 100 20TA60S0020EN	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
Kreiselpumpe elektr. 20TB21D001BV 20TB21D001BVL 20TB21D001STN	Betriebsversagen	1,0E-03		4,2
	Langzeitversagen	1,0E-03		4,2
	startet nicht	1,5E-04		3,1
Regelventil elektr.; NW 50 20TB21S0080EN	öffnet nicht	4,5E-05		3,3
Regelventil elektr.; NW 50 20TB22S0080EN	öffnet nicht	4,5E-05		3,3
Kreiselpumpe elektr. 20TB31D001BV 20TB31D001BVL 20TB31D001STN	Betriebsversagen	1,0E-03		4,2
	Langzeitversagen	1,0E-03		4,2
	startet nicht	2,4E-05		3,1
Regelventil elektr.; NW 80 20TB31S0050EN	öffnet nicht	4,5E-05		3,3
Regelventil NW 80 20TB32S0050EN	öffnet nicht	4,5E-05		3,3
Handabsperrentil NW 125 20TC02S0010EN	öffnet nicht	5,7E-07		3,5

Tab. 5-10: Gesamtliste der Daten für unabhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
(11. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate 50 %-Wert 1/h	Ausfall- wahrsch. 50 %-Wert 1/Anf.	Streu- faktor K95
Absperrventil elektr.; NW 150 20TD12S002OEN	öffnet nicht	3,1E-05		3,7
Absperrventil elektr.; NW 150 20TD13S002OEN	öffnet nicht	3,1E-05		3,7
Absperrventil elektr.; NW 150 20TD14S002OEN	öffnet nicht	3,1E-05		3,7
Absperrklappe elektr.; NW 400 21TF10S004OEN	öffnet nicht	4,8E-06		4,2
Kreiselpumpe 21TF11D001FN 21TF11D001STN	fördert nicht	1,7E-05		5,1
	startet nicht	1,5E-05		4,2
Rückschlagklappe NW 450 20TF11S002OEN	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
Rückschlagklappe NW 450 20TF12S002SN	schließt nicht	3,7E-07		3,9
Absperrklappe elektr.; NW 400 20TF30S012SN	schließt nicht	4,8E-06		4,2
Absperrklappe elektr.; NW 600 21TF50S001OEN 21TF50S001SN	öffnet nicht nach Schließen		4,0E-03	5,0
	schließt nicht	4,8E-06		4,2
Absperrklappe elektr.; NW 600 22TF50S002OEN	öffnet nicht nach Schließen		4,0E-03	5,0
Absperrklappe elektr.; NW 600 23TF50S003OEN	öffnet nicht nach Schließen		4,0E-03	5,0

Tab. 5-10: Gesamtliste der Daten für unabhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
(12. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate 50 %-Wert 1/h	Ausfall- wahrsch. 50 %-Wert 1/Anf.	Streu- faktor K95
Absperrklappe elektr.; NW 600 24TF50S0040EN	öffnet nicht nach Schließen		4,0E-03	5,0
Absperrklappe elektr.; NW 500 23TF60S0010EN 23TF60S001SN	öffnet nicht nach Schließen		4,0E-03	5,0
	schließt nicht	4,8E-06		4,2
Absperrklappe elektr.; NW 500 24TF60S0020EN	öffnet nicht nach Schließen		4,0E-03	5,0
Absperrklappe elektr.; NW 500 23TF60S0690EN	öffnet nicht nach Schließen		4,0E-03	5,0
Absperrklappe elektr.; NW 500 24TF60S0700EN	öffnet nicht nach Schließen		4,0E-03	5,0
Absperrventil NW 50 20TF70SC03FZ	falsche Stellung		2,0E-04	7,0
Kreiselpumpe TG01D001STN TG01D001FN	startet nicht	5,4E-05		3,6
	fördert nicht	4,0E-05		4,2
Absperrventil elektr.; NW 50 22TG02S0120EN	öffnet nicht	1,1E-04		3,6
Rückschlagklappe NW 80 20TG11S005SN	schließt nicht	3,7E-07		3,9
Handabsp.-Schie- ber NW 125 20TG21S0010EN	öffnet nicht	1,7E-06		3,6
Absperrventil elektr.; NW 400 21TH01S0010EN 21TH01S001SN	öffnet nicht	1,1E-06		11,0
	schließt nicht	1,1E-06		11,0

Tab. 5-10: Gesamtliste der Daten für unabhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
(13. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate 50 %-Wert 1/h	Ausfall- wahrsch. 50 %-Wert 1/Anf.	Streu- faktor K95
Kreiselpumpe 21TH10D001STN	startet nicht (Anf. aus YZ)	6,5E-05		3,5
21TH10D001FN 21TH10D001FN/L	startet nicht (Anf. nach Not- stromfall oder nach Abstellen ohne YZ)	1,4E-04		3,2
	fördert nicht	4,7E-05		5,1
	fördert nicht (Langzeitbe- trieb)	1,0E-04		5,1
Absperrventil 21TH10S0010EN	öffnet nicht	1,1E-06		11,0
21TH10S001SN	schließt nicht	1,1E-06		11,0
Absperrschieber elektr.; NW 400	öffnet nicht	8,0E-06		11,0
21TH10S0020EN 21TH10S002SN	schließt nicht	8,0E-07		11,0
Regelventil NW 300 21TH10S0070EN	öffnet nicht	1,1E-05		4,2
Rückschlagklappe NW 450 20TH10S035FO	schließt nicht	3,7E-07		3,9
20TH10S035SFO 20TH10S035SN 20TH10S0350EN	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
Rückschlagventil 20TH11S0010EN	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
Rückschlagventil NW 250 20TH11S0020EN	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
20TH11S002SN	schließt nicht	3,7E-07		3,9

Tab. 5-10: Gesamtliste der Daten für unabhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
(14. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate 50 %-Wert 1/h	Ausfall- wahrsch. 50 %-Wert 1/Anf.	Streu- faktor K95
Rückschlagventil absperrbar 20TH12S0010EN	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
Rückschlagventil hydr. aufziehbar 20TH12S0030EN	öffnet nicht	1,0E-06		11,0
Rückschlagventil elektr. aufzieh- bar NW 250 21TH12S0060EN M 21TH12S006SN M	öffnet nicht (mit Motor)	3,2E-05		3,3
	schließt nicht (mit Motor)	3,2E-05		3,3
21TH12S0060EN 21TH12S006SN	öffnet nicht (mit Motor)	1,4E-07		5,1
	schließt nicht (ohne Motor)	3,7E-07		3,9
Sicherheitsein- speisepumpe 21TH15D001FN 21TH15D001STN YZ 21TH15D001STN	startet nicht (Anf. aus YZ)	5,4E-05		3,6
	startet nicht (Anf. ohne YZ)	6,6E-05		3,5
	fördert nicht	1,0E-03		4,0
Zahnradpumpe 21TH15D002STN 21TH15D002FN	startet nicht	2,2E-05		3,9
	fördert nicht	6,2E-04		3,6
Rückschlagventil NW 125 20TH15S005FO 20TH15S005SFO 20TH15S005SN 20TH15S0050EN	schließt nicht	3,7E-07		3,9
	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
Dreiwegeventil elektr.; NW 125 20TH15S006SCHN	schaltet nicht um	1,2E-05		5,1

Tab. 5-10: Gesamtliste der Daten für unabhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
(15. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate 50 %-Wert 1/h	Ausfall- wahrsch. 50 %-Wert 1/Anf.	Streu- faktor K95
Rückschlagventil NW 125	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
20TH15S0090EN	schließt nicht	3,7E-07		3,9
20TH15S009SN				
Rückschlagventil NW 125	schließt nicht	3,7E-07		3,9
20TH15S010SN				
Rückschlagventil elektr. aufzieh- bar NW 250	öffnet nicht (mit Motor)	3,2E-05		3,3
21TH16S0010EN M	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
21TH16S0010EN	(ohne Motor)			
Absperrventil elektr.; NW 100	öffnet nicht	1,1E-06		11,0
22TH20S0100EN				
Absperrschieber elektr.; NW 100	öffnet nicht	8,0E-07		11,0
21TH51S0010EN				
Absperrventil elektr.; NW 100	öffnet nicht	1,1E-06		11,0
20TH55S0120EN				
Absperrklappe ohne GBA (20TL04S014SN)	schließt nicht	3,1E-05		3,2
23TL04S114SN				
Absperrklappe GBA pneum.; NW 300	schließt nicht	2,2E-05		3,6
23TL06S005SN				
Mehrwegeventil elektr.; NW 12	schließt nicht	2,2E-05		3,6
21TL30S105SN				
Rückschlagventil	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
20TL41S0010EN				
Lüfter	startet nicht	3,7E-06		3,3
20TL54D001STN				

Tab. 5-10: Gesamtliste der Daten für unabhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
(16. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate 50 %-Wert 1/h	Ausfall- wahrsch. 50 %-Wert 1/Anf.	Streu- faktor K95
Aktivitätsmessung (prop. Zählrohr) TL60R001AUSF TL67R001AUSF TL70R001AUSF	Totalausfall	8,0E-05		3,2
Absperrventil elektr.; NW 25 22TL84S002SN	schließt nicht	1,2E-06		11,0
Aktivitätsmessung (prop. Zählrohr) TL90R001AUSF TL90R002AUSF	Totalausfall	8,0E-05		3,2
Absperrventil elektr.; NW 25 21TS77S001SN 21TS77S021SN	schließt nicht	9,7E-06		3,4
Absperrventil elektr.; NW 100 22TZ10S002SN	schließt nicht	6,8E-06		3,3
Lüfter 21UV08D001STN	startet nicht	2,9E-06		3,4
Kreiselpumpe 20UZ50D001FN 20UZ50D001FN/L 20UZ50D001STN	fördert nicht	4,6E-05		3,3
	Langzeitausfall	4,6E-05		3,3
	startet nicht	2,3E-05		3,1
Kältemaschine 20UZ50D011FN 20UZ50D011FN/L 20UZ50D011STN	fördert nicht	2,5E-04		3,2
	Langzeitausfall	2,5E-04		3,2
	startet nicht	2,5E-05		4,2
Zahnradpumpe 20UZ50D012STN	startet nicht	2,2E-05		3,9

Tab. 5-10: Gesamtliste der Daten für unabhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
(17. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate 50 %-Wert 1/h	Ausfall- wahrsch. 50 %-Wert 1/Anf.	Streu- faktor K95
Kreiselpumpe 21VE10D001STN	startet nicht	9,5E-06		3,9
21VE10D001FN	fördert nicht	1,7E-05		3,6
21VE10D001FN/L	Langzeitausfall	1,7E-05		3,6
Kolbenpumpe 21VE10D003FN	fördert nicht	9,8E-05		3,4
21VE10D003STN	startet nicht	2,6E-06		5,1
Rückschlagklappe NW 600 20VE10S004OEN	öffnet nicht	1,4E-07		5,1
Kreiselpumpe 21VE12D001STN	startet nicht	9,5E-06		3,9
21VE12D001FN	fördert nicht	1,7E-05		5,1
Absperrschieber elektr.; NW 125 21VE14S001OEN 21VE14S010OEN	öffnet nicht	2,2E-05		3,7
Kolbenpumpe 21VE20D003STN	startet nicht	2,6E-06		5,1
Regelventil NW 200 22VE22S004OEN	öffnet nicht	5,0E-05		3,4
Absperrventil elektr.; NW 25 21VG72S001OEN	öffnet nicht	2,9E-05		3,4
Rückschlagklappe NW 25 20VG72S005SN	schließt nicht	3,7E-07		3,9
DH-SI-Ventil NW 150 20YP01S010OEN	öffnet nicht		3,3E-03	3,7
20YP01S010SN	schließt nicht		2,6E-02	5,0

Tab. 5-10: Gesamtliste der Daten für unabhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
(18. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate 50 %-Wert 1/h	Ausfall- wahrsch. 50 %-Wert 1/Anf.	Streu- faktor K95
Absperrventil elektr.; NW 100 20YP01S024SN	schließt nicht	1,1E-06		11,0
DH-Abblaseventil NW 100 20YP01S025OEN 20YP01S025SN	öffnet nicht (nur HV)		3,0E-03	3,9
	schließt nicht (nur HV)		3,0E-03	3,6
Absperrventil elektr.; NW 25 20YP01S050SN	schließt nicht	1,5E-05		4,2
DH-Abblassteuer- ventil NW 25 22YP01S125OEN 22YP01S125SN	öffnet nicht		2,9E-02	3,7
	schließt nicht		2,6E-02	3,7
Gleichstromschütz 220 V	öffnet nicht	1,2E-06		11,0
Gleichstromschütz 48 V	öffnet nicht	1,0E-07		10,0

5.5 Daten Leittechnik

Für eine Reihe leittechnischer Komponenten war eine gesonderte Ermittlung der Zuverlässigkeitskenngrößen erforderlich.

Zuverlässigkeitskenngrößen für Bauelemente und Baugruppen der Leittechnik basieren auf der Auswertung von Betriebserfahrungen und von Literaturangaben oder auf den Ergebnissen von Ausfalleffektanalysen. In der Studie werden, soweit möglich, Daten aus der Deutschen Risikostudie, Phase A verwendet [GRS 80a]. Für einige Baugruppen des Baugruppensystems Simatic-P sowie für die Systeme Iskamatic und Teleperm-C sind dort jedoch keine Daten aufgeführt. Hier können zum Teil Ergebnisse von Untersuchungen herangezogen werden, die die vorhandene Betriebserfahrung auswerten [SCH 79, BAL 73] oder die der Hersteller bei der Eignungsprüfung dieser Systeme durchführt [TÜV 81a, KWU 79].

Für die in Regelungen (z. B. Schwachlastregelung oder Frischdampf-Abblasregelung) und in der Meßwertverarbeitung eingesetzten Baugruppen der Baureihe Teleperm-C sowie einem Gerät zur Meßwertanzeige (Linienschreiber) liegen weder Daten aus der Betriebserfahrung noch Daten aus der Eignungsprüfung vor. Die Ausfallraten dieser Baugruppen

sind abgeschätzt. Die Schätzung für die Baugruppen der Baureihe Teleperm-C orientiert sich an den Werten des Vorläufersystems Teleperm-B, für das umfangreiche Literaturrecherchen durchgeführt wurden [SCH 79], während die Ausfallrate des Anzeigergerätes in Anlehnung an die in [NRC 75] genannte Ausfallrate („Meßinstrument ausgefallen“) abgeschätzt wurde.

Die Ausfallraten der Simatic-P-Vorrangbaugruppen E22A und E22B sind ebenfalls geschätzt. Als Schätzwert wird das geometrische Mittel der oberen Ausfallratengrenzen aller in [SCH 79] bewerteten Baugruppen des Systems Simatic-P verwendet. Mit dieser Vorgehensweise lassen sich auch die Ausfallraten der anderen Baugruppen der Systeme Iskamatic-A, Simatic-P und Simatic-N abschätzen, für die in [SCH 79, TÜV 81a, KWU 79] keine Daten enthalten sind.

Aus den genannten Geräteausfallraten geht nicht hervor, welcher Anteil dieser Raten auf eine bestimmte Gerätefunktion oder einen bestimmten Ausfalleffekt entfällt. Es wird daher für den Ausfall einer geforderten Gerätefunktion (z. B. Ausgabe eines EIN-Befehls) bzw. das Auftreten eines gefährlichen Ausfalleffekts (z. B. Eingangskurzschluß) die Gesamtausfallrate des Gerätes angesetzt. Die Vorgehensweise ist pessimistisch, da nicht jeder Bauelementfehler, der zur Geräteausfallrate beiträgt, zum Ausfall der speziellen Gerätefunktion oder zum Auftreten des speziellen Ausfalleffektes führt. Darüber hinaus wird auch nicht von den in die Geräte eingebauten Fehlermeldeeinrichtungen Kredit genommen, die Bauelementfehler innerhalb des Gerätes melden. Die Geräte- und Baugruppenausfälle werden nur dann als selbstmeldend angenommen, wenn sie durch die Fehlererkennungseinrichtungen des leittechnischen Gesamtsystems, in das sie eingebaut sind, gemeldet werden (z. B. über Prozeßrechneranlage oder konventionelle Meldeanlagen).

In der Tabelle 5-11 sind die Ausfallraten der im Vergleich zur DRS, Phase A neu hinzugekommenen Baugruppen zusammengestellt. Analog der Vorgehensweise in [GRS 80a] wird davon ausgegangen, daß die Unsicherheiten in den Werten der Ausfallraten durch eine Lognormalverteilung beschrieben werden können. Angegeben sind jeweils Medianwert und Unsicherheitsfaktor (Streufaktor K), wobei die Unsicherheitsfaktoren geschätzt sind.

5.6 Zuverlässigkeitskenngrößen für Ausfälle aus gemeinsamer Ursache (Common-Cause-Wahrscheinlichkeiten)

5.6.1 Einführung

Systeme mit mehreren (redundanten) Strängen erreichen sehr hohe Zuverlässigkeiten, weil jeweils der Ausfall mehrerer Stränge erforderlich ist, um das System funktionsunfähig zu machen. Je höher der Redundanzgrad, umso unwahrscheinlicher ist es, daß ein Systemausfall durch zufälliges Zusammentreffen mehrerer unabhängiger Fehler in verschiedenen Strängen bewirkt wird. Dagegen können Fehler, die aufgrund ihres Wirkungsmechanismus gleichzeitig mehrere Stränge betreffen, die Zuverlässigkeit solcher Systeme wesentlich beeinflussen. Fehler dieser Art sind daher in den Analysen zu berücksichtigen. Gleichzeitige Ausfälle gleichartiger Einrichtungen aufgrund einer gemeinsamen Ursache werden Common-Cause-Ausfälle (CC-Ausfälle) genannt.

Sowohl bei der Auslegung als auch beim Betrieb der Anlagen werden Maßnahmen zur Vermeidung gemeinsamer Ausfallursachen getroffen. Ohne darauf im einzelnen einzuge-

Tab. 5-11: Basisdaten Leittechnik

Komponente	Ausfallrate λ_{50} [10^{-6} /h]/ Streu­faktor K	Daten­quelle
Auswahlbaugruppe ABA11, Iskamatic-A	3,8/3	/TÜV-BY/
Auswahlbaugruppe 2v3, Simatic-N	1,4/3	/TUM/
Decodiereinheit, Iskamatic-A	3,8/3	/TÜV-BY/
Differenzierer, Teleperm-C	0,4/3	geschätzt
Eingabe-/Kodierein- heit, Iskamatic-A	3,8/3	/TÜV-BY/
Funktionsgeber, Teleperm-C	0,4/3	geschätzt
Grenzsignalgeber, Simatic-N	0,3/3	/TUM/
Grenzsignalgeber- karte, Teleperm-C	0,4/3	geschätzt
Gruppenstufe G21A, Simatic-P	0,8/3	/TUM/
Gruppenstufe G21B, Simatic-P	0,8/3	/TUM/
Integrierer, Teleperm-C	0,4/3	geschätzt
Koeffizientenein- steller, Teleperm-C	0,4/3	geschätzt

Tab. 5-11: Basisdaten Leittechnik
(1. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallrate λ_{50} [10^{-6} /h]/ Streu­faktor K	Daten­quelle
Kommandostufe K21B, Simatic-P	2,2/3	/TUM/
Linienschreiber	0,8/3	/RSS/
Mittelwertbildung, Iskamatic-A	3,8/3	/TÜV-BY/
Maximalwertauswahl- baugruppe AMA11, Iskamatic-A	6,1/3	/TÜV-BY/
P-Baustein, Teleperm-C	0,4/3	geschätzt
Potentialwandler M/P, Simatic-N	1,4/3	/TUM/
PI-Regler, Teleperm-C	0,4/3	geschätzt
Radizierer, Teleperm-C	0,4/3	geschätzt
Rückmeldebaustein, Teleperm-C	0,4/3	geschätzt
Schrittbaugruppe S21, Simatic-P	0,8/3	/TUM/
Schützumkehrsteller, Teleperm-C	0,4/3	geschätzt
Schlüsselschalter	0,1/3	/BAL/

Tab. 5-11: Basisdaten Leittechnik
(2. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallrate λ_{50} [$10^{-6}/h$]/ Streu­faktor K	Daten­quelle
Signalumformer, Teleperm-C	0,4/3	geschätzt
Speicherbaugruppe VS11, Iskamatic-B	1,4/3	/KWU/
Steuerbaustein, Teleperm-C	0,4/3	geschätzt
Thermoelement	6,2/3	/TUM/
Umschaltstufe A31, Simatic-P	0,8/3	/TUM/
Umkehrdrierer, Teleperm-C	0,4/3	geschätzt
UND-Baugruppe VU11, Iskamatic-B	1,1/3	/KWU/
Universaltrennver- stärker, Teleperm-C	0,4/3	geschätzt
Vergleicherkarte, Teleperm-C	0,4/3	geschätzt
Vorrangbaugruppe E 22 A, B	0,8/3	/TUM/
Widerstands- thermometer	6,6/3	/TUM/
Zeitstufe VZ12, Iskamatic-B	0,3/3	/KWU/

hen sei hingewiesen auf Maßnahmen wie funktionale Trennung, Vermeidung gemeinsamer Hilfs- und Nebensysteme, Aufstellung in getrennten Räumen, funktionale und gerätetechnische Diversität, Selbstmelden von Fehlern, wiederkehrende, zeitlich versetzte Prüfungen und Inspektionen, vorbeugende Instandhaltung und anderes. Die Betriebserfahrung in Kernkraftwerken der Bundesrepublik Deutschland zeigt, daß infolge dieser Maßnahmen Ausfälle redundanter Systeme sehr seltene Ereignisse sind. Dieser im Hinblick auf die Sicherheit der Anlagen günstige Umstand macht die Quantifizierung von Eintrittshäufigkeiten für CC-Ausfälle schwierig, weil das Material für eine gesicherte statistische Abschätzung fehlt.

In den folgenden Abschnitten werden

- die Schwierigkeiten der statistischen Abschätzung von Häufigkeiten und Wahrscheinlichkeiten von CC-Ausfällen diskutiert,
- das gewählte Vorgehen für die Festlegung der CC-Daten erläutert und
- die in den Fehlerbaumanalysen verwendeten Zahlenwerte wiedergegeben.

5.6.2 Randbedingungen für die Quantifizierung

5.6.2.1 Verwendbare Erfahrungen

Für die Fehlerbaumanalysen werden Eintrittswahrscheinlichkeiten dafür benötigt, daß n von den m Redundanzen eines bestimmten Systems gleichzeitig nicht funktionsfähig sind. Von Bedeutung sind insbesondere Ausfälle hoher Redundanzgrade, z. B. $4v4$ - oder $3v4$. Ausfallkombinationen mit geringer Zahl ausgefallener Redundanzen fallen i. a. weniger ins Gewicht, weil sie nur in Verbindung mit weiteren unabhängigen Ausfällen zu Systemausfällen führen.

Eine direkte statistische Schätzung der interessierenden Größen erweist sich in praktisch allen Fällen als nicht möglich, weil für das betrachtete und für andere gleichartige Systeme keine Ausfälle der betrachteten Redundanzgrade beobachtet wurden. Die Anwendung von Null-Fehler-Statistiken führt wegen zu kurzer Beobachtungszeiten zu unrealistischen Abschätzungen.

Aus dem Betrieb von Kernkraftwerken liegen Erfahrungen mit Ausfällen aufgrund einer gemeinsamen Ursache vor. Sie sind auf die zu betrachtenden Fälle jedoch häufig nicht direkt übertragbar, weil

- sie meist in anderen Anlagen an Systemen auftraten, die gegenüber den in der Analyse interessierenden Systemen mehr oder weniger deutliche Unterschiede aufweisen und/oder
- dabei andere als die interessierenden Ausfallkombinationen auftraten, in der Regel mit einer geringeren Zahl ausgefallener Redundanzen.

Wegen dieser Unterschiede zu dem in der Fehlerbaumanalyse interessierenden Fall können solche Ereignisse für die Abschätzung von CC-Daten nur in Kombination mit einer technischen Bewertung herangezogen werden. Zum einen ist zu beurteilen, ob und in welcher Weise ein beobachteter Fall auf die Verhältnisse der Analyse übertragbar ist, zum anderen ist zu beurteilen, mit welcher Wahrscheinlichkeit er zu einer anderen Ausfallkombination (z. B. $4v4$) als der beobachteten (z. B. $1v3$) führen kann.

Die Berücksichtigung solcher nur mittelbar anwendbaren Erfahrungen ist unumgänglich wegen des geringen Umfangs direkt verwertbarer Beobachtungen.

5.6.2.2 Beurteilung der Übertragbarkeit

Die Auswertung der aufgetretenen Fälle zeigt, daß die Fehler zumeist auf sehr spezifische Eigenschaften der betroffenen Einrichtungen zurückzuführen sind. Z. B. können Korrosionserscheinungen u. U. nur bei einer speziellen Materialpaarung und ganz bestimmten chemischen Eigenschaften des umgebenden Mediums auftreten. In der Regel liegen dieselben Verhältnisse wie in dem beobachteten Fall bei dem in der Fehlerbaumanalyse zu betrachtenden System nicht vor, so daß genau der beobachtete CC-Fehler dort gar nicht auftreten kann. Werden strenge Kriterien für die Übertragbarkeit angelegt, scheiden damit die meisten beobachteten Fälle aus.

Sollen sie zur Erweiterung des Beobachtungsumfanges dennoch herangezogen werden, dann stellt sich die Frage, wie die Grenze zwischen noch berücksichtigbaren und nicht mehr berücksichtigbaren Ereignissen zu ziehen ist. Diese Entscheidung muß sich am Ziel der Auswertung orientieren. Dieses ist die Ermittlung der bestmöglichen Abschätzung von CC-Wahrscheinlichkeiten für die in den Fehlerbaumanalysen zu betrachtenden Systeme. Für die Berücksichtigung eines Ereignisses müssen zwei Bedingungen erfüllt sein:

- Die betroffenen technischen Einrichtungen müssen mit den in der Analyse zu betrachtenden ein Mindestmaß an Ähnlichkeit aufweisen,
- ähnliche Fehlermechanismen dürfen bei den in der Analyse zu betrachtenden Systemen nicht ausgeschlossen oder so unwahrscheinlich sein, daß die Übertragung erkennbar zu einer Fehlbeurteilung führt.

Die Forderung nach einem Mindestmaß an Ähnlichkeit ist nötig, um eine unzutreffende Bewertung durch Berücksichtigung von Erfahrungen an technischen Einrichtungen, die wesentlich andere Fehlermöglichkeiten als das in der Analyse betrachtete System aufweisen, zu vermeiden; die Möglichkeit zu solchen Fehlbeurteilungen ist gering, wenn die Abschätzung nicht auf der Ebene komplexer Systemfunktionen durchgeführt wird, sondern auf der Ebene von Komponenten, die nach vergleichbaren Funktionsprinzipien arbeiten und ähnlich aufgebaut sind. Beispiele sind Komponenten wie Pumpen, Rückschlagklappen, Notstromdiesel. Innerhalb dieser allgemeinen Klassen werden keine weiteren Unterteilungen vorgenommen. Dies ist zum einen sinnvoll, um eine möglichst umfangreiche Statistik zu erhalten. Zum anderen verhindert es, daß Fehlermöglichkeiten infolge einer zu engen Definition des Betrachtungsgegenstandes unberücksichtigt bleiben. Die Gefahr einer zu optimistischen Abschätzung besteht bei diesem Vorgehen nur, wenn die in der Fehlerbaumanalyse zu betrachtenden Komponenten deutlich höhere CC-Wahrscheinlichkeiten aufweisen als die allgemeine Komponentenklasse. Angesichts der bei Sicherheitssystemen getroffenen Vorsorgemaßnahmen ist dies wenig wahrscheinlich. Aufgrund dieser Überlegungen wurde das erforderliche Mindestmaß an Ähnlichkeit daher bereits unterstellt, wenn es sich bei dem beobachteten Ereignis und in der Analyse um Komponenten der gleichen allgemein definierten Klasse handelt.

Für die Beurteilung, ob ein beobachteter Ausfallmechanismus für das in der Analyse zu betrachtende System zu berücksichtigen oder auszuschließen ist, ist es zweckmäßig, zwischen der unmittelbaren Ausfallursache und tieferliegenden Einzelursachen zu unterscheiden. Unmittelbare Ausfallursachen können z. B. sein Korrosion, Verstopfung von Leitungen, Gaseinschlüsse in flüssigkeitsführenden Leitungen, Fehleinstellung von Geräten etc. Jede dieser unmittelbaren Ursachen kann ihrerseits durch verschiedene Einzelursachen hervorgerufen werden. Hierbei handelt es sich um konkrete Mängel der Auslegung, der Betriebsüberwachung, der Instandhaltung etc. Ein beobachteter Fall ist dann in die Abschätzung mit einzubeziehen, wenn für das in der Analyse zu betrachtende System die

unmittelbare Ausfallursache insgesamt relevant ist, unabhängig davon, ob die im konkreten Fall beobachtete Einzelursache dort auftreten kann. Er ist nicht zu berücksichtigen, wenn die unmittelbare Ausfallursache auszuschließen oder wesentlich unwahrscheinlicher ist als im beobachteten Fall.

Diese Bewertung hängt vom Einzelfall und seiner Einschätzung ab. Sowohl bei der Festlegung von unmittelbaren Einzelursachen als auch bei der Frage, inwieweit Ursachen auszuschließen sind, sind innerhalb einer gewissen Bandbreite Unterschiede in der Bewertung möglich. Zur Verdeutlichung der angelegten Maßstäbe werden daher im folgenden einige Beispiele genannt:

- Ausfälle aufgrund gemeinsamer Hilfssysteme, z. B. eines gemeinsamen Ölkreislaufs für redundante Pumpen, wurden für strangweise getrennte Systeme nicht berücksichtigt.
- Bei Borsäure mit einer Konzentration von 20 000 ppm traten wiederholt Verstopfungen auch größerer Leitungsquerschnitte auf. Bei Systemen, die mit reinem Wasser oder Borsäure geringer Konzentration arbeiten, ist die Möglichkeit der Verstopfung größerer Querschnitte ausgeschlossen. Dagegen ist bei kleinen Leitungen von der Möglichkeit des Verstopfens aufgrund verschiedener Verunreinigungen auszugehen.
- Fehlstellungen von redundanten Armaturen ohne Stellungsmeldung sind nicht übertragbar auf Armaturen mit Überwachung und Anzeige der Bereitschaftsstellung in der Warte.
- Gasansammlungen in stehenden Pumpen sind aus unterschiedlichen Gründen aufgetreten. Solche Ereignisse werden für die Abschätzung einer CC-Wahrscheinlichkeit herangezogen, obwohl die konkrete Herkunft des Gases im Einzelfall nicht übertragbar ist.

Wird ein beobachteter Fehlermechanismus ausgeschieden, dann ist jeweils zu prüfen, ob sonstige Erfahrungen, insbesondere fehlerfreie Zeiten der betroffenen und gleichartiger Einrichtungen berücksichtigt werden können. Dies ist dann der Fall, wenn diese Einrichtungen die gleichen Fehlermöglichkeiten aufweisen wie die in der Analyse zu betrachtenden und zusätzlich noch den ausgeschlossenen Fehlermechanismus. Z. B. kann ein System mit einem gemeinsamen Ölkreislauf für redundante Pumpen die gleichen CC-Ausfälle haben wie ein System mit getrennten Ölkreisläufen, zusätzlich aber noch auf den gemeinsamen Kreislauf zurückzuführende.

5.6.2.3 Fehlerentdeckung

Die Zeit, während der ein Komponentenfehler unentdeckt bleiben kann, ist für die quantitative Bewertung von CC-Ausfällen aus zwei Gründen von großer Bedeutung. Zum einen ist die Wahrscheinlichkeit, daß ein CC-Ausfall in einem System und ein Anforderungsfall des Systems zusammentreffen, direkt proportional zur Zeit zwischen dem Ausfall und seiner Entdeckung. Zum anderen ist bei einer Reihe von Ursachen wie Verschmutzung, Korrosion, Verkleben, Verschleiß etc., die erst nach einer gewissen Zeitdauer zu einem Komponentenausfall führen, bereits die Eintrittswahrscheinlichkeit eines CC-Ausfalls sehr von der Entdeckungszeit des Fehlers abhängig.

Zur Veranschaulichung wird angenommen, daß bei einem häufig und einem selten geprüften System ein bestimmter Fehlermechanismus mit gleicher Wahrscheinlichkeit zur Beeinträchtigung von Komponenten führt. Bei langen Zeiten bis zur Entdeckung kann dies zum Ausfall mehrerer Komponenten führen, die dann bei Anforderung gleichzeitig nicht zur Verfügung stehen. Bei häufiger Prüfung kann je nach ihrer Art bereits der Ausfall

der ersten Komponente oder sogar schon eine sich anbahnende Beeinträchtigung erkannt und so der Eintritt eines CC-Ausfalls verhindert werden.

Bei der Verwendung beobachteter Ereignisse zur Abschätzung von CC-Häufigkeiten sind daher Unterschiede in Art und Häufigkeit der Instandhaltung, insbesondere von Prüfungen und sonstigen Fehlerentdeckungsmöglichkeiten zu berücksichtigen. Werden z. B. mehrere Armaturen, die jährlich geprüft werden, wegen Korrosion schwergängig gefunden, dann ist ein solches Ereignis auf ein viersträngiges System, von dem jede Woche ein Strang geprüft wird, allenfalls mit stark reduzierter Häufigkeit übertragbar.

5.6.3 Vorgehen bei der Abschätzung von Common-Cause-Daten

Aus den Überlegungen des vorigen Abschnitts ergeben sich für die Abschätzung von CC-Daten die nachstehenden Folgerungen:

- Da CC-Ausfälle erheblichen Einfluß auf das Ergebnis der Fehlerbaumanalysen haben können, sind Abschätzungen ihrer Wahrscheinlichkeiten für möglichst alle Komponenten vorzunehmen.
- Da direkt übertragbare CC-Ereignisse selten sind, werden im Interesse einer möglichst großen Erfahrungsbasis auch bedingt übertragbare Ereignisse berücksichtigt. Die Ergebnisse beziehen sich auf relativ allgemein definierte Komponentengruppen (z. B. Pumpe ohne weitere Differenzierung).
- Um Fehlbeurteilungen aufgrund mangelnder Übertragbarkeit möglichst zu vermeiden, ist jeder beobachtete Einzelfall einer technischen Bewertung zu unterziehen. Es werden die Fälle berücksichtigt, bei denen vergleichbare Fehler bei den zu analysierenden Systemen möglich sind.
- Die Notwendigkeit, auch nicht direkt übertragbare Ereignisse zur Beurteilung heranzuziehen, hat zur Folge, daß das Ergebnis keine statistische Schätzung sondern eine Expertenbeurteilung darstellt, die sich jedoch in größtmöglichem Umfang auf die vorhandene Betriebserfahrung abstützt.

Verwertbare Betriebserfahrungen liegen in unterschiedlichem Detaillierungsgrad vor. Es werden folgende drei Quellen verwendet:

- Berichte des Incident Reporting System (IRS) der OECD
Die Berichte decken über 1000 Betriebsjahre in Kernkraftwerken der OECD-Länder ab, d. h. der Erfahrungsumfang ist groß. Entsprechend den unterschiedlichen Gegebenheiten in den verschiedenen Ländern sind die Ereignisse oft schwer übertragbar. Die Meldekriterien zielen auf sicherheitstechnisch bedeutsamere Ereignisse. D.h. es ist zu erwarten, daß CC-Ereignisse bevorzugt dann berichtet werden, wenn sie wichtige Sicherheitssysteme betrafen und tatsächlich zu Ausfällen führten.
- Berichte über besondere Vorkommnisse in Kernkraftwerken der Bundesrepublik Deutschland
Diese Berichte decken mit ca. 120 Betriebsjahren etwa 10 % des Erfahrungsumfangs der IRS-Berichte ab. Da es sich um deutsche Vorkommnisse handelt, sind sie viel häufiger übertragbar als die IRS- Ereignisse. Da auch sicherheitstechnisch weniger bedeutsame Fälle erfaßt werden, ist eine weit größere Vollständigkeit gegeben.
- Erfassung von Zuverlässigkeitsdaten in Biblis [HOE 84]
Diese Erfassung deckt mit ca. 3,5 Jahren den kürzesten Zeitraum ab und liefert entsprechend wenige Ereignisse. Sie hat den Vorteil, daß Fehler an den betrachteten

Systemen ohne Rücksicht auf ihre sicherheitstechnische Bedeutung vollständig erfaßt wurden.

Wegen der Unterschiede dieser Quellen werden sie getrennt ausgewertet. D. h., für jede Komponentenart wird für jede der drei Datenquellen – soweit sie anwendbare Ereignisse enthielt – nach dem unten beschriebenen Vorgehen eine CC-Wahrscheinlichkeit abgeschätzt. Diese Werte werden anschließend unter Berücksichtigung des technischen Sachverhalts und seiner Bewertung gemittelt.

Die Wahrscheinlichkeit P_{CC} , daß bei Anforderung einer Komponentengruppe ein CC-Ausfall vorgefunden wird, läßt sich abschätzen zu

$$P_{CC} = \sum_i P_{CC_i} = \sum_i T_i/T_{B,i}$$

Dabei läuft die Summation über alle beobachteten Ereignisse. T_i ist die dem Ereignis i zuzuordnende Zeit von seinem Eintreten bis zur Entdeckung und Beseitigung eines aufgetretenen CC-Ausfalls. $T_{B,i}$ ist die gesamte Beobachtungszeit für Komponentengruppen, die von der jeweiligen Informationsquelle erfaßt werden und bei denen ein Fehler der Art i zumindest in ähnlicher Form möglich ist. Diese Zeiten sind für die Datensammlung in Biblis genau bekannt, für Vorkommnisse in der Bundesrepublik Deutschland vergleichsweise gut und für IRS-Berichte grob schätzbar.

P_{CC} ist in den Fehlerbaumanalysen nicht verwendbar, weil es nur die Wahrscheinlichkeit angibt, mit der ein CC-Ausfall vorliegt, und nicht die Wahrscheinlichkeit dafür, daß eine interessierende Anzahl der zu betrachtenden Redundanzen betroffen ist. Letzteres ist aus den beobachteten Ereignissen auch nicht direkt schätzbar, weil in keinem Falle zu allen in den Fehlerbäumen interessierenden Ausfallkombinationen beobachtete Ereignisse vorliegen. Meist haben die den Beobachtungen zugrunde liegenden Systeme ohnehin andere Redundanzgrade als die zu analysierenden.

Die aus einem Ereignis i abgeschätzte Common-Cause-Wahrscheinlichkeit wird daher in Anteile für die verschiedenen Ausfallkombinationen aufgespalten. Dazu wird angesetzt:

$$P_{CC,i} = P_{CC,i} * \sum_{n=1}^m P_{nvm,i}$$

$P_{nvm,i}$ ist die Wahrscheinlichkeit, daß bei Auftreten eines CC-Ausfalls der Art i genau n der m Komponenten ausgefallen sind. Damit läßt sich die Wahrscheinlichkeit $P_{nvm,CC}$, daß n von m Komponenten der zu betrachtenden Gruppe durch CC ausgefallen sind, abschätzen zu

$$P_{nvm,CC} = \sum_i P_{CC,i} * P_{nvm,i}$$

Die $P_{nvm,i}$ sind für jedes Ereignis i abzuschätzen. Da dies mangels ausreichendem empirischen Material nicht statistisch erfolgen kann, ist eine Modellannahme zu treffen. Es wird die Annahme gemacht, daß die bedingte Wahrscheinlichkeit P_i , daß eine Komponente bei Eintritt eines CC-Ausfalls der Art i ausgefallen ist, für alle Komponenten der Gruppe gleich und unabhängig davon ist, ob andere Komponenten ausfallen. Dann ist

$$P_{nvm,i} = \binom{m}{n} P_i^n (1-P_i)^{m-n} / C_i$$

C_i ist eine Konstante, die die Summe der $P_{nvm,i}$ auf 1 normiert. Dies ist erforderlich, weil P_{ovm} sinnlos und P_{1vm} u. U. nicht als Common-Cause erkennbar sind.

Sind beim Ereignis i von x Komponenten y ausgefallen, dann ist die Maximum-Likelihood-Schätzung $P_i = y/x$. Bei beobachteten 2v2 Ausfällen wurde aufgrund der technischen Bewertung der Ausfallursache ein P_i zwischen 0,5 und 1 geschätzt.

Die verwendete Modellannahme liefert insofern plausible Ergebnisse als sie bei gleicher Redundanz wie im beobachteten Fall der beobachteten Anzahl ausgefallener Komponenten die größte Wahrscheinlichkeit zuweist. Eine ähnliche Wahrscheinlichkeit ergibt sich auch für eine um 1 höhere Anzahl ausgefallener Komponenten als beobachtet. Betrachtet man den Fall, daß ein Ausfall i von 2v4 Komponenten beobachtet wurde ($P = 0,5$), dann ergibt sich für den Ausfall von 4v4 Komponenten eine Wahrscheinlichkeit $P_{4v4,i}$ von ca. $7 \cdot 10^{-2}$. Die Breite der weiter unten erläuterten Verteilungen für diese Werte wurde so gewählt, daß der Wert der 95-%-Fraktile von $P_{4v4,i}$ etwa 1/4 der beobachteten Häufigkeit für den 2v4-Ausfall liefert. Damit ist festzustellen, daß für den in der weit überwiegenden Anzahl interessierenden Fall von Ausfällen bis zu 4 Komponenten eine Unterschätzung der Ausfallwahrscheinlichkeit nicht zu erwarten ist. Für den Fall, daß für eine Anzahl von deutlich mehr als 4 Komponenten nur Ausfälle von wenigen Komponenten (z. B. 1 oder 2) beobachtet wurden, ergeben sich für höhere Ausfallzahlen immer geringere Wahrscheinlichkeiten. Dies ist zwar durchaus plausibel, jedoch läßt sich in einem solchen Fall nicht angeben, inwieweit die ermittelten Zahlenwerte konservativ sind.

In einigen Fällen wird aufgrund der Ausfallursache angenommen, daß ein CC-Ausfall der Art i mit einer Wahrscheinlichkeit $P_{i,i}$ unabhängig vom vorhandenen Redundanzgrad zum Ausfall aller Redundanten führt. In diesem Falle ist

$$P_{i,i} + (1-P_{i,i})P_i^m/C_i \quad \text{für } n=m$$

$$P_{nvm,i} = (1-P_{i,i}) \binom{m}{n} P_i^n (1-P_i)^{m-n}/C_i \quad \text{für } n < m$$

Um die bei der Analyse interessierenden Verhältnisse in der Abschätzung zu berücksichtigen, wird für die Fehlerentdeckungszeit T_i nicht die bei dem beobachteten Fall aufgetretene Zeit verwendet, sondern die Zeit, die bei dem zu analysierenden System zu erwarten ist. Ausschlaggebend hierfür ist in erster Linie die Prüfhäufigkeit. Ebenso wird bei einem sich langsam entwickelnden Fehlermechanismus der Wert von P_i entsprechend der Beurteilung der zeitlichen Entwicklung des Schadensmechanismus geändert, wenn sich die Entdeckungszeiten zwischen beobachtetem und zu analysierendem System wesentlich unterscheiden.

Die mit den vorstehenden Beziehungen erhaltenen Werte von $P_{nvm,CC}$ werden als die Erwartungswerte der jeweiligen subjektiven Wahrscheinlichkeitsverteilung interpretiert. Für die Unsicherheitsfaktoren wird berücksichtigt, daß die Unsicherheit mit steigender Zahl ausgefallener Komponenten steigt, weil überwiegend Ausfälle geringer Anzahl beobachtet wurden. Für Ausfälle von 2 Komponenten wird ein Unsicherheitsfaktor von 5 angesetzt, für Dreifach- und Vierfachausfälle Unsicherheitsfaktoren von 7 bzw. 12. Damit deckt der subjektive 90-%-Vertrauensbereich der Wahrscheinlichkeit von Vierfachausfällen einen Bereich von etwa zwei Zehnerpotenzen ab. Damit soll auch die Unsicherheit der Modellannahmen, die zur Ermittlung dieser Werte erforderlich sind, erfaßt werden.

Tab. 5-12: Gesamtliste der Daten für abhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik

Komponente	Ausfallart	Erkennungszeit in Monaten	Zahl der Komponenten	Erwartungswert der Ausfallwahrscheinlichkeit der Kombinationen 1/Anf. bzw. 1/a				
				2 v x	3 v x	4 v x	Summe der Kombinationen ≥ 5	
Pumpe	startet nicht	0,5	4	2E-04	2E-04	5E-05	1/Anf	
Leistungsschalter	schaltet nicht	0,5	4	4E-04	4E-04	2E-05		
Absperrschieber	speziell: öffnet oder schließt mit Differenzdruck, der bei Prüfung nicht wirksam ist	12	4	1E-02	8E-03	2E-02		
	generell: öffnet oder schließt nicht	0,5	4	2E-04	1E-04	6E-05		
		12	4	5E-03	2E-03	1,2E-03		
Motorabsperrentil	öffnet oder schließt nicht	0,5	4	1E-04	1E-04	4E-05		
		12	4	1E-03	8E-04	1E-04		
Motorabsperrenklappe	öffnet oder schließt nicht	0,5	4	7E-05	4E-05	1E-05		
Rückschlagklappe	schließt nicht							
		1. ständig durchströmt	12	4	1E-03	5E-04	2E-04	
		2. selten durchströmt	0,5	4	2E-05	1E-05	4E-06	
			3	4	1E-04	6E-05	2E-05	
		12	4	2E-04	1E-04	4E-05		
Rückschlagklappe, -ventil	öffnet nicht	0,5	4	2E-05	7E-06	1E-06		
		6	4	2E-04	6E-05	8E-06		
		12	4	2E-04	8E-05	1E-05		
Kolbenrückschlagventil (Nachkühl-saugleitung)	öffnet nicht	12	4	4E-03	1E-03	1E-04		
Regelventil	regelt nicht	0,5	4	3E-04	1E-04	3E-05		
Abblaseregelventil	öffnet nicht	12	2	3E-02	--	--		

Tab. 5-12: Gesamtliste der Daten für abhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
 (1. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Erkennungszeit in Monaten	Zahl der Komponenten	Erwartungswert der Ausfallwahrscheinlichkeit der Kombinationen 1/Anf. bzw. 1/a				
				2 v x	3 v x	4 v x	Summe der Kombinationen ≥ 5	
Gebäudeabschlußklappe	schließt nicht	0,5	4	2E-04	3E-05	2E-06		1/Anf
Diesel	startet nicht	0,5	4	1E-03	5E-04	5E-04		
Mehrwegeventil für Luftsteuerungen	schaltet nicht um	1	4	1E-03	6E-03	1E-06		
Armatur	Fehlstellung unter folgenden Bedingungen: - regelmäßig Oppositionsstellung bei Rev. - keine Überwachung durch Anzeige auf Warte - oder Schließsysteme - nicht entdeckt durch monatliche WKP Fehlstellung, Überwachung ist vorhanden	3	4	3E-03	2E-04	4E-06		
		12	x	(beliebig viele gemeinsam)		2E-04		
		12	x	(beliebig viele gemeinsam)		2E-05		
Lüfter	- bleibt stehen bzw. fördert nicht	0,5	4	--	--	2E-07		1/h
	- startet nicht	0,5	4	3E-04	8E-05	1E-05		1/Anf
Wärmetauscher		0,5	3	2E-04	3E-05	--		
	- keine Wärmeübertragung, Kurzschluß zwischen Ein- und Austritt	12	4	4E-04	4E-04	2E-04		
	- Verstopfung (nur für Vorfluter, Wasser als Medium)	1	4	7E-05	5E-05	1E-05		

Tab. 5-12: Gesamtliste der Daten für abhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
(2. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Erkennungszeit in Monaten	Zahl der Komponenten	Erwartungswert der Ausfallwahrscheinlichkeit der Kombinationen 1/Anf. bzw. 1/a			
				2 v x	3 v x	4 v x	Summe der Kombinationen ≥ 5
Funktionsgeber	Drift ca. 10 %	0,5	4	1E-05	2E-05	8E-05	
		12	4	3E-04	4E-04	2E-04	
Grenzwertgeber	falsche Grenzwerteinstellung	12	x	(beliebig viele eines Einstellwertes)			2E-04
Transicontgrenzwertgeber	- schaltet nicht bei schneller Analogwertänderung - Drift ca. 10%	12	12	3E-04	5E-04	3E-04	3,3E-04
		12	12	7E-04	1E-03	1E-03	1,7E-03
Meßwertumformer Druck, Niveau, Durchfluß	Meßwert folgt Änderung nicht	0,5	4	3E-05	3E-05	9E-05	
		12	4	6E-04	6E-04	2E-04	
		0,5	12	2E-07	1E-06	3E-06	5,2E-05
		12	12	5E-06	3E-05	8E-05	1,5E-03
		0,5	16	1E-08	8E-08	4E-07	6,0E-05
		12	6	3E-04	5E-04	6E-04	3,8E-04
Differenzdruckmessung, auch Niveaumessung	Drift ca. 10 %	0,1	12	7E-05	1E-04	1E-04	1,8E-04
		0,5	12	3E-04	6E-04	6E-04	9,5E-04
Druckmessung	Drift ca. 10 %	0,5	4	8E-05	2E-05	2E-06	
		0,5	12	9E-05	1E-04	7E-05	1,1E-04
RDB-Füllstandsmessung	spricht nicht an	12	4	2,7E-3*)			1/Anf.
Relais	öffnet nicht	0,5	4	3E-08	5E-08	5E-06	
		0,5	8	5E-06	5E-07	6E-07	1,1E-05
		0,5	12	1E-05	2E-06	2E-07	1,1E-05
		12	4	7E-05	1E-04	1E-04	
		12	8	1E-04	2E-05	1E-05	2,6E-04
		12	12	2E-04	4E-05	5E-06	2,9E-04

*) Geschätzter Wert, siehe Kapitel 5.6.4

Tab. 5-12: Gesamtliste der Daten für abhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik
(3. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Erkennungs- zeit in Monaten	Zahl der Komponen- ten	Erwartungswert der Ausfallwahrschein- lichkeit der Kombinationen 1/Anf. bzw. 1/a			
				2 v x	3 v x	4 v x	Summe der Kom- binationen ≥ 5
Frischdampfsicherheitsventil	öffnet nicht	12	4	4E-04	4E-04	3E-04	
1. Druckhalter-sicherheitsventil	öffnet nicht	12	2	3E-02			
Frischdampfschnell-schlußventil	- schließt nicht	12	4	4E-04	4E-04	3E-04	
	- öffnet nicht	12	4	8E-04	8E-04	6E-04	
1. und 2. Druckhalterventil	- öffnet nicht	12	2	3E-03			
	- schließt nicht	12	2	3E-03			
Druckhalterventil	- öffnet nicht	12	3	9E-04	6E-04		
	- schließt nicht	12	4	8E-03			
Pumpe	startet nicht	1	2	4E-04			
		0,5	8	1,3E-4	2E-04	2E-04	2,2E-04
Leistungsschalter	schließt nicht	1	2	4E-05			
		0,5	7	1,4E-5	5E-06	9E-06	5,6E-05
Motorabsperrventil	öffnet oder schließt nicht	1	2	7E-05			
		12	2	1,3E-4			
		0,5	6	5E-05	6E-05	6E-05	2,6E-05
Rückschlagarmatur	- schließt nicht oder ist selten durch- strömt	12	8	1,1E-4	1,6E-4	1,9E-4	5,3E-04
		1	2	5E-06			
		0,5	8	1,4E-5	1,2E-5	7E-06	2,7E-06
		12	2	6E-06			
		12	2	8E-05			
Wärmetauscher	- Verstopfung - Kurzschluß	0,5	8	1,3E-5	1,1E-5	7E-06	2,6E-06
		12	8	2,3E-4	2,4E-4	1,6E-4	8,5 E-05
		1	2	4E-05			
		12	2	1,2E-3			

Tab. 5-12: Gesamtliste der Daten für abhängige Ausfälle der Komponenten der Verfahrenstechnik (4. Fortsetzung)

Komponente	Ausfallart	Erkennungszeit in Monaten	Zahl der Komponenten	Erwartungswert der Ausfallwahrscheinlichkeit der Kombinationen 1/Anf. bzw. 1/a			
				2 v x	3 v x	4 v x	Summe der Kombinationen ≥ 5
Handsperrschieber	öffnet oder schließt nicht	12	2	1E-05			
Magnetventil	- öffnet nicht	12	4	3E-04	9E-05	1,3E-5	
	- schließt nicht	12	16	3E-06	6E-06	1,1E-5	5,6E-05
Abblaseventil, Druckhalter	- öffnet nicht	12	2	9E-03			
	- schließt nicht	12	2	5E-03			
Diesel	startet nicht	0,5	4	8E-04	4E-04	1,4E-4	

5.6.4 Ergebnisse

Tabelle 5-12 faßt die Ergebnisse der Abschätzungen zusammen. Der in der Tabelle aufgeführte Wert für die Reaktordruckbehälter-Füllstandsmessung ist ein Schätzwert für die erreichbare Zuverlässigkeit, der die Ausfälle von 3 oder von allen 4 Meßsonden umfaßt. Es wird ein Unsicherheitsfaktor von 10 angesetzt.

5.7 Zuverlässigkeitsanalyse des Systems zur Reaktorschnellabschaltung

5.7.1 Betriebserfahrung mit Steuerelementen in Druckwasserreaktoren

Für die Bewertung der Zuverlässigkeit der *Reaktorschnellabschaltung* (RESA) wurde die deutsche und die amerikanische Betriebserfahrung mit Steuerelementen gesichtet. Ziel dieser Analyse war das Erkennen von Ursachen und die Bewertung von Ausfällen der Steuerelementfunktion „Einfallen“. Da die Analyse von mehrfachen Ausfällen verschiedene Informationen verlangt, andererseits aber bei zuverlässigen Systemen nur eine beschränkte statistische Basis gegeben ist, wurde der Begriff „Ausfall“ weit gefaßt. So wurden Ausfälle nach Brennelementwechseln bis hin zu Erfahrungen aus der Inbetriebnahme mitberücksichtigt und in ihrer Ausdehnung auf die jeweiligen Populationen der Steuerelemente der einzelnen Reaktoren bewertet. Solche Ereignisse werden jedoch im Vergleich zu realen Ausfällen im Leistungsbetrieb mit geringerem Gewicht in die numerische Analyse übertragen.

5.7.1.1 Deutsche Betriebserfahrung

Die Steuerelemente der Druckwasserreaktoren des Herstellers KWU sind weitgehend identisch. Für die Anlage Biblis B wurde deshalb die deutsche Betriebserfahrung gemeinsam ausgewertet. Die Dokumentation zu besonderen Vorkommnissen mit Abschaltssystemen bildete die Basis. Von den 57 berichteten Vorkommnissen (zwischen 1968 und 1987) entfielen 77 % auf Ausfälle von elektrischen und leittechnischen Komponenten. Dabei führte die Fail-Safe-Auslegung mitunter zu Fehleinfällen von Steuerelementen. Nur 13 Vorkommnisse waren mit mechanischen Ursachen verbunden. Vier Ereignisse betrafen den Abriß von einzelnen Fingerstäben, welche dann in den Führungsrohren der Brennelemente steckten und bei visueller Prüfung z. T. erst im Brennelementlager entdeckt wurden. Von einer Beeinträchtigung des Einfallens dieser Steuerelemente wurde nicht berichtet.

Im Sinne der zu untersuchenden Ausfallart ist nur das Ereignis im Kernkraftwerk Stade (06.03.82) bei konservativer Bewertung von Bedeutung. Bei einer betrieblichen Stellungsänderung konnte ein Steuerelement kurzfristig nicht verfahren werden. Es besteht die Vermutung, daß ein loses Teil im Bereich einer Klinke den Anlaß zur Hemmung des Steuerelements gab, so daß bei einer *Reaktorschnellabschaltung* zu diesem Betriebszeitpunkt das Steuerelement wohl auch nicht eingefallen wäre (Einzelfehler).

Eine graduelle Beeinträchtigung der Einfallfunktion mehrerer Steuerelemente durch Fallzeitverlängerung wird vom Kernkraftwerk Stade (03.11.72) berichtet (siehe auch [GRS 80b], S. 112). Die Fallzeitverlängerungen sind jedoch mit einer Primärkreistemperatur von 115 °C verbunden und auf den „heißen“ Zustand der Anlage nicht übertragbar. Wesentlich ist ferner, daß nur die Steuerelemente der D₁- und D₂-Bänke durch ihre hohe Schrittzahl (im Vergleich zu den L-Bänken) betroffen waren. Diese Steuerelemente sind jedoch nicht

benachbart, sondern azimutal gleichmäßig über den Kernquerschnitt verteilt angeordnet; in Anbetracht der Wirksamkeitsbedingung mit ihrer Forderung nach benachbarten Ausfällen ist das Ereignis ohne Bedeutung. Es zeigt aber, daß aufgrund der unterschiedlichen Fahrweise der Steuerelemente sich anbahnende Mängel der beschriebenen Ursache frühzeitig und sicherheitstechnisch unbedenklich erkannt werden.

Für die deutsche Betriebserfahrung ist deshalb festzuhalten, daß nur ein Einzelausfall der Steuerelementfunktion im Bereich der Klinken festgestellt wurde. Dieser Umstand macht es erforderlich, die größere amerikanische Betriebserfahrung zu analysieren, um durch Analogieschluß aus den ähnlichen Steuerelementen zu einer Einschätzung relevanter Mehrfachausfälle der Anlage Biblis B zu gelangen.

5.7.1.2 Amerikanische Betriebserfahrung

Ereignisse mit Ausfällen von Steuerelementen in amerikanischen Druckwasserreaktoren aus der Betriebszeit bis September 1986 sind in den Nuclear Power Experiences [NPC 86] berichtet. Diese Informationen sind hinreichend detailliert, um die Ursachen für die verschiedenen Ausfallmechanismen zu erkennen und zu bewerten. 154 Vorkommnisse werden unterschieden. Von 29 Berichten über Ausfälle in der Steuerelementmechanik betrifft nach ([NPC 86], Part A. Control Rods) ein Drittel den Bruch von Fingerstäben. Mängel bis hin zum Ausfall der Einfallfunktion, welche in erster Linie mit den Klinken, Kupplungen und Antrieben verbunden sind, sind in 125 Berichten ([NPC 86], Part B. Drives) aufgeführt.

Hervorzuheben ist, daß sich von den 32 Ereignissen mit Beeinträchtigung der Einfallfunktion der Steuerelemente etwa zwei Drittel vor 1973 ereigneten. Die Verbesserungen in der Auslegung, der Fertigung und der Qualitätssicherung sowie die Verminderung der Häufigkeit loser Teile im Primärsystem nach dem erwähnten Zeitpunkt sind evident. Alle erkannten Ausfälle werden jedoch in konservativer Vorgehensweise der weiteren Bewertung zugrunde gelegt.

Die erkannten 32 Ereignisse mit Steuerelementausfällen sind nicht gleichwertig zu betrachten. Zum einen ist zwischen Einzelausfällen und mehrfachen Ausfällen gemeinsamer Ursache (Common-Cause-Ausfällen) zu unterscheiden. Ereignisse, welche nur ein Steuerelement betrafen, jedoch von der Ursache her auch noch weitere Steuerelemente gleichzeitig hätten blockieren können, werden als Common-Cause-Ausfall eingestuft.

Bei den Ereignissen wurde eine Unterscheidung nach der Art und Weise ihrer Detektion bzw. ihrer Wahrscheinlichkeit, bei einer echten Anforderung der *Reaktorschnellabschaltung* aufzutreten, vorgenommen, siehe Tabelle 5-13. Für Ereignisse mit weitgehendem, aber unvollständigem Einfall wurde eine Wichtung 0,5 gewählt. Es muß hervorgehoben werden, daß in den amerikanischen (wie in den deutschen) Druckwasserreaktoren viele wiederkehrende Prüfungen (insbesondere nach Brennelementwechsel) durchgeführt werden, welche in erster Linie dazu dienen, die Gängigkeit der Steuerelemente und ihrer Antriebe bzw. die Funktion der Klinken oder Kupplungen zu verifizieren. Traten hier Steuerelementausfälle auf und wurden diese vor dem Übergang in den Leistungsbetrieb repariert, so wurden diese Ereignisse mit einem Wichtungsfaktor 0,1 belegt. Die Wichtungsfaktoren werden bei der Ermittlung der Zuverlässigkeitskenngrößen und ihrer Verteilungen als subjektive Wahrscheinlichkeiten dafür interpretiert, daß das betreffende Ereignis in die jeweilige Statistik von Ausfällen aufzunehmen ist.

Tabelle 5-13 zeigt, daß Ausfälle der Steuerelemente sich zu gleichen Teilen auf die Steuerelementmechanik und die Klinkensysteme/Kupplungen verteilen. Tabelle 5-14

Tab. 5-13: Bewertung der Ausfälle von Steuerelementen in amerikanischen Druckwasserreaktoren auf der Basis der Nuclear Power Experiences 62-86 [NPC 86]

	Steuerelementmechanik		Klinkensysteme/Kupplungen	
	Einzel- ausfälle	Ausfälle gemein- samer Ursache	Einzel- ausfälle	Ausfälle gemein- samer Ursache
reale und potentielle Ausfälle	8	13	9	2
reale Steuerelementausfälle (Wichtung 1.)	3	1	5	1
Steuerelemente weitgehend eingefallen physikalisch wirksam (Wichtung 0,5)	2	3	-	-
Fallzeitverlängerung eines Elements, unvollständiger Einfall eines zweiten (Wichtung 0,25)	-	1	-	-
Ausfälle von Steuerelementen bei Tests (Wichtung 0,1)	3	8	4	1
Gesamtanzahl der gewichteten Steuerelementausfälle	4,3	3,55	5,4	1,1

Tab. 5-14: Ausdehnung der Ausfälle gemeinsamer Ursache auf ivM Steuerelemente (Auswertung der amerikanischen Betriebserfahrung nach [NPC 86])

	1 v M	2 v M	3 v M	4 v M
Anzahl der Ausfälle gemeinsamer Ursache	4	9	1	1
gewichtete Anzahl der Ausfälle gemeinsamer Ursache	1,2	2,35	0,1	1

unterscheidet die Ausfälle gemeinsamer Ursache nach ihrer Ausdehnung. Das Ereignis im Kernkraftwerk Palisades (8/72) mit dem Ausfall von 4 der 45 Steuerelemente durch einen Auslegungsfehler der Kupplungen (siehe [GRS 80b], S.112) stellt weiterhin den Mehrfachausfall in amerikanischen Druckwasserreaktoren mit der größten Ausdehnung dar.

5.7.1.3 Zusammenfassung der Betriebserfahrung und Vorgehensweise bei der Übertragung auf die Anlage Biblis B

Folgende Ausfallarten der Steuerelemente wurden in der Betriebserfahrung mit Druckwasserreaktoren erkannt:

- Einzelausfälle
- Ausfälle gemeinsamer Ursache im Bereich bis 10 % der Gesamtanzahl M der Steuerelemente des Reaktors (non-lethal failures)

Die Betriebserfahrung gibt keine Hinweise auf Ausfallmechanismen, welche zu Totalausfällen (lethal failures) führen könnten. Neben der geeigneten Übertragung des beschriebenen Ausfallverhaltens sind an die zu wählende Bewertungsmethode verschiedene Anforderungen zu stellen:

- Bei manchen Ausfallursachen ist eine ansteigende Nichtverfügbarkeit von Einzelkomponenten der Steuerelemente mit der Zeit zu beobachten. Es wird berichtet, daß mit zunehmender Zahl von Steuerelementbewegungen z. B. Ausfälle von Federn zunehmen. Da die amerikanische RESA-Häufigkeit nach [MOR 86] im Mittel etwa viermal so hoch ist wie die der Anlage Biblis B, kann auch aus diesem Grunde die Übertragung des Ausfallverhaltens in amerikanischen Anlagen nur über die Ableitung der zugeordneten Ausfallraten durchgeführt werden.
- Die Gesamtanzahlen M der Steuerelemente je Reaktor sind zwischen den amerikanischen Anlagen ($M \cong 24$) und zum Kernkraftwerk Biblis B ($M = 61$) stark unterschiedlich. Dies erfordert ein Modell, welches die entsprechend notwendige Umsetzung der Information aus den erkannten Mehrfachausfällen auf die Anlage Biblis B erlaubt [MOS 88].
- Die zu wählende Methodik muß eine Unsicherheitsanalyse erlauben.
- Höherwertige Mehrfachausfälle, welche im Bereich kritischer Ausfälle des Systems entsprechend den Wirksamkeitsbedingungen liegen ($N \geq 7$), müssen quantifiziert werden können.

Diese Anforderungen an die Methodik werden von dem Binomial-Failure-Rate-Modell (BFR-Modell) erfüllt. Es wurde bereits in [VES 77] exemplarisch in einer Zuverlässigkeitsanalyse zu Steuerelementen (von Siedewasserreaktoren) angewandt, ebenso in [ATW 83]. Als neueste Literatur ist [MOS 88] zu empfehlen.

Das BFR-Modell ist ein Schock-Modell. Es bewertet in einem ersten Schritt das Eintreten von Schocks, d. h. eines Ausfalls gemeinsamer Ursache mit beliebiger Ausdehnung. Hierzu dient die „non-lethal shock“-Rate Λ^+ . In einem zweiten Schritt wird die Bewertung des kritischen Mehrfachausfalls (z. B. $> NvM$) vorgenommen. Hierzu dient der Binomialparameter p . Das BFR-Modell setzt voraus, daß alle M Elemente der zu bewertenden Population voneinander unabhängig in ihrem Ausfallverhalten sind. Diese Voraussetzung kann auf der Basis der Berichte zu den amerikanischen Vorkommnissen [NPC 86] nicht vollständig geprüft werden. Örtliche Häufungen von Mehrfachausfällen wurden dort aber nicht berichtet.

Hinsichtlich der Detektion von Ausfällen ist zwischen dem Klinkensystem (K) und der Mechanik der Steuerelemente (S) zu unterscheiden. Ein Ausfall im Bereich der Klinken wird auch bei einer Stellungsänderung der Steuerelemente erkannt (siehe das Ereignis im Kernkraftwerk Stade am 06.03.82). Ein Ausfall der Steuerelementmechanik wird nur bei einem Funktionstest oder bei einer *Reaktorschnellabschaltung* erkannt.

Tabelle 5-15 enthält eine Zusammenstellung der verwendeten Daten zur Bewertung der Steuerelementmechanik aus der deutschen und amerikanischen Betriebserfahrung und die abgeleiteten Zuverlässigkeitskenngrößen.

Die Betriebserfahrung der Anlage Biblis B ist ausreichend, um den Erwartungswert der jährlichen *Häufigkeit von Reaktorschnellabschaltungen* zu bestimmen einschließlich einer verteilungsmäßigen Beschreibung der Schätzunsicherheit.

Für die Bestimmung der Verfügbarkeit der Steuerelemente sind die Abstände zwischen zwei Anforderungen der RESA oder das Zeitintervall zwischen wiederkehrender Prüfung und RESA von Bedeutung. Diese *Anforderungsintervalle* wurden aus der deutschen Betriebserfahrung abgeleitet in Anbetracht der größeren statistischen Basis. Die Anforderungsintervalle für RESA bei der Anlage Biblis B stimmen gut überein mit der sonstigen deutschen Betriebserfahrung. Bei der numerischen Ermittlung wurde davon ausgegangen, daß nach jedem Brennelementwechsel ein Funktionstest der Steuerelemente erfolgt.

Die Steuerelemente des Herstellers KWU werden als weitgehend identisch eingestuft. Die zugeordnete Betriebserfahrung wurde zusammengefaßt. Die amerikanische Betriebserfahrung wurde nach Druckwasserreaktoren getrennt als Vorinformation eingebracht. Einen deutlichen Einfluß auf die Größenordnungen der *Ausfallraten* hat die amerikanische Betriebserfahrung hier nicht in Anbetracht der, entsprechend der kumulierten Betriebszeit, größeren Anzahl von Ausfällen.

Die Verteilungsfunktion des *Binomialparameters* p_S der Steuerelementmechanik wurde aus den aufgetretenen Ausfällen gemeinsamer Ursache in amerikanischen Druckwasserreaktoren ermittelt, wobei die Betriebserfahrungen nach Anlagen getrennt behandelt wurden, um zu einer sogenannten generischen Verteilung des Parameters p_S zu gelangen.

5.7.2 Ausfall des mechanischen Teils der Steuerelemente zur Reaktorschnellabschaltung

Unter Anwendung des Binomial-Failure-Rate-Modells gilt für die mittlere Nichtverfügbarkeit von N Steuerelementen bei *Reaktorschnellabschaltung* (zur Erläuterung der Bezeichnungen siehe auch Tabelle 5-15):

Tab. 5-15: Zusammenstellung der verwendeten Betriebserfahrungen, Vorgehensweisen und abgeleiteten Zuverlässigkeitskenngrößen und Anforderungsintervalle zur Bewertung der Zuverlässigkeit der Mechanik der Reaktorschnellabschaltung

	Bezeichnung	Verwendete Betriebserfahrung und Vorgehensweise	Steuerelementmechanik
Zu erwartende Häufigkeit pro Jahr der Anforderung der Reaktorschnellabschaltung (RESA)	H	Betriebserfahrung Biblis B (1980 - 6/88) (ohne Vorinformation)	Gamma-Verteilung mit A = 14,5 und B = 8,5 Erwartungswert 1,7 /a
Mittlere, Anforderungsintervalle für RESA		deutsche DWR-Betriebserfahrung	Normalverteilungen
1 RESA /a	$\Delta T_{1,S}$	(1980 - 1987)	Mittelwert 120 d Streuung 20 d
2 RESAs /a	$\Delta T_{2,S}$	zusammengefaßt	116 d 14 d
≥ 3 RESAs /a	$\Delta T_{3,S}$		89 d 24 d
Ausfallrate für Einzelsteuerelemente (ohne Common-Cause-Shock)	Λ_S^E	deutsche DWR-Betriebserfahrung (4/69-6/88) zusammengefaßt; Vorinformation: nach Anlagen getrennte US-Betriebserfahrung 61-86	logarithmische Normalverteilung Medianwert $7 \cdot 10^{-9}/h$ Erwartungswert $1,6 \cdot 10^{-8}/h$ Streudefaktor 8
Rate von Non-lethal shocks (einer oder mehrere Ausfälle)	Λ_S^+	deutsche DWR-Betriebserfahrung (4/69 - 6/88) zusammengefaßt; Vorinformation: nach Anlagen getrennte US-Betriebserfahrung 61-86	logarithmische Normalverteilung Medianwert $3 \cdot 10^{-7}/h$ Erwartungswert $6,5 \cdot 10^{-7}/h$ Streudefaktor 8
Binomialparameter	P_S	Nach Anlagen getrennte US-Betriebserfahrung mit non-lethal shocks	Beta-Verteilung A = 1,79 B = 45,3 Erwartungswert $\frac{m}{n}$ 0,038

Klinkensystem

$$W_K(N) = 0,5 \cdot \Lambda_K^+ \cdot \Delta T_K \cdot \binom{61}{N} \cdot p_K^N \cdot (1-p_K)^{61-N} / (1 - (1-p_K)^{61})$$

Steuerelementmechanik

$$W_S(N) = \Lambda_S^+ \cdot \Delta T_S \cdot \binom{61}{N} \cdot p_S^N \cdot (1-p_S)^{61-N} / (1 - (1-p_S)^{61})$$

mit

$$\Delta T_S = (P_1(H) \cdot \Delta T_{1,S} \cdot 1/a + P_2(H) \cdot \Delta T_{2,S} \cdot 2/a + P_{\geq 3}(H) \cdot \Delta T_{3,S} \cdot 3/a)/H$$

wobei $p_i(H)$ die Wahrscheinlichkeiten für i *Reaktorschnellabschaltungen* pro Jahr bei einem Erwartungswert H der im Betrieb der Anlage angeforderten *Reaktorschnellabschaltungen* darstellen (Poisson- Verteilung). Die Korrelation zwischen der Häufigkeit H von *Reaktorschnellabschaltungen* mit den Anforderungsintervallen wird durch die gewählte Vorgehensweise berücksichtigt.

Zusätzlich ist mit folgendem Beitrag der Einzelausfälle für $N=1$ zu rechnen:

Klinkensystem

$$W_K^E(1) = 0,5 \cdot \Lambda_K^E \cdot \Delta T_K \cdot 61$$

Steuerelementmechanik

$$W_S^E(1) = \Delta T_S \Lambda_S^E \cdot 61$$

Die Addition der vier Terme bestimmt die mittlere Nichtverfügbarkeit $W(N)$ von N Steuerelementen bei Anforderung der *Reaktorschnellabschaltung*.

In der Anlage Biblis B werden die L-Bänke bei Vollastbetrieb im Mittel einmal pro Tag, die D-Bänke dreimal pro Tag verfahren. Im Lastfolgebetrieb sind Stellungsänderungen der Steuerelemente bis zu zehnmal häufiger. Bei jeder betrieblichen Stellungsänderung kann ein Ausfall oder eine Blockade im Bereich des Klinkensystems erkannt werden. Das Detektionsintervall ΔT_K ist damit deutlich kleiner als das mittlere Anforderungsintervall ΔT_S der *Reaktorschnellabschaltung*. Selbst in Anbetracht eines vergleichsweise höheren Binomialparameters für das Klinkensystem $p_K > p_S$ (siehe Tabelle 5-14) wurde die Ausfallwahrscheinlichkeit des Klinkensystems als vernachlässigbar ermittelt im Vergleich zur Steuerelementmechanik.

Durch Simulation der Zuverlässigkeitskenngrößen und der mittleren Anforderungsintervalle entsprechend ihren Verteilungen wurden die Verteilungen der mittleren Nichtverfügbarkeiten $W(N)$ berechnet. Die Abhängigkeit der Erwartungswerte $\bar{W}(N)$ von der Anzahl N ist in Bild 5-2 dargestellt:

- Die Einzelausfälle von Steuerelementen sind für $N=1$ dominant. Mit einer mittleren Wahrscheinlichkeit von $3 \cdot 10^{-3}$ wird ein Steuerelement bei RESA nicht in den Reaktorkern einfallen.

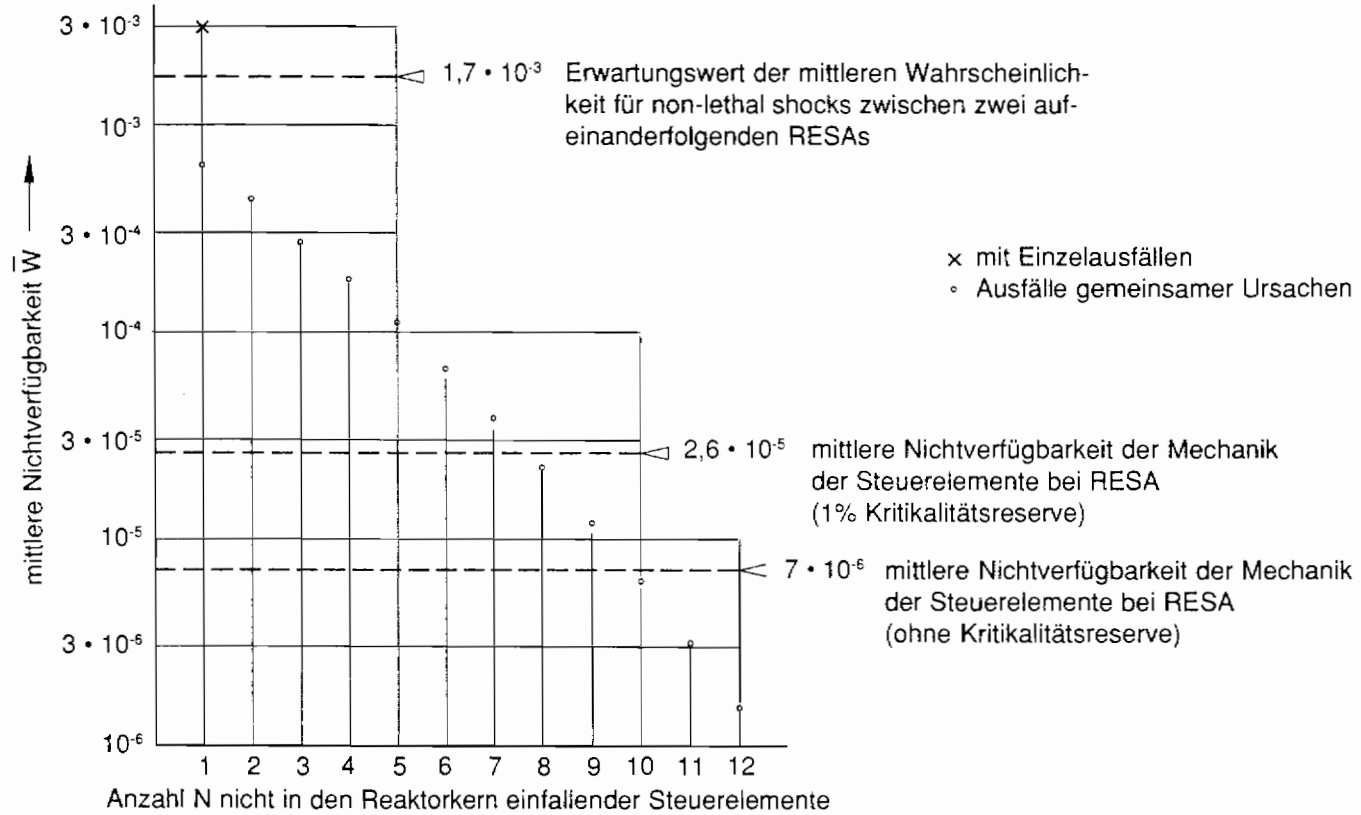


Bild 5-2: Erwartungswerte $-W(N)$ der mittleren Nichtverfügbarkeit der Mechanik von N Steuerelementen bei Reaktorschnellabschaltung (RESA)

- Die mittlere Wahrscheinlichkeit für das Auftreten eines „non-lethal shocks“ bei RESA, d. h. einer noch unbestimmten Anzahl ausfallender Steuerelemente aufgrund einer gemeinsamen Ursache, beträgt $1,7 \cdot 10^{-3}$.
- Im Wahrscheinlichkeitsbereich $> 10^{-4}$ liegen Mehrfachausfälle gemeinsamer Ursache bei RESA bis zur Ausdehnung $N=5$.
- Mit anwachsender Anzahl N errechnet sich eine deutliche Verminderung der Wahrscheinlichkeiten von Mehrfachausfällen bei RESA.

Die Anteile $f(N)$ kritischer Ausfallkombinationen von N nicht in den Reaktorkern einfallender Steuerelemente, bezogen auf alle Kombinationen $N \cdot M$ ausgefallener Steuerelemente, sind bestimmend für die mittlere Nichtverfügbarkeit des mechanischen Teils der Steuerelemente zur *Reaktorschnellabschaltung*:

$$W_{\text{RESA}} = \sum f(N) \cdot W(N)$$

mit

$$f(N) = \left(\frac{\text{Anzahl kritischer Mehrfachausfälle}}{\text{Anzahl benachbarter Ausfallkombinationen}} \right) \cdot \left(\frac{\text{Anzahl benachbarter Ausfallkombinationen}}{\text{alle Ausfallkombinationen}} \right)$$

Für $N = 7$ wurde zum Beispiel ermittelt:

$$f(7) = \left(\frac{250}{2900} \right) \cdot \left(\frac{2900}{4 \cdot 10^8} \right) = 0,09 \cdot 7 \cdot 10^{-6}$$

Im Sinne einer sehr konservativen Vorgehensweise wurde nur der erste Teilfaktor von $f(N)$ bewertet. Dies ist begründet in

- der begrenzten Möglichkeit zur Extrapolation der aufgetretenen ivM-Ausfälle mit dem BFR-Modell auf höherwertige Mehrfachausfälle in der Anlage Biblis B und
- dem hohen Aufwand, durch Kritikalitätsuntersuchungen die Anteile $f(N)$ im Bereich $N > 10$ zu berechnen.

Es gilt für diese Analyse:

$$W_{\text{RESA}} = 0,09 \cdot W(7) + 0,15 \cdot W(8) + 0,6 \cdot W(9) + W(\cong 10)$$

Durch diese Vorgehensweise dominieren die Beiträge der Ausfälle von 7 bis 10 benachbarten Steuerelementen. Die höherwertigen Ausfälle $N > 10$ sind von untergeordneter Bedeutung.

Die zugeordnete Verteilung der mittleren *Nichtverfügbarkeit der Mechanik von Steuerelementen bei Anforderung* durch die *Reaktorschnellabschaltung* wurde durch Simulation berechnet. Es ergibt sich:

Medianwert	$2 \cdot 10^{-7}$
Mittelwert	$2,6 \cdot 10^{-5}$ (88-%-Quantil)
95-% Quantil	$1 \cdot 10^{-4}$

Unter Anwendung des BFR-Modells auf die Steuerelemente der Anlage Biblis B und unter Berücksichtigung der berichteten deutschen und amerikanischen Betriebserfahrung mit Steuerelementen in Druckwasserreaktoren konnte eine subjektive Wahrscheinlichkeits-

verteilung für die mittlere Wahrscheinlichkeit des Ausfalls der Mechanik der Steuerelemente bei *Reaktorschnellabschaltung* erhalten werden.

Die Ergebnisstruktur ist gestuft. Der Erwartungswert der mittleren Wahrscheinlichkeit von „non-lethal shocks“ zwischen zwei aufeinanderfolgenden *Reaktorschnellabschaltungen* unter primärer Bewertung der KWU-Betriebserfahrung (mit US-Betriebserfahrung als Vorinformation) wurde zu $1,7 \cdot 10^{-3}$ ermittelt. Der effektive Reduktionsfaktor von dieser Wahrscheinlichkeit zu jenen Ereignissen mit kritischen Mehrfachausfällen wurde mit dem BFR-Modell zu 0,015 errechnet. Damit beträgt der Erwartungswert der mittleren Nichtverfügbarkeit der Mechanik der Steuerelemente bei Anforderung $2,6 \cdot 10^{-5}$. Dieser Referenzwert stellt eine obere Grenze dar in Anbetracht der großen Konservativität, welche mit den verwendeten Mindestanforderungen und der Berechnung der Anteile kritischer Ausfallkombinationen verbunden ist.

Die in den Mindestanforderungen berücksichtigte deterministische Abschaltsicherheit in der Form von 1 % Unterkritikalität kann als Vorbehalt in der Größenordnung von zwei Steuerelementen für die Unsicherheiten der Kritikalitätsanalysen und der Beladung des Reaktorkerns verstanden werden. Wird diese Reserve in die probabilistische Bewertung miteinbezogen, so reduziert sich der Erwartungswert der mittleren Versagenswahrscheinlichkeit des mechanischen Steuerelementensystems auf $7 \cdot 10^{-6}$.

5.7.3 Ausfall des elektromechanischen Teils der Reaktorschnellabschaltung

● Abschaltung der Stromversorgung der Greifspulen

Jedes der 61 Steuerelemente besitzt einen Bewegungsmechanismus, bestehend aus einer Hub-, einer Greif- und einer Haltespule einschließlich der zugehörigen Klinken. Sind alle drei Spulen eines Steuerelements stromlos, so fällt dieses in den Kern ein. Hub- und Haltespule sind bei einer aus betrieblichen Gründen erforderlichen Änderung der Steuerelementstellung, d. h. nur für eine kurze Zeitspanne, erregt. Solange kein Stellungswechsel erforderlich ist, wird das Steuerelement mit Hilfe der erregten Greifspule und der von ihr betätigten Klinke in seiner Sollstellung gehalten. Die Wahrscheinlichkeit, daß die *Reaktorschnellabschaltung* während der kurzen Zeitspanne eines Stellungswechsels angefordert wird und Fehler innerhalb des Halte- und Hubspulensystems zum Ausfall der RESA führen, ist vernachlässigbar gering gegenüber der Wahrscheinlichkeit, daß Fehler innerhalb des Greifspulensystems einen Ausfall der RESA bewirken.

Die 61 Greifspulen sind entregt, wenn entweder die für alle Spulen gemeinsame Stromversorgung beidseitig abgeschaltet ist oder die den Greifspulen zugeordneten Hilfsschütze (je Spule ein Hilfsschütz) entregt sind. Die Wahrscheinlichkeit, daß sowohl die beidseitige Abschaltung der Stromversorgung als auch die Einzelabschaltung der Greifspulen über die Hilfsschütze nicht zur Verfügung steht, wurde zu $W < 10^{-8}$ (Erwartungswert) abgeschätzt. Dabei ist auch die häufige Betätigung der Hilfsschütze im Rahmen der betrieblichen Anforderungen zu berücksichtigen (vgl. Abschnitt 5.7.2).

● Auslöseteil

Der für beide zuvor beschriebenen Abschaltmechanismen gemeinsame Auslöseteil setzt sich aus zwei Gruppen mit je drei Auslösekettens zusammen. Jede Auslösekette besteht aus dem 24-V-Abschlußrelais des Reaktorschutz-Logikteils und dem von ihm angesteuerten 48-V-Abschalterschütz. Die Relais und Abschalterschütze der ersten Gruppe sind diversitär zu denen der zweiten Gruppe. Zur Auslösung der *Reaktorschnellabschaltung* reicht es bereits

aus, wenn nur zwei Auslöseketten in einer Auslösegruppe bei Anforderung fehlerfrei arbeiten. Aufgrund der kurzen Fehlerentdeckungszeit (Testzyklus $T = 4$ Wochen) und der Bedingung, daß mindestens vier unentdeckte Einzelfehler vorliegen müssen, liefern Zufallsausfälle von Relais oder Abschaltsschützen keinen nennenswerten Beitrag zum Gesamtergebnis.

Für den Common-Cause-Ausfall von Relais oder Abschaltsschützen „nv4 Relais öffnen nicht ($n = 2, 3, 4$)“ wurde in Abschnitt 5.3 eine Wahrscheinlichkeit $W = 1,2 \cdot 10^{-5}$ (Erwartungswert) bei vierwöchentlichem Testzyklus angegeben. Zum vollständigen Versagen des Auslöseteils kommt es nur, wenn beide Gruppen bei Anforderung nicht zur Verfügung stehen. Aufgrund der gerätetechnischen Diversität liefert der erforderliche Doppel-Common-Cause-Ausfall nur einen vernachlässigbar geringen Beitrag $W < 10^{-8}$ (Erwartungswert) zum Gesamtergebnis für die *Reaktorschnellabschaltung*.

5.7.4 Ausfall der Anregekriterien der Reaktorschnellabschaltung

Für die in der Phase B im Detail untersuchten auslösenden Ereignisse ist die Wahrscheinlichkeit, daß die Anregekriterien der *Reaktorschnellabschaltung* ausfallen, neu bewertet worden. Die zugeordneten Wahrscheinlichkeiten von Common-Cause-Ausfällen innerhalb leitetechnischer Systeme werden für die Phase B anhand der in Abschnitt 5.3 aufgelisteten Basisdaten ermittelt.

Tabelle 5-16 faßt die untersuchten auslösenden Ereignisse und die Ergebnisse, d. h. die Wahrscheinlichkeit, daß die *Reaktorschnellabschaltung* nicht angeregt wird, zusammen. Bei allen genannten Nichtverfügbarkeiten handelt es sich um Erwartungswerte. Die jeweils berücksichtigten Anregekriterien für die *Reaktorschnellabschaltung* sind in Kapitel 4 zusammengestellt.

5.7.5 Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktion Reaktorschnellabschaltung

Die Nichtverfügbarkeit der *Reaktorschnellabschaltung* bei Anforderung setzt sich aus Beiträgen, welche mit dem Ausfall der Anregekriterien, des elektromechanischen und des mechanischen Teils des Steuerelementsystems verbunden sind, zusammen. Der erstgenannte Teil ist entsprechend Tabelle 5-16 den einzelnen auslösenden Ereignissen zugeordnet.

Das elektromechanische System zeichnet sich durch Redundanz und Diversität aus. Die Nichtverfügbarkeit ist $< 2 \cdot 10^{-8}$ und damit vernachlässigbar gegenüber dem letztgenannten Beitrag, welcher dem hochredundanten, mechanischen System der Steuerelemente zugeordnet ist. Die Nichtverfügbarkeit hierfür wurde in sehr konservativer Vorgehensweise zu $2,6 \cdot 10^{-5}$ berechnet. Sie ist einem Schadensbild nicht einfallender Steuerelemente in Nachbarschaft zugeordnet, in welches 10 % bis höchstens 20 % der Gesamtzahl der Steuerelemente involviert sind.

Die im Rahmen dieser Bewertung gewählte Vorgehensweise führte gegenüber der Risikostudie, Phase A, zu einer um eine Größenordnung höheren Nichtverfügbarkeit der Mechanik der Steuerelemente bei RESA. Die verminderte Anforderungshäufigkeit der RESA im Vergleich zur Risikostudie, Phase A, ergibt verlängerte Anforderungsintervalle bis RESA und damit unter anderem eine deutliche Zunahme der Nichtverfügbarkeit des Systems der Steuerelemente bei Anforderung. Die große Streuung des Ergebnisses ist vor allem durch die Unsicherheit des Binomialparameters.

Tab. 5-16: Ausfallwahrscheinlichkeiten der Anregekriterien der Reaktorschnellabschaltung

Auslösendes Ereignis	Ausfallwahrscheinlichkeit der Anregekriterien
Leck in einer Hauptkühlmittelleitung	$2 \cdot 10^{-7}$
Leck am Druckhalter	$4 \cdot 10^{-7}$
Dampferzeugerheizrohrleck bis 6 cm^2	$3 \cdot 10^{-7}$
Notstromfall	$2 \cdot 10^{-7}$
Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung	$< 10^{-8}$
Ausfall der Hauptwärmesenke	$< 10^{-8}$
Großes Leck in einer Frischdampfleitung innerhalb des Sicherheitsbehälters	$< 10^{-8}$
Großes Leck in zwei Frischdampfleitungen innerhalb des Sicherheitsbehälters	$< 10^{-8}$
Großes Leck in einer Frischdampfleitung außerhalb des Sicherheitsbehälters	$< 10^{-6}$
mittleres Frischdampfleitungsleck innerhalb des Sicherheitsbehälters	$< 10^{-6}$
mittleres Frischdampfleitungsleck außerhalb des Sicherheitsbehälters	$1 \cdot 10^{-3}$

Die Ereignisse mit Schäden in der Mechanik der Steuerelemente, welche aus amerikanischen und deutschen Druckwasserreaktoren berichtet sind, waren im wesentlichen durch lose Teile im Primärkreis, gebrochene Fingerstäbe, Verbiegungen, lose Gleitplatten, erhöhte Reibung durch Materialauftrag und nicht spezifikationsgerechter Fertigung verursacht. Im allgemeinen waren nur ein, und maximal vier Steuerelemente betroffen. Auf dem Hintergrund dieser Ausfallursachen und ihrer nur sehr beschränkten Auswirkungen auf das hochredundante System der Steuerelemente sind Ausfälle eines großen Anteils oder aller Steuerelemente aufgrund mechanischer Ursachen nicht ableitbar.

Eine Schätzung der Wahrscheinlichkeit für den Totalausfall der Steuerelemente ist wegen des hohen Redundanzgrades und der Detektionsmöglichkeit in Tagesintervallen von vielen Ausfallarten im Rahmen des betrieblichen Verfahrens der Steuerelemente nicht möglich. Ausfallursachen, welche das Schadensbild eines Totalausfalls der Steuerelementmechanik bewirken könnten, sind bislang – auch in Ansätzen – aus der Betriebserfahrung nicht ableitbar. Die Anwendung von generischen β -Faktoren zur Extrapolation von komponentenspezifischen Ausfallmechanismen auf den Gesamtausfall des hochredundanten Systems ist hier nicht sinnvoll.

5.8 Bewertung menschlichen Fehlverhaltens

5.8.1 Allgemeines

Die Analyse und Bewertung menschlichen Fehlverhaltens im Rahmen der Studie stellt eine Fortschreibung und Überarbeitung der in Phase A der Deutschen Risikostudie durchgeführten Arbeiten dar. Seit dem Abschluß der Phase A wurde insbesondere in den USA, verstärkt durch den Störfall in der Anlage Three Mile Island, eine Vielzahl von Arbeiten zur Verbesserung der Mensch-Maschine-Interaktion in Kernkraftwerken und zur Verbesserung der Methoden der Bewertung menschlichen Fehlverhaltens durchgeführt. Viele der dabei gewonnenen Erkenntnisse sind, soweit übertragbar, in die vorliegende Arbeit eingeflossen. Auch in anderen Ländern wurden die Forschungsaktivitäten in den genannten Gebieten verstärkt. Dennoch hat der Forschungsstand in diesem Gebiet noch nicht den gleichen Stand wie die Zuverlässigkeitsbewertung von Hardware-Komponenten erreicht.

Analog zur Schwachstellensuche und -beseitigung durch Zuverlässigkeitsanalysen der technischen Systeme zielen die Verfahren der Analyse und Bewertung menschlicher Zuverlässigkeit auf die Schwachstellensuche und -beseitigung bezüglich der Gestaltung der Arbeitsplätze, der Arbeitsmittel, der Arbeitsabläufe, der Arbeitsumgebung, der Personalauswahl und des Trainings. Die quantitative Bewertung erhebt nicht den Anspruch, individuelles Verhalten exakt vorherzusagen. Vielmehr wird versucht, den Bereich von Fehlverhaltenwahrscheinlichkeiten abzuschätzen, der für die betrachtete Population unter den gegebenen Randbedingungen erwartet werden kann. Da im Gegensatz zu Hardware-Zuverlässigkeitsdaten nur in geringem Maße auf Daten repräsentativer Stichproben zurückgegriffen werden kann, weisen quantitative Abschätzungen menschlicher Zuverlässigkeit in der Regel breite Unsicherheitsbereiche auf.

Menschliches Fehlverhalten wird in dieser Studie bezüglich der Aufgaben des Kraftwerkspersonals bei der Prozeßführung und -beeinflussung sowie im Rahmen der Instandhaltung explizit analysiert und quantifiziert. Davon getrennt sind Fehler im Bereich des sogenannten „Accident Managements“, also Fehler bei Handlungen unter Unfallbedin-

gungen, die sehr spezifischen Einflußfaktoren unterliegen können. Einflüsse menschlichen Fehlverhaltens bei der Auslegung, bei der Herstellung oder bei der Errichtung der Anlage werden nicht im Rahmen der Bewertung menschlichen Fehlverhaltens behandelt.

5.8.2 Geplante oder ungeplante Handlungen

Als geplante Handmaßnahmen werden Handlungen bezeichnet, die entweder gemäß schriftlicher Anweisungen (Betriebshandbuch) durchgeführt oder während des bestimmungsgemäßen Betriebs ausreichend geübt werden, sowie Handlungen, die Bestandteil betrieblicher Routine sind.

Geplante Handlungen fallen vorwiegend in die Verhaltensebenen des fertigungs- oder regelbasierten Verhaltens.

Als ungeplant werden Handlungen bezeichnet, bei denen die Notwendigkeit ihrer Durchführung auch bei Vorhandensein von Gefahrmeldungen nur durch Überlegung erkannt werden kann bzw. bei denen die Mittel und Wege zur Erfüllung der Aufgabenstellung erst geplant werden müssen.

Ungeplante Handlungen sind dem Bereich des wissensbasierten Verhaltens zuzuordnen.

5.8.3 Qualitative Bewertung

Grundlegend für die Bewertung menschlichen Fehlverhaltens in der Zuverlässigkeitsanalyse ist es, die für den untersuchten Ereignisablauf wesentlichen Handlungen des Personals zu identifizieren und zu analysieren.

Im Fehlerbaum werden diejenigen Handmaßnahmen eingetragen, deren Ausfall bzw. fehlerhafte Ausführung für den betrachteten Ereignisablauf von Bedeutung sind. Im nächsten Schritt werden dann sogenannte Screening-Rechnungen durchgeführt, bei denen pessimistisch angenommene Wahrscheinlichkeiten für Fehler bei den betrachteten Handlungen zugrunde gelegt werden. Das Ergebnis dieser Screening-Rechnung weist die Handlungen aus, die einen nennenswerten Einfluß auf die Nichtverfügbarkeit bzw. Ausfallwahrscheinlichkeit der entsprechenden Systemfunktionen ausüben.

Für diese Handlungen erfolgt dann eine qualitative Bewertung. Das Ziel der qualitativen Bewertung menschlicher Handlungen im Rahmen von Zuverlässigkeitsanalysen ist es, die Faktoren zu bestimmen, die wesentlichen Einfluß auf die Zuverlässigkeit der Aufgabenerfüllung ausüben. Hierzu stehen eine Reihe von Methoden zur Verfügung [MEI 84] wie Aufgabenanalyse, Talk/Walk-Through-Verfahren, Befragungen oder Beobachtungen am Simulator bzw. in der realen Anlage.

In der Studie werden vor allem vereinfachte Aufgabenanalysen sowie Walk-Throughs eingesetzt. Im Rahmen der Aufgabenanalysen werden folgende Faktoren erfaßt:

- Aufgabenstellung,
d. h. eine Kurzbeschreibung der vom Personal zu erfüllenden Aufgabe,
- Ort,
d. h. die Angabe des Ortes, an dem die Maßnahme durchgeführt wird,
- Zeitpunkt nach Störfalleintritt,
d. h. der Zeitpunkt, zu dem die Maßnahme spätestens eingeleitet werden muß,
- Dauer der Maßnahme,
d. h. die Zeitdauer, die für die Durchführung der Maßnahme durchschnittlich benötigt wird,

- schriftliche Anweisungen oder Hilfen,
d. h. die Angabe, ob und gegebenenfalls welche schriftlichen Anweisungen oder Arbeitsunterlagen für die Durchführung der Maßnahmen für das Personal verfügbar sind,
- Erkennungsmöglichkeit für die Notwendigkeit der Handmaßnahme,
d. h. welche Informationsmittel das Personal auf die Notwendigkeit der Durchführung der Maßnahme hinweisen (es werden nur die wesentlichen Informationsquellen erfaßt),
- Ersatz für automatische Maßnahme,
d. h. die Angabe, ob die beschriebene Maßnahme bei Ausbleiben einer sonst automatisch ausgelösten Aktion erfolgen muß,
- Ursache,
d. h. Angabe der Gründe,
die die Maßnahme erfordern,
- Rückmeldung der Aktion,
d. h. Angabe, welche Informationsmittel dem Personal eine Rückmeldung der erfolgreichen Aufgabenerfüllung vermitteln,
- Bezug zu anderen Handlungen,
d. h. über funktionelle Zusammenhänge mit anderen Handlungen.

Weiterhin werden sonstige, für die menschliche Zuverlässigkeit bedeutsame Einflußgrößen wie z. B. Training, Organisation, ergonomisch günstige oder nachteilige Gestaltung des Arbeitsplatzes, der Arbeitsmittel und der Arbeitsumgebung erfaßt. Letzteres vor allem bei Aufgaben, die außerhalb der Warte durchzuführen sind. Bei Aufgaben, die in der Warte zu erfüllen sind, ist dies in der Regel nicht notwendig, da hier für alle Aufgaben annähernd gleiche Umgebungsbedingungen angenommen werden können.

Das Walk-Through-Verfahren hat das Ziel, mittels Durchspielen von Personalaufgaben Erkenntnisse über die Zweckmäßigkeit von Gestaltungslösungen der verwendeten Arbeitsmittel zu gewinnen. Ferner erlaubt es zumindest partiell die Beobachtung typischer Arbeitsabläufe.

In der vorliegenden Studie wurde das Walk-Through-Verfahren anhand von insgesamt drei Störfallszenarien in der realen Warte mit einem Team der Schichtmannschaft (Tagschichtdienst) durchgespielt. Die wesentlichen Symptome, die bei Eintritt des jeweiligen Störfalls zu erwarten sind, werden verbal vom Beobachtungsteam (3-4 Personen) vorgegeben. Daraufhin mußte das Personal die Situation analysieren, die zutreffende Logikfahne des Betriebshandbuches auswählen und die Anweisungen dieser Logikfahne abarbeiten. Die Abarbeitung geschah durch verbale Beschreibung der durchzuführenden Arbeiten und durch Zeigen der benutzten Informations- und Aktionsmittel. Von den Beobachtern wurde unter anderem auf die Vollständigkeit der Information und Aktion, die zweckmäßige Gestaltung der Arbeitsmittel und die zweckmäßige Rollenverteilung des Personals geachtet. Die Beobachtungen wurden im Anschluß an das Verfahren mit dem Schichtleiter und einem Vertreter der Blockleitung diskutiert.

5.8.4 Quantitative Bewertung

Zur Zuverlässigkeitsbewertung müssen komplexe Handlungsabläufe in Einzelschritte aufgegliedert werden, wobei Abhängigkeiten zwischen diesen Schritten zu beachten sind.

Da Mittel und Wege zur Erreichung eines bestimmten Zieles (Aufgabenerfüllung) häufig eine gewisse Wahlfreiheit beinhalten, muß für die Zuverlässigkeitsbewertung der betrachteten Handlung eine Modellbildung erfolgen. In diesem Handlungsmodell können den einzelnen Elementen des Modells Zuverlässigkeitskenngrößen (Fehlerwahrscheinlichkeiten/Anforderung) aus vorhandenen Datensammlungen zugeordnet werden. In manchen Fällen müssen auch subjektive Schätzungen erfolgen.

5.8.4.1 Bewertung geplanter Maßnahmen des Betriebspersonals

Generell wird zur Analyse und Bewertung menschlicher Fehlhandlungen ein Ansatz gewählt, der weitgehend mit den Vorschlägen der „Systematic Human Action Reliability Procedure“ (SHARP) [HAN 83] übereinstimmt. Als eigentliches Bewertungsverfahren wurde das THERP-Verfahren (Technique for Human Error Rate Prediction) eingesetzt. Dieses Verfahren ist zusammen mit einer ausführlichen Datenzusammenstellung in [SWA 83] dokumentiert. Hinweise und Erläuterungen zur praktischen Anwendung dieses Verfahrens werden aus [BEL 83] entnommen. In Einzelfällen wurde die Vorgehensweise auch mit A. Swain diskutiert.

In einigen Punkten, bei denen Methoden oder Daten nicht direkt auf Arbeitsaufgaben der Referenzanlage übertragbar erschienen, werden durch Analogiebetrachtungen und eigene Abschätzungen Zuverlässigkeitsaussagen getroffen. Speziell bei Aufgaben, die ein knappes Zeitbudget aufweisen, werden bei Überschreiten eines Wertes des Zeitbudgets (Verhältnis der zur Aufgabenerfüllung benötigten Zeit zu der maximal dafür verfügbaren Zeit) von 0,6 in Anlehnung an [SCH 84a] erhöhte Fehlerwahrscheinlichkeiten angesetzt.

Zum Dampferzeuger-Heizrohrleck liegen noch keine Logikfahnen des Betriebshandbuchs vor, in denen die Änderungen eingearbeitet sind, die sich durch die Verbesserungen in den Ansteuerungen des Not- und Nachkühlsystems, des Volumenregelsystems und des nuklearen Zwischenkühlkreises durch das Reaktorschutzsystem ergeben. Diese Änderungen im Reaktorschutzsystem sind erst geplant. Aus diesen Gründen konnten die Methoden, die sonst zur Analyse und Bewertung von Handmaßnahmen herangezogen werden, wie Aufgabenanalyse und Walk-Through-Verfahren, nicht eingesetzt werden. Die beim Dampferzeuger-Heizrohrleck erforderlichen Handmaßnahmen werden daher vorläufig mit $p_{50} = 10^{-3}$, $K = 3$ bewertet.

5.8.4.2 Bewertung von Maßnahmen des Betriebspersonals bei anlageninternen Notfallmaßnahmen

● Einführung

Zur Bewertung der Zuverlässigkeit von menschlichen Handlungen ist es erforderlich, alle diese Handlungen beeinflussenden Faktoren, als Performing Shaping Factors (PSF) bezeichnet, zu finden.

Hierbei wird angenommen, daß die Wahrscheinlichkeit für eine fehlerhafte Handlungsdurchführung P eine Funktion aller relevanter Einflußfaktoren sowie deren Gewicht (G) für die untersuchte Aufgabe ist.

$$P = f(G_1/PSF_1, \dots, G_n/PSF_n)$$

Im einzelnen muß folgendes bekannt sein:

- die relevanten Einflußfaktoren der zu bewertenden Aufgaben,
- die Beziehungen zwischen diesen Einflußfaktoren und den gefährlichen Fehlhandlungen (Vergessen, falsches Durchführen, verspätetes Durchführen usw.),

- wie die Einflüsse von verschiedenen Faktoren zu kombinieren sind,
- empirische Daten (anlagen-, aufgaben- oder aufgabengruppenspezifisch) für die Beziehungen zwischen den Einflußfaktoren und den gefährlichen Fehlhandlungen.

● Kriterien zur Bewertung von anlageninternen Notfallmaßnahmen

Das Verhalten des Betriebspersonals während eines schweren Störfalls wird durch eine Vielzahl von Faktoren beeinflusst. Vor einer quantitativen Bewertung von anlageninternen Notfallmaßnahmen müssen diese Faktoren gefunden und deren Auswirkungen auf die Aufgabenstellung abgeschätzt werden. Die nachfolgende Checkliste soll ein systematisches Abfragen vieler relevanter Aspekte ermöglichen.

● Einflußfaktor Zielauswahl/Zielopfer

- Werden Zielopfer nötig? Muß zum Beispiel eine fast erfolgreiche bzw. sehr erfolgversprechende Strategie (Reparatur eines Systems) aufgegeben werden, um sich einer neuen Strategie zuzuwenden, deren Erfolgsaussichten unklar sind oder die zur Zerstörung oder Kontamination von Anlagenteilen führen kann?
- Werden Entscheidungen zwischen konkurrierenden, gleichrangigen Zielen verlangt?
- Eine wichtige Rolle bei der Zielauswahl spielt die persönliche Einschätzung der Erfolgsaussichten. Inwieweit sind hier systematische Fehler bei der subjektiven Einschätzung der Erfolgswahrscheinlichkeiten möglich (z. B. aufgrund unzutreffender Vorstellungen über Fehlerursachen)?
- Muß eine Auswahlentscheidung oder eine Kette von Teilentscheidungen getroffen werden?
- Können Spätfolgen von Ausfällen bei der Zielauswahl übersehen werden?
- Kann die Vorgeschichte, d. h. das Zusammenwirken von Ausfällen und Folgeausfällen, die Zielauswahl zusätzlich erschweren?
- Wie ist die Gefahr der Fixierung auf ein gerade anstehendes Problem einzuschätzen? Wird beträchtliche Zeit für die Beobachtung und Analyse von schlecht funktionierenden oder ausgefallenen Systemen aufgewandt? Wird als Konsequenz hiervon das globale Anlagenverhalten nicht mehr im Blick behalten und die Weiterentwicklung des Störfalls nicht rechtzeitig bemerkt?
- Sind Erschwernisse bei der Zielauswahl dadurch zu erwarten, daß die Wirkung einer Operation unsicher oder nicht reversibel ist oder daß die Wirkungsbreite nicht überblickt werden kann? Sind alle alternativen Handlungsmöglichkeiten und deren mögliche Konsequenzen bekannt? Alternativen bei Ausfall einer Komponente sind z. B. „Konzentration auf die Komponente selbst“ oder „Bekämpfung der Konsequenzen (Start Reservesystem)“ oder „Zurückverfolgen der logischen Kette, bis die wahre Ausfallursache gefunden ist“.

● Einflußfaktor Informationsaufnahme und Bewertung

- Kommt es nach Störfalleintritt oder im weiteren Ablauf zu einem ungünstigen Verhältnis von wichtigen zu unwichtigen Signalen oder gar zu einem Meldeschwall? Zahlreiche Untersuchungen haben gezeigt, daß in solchen Fällen das Konzept der Aufmerksamkeitslenkung durch optische und akustische Signale wirkungslos wird. Die Wahrscheinlichkeit für das Nichtbeachten oder Übersehen eines Alarms nimmt stark zu.

- Tritt eine erhebliche Erschwerung der Situationsbeurteilung dadurch ein, daß viele Meßstellen als Folge des Störfalls ausfallen, fälschliche Anzeigen und Meldungen bewirken und somit zur Verwirrung des Personals beitragen?
- Kann es aufgrund einer unzureichenden Beobachtungsstrategie oder technischer Ausfälle oder gleichzeitigem Vorliegen von mehreren Ereignissen zu einer Verfälschung oder Durchmischung von Symptomsätzen kommen, so daß Fehldiagnosen die Folge sind?
- Ist mit einem ungewöhnlichen Verhalten von Prozeßgrößen zu rechnen, das u.U. durch Gerätefehler erklärt wird? Kommen dadurch Alarmer verzögert, so daß der Symptomsatz zum Zeitpunkt der Entscheidung nicht vollständig ist?
- Wie hoch ist die Gefahr einzuschätzen, daß bei der Prüfung einer Hypothese bevorzugt Informationen aufgenommen werden, die diese stützen? Zahlreiche Untersuchungen zeigen, daß bestätigende Daten bevorzugt und widersprechende Daten mißachtet werden. Das Fehlen von Symptomen wird selbst dann nicht genutzt, wenn es die Hypothese stützen würde. Des weiteren besteht die Tendenz, weitere Informationen nicht zu nutzen, wenn die bisherigen bereits ein glaubwürdiges Bild ergeben.
- Besteht die Möglichkeit, daß Untergebene Informationen filtern, falsch interpretieren oder verzögern? Können Informationsengpässe entstehen?
- Inwieweit berücksichtigt die Aufgabenstellung die Fähigkeit, maximal 5 bis 7 unterschiedliche Informationen im Kurzzeitgedächtnis zu speichern? Demgegenüber steht die Erfahrung, daß mit zunehmender Entscheidungsbedeutung die Menge der benötigten Informationen zunimmt.

● Einflußfaktor Streß

Hoher Streß führt zur Einengung des Denkens. Das kenntnisbedingte Verhalten und insbesondere die Flexibilität, die Fähigkeit zur Diagnose sowie zur Hypothesenprüfung werden stark eingeschränkt. Es erfolgt ein Regreß auf konditioniertes Verhalten, in dem ein Reiz eine bestimmte fixierte Antwort auslöst.

Die subjektive Wahrnehmung der verstrichenen Zeit verzerrt sich erheblich unter Streßeinfluß.

- Ist mit streßfördernden Faktoren wie lange Belastungsdauer, überraschender Ereigniseintritt, Aufgabendurchführung unter Zeitdruck, hohe Anzahl von Teilaufgaben, schwierige oder simultan zu erfüllende Teilaufgaben, Gefahren und Drohungen, mangelhafte Unterstützung, Sinnes- oder Wahrnehmungseinbußen, Müdigkeit, Verwirrung durch z. B. Lärm, Hektik, Reizvielfalt sowie mit Belastungen durch Temperatur, Strahlung, Vibration, Übungsmangel oder Bewegungseinschränkungen zu rechnen?
- Kommt es insbesondere für die Person des Schichtleiters zu einer außergewöhnlich hohen Aufgabenbelastung, so daß extrem hoher Streß unterstellt werden muß?
- Entsteht zusätzlich Streß durch Verluste der Kontrolle, d. h. der Ablauf der Ereignisse bestimmt im wesentlichen die notwendigen Handlungen, so daß das Personal mehr reagiert als agiert?
- Ist im Falle einer fehlerhaften Maßnahmendurchführung mit gravierenden Konsequenzen zu rechnen? Sind keine Korrekturmöglichkeiten vorhanden, so ist mit sehr hohem Streß zu rechnen.

● Einflußfaktor „Arbeitsplatz“, „Arbeitsmittel“, „Arbeitsinhalt“

- Inwieweit tragen ungünstige Umgebungsbedingungen zur Verschlechterung der Situation bei? Wird z. B. eine verbale Kommunikation in der Warte durch den vorhandenen Geräuschpegel erheblich erschwert oder gar unmöglich gemacht? Ist bei Vorort-Arbeiten mit Lärm, Strahlung, Beleuchtungsmangel, schlechter Zugänglichkeit usw. zu rechnen?
- Welcher Grad an Belastung bzw. Beanspruchung wird durch die Aufgabe hervorgerufen? Ist z. B. mit ungünstigen Körperhaltungen, mit dem Nachlassen der Aufmerksamkeit bei sich länger hinziehenden Ereignisabläufen oder kraftraubenden Arbeiten zu rechnen?
- Folgt aus einer detaillierten Aufgabenanalyse, daß einzelne Personen hoch belastet sind, simultan auszuführende Teilaufgaben haben oder schwierige dynamische oder zeitkritische Teilaufgaben haben?
- Sind unter den gegebenen Randbedingungen die Arbeits- und Informationsmittel ergonomisch günstig gestaltet? Sind u. a. Folgeausfälle von Meßstellen eindeutig erkennbar? Sind störfallfeste und nicht störfallfeste Anzeigen leicht und eindeutig unterscheidbar? Welche Verfahren zur Meldeschwallreduzierung werden eingesetzt? Stimmen Informationsangebot und -bedarf überein? Weisen die Notfallprozeduren ergonomische Mängel auf? Wo liegt räumliche Distanz zwischen wichtigen Teilinformationen vor usw.?
- Kann es aufgrund der vielen parallel ablaufenden Aktionen zu einer starken Beanspruchung bzw. Überlastung des Gedächtnisses kommen, so daß z. B. notwendige laufende Kontrollen unterbleiben?

● Einflußfaktor Personalstruktur

- Sind zum Zeitpunkt des Störfalleintritts oder in der Phase bis zur Auslösung einer anlageninternen Notfallmaßnahme Personen in der Warte anwesend, die dem Schichtleiter die Verantwortung entziehen können?
- Sind innerhalb des Systems Vorgesetzter/Schichtleiter/Schicht Weisungsbefugnis, Entscheidungsbeteiligung und Aufgabenverteilung ausreichend klar geregelt oder kann es durch Interpretationsspielraum zu Kompetenzgerangel bzw. zu den Effekten „voreilender Gehorsam“ und „Verlagern von verantwortungsvollen Entscheidungen auf andere“ kommen? Kann es z. B. zu einer Situation kommen, in der die Schicht auf Entscheidungen vorgelagerter Stellen wartet, obwohl dringende Maßnahmen durchzuführen sind?
- Lassen die Anweisungen zuviel Handlungsspielraum, so daß aufgrund unterschiedlicher Interpretation Zeitverluste entstehen?
- Wie ist sichergestellt, daß Anordnungen ohne ständiges Hinterfragen ausgeführt werden? Wird zum Beispiel der Übergang von kooperativer auf autoritative Führung geübt?
- Welche Maßnahmen wirken einem irrtümlich selbständigen Handeln von Untergebenen entgegen?

● Einflußfaktor Training

- Werden die geplanten Handlungen in ausreichendem Maße und unter hoher Streßbelastung geübt?

- Sieht das Training vor, sich mit widersprüchlichen oder nicht ausreichend detaillierten Informationen auseinanderzusetzen?
- Ist das Training dazu geeignet, der Tendenz entgegenzuwirken, erlerntes und in bestimmten Zusammenhängen durchaus richtiges Verhalten in einen falschen Kontext zu übertragen? Ist z. B. sichergestellt, daß Flexibilität und Lernfähigkeit in Krisensituationen erhalten bleiben und nicht nur auf eingeübte Verhaltensweisen und häufig diagnostizierte Störungen zurückgegriffen wird?
- Wird der Gefahr der Selbstüberschätzung vorgebeugt und die Anerkennung der eigenen Grenzen sowie das Einholen von Ratschlägen anderer geübt?
- Ist der Schichtleiter auf die Konsequenzen, die ein vielleicht zu frühes Übergehen auf Notfallmaßnahmen haben kann, vorbereitet?
- Welche Übungen sind vorgesehen, um einer möglichen Zurückhaltung beim Ändern der Störfalleinordnung bzw. beim Ausrufen des Notfalls zu begegnen?
- Werden die zutreffenden Informationsquellen benutzt? Berücksichtigt das Training in geeigneter Weise, daß eingeübtes Verhalten bei schweren Störfällen aufgegeben werden muß?
- Wird sachlich fundiertes, schnelles Urteilen geübt, um Gefahren, die vom „Einerseits-/Andererseits-Denken“ bzw. vom vorschnellen Handeln ausgehen, zu begegnen?
- Berücksichtigt das Training alle sonst genannten Einflußfaktoren in adäquater Weise und werden auch alle Beteiligten in dieses Training mit einbezogen? Können alle erforderlichen Maßnahmen an einem Full-Scope-Simulator, der den Ereignisablauf und das Anlagenverhalten realistisch nachbildet, geübt werden?

● Einflußfaktor Zeitbudget

Neuere Untersuchungen an Simulatoren zeigen, daß großzügige Zeitbudgets vorhanden sein müssen, um zu akzeptablen Erfolgswahrscheinlichkeiten für die Beobachtungs- und Entscheidungsphase zu kommen. Bezeichnet man den Medianwert der Zeit, die nötig ist, um eine Handlung auszuführen mit T_A und die insgesamt zur Verfügung stehende Zeit mit T_M (Vorliegen der Entscheidungskriterien bis zu dem Zeitpunkt, an dem die Maßnahmen spätestens wirksam sein müssen), so kann man das Verhältnis T_M/T_A als Maß für das zur Verfügung stehende Zeitbudget definieren. Die bisherigen Untersuchungen zeigen, daß das Verhältnis T_M/T_A möglichst den Wert 3 nicht unterschreiten sollte.

Der Einflußfaktor Zeitbudget wirkt indirekt über viele der bereits beschriebenen Faktoren auf die Erfolgswahrscheinlichkeit einer Maßnahme ein. Je mehr Zeit zur Verfügung steht, desto sorgfältiger können Informationen geprüft werden und desto mehr Möglichkeiten gibt es, Fehlentscheidungen bzw. Irrtümer zu bemerken und zu korrigieren.

5.8.5 Screening-Verfahren zur Untersuchung von anlageninternen Notfallmaßnahmen

Eine detaillierte Analyse von anlageninternen Notfallaufgaben erfordert anlagenspezifische Daten für die meisten der in Abschnitt 5.9.4.2 genannten Einflußfaktoren.

Solange sich anlageninterne Notfallmaßnahmen noch im Stadium der Planung und Konzeptentwicklung befinden, sind hierzu ausreichend detaillierte Daten noch nicht verfügbar. Eine umfassende Bewertung der menschlichen Zuverlässigkeit ist somit nicht möglich. Diese Beschränkung muß jedoch nicht immer ein unlösbares Problem darstellen. In der Praxis hat es sich oft gezeigt, daß die Grenzen der Zuverlässigkeit durch eine beschränkte Menge von „dominierenden“ Einflußfaktoren bestimmt werden und daß die

restlichen Einflußfaktoren den genauen Wert innerhalb des vorgegebenen Bereichs festlegen. Falls offensichtliche Probleme herausgefiltert und Zuverlässigkeitsbereiche ermittelt werden sollen, genügt es, ein Screening-Verfahren anzuwenden, das einige dominierende Einflußfaktoren berücksichtigt. Tiefergehende Probleme können mit diesem Verfahren jedoch nicht aufgedeckt werden, auch wenn sie substantiell zur Fehlerwahrscheinlichkeit beitragen.

5.8.5.1 Screening-Faktoren

Wichtige Faktoren, die die menschliche Zuverlässigkeit mitbestimmen, sind in Abschnitt 5.8.4.2 beschrieben. Viele dieser Faktoren werden durch das verfügbare Zeitbudget beeinflusst. Günstige Zeitbudgets können ungünstige Einflußfaktoren teilweise kompensieren.

In der augenblicklichen Planungsphase für anlageninterne Notfallmaßnahmen liegen genügend Informationen vor, um eine Zeitbudget-Analyse durchzuführen. Hinsichtlich der personellen Ausstattung der Orte, an denen die anlageninternen Notfallmaßnahmen durchzuführen sind, und den Aufgabeninhalten liegen ebenfalls ausreichende Informationen vor. Es ist daher möglich, die Zeitbudget-Analyse zu erweitern und eine Aufgabensequenz-Analyse (operational-sequence-analysis [Meister]) durchzuführen.

5.8.5.2 Ein heuristisches Modell zur Aufgabenanalyse

Zum Abschätzen der Wahrscheinlichkeit, daß eine Handlung nicht oder falsch ausgeführt wird, ist es hilfreich, ein Handlungsmodell zu verwenden. Dieses muß Interaktionen zwischen der untersuchten Handlung und anderen Aufgaben nachbilden, die die Zuverlässigkeit der untersuchten Handlung beeinflussen können.

Das hier vorgestellte Handlungsmodell geht davon aus, daß jeder Aktion eine Beobachtungs- und eine Entscheidungsaufgabe vorausgeht.

Da die Teilaufgaben voneinander abhängig sind, kann das Handlungsmodell entsprechend der Philosophie des „Auffindens des schwächsten Gliedes in einer Kette“ analysiert werden.

Jeder Verzweigung innerhalb eines typischen Ereignisablaufs liegt entweder ein Kreislauf (O-D), bestehend aus einer Beobachtungs- und einer Entscheidungsaufgabe, oder ein Kreislauf (O-D-A), bestehend aus Beobachtung – Entscheidung – Handlung, zugrunde. Der erstgenannte Kreislauf ist in Fällen, in denen die Aktion selbst durch automatische Systeme ausgeführt wird, anzusetzen. Die Aufgabe des Betriebspersonals ist es dann, die Automatik zu beobachten und zu entscheiden, ob die Aufgabe erfüllt wurde. Ein O-D-A-Kreislauf liegt vor, wenn die Aktion vom Betriebspersonal selbst auszuführen ist.

Ein repräsentativer Ereignisablauf kann also als eine Kette von solchen Kreisläufen dargestellt werden, wobei jede Teilaufgabe einen mehr oder weniger großen Zeitbedarf hat. Der Zeitpunkt, an dem eine anlageninterne Notfallmaßnahme spätestens wirksam sein muß, ist bekannt. Damit ist es möglich, das für einen bestimmten Ereignisablauf zur Verfügung stehende Zeitbudget dahingehend zu analysieren, ob alle O-D-A-Aufgaben problemlos durchgeführt werden können. Die in Kapitel 6 beschriebene Screening-Analyse zur Bewertung von anlageninternen Notfallmaßnahmen stützt sich auf dieses kombinierte Ereignisablauf/ Operateurhandlungsmodell.

5.9 Zusammenfassung der Ergebnisse der Zuverlässigkeitsuntersuchungen ohne übergreifende anlageninterne und -externe auslösende Ereignisse

Zur Darstellung der Ergebnisse dient die Tabelle 5-17.

Die Tabelle enthält in Zeile i in der 1. Spalte das untersuchte auslösende Ereignis E_i (teilweise in Gruppen zusammengefaßt) und seine erwartete Häufigkeit $H(E_i)$.

Die Spalten 2–5 enthalten Informationen zur Nichtverfügbarkeit der Systeme, jeweils unter der Bedingung des einleitenden Ereignisses in der betreffenden Zeile:

- Spalte 2: Mittlere Nichtverfügbarkeit der benötigten Systeme.
- Spalte 3: Die wichtigsten für die Nichtverfügbarkeit verantwortlichen Systeme, aufgeschlüsselt nach Primär- und Sekundärseite bzw. Kombinationen daraus, zusammen mit den prozentualen Anteilen der mittleren Nichtverfügbarkeit.
- Spalte 4: Prozentualer Anteil von Common-Cause-Ausfällen (CC) an der mittleren Nichtverfügbarkeit.
- Spalte 5: Prozentualer Anteil von menschlichen Fehlhandlungen (MF) an der mittleren Nichtverfügbarkeit.

Spalten 6–8 enthalten Punktwerte der Eintrittshäufigkeiten¹ systemtechnisch (ohne Berücksichtigung von Notfallmaßnahmen) nicht beherrschter Zustände, wobei die Zustände nach Eintritt des auslösenden E_i in

- Spalte 6 durch Nichtverfügbarkeit der sekundärseitigen Wärmeabfuhr (Füllstand im Dampferzeuger zu niedrig) (SP)
- Spalte 7 durch Nichtverfügbarkeit der primärseitigen Wärmeabfuhr (Füllstand im Reaktordruckbehälter zu niedrig) (SP)
- in Spalte 8 durch Nichtverfügbarkeit der primärseitigen und sekundärseitigen Wärmeabfuhr (SP) Füllstand im Reaktordruckbehälter und Dampferzeuger zu niedrig

bedingt sind.

An diesen Zuständen orientiert sich die Auslösung von Notfallmaßnahmen. An sich wären diese Anlagenschadenzustände noch mit dem Ausfall der nuklearen Abschaltung zu kombinieren. Diese Ausfallkombinationen werden in der Studie nur in Verbindung mit dem auslösenden Ereignis „ATWS“ betrachtet. Deswegen werden keine eigenen Spalten mit den Schadenzuständen „Ausfall der nuklearen Abschaltung“, kombiniert mit den Ausfallarten der Spalten 7–9, eingeführt. Es gilt die Konvention, daß in den Zeilen „ATWS“ die nukleare Abschaltung ausgefallen ist, in allen anderen Zeilen ist sie verfügbar.

Zur vollständigen Charakterisierung der in Abschnitt 3.6.1 definierten Anlagenschadenzustände werden noch die für Notfallmaßnahmen verfügbaren Zeiten benötigt sowie die Angabe, ob (ohne Berücksichtigung von anlageninternen Notfallmaßnahmen) Kernschmelzen unter niederem oder hohem Primärkreisdruck eintreten würde. Diese Angaben finden sich in den den einzelnen auslösenden Ereignissen zugeordneten Zeilen, wie im folgenden beschrieben. Die Einträge im Kreuzungspunkt von Spalte $k, 7 \leq k \leq 9$, und Zeile i bedeuten:

¹ Vgl. dazu den ersten Absatz in Abschnitt 5.2

- Erste Zeile: erwartete Häufigkeit H_{ik} für den Anlagenschadenzustand Z_{ik} , wenn das einleitende Ereignis E_i gegeben ist.
- Zweite Zeile: Zeiten ab Störfallbeginn, die zur Ausführung von Notfallmaßnahmen maximal zur Verfügung stehen, um die Anlage entweder noch in einen beherrschten Zustand (kein Kernschmelzen) zu bringen (Zahl vor dem Schrägstrich), oder um den Ablauf eines nicht mehr verhinderbaren Kernschmelzens so zu beeinflussen, daß seine Folgen außerhalb der Anlage minimiert werden, z. B. Vermeidung von Kernschmelzen unter hohem Druck (Zahl nach dem Schrägstrich).
- Dritte Zeile: Angabe, ob der Ablauf zum Kernschmelzen bei niederem Druck (ND) oder bei hohem Druck (≥ 2 MPa) (HD) im Primärkreis führen würde.

Ein einleitendes Ereignis trägt i.a. nicht zu allen Anlagenschadenzuständen bei. Nicht aufgenommen in die Tabelle sind erwartete Häufigkeiten, die im Vergleich zu anderen unbedeutend sind oder unter 10^{-8} liegen.

- Spalte 9 enthält die Summe der Spalten 7-9.

Aus der Tabelle ist ersichtlich, daß Common-Cause-Ausfälle relativ hohe Anteile an der Nichtverfügbarkeit der Systeme haben. Ein Grund dafür ist, daß bei einem System mit zuverlässigen Einzelkomponenten und mit hoher Redundanz die Wahrscheinlichkeit für den Ausfall des Systems durch gleichzeitige unabhängige Ausfälle mehrerer Redundanzen sehr gering ist.

Zur Ermittlung der Wahrscheinlichkeiten von Common-Cause-Ausfällen liegen nur wenige Beobachtungen vor. Diese stammen überwiegend aus nationaler und internationaler Betriebserfahrung in anderen Kernkraftwerken und nur in einzelnen Fällen aus Biblis B. Die geringe Datenbasis, wie auch das Problem der Übertragbarkeit beobachteter Common-Cause-Ausfälle auf Biblis B, führen zu großen Schätzunsicherheiten. Deswegen sind Schlußfolgerungen für technische Verbesserungen erst nach detaillierten Analysen der Fälle mit dominierenden Beiträgen möglich. Nur fortlaufende und systematische Auswertungen der Betriebserfahrung können generell zu einer besser abgesicherten Einschätzung von Common-Cause-Ausfällen führen. Dann kann auch der Einsatz differenzierterer Auswertemethoden sinnvoll werden.

Die Tabelle zeigt weiterhin, daß menschliche Fehlhandlungen einen erheblichen Anteil an den Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktion haben. Dies ist darauf zurückzuführen, daß auch bei dem hohen Automatisierungsgrad der Anlage ab 30 min nach Anregung der Automatik Handlungen des Betriebspersonals zur Beherrschung von Störfällen erforderlich sind. Dabei können Fehlhandlungen entstehen, deren Ursache vor allem in den relativ kurzen Zeiten zu sehen sind, die zur Diagnose des gestörten Anlagenzustands und zur Ausführung der Handlungen dann noch zur Verfügung stehen. Der in der Studie abgeschätzte Anteil von Fehlhandlungen könnte dadurch vermindert werden, daß die Diagnoseschritte verbessert werden und die Automatisierung erweitert wird, z. B. durch die automatische Inbetriebnahme des Notstandsystems. Durch die Schaffung von Möglichkeiten zur Rücksetzung von Reaktorschutzsignalen nach bestimmten Kriterien könnte eine flexiblere Störfallbeherrschung erfolgen. Beides ist in neueren Anlagen bereits realisiert.

Bild 5-3 enthält weitere Auswertungen der Tabelle 5-17. Es zeigt für anlageninterne auslösende Ereignisse die Beiträge einzelner Ereignisgruppen zu der Summe der erwarteten Häufigkeit der Schadenszustände, sowie die Beiträge der Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktionen zur Summe der erwarteten Häufigkeiten der von den Ereignisgruppen verursachten Schadenszustände und zur Summe der erwarteten Häufigkeit der Schadenszustände.

Insgesamt beträgt die Häufigkeit der durch die Sicherheitssysteme nicht beherrschten Ereignisabläufe aus anlageninternen Störfällen $2,6 \cdot 10^{-5}/a$. Die größten Beiträge resultieren dabei aus Betriebstransienten (ca. 60 %) und aus Kühlmittelverluststörfällen (ca. 25 %), siehe auch Bild 2-5.

Nicht beherrschte Abläufe aus Betriebstransienten werden in fast allen Fällen durch den Ausfall der Dampferzeuger-Bespeisung bestimmt. Dabei haben Common-Cause-Ausfälle einen sehr hohen Anteil an der Nichtverfügbarkeit der Systeme. Da zur Beherrschung von Betriebstransienten bereits die Bespeisung eines der vier Dampferzeuger ausreicht, wird die Ausfallwahrscheinlichkeit des Notspeisewassersystems hauptsächlich durch Common-Cause-Ausfälle der Notspeisepumpen, und zugehöriger Hilfsölpumpen bestimmt. Common-Cause-Ausfälle der Notstromdiesel sind nur bei einem längerfristigen Notstromfall in Verbindung mit einem Versagen der NetZRückschaltung von Bedeutung. Die höheren Anteile des menschlichen Fehlverhaltens entfallen im wesentlichen auf das Versagen geplanter Handmaßnahmen, die bei einem Ausfall der Notspeisewasserversorgung erforderlich sind, um das Notstandssystem (Einspeisung aus dem benachbarten Block A) in Betrieb zu nehmen.

Für Kühlmittelverluststörfälle resultieren die Hauptbeiträge aus den auslösenden Ereignissen „Kleines Leck in einer Hauptkühlmittelleitung (2—12 cm²)“ und „Fehlöffnen eines Druckhalter-Sicherheitsventils“. Die Häufigkeit wird dabei zu etwa 65 % durch sekundärseitige Ausfälle und zu ca. 35 % durch primärseitige Ausfälle bestimmt. Der Anteil von Common-Cause-Ausfällen liegt bei ca. 50 %. Ein maßgeblicher Beitrag ergibt sich aus dem Versagen der Füllstandsmessung in den Flutbehältern, die für die Umschaltung von der Notkühleinspeisung in den Sumpfumwälzbetrieb erforderlich ist. Der Anteil aus menschlichem Fehlverhalten von ca. 25 % ist im wesentlichen auf den Ausfall geplanter Handmaßnahmen zum Einleiten des Abfahrens der Anlage zurückzuführen.

Tab. 5-17: Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen für anlageninterne auslösende Ereignisse

Nummer und Art des auslösenden Ereignisses	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Mittelwert	Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen				Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen			
			Hauptbeiträge	Anteil %	Anteil von Ausfallursachen		SP	SP	SP	Insgesamt
					CC %	MF %				
1. Gr.+ mittl. Leck HKL > 200 cm ²	< E-7	<3,E-3	ND-Einspeisung	75	70	13		<E-8		<E-8
2. Kleines Leck 1 HKL 80-200 cm ²	9,E-5	3,5E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe	40 42	52	25	1,4E-7 ND	1,7E-7 ND		3,1E-7
3. Kleines Leck 2 HKL 50-80 cm ²	7,5E-5	3,3E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe	40 44	50	25	1,2E-7 ND	1,3E-7 ND		2,5E-7
4. Kleines Leck 3 HKL 25-50 cm ²	7,5E-5	3,3E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe	40 44	50	25	1,2E-7 60/85 HD	1,3E-7 30/40 HD		2,5E-7
5. Kleines Leck 4 HKL 12-25 cm ²	1,4E-4	1,7E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe	52 47	70	19	1,1E-7 60/85 HD	1,2E-7 120/135 HD	<E-8 60/85 HD	2,4E-7
6. Kleines Leck 5 HKL 2-12 cm ²	2,8E-3	1,1E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe HD-Einsp. A Abfahren	23 73 2	52	36	2,2E-6 60/85 HD	7,0E-7 240/260 HD	5,6E-8 60/85 HD	3,0E-6
7. Kleines Leck am DH bei Ausfall Hauptspeisewasser 20 cm ²	3,2E-5	2,8E-3	ND-Einspeisung Speisewasser-Vers. HD-Einsp. A Abfahren FD-Abgabe	32 40 3 25	45	36	5,8E-8 90/120 HD	2,9E-8 120/135 HD	<E-8 60/85 HD	8,8E-8
8. Kleines Leck am DH bei Ausfall Hauptwärmesenke 20 cm ²	3,3E-5	1,6E-2	ND-Einspeisung FD-Abgabe	6 94	60	31	5,0E-7 120/150 HD	3,0E-8 120/135 HD		5,3E-7

Tab. 5-17: Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen für anlageninterne auslösende Ereignisse
(1. Fortsetzung)

Nummer und Art des auslösenden Ereignisses	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Mittelwert	Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen				Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen			
			Hauptbeiträge	Anteil %	Anteil von Ausfallursachen		SP	SP	SP	Insgesamt
					CC %	MF %				
9. Kleines Leck am DH bei anderen Transienten 20 cm ²	1,2E-4	1,7E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe	52 47	70	19	9,1E-8 120/150 HD	1,1E-7 120/135 HD	<E-8 60/85 HD	2,0E-7
10. Kleines Leck am DH bei Fehlöffnen Si.-Ventil 40 cm ²	8,5E-4	2,6E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe	34 60	50	32	1,3E-6 90/120 HD	8,5E-7 45/60 HD		2,2E-6
11. Primärleitungsleck im Ringraum	< E-7	1	Notkühlung	100	n. u.	n. u.		< E-7 ND/HD		< E-7
12. DE-Heizrohrleck 6-12 cm ²	1,0E-5	1,1E-2	n. u.	n. u.	n. u.	n. u.	n. u. *) 30/85 DE-HD	n. u. *) 30/400 DE-HD	n. u. *) 30/400 DE-HD	1,1E-7
13. DE-Heizrohrleck 1-6 cm ²	6,5E-3	1,5E-4	DE-Isolation Δ Leckageergänzung Teilw. Abfahren Δ Leckageergänzung Abschalt. HD-Einsp. Speisewasser-Vers.	38 13 13 38	26	68	3,7E-7*) 60/85 DE-HD	1,3E-7*) 60/650 DE-HD	5,0E-7*) 60/650 DE-HD	1,0E-6
14. Notstromfall	0,13	1,7E-5	Speisewasser-Vers.	100	76	11	2,2E-6 120/150 HD			2,2E-6
15. Ausfall HSPW ohne Ausfall HWS	0,15	2,1E-5	Speisewasser-Vers.	100	77	48	3,2E-6 70/95 HD			3,2E-6

Tab. 5-17: Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen für anlageninterne auslösende Ereignisse
(2. Fortsetzung)

Nummer und Art des auslösenden Ereignisses	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Mittelwert	Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen				Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen			
			Hauptbeiträge		Anteil von Ausfallursachen		SP	SP	SP	Insgesamt
				Anteil %	CC %	MF %				
16. Ausfall HSPW und Ausfall HWS	0,29	2,3E-5	Speisewasser-Vers.	100	76	49	6,7E-6 80/105 HD			6,7E-6
17. Ausfall HWS ohne Ausfall HSPW	0,36	8,0E-6	Speisewasser-Vers.	100	55	50	2,9E-6 80/105 HD			2,9E-6
18. Großes Leck in FD-Leitung im SB	1,6E-4	7,8E-3	Auftrenn. FD-System Speisewasser-Vers.	20 80	30	7	1,2E-6 70/95 HD			1,2E-6
19. Großes Leck in FD-Leitung außerhalb des SB	4,8E-4	2,1E-3	Auftrenn. FD-System Speisewasser-Vers.	58 42	85	2	1,0E-6 70/95 HD			1,0E-6
20. Mittleres Leck in FD-Leitung in SB	2,7E-5	3,0E-3	Auftrenn. FD-System Speisewasser-Vers.	40 60	63	5	8,1E-8 70/95 HD			8,1E-8
21. Mittleres Leck in FD-Leitung außerhalb des SB	1,1E-4	2,0E-3	Auftrenn. FD-System Speisewasser-Vers.	60 40	86	2	2,2E-7 70/95 HD			2,2E-7
22. ATWS bei Ausfall Hauptspeisewasser	4,7E-6	8,4E-3	Speisewasser-Vers. DH-Ventile	60 40	n. u.		2,4E-8 20/30 HD	1,5E-8		3,9E-8

Tab. 5-17: Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen für anlageninterne auslösende Ereignisse
(3. Fortsetzung)

Nummer und Art des auslösenden Ereignisses	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen					Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen			
		Mittelwert	Hauptbeiträge	Anteil %	Anteil von Ausfallursachen		SP	SP	SP	Insgesamt
					CC %	MF %				
23. ATWS bei Notstromfall	3,4E-6	2,3E-2	Speisewasser-Vers. DH-Ventile	98 2	n. u.	n. u.	7,5E-8 20/30 HD	< E-8 **)		7,8E-8
24. ATWS bei Ausfall HWS und HSPW	7,5E-6	5,0E-3	Speisewasser-Vers. DH-Ventile	90 10	n. u.	n. u.	3,4E-8 20/30 HD	< E-8 **)		3,8E-8
25. ATWS bei sonstigen Transienten	2,3E-5	2,0E-3	Speisewasser-Vers. DH-Ventile	75 25	n. u.	n. u.	3,5E-8 20/30 HD	1,1E-8 **)		4,6E-8
Summe anlagenintern							2,3E-5 90,3 %	2,2E-6 8,8 %	2,3E-7 0,9 %	2,6E-5

*) Diese Schadenszustände werden zu einem Schadenszustand zusammengefaßt und der Summe der Schadenszustände SP zugerechnet

***) Dieser Schadenszustand wird wegen seiner geringen Eintrittshäufigkeit nicht weiter betrachtet

Legende

S: Ausfall sekundärseitiger Systemfunktionen

P: Ausfall primärseitiger Systemfunktionen

R: Ausfall der Reaktorschnellabschaltung

HD: Hoher Druck im Primärkreis > 2 MPa

ND: Niedriger Druck im Primärkreis

t₁/t₂: Zeiten (min) zur Vermeidung von Kernschmelzen / Vermeidung des HD-Falls

PLR: Primärkreisleck im Ringraum

DE: Dampferzeuger

A: Und-Verknüpfung

n. u.: Nicht untersucht

CC: Ausfall aus gemeinsamer Ursache (Common Cause)

MF: Menschliche Fehlhandlungen

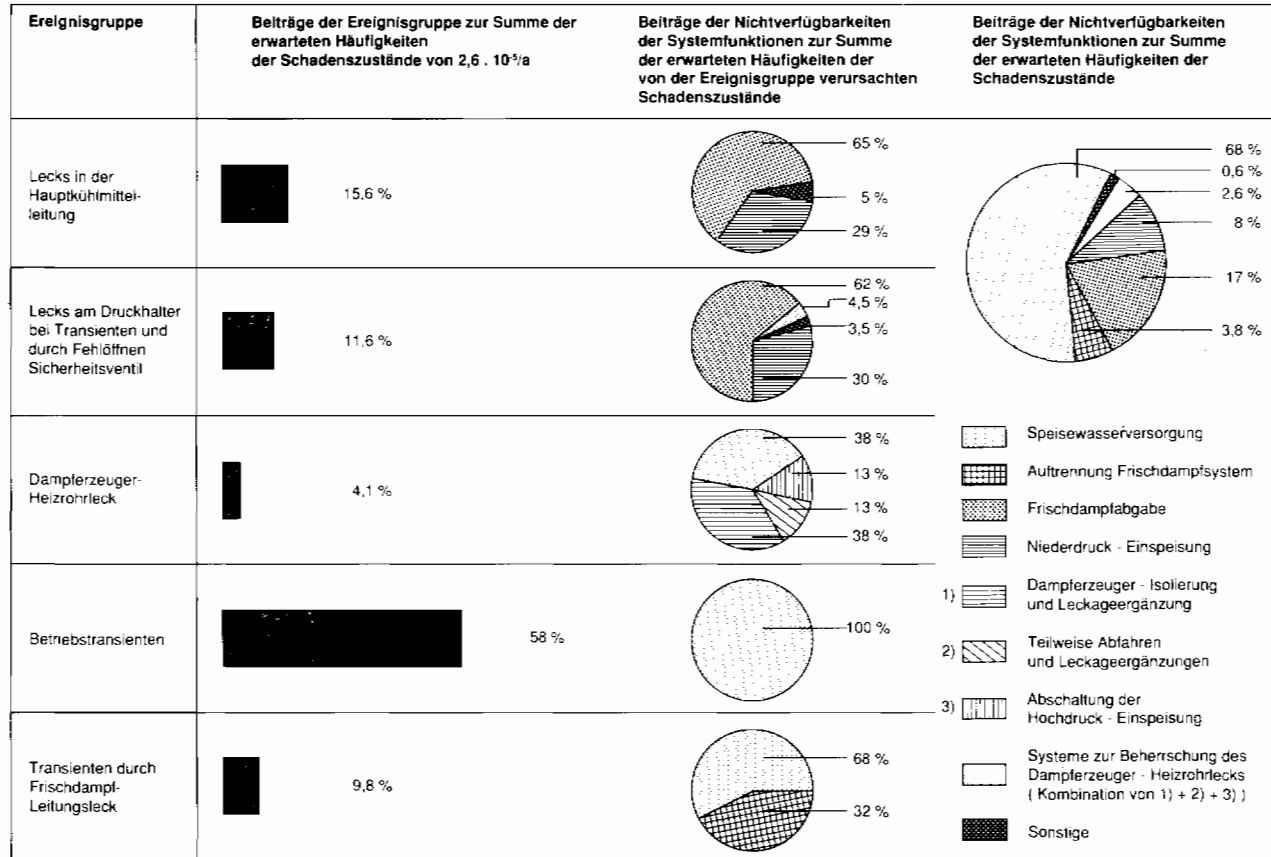


Bild 5-3: Anlageinterne auslösende Ereignisse
 Beiträge der Ereignisgruppen zur Summe der erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände
 Beiträge der Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktionen

Literatur

- [ATV 82] ATV-Kansliet: ATV-Databok Summanställing av Driftsäkerhetsdata ur ATV-Systemet Februar 1982
- [ATW 83] C. L. Atwood: Common-Cause Fault Rates for Instrumentation and Control Assemblies NUREG/CR-2771, Feb. 1983
- [AZO 80] Azodi, D.: Strukturdynamische Analyse der Reaktordruckbehälter-Flanschverbindung eines Druckwasserreaktors beim Notstromfall mit Versagen des Schnellabschaltsystems (ATWS), GRS-A-412, Februar 1980
- [AZO 85] Azodi, D., H. Reck, H. Schulz, R. Arenz: Grenztragfähigkeit geschädigter Dampferzeuger-Heizrohre – Abschlußbericht, GRS-A-1142, September 1985
- [BAL 73] Balfanz, H. P.: Ausfallratensammlung, Institut für Reaktorsicherheit, Bericht IRS-W-8, Dezember 1973
- [BEL 83] Bell, J. B. and Swain, A. D.: A Procedure for Conducting a Human Reliability Analysis for Nuclear Power Plants Final Report, NUREG/CR-2254, Mai 1983
- [BEL 89] Beliczey, S., H. Reck, H. Schulz: Leck- und Bruchhäufigkeiten von Rohrleitungsabschnitten in verschiedenen Bereichen eines KWU-Druckwasserreaktors GRS-A-1560/4, Mai 1989
- [BOX 73] Box, J.E.P., G.C. Tiao: Bayesian Inference in Statistical Analysis, Addison-Wesley Publication Company, Reading, 1973
- [BUS 83] Bush, S. H.: Pressurized Water Reactors, International Symposium on Reliability of Reactor Pressure Components, IAEA-SM-269/73, Stuttgart, March 1983
- [GRS 80a] Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke, Fachband 3: Zuverlässigkeitskenngrößen und Betriebserfahrungen, Verlag TÜV Rheinland, 1980
- [GRS 80b] Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke Fachband 2: Zuverlässigkeitsanalyse Verlag TÜV Rheinland, 1980
- [HAG 85] Hagemann, J. et. al.: Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke Phase B, Auslösende Ereignisse und Ereignisabläufe für Kühlmittelverluststürfälle, RWTÜV Essen, Januar 1985
- [HAN 83] Hannaman, G. W., A. J. Spurgin: Systematic Human Action Reliability Procedure (SHARP), Report No. NUS-4486, NUS Corporation, San Diego, 1983
- [HAR 81] Harris, D.O., E.Y. Lim, D.D. Dedhia: Probability of Pipe Fracture in the Primary Coolant Loop of a PWR Plant, Vol. 5, Lawrence Livermore Laboratory, NUREG/CR-2189, 1981
- [HAU 83] Haunhorst, H., K. Kotthoff, F. Schleifer: Untersuchung zum Dampferzeuger-Heizrohrbruch, Teil 1, Band 1, Erkenntnisse aus ausländischen Vorkommnissen GRS-A-897, November 1983
- [HOE 84] Hömke, P., H.W. Krause, W. Ropers, C. Verstegen, H. Hüren, H.V. Schlenker, P. Dörre, A. Tsekouras: Zuverlässigkeitskenngrößenermittlung im Kernkraftwerk Biblis B, Abschlußbericht, GRS-A-1030/Band I bis VI, Dezember 1984
- [HOL 85a] Holmann, G.S., T. Lo and C.K. Chou: Probability of Pipe Failure in the Reactor Coolant Loops of Combustion Engineering PWR Plants NUREG/CR-3663, Vol. 1, January 1985
- [HOL 85b] Holmann, G.S. and C.K. Chou: Probability of Pipe Failure in the Reactor Coolant Loops of Westinghouse PWR Plants NUREG/CR-3660, Vol. 1, July 1985
- [KAP 83] Kaplan, S.: On a „Two-Stage“ Bayesian Procedure for Determining Failure Rates from Experiental Data IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, PAS-102, 195-202, 193
- [KUS 88] Kußmaul, K.: Stellungnahme zu der von der Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH durchzuführenden Risikostudie — Phase B für DWR — August 1988
- [KWU 79] KWU: Arbeitsbericht „Vergleich theoretisch ermittelter Ausfallraten des Steuerungssystems Iskamatic-B mit empirisch ermittelten Werten und Analo-

gieschluß für die Baugruppen AV11, 12 und FT11, 12“, Az.: V7QS/8087-18/77/Zi vom 29.1.1979

- [MEI 84] Meister, D.: Human Reliability F.A. Muchler (ed.) Human Factors Review: Santa Monica, CA: Human Factors Society, 1984
- [MOR 86] Morimoto, K.: Comparing international Scram frequency statistics Nuclear Engineering International, 9/86
- [MOS 88] Mosleh, Flemming, Parry, Paula, Worledge, Rassmuson: Procedures for Treating Common Cause Failures in Safety and Reliability Studies NUREG/CR-4780, Vol. 1, Jan. 1988
- [NPC 86] Nuclear Power Experiences Inc. Vol. PWR-2, IV Control Rods and Drives A. Control Rods B. Drives Zeitraum 1962 - 1986
- [NRC 75] U. S. Nuclear Regulatory Commission (NRC): Reactor Safety Study, An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants, WASH-1400, Appendix III: Failure Data NUREG-75/014, Oktober 1975
- [NRC 87] U. S. Nuclear Regulatory Commission (NRC): Reactor Risk Reference Document (Draft for Comment), NUREG-1150, February 1987
- [NUR 80] NUREG - PWR Pipe Crack Study Group: Investigations and Evaluation of Cracking Incidents in Piping in Pressurized Water Reactors, NUREG-0691, May 1980
- [RKS 85] RKS, SKI: Reliability Data Book for Components in Swedish Nuclear Power Plants, RKS 85-25
- [SCH 79] Schrüfer, E., H. Hammerschmidt, G. Lebelt et al.: Ausfallraten ausgewählter Bauelemente und Geräte der Leittechnik, Technische Universität München, Bericht EMT 1/79
- [SCH 84a] Schmidtke, H.: Systemergonomische Aufgabenbewertung in komplexen Mensch—Maschine—Systemen und Leitwarten, Kolloquium Leitwarten, Sonderdruck aus der Zeitschrift “Ortung und Navigation“ 3/84, S. 324, Verlag TÜV Rheinland, Köln
- [SCH 84b] Schäfer, R., G. I. Schueller, P. Kafka: Probabilistische Untersuchung des Rißfortschrittsverhaltens von Reaktorkomponenten, Industrieanlagen-Betriebsgesellschaft mbH, März 1984
- [SCH 87] Schmidt, Th., U. Schomburg: Markovian Probabilistic Fracture Mechanics Analysis Applied to Estimating Failure Probabilities of a PWR Primary Coolant Pipe SMiRT 1987, Vol. M. page 321 ff.
- [SWA 83] Swain, A. D., Guttman, H. E.: Handbook of Human Reliability Analysis with Emphasis on Nuclear Power Plant Applications, Final Report, NUREG/CR-1278, August 1983
- [TÜV 81a] Ausfallraten der Baugruppen von Begrenzungseinrichtungen bei KKG, Brief des TÜV-Bayern, Az.: D1-KSA 10 Gö-SCHO vom 18.3.1981
- [TÜV 81b] RWTÜV, GRS, TÜV-Rheinland: Untersuchung der Zuverlässigkeit von Druckabsicherungen in Kernkraftwerken, Ergebnisse des vom Bundesminister des Inneren geförderten Forschungsvorhabens SR 214, Berichts-Nr.: 911-258/81, TÜV Rheinland, Köln, September 1981
- [TÜV 83] TÜV-Leitstelle Kerntechnik bei der VdTÜV: Statistische Untersuchung der Zuverlässigkeit von Notstromdieselanlagen in deutschen Kernkraftwerken, Verlag TÜV Rheinland, Köln, 1983
- [TÜV 85] GRS, TÜV Rheinland, RWTÜV: Auswertung der Betriebserfahrungen mit

Sicherheitsarmaturen, Ergebnisse des vom Bundesminister des Inneren geförderten Vorhabens SR 297, RWTÜV, Essen, Januar 1985

- [VES 77] Vesely, W. E.: Estimating Common Cause Failure Probabilities in Reliability and Risk Analyses: Marshall-Olkin Specializations Gatlinburg, June 1977
- [WRI 87] Wright, R. E., J. A. Steverson, W. F. Zuroff: Pipe Break Frequency Estimation for Nuclear Power Plants NUREG/CR-4407, May 1987

6 Ereignisablaufanalysen für Kühlmittelverluststörfälle und Transienten mit Berücksichtigung anlageninterner Notfallmaßnahmen

6.1 Einführung

Bei der Ereignisablaufanalyse für Störfälle wurde in früheren Risikostudien (WASH-1400; Deutsche Risikostudie, Phase A) nur der auslegungsgemäße Einsatz der Sicherheitssysteme sowie der Ausfall dieser Systeme berücksichtigt. Neuere Risikoanalysen und probabilistische Sicherheitsanalysen berücksichtigen zum einen den Ausfall von Systemfunktionen der Betriebs- und Sicherheitssysteme auf der Basis von realistischen Mindestanforderungen (vgl. insbesondere Abschnitt 4.3 und 4.4), zum anderen werden in solchen Analysen außer dem auslegungsgemäßen Einsatz der Betriebs- und Sicherheitssysteme auch Maßnahmen des anlageninternen Notfallschutzes (Accident-Management-Maßnahmen, abgekürzt AM) mit einbezogen. Dabei wird unterschieden zwischen Maßnahmen zur Verhinderung eines Kernschmelzunfalles (accident prevention) und Maßnahmen zur Minderung der Unfallfolgen (accident mitigation). Dieses Kapitel befaßt sich mit anlageninternen Notfallmaßnahmen bei systemtechnisch nicht beherrschten Kühlmittelverluststörfällen und Transienten.

Zwischen anlageninternen Notfallmaßnahmen zur Unfallvermeidung und den Maßnahmen zur Störfallbeherrschung besteht aus Sicht der Systemtechnik ein fließender Übergang. Die Maßnahmen zur Störfallbeherrschung erfolgen innerhalb des Rahmens, der der Auslegung des Sicherheitssystems zugrunde liegt und der in den Störfallanweisungen des Betriebshandbuchs niedergelegt ist. Darüber hinaus können Eingriffe des Betriebspersonals in Situationen erforderlich werden, die nicht mehr durch die Störfallanweisungen erfaßt werden. Der Bereich der anlageninternen Notfallmaßnahmen umfaßt weitere – evtl. auch provisorische – Maßnahmen, die beim Ausfall von Sicherheitssystemen eingesetzt werden können. Die Anforderungen an die Systeme und insbesondere an das Personal bei der Durchführung solcher anlageninternen Notfallmaßnahmen hängen dabei im allgemeinen nicht nur von der momentanen Situation, sondern auch von der Vorgeschichte des Ereignisablaufes ab.

Es bestehen verschiedene Möglichkeiten, um anlageninterne Notfallmaßnahmen durchzuführen. In der Studie werden nur Maßnahmen zur Druckentlastung und Bespeisung des Sekundär- bzw. Primärkreises betrachtet.

6.2 Übersicht über anlageninterne Notfallmaßnahmen

Anlageninterne Notfallmaßnahmen haben die Aufgabe,

- Unterkritikalität
- Kernkühlung
- Aktivitätsrückhaltung

selbst dann zu gewährleisten, wenn zur Störfallbeherrschung wesentliche Systemfunktionen der Sicherheitssysteme nicht verfügbar sind.

Werden anlageninterne Notfallmaßnahmen nicht berücksichtigt, liefert der Ausfall der sekundärseitigen Wärmeabfuhr den dominierenden Beitrag zur Kernschmelzhäufigkeit. Um anlageninterne Notfallmaßnahmen durchführen zu können bzw. ihre Erfolgsaussichten zu verbessern, wurden und werden systemtechnische Verbesserungen in der Anlage Biblis B durchgeführt. Hier sind insbesondere zu nennen:

- Erweiterung des Reaktorschutzsystems, um eine Druckentlastung der Frischdampfleitungen und eine Bespeisung der Dampferzeuger aus dem unter einem Druck von etwa 1 MPa stehenden Speisewasserbehälter ohne den Betrieb von Pumpen zu ermöglichen.
- Installation von Meßsonden für den Reaktordruckbehälter-Füllstand und Auslösung der Notkühlsignale bei Absinken des kollabierten Wasserspiegels unter die Unterkante der Hauptkühlmittelleitungen. Für die Analysen wird davon ausgegangen, daß die Füllstandssonden sowohl bei einem Primärkreisdruck von ca. 16-17 MPa als auch bei laufenden Hauptkühlmittelpumpen den kollabierten Wasserspiegel im oberen Plenum hinreichend genau messen.
- Die Druckhalterventile und die zugehörigen Steuerventile werden für Abblasen von Zweiphasengemisch und Wasser einschließlich der dabei auftretenden Kräfte und den bei primärseitigen Notfallmaßnahmen auftretenden Dampf- bzw. Gastemperaturen ausgelegt.
- Die beiden Druckhalter-Abblaseventile (Querschnitte $\approx 20 \text{ cm}^2$ bzw. $\approx 40 \text{ cm}^2$) sowie die beiden Druckhalter-Sicherheitsventile (Querschnitte $\approx 40 \text{ cm}^2$) erhalten jeweils eine zusätzliche Steuerleitung, die durch Motorarmaturen zu öffnen ist. Die Hauptventile müssen bis zu niedrigen Drücken offengehalten werden können. Die Armaturen werden für die Umgebungsbedingungen ausgelegt, die bei Kühlmittelverluststörfällen und bei primärseitigen Notfallmaßnahmen auftreten.
- Installation von Anschlüssen für mobile Pumpen in den Notspeisewasserleitungen auf der Druckseite der Notspeisewasser-Pumpen.
- Erstellung eines Notfallhandbuchs:
 - Logikfahne für das Druckentlasten und Bespeisen von Dampferzeugern
 - Notgefahrmeldung (NOGEMA) bei allen Dampferzeuger-Füllständen $< 2 \text{ m}$
 - Logikfahne zur Druckentlastung des Reaktorkühlkreislaufs
 - Notgefahrmeldung bei Reaktordruckbehälter-Füllstand $< \text{MIN } 3$
 - Notgefahrmeldung bei Brennelement-Austrittstemperatur $> 400 \text{ }^\circ\text{C}$
- Maßnahmen zur gefilterten Druckentlastung des Sicherheitsbehälters.

Bei Absinken der Dampferzeuger-Wasserstände unter 2 m sollen folgende Gegenmaßnahmen durchgeführt werden:

- Abschalten der Hauptkühlmittelpumpen (um den weiteren Eintrag der Pumpen-Verlustwärme in das Reaktorsystem zu verhindern)

- Notfallmaßnahmen zur Dampferzeugerbespeisung aus dem Speisewasserbehälter (*AM sekundär* oder sekundärseitiges *Bleed and Feed*):
 - die Frischdampf- und Speisewasser-Absperrsignale ($\Delta p/\Delta t$ -Signale) sowie die Notspeise-Absperrsignale werden von der Warte aus unscharf gemacht,
 - weitere Signale werden abgesteuert bzw. die zugehörigen Teilsteuern werden außer Betrieb genommen,
 - die Speisewasserleitungen werden von den Hauptspeisewasserpumpen über die Schwachlast- und ggf. über die Hauptlastregelventile durchgeschaltet,
 - der Frischdampfdruck wird durch Öffnen der beiden Abblaseregelventile und von zwei Abblaseabsperrschiebern abgesenkt. Falls erforderlich, werden auch kleine und große Frischdampf-Sicherheitsventile geöffnet,
 - bei zu starkem Temperaturabfall auf der Primärseite werden die Schwachlast- bzw. Hauptlastregelventile eingedrosselt, so daß die Kühlmitteltemperatur bei ca. 200 °C gehalten wird. Vor weiterer Temperaturabsenkung wird die Borkonzentration im Reaktorkühlkreislauf erhöht,
 - die Anlage wird bis zum Einsatz der *Niederdruck-Einspeisungen* abgefahren.

Für die Wirksamkeit dieser sekundärseitigen Maßnahme wird angenommen, daß durch die dabei auftretenden Thermoschock- und Druckdifferenzbelastungen auf der Sekundärseite der Dampferzeuger keine Schäden entstehen.

- Primärseitige Maßnahmen zur Druckabsenkung und Kühlmiteleinpeisung (primärseitiges *Bleed and Feed*):
 - parallel zu den sekundärseitigen Maßnahmen wird die Energieversorgung der Motorarmaturen für die zusätzlichen Steuerleitungen der Druckhalterventile hergestellt,
 - sind die sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen nicht erfolgreich, so wird, wenn der Reaktorbehälter-Füllstand unter die Unterkante der Hauptkühlmittelleitungen absinkt, durch Öffnen von Druckhalterventilen (*Bleed*) der Druck im Reaktorkühlkreislauf so abgesenkt, daß die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* in den Primärkreis erfolgen (*Feed*),
 - schließlich wird auf die *Niederdruck-Einspeisungen* im Flutbetrieb, Sumpfbetrieb oder kombinierten Nachkühlbetrieb übergegangen,
 - die Druckentlastung des Reaktorkühlkreislaufes soll auch eingeleitet werden, wenn die Brennelement-Austrittstemperatur > 400 °C beträgt oder bei Kühlmittelverluststörfällen das Abfahren mit 100 K/h nicht erfolgreich ist.
- Langfristige sekundärseitige Maßnahmen

Sind die sekundärseitigen Maßnahmen des anlageninternen Notfallschutzes zunächst erfolgreich, gelingt aber das Abfahren der Anlage auf die *Niederdruck-Einspeisungen* nicht (z. B. bei einem langfristigen „Station Black-out“), so ist für eine Langzeitbespeisung der Dampferzeuger über mobile Pumpen (z. B. Feuerlöschpumpen) zu sorgen. Diese Pumpen können an die Notspeisewasserleitungen auf der Druckseite der Notspeisewasser-Pumpen angeschlossen werden.
- Druckentlastung des Reaktorkühlkreislaufs

Gelingt es nicht, durch die oben genannten Maßnahmen ein Kernschmelzen zu verhindern, so kann durch rechtzeitiges Öffnen von Druckhalterventilen ein Kernschmelzen unter hohem Druck in Kernschmelzen unter niedrigem Druck überführt werden. Damit können die Unfallfolgen vermindert werden.

Unter Berücksichtigung der genannten anlageninternen Notfallmaßnahmen werden die Ereignisablaufanalysen für Transienten, für Kühlmittelverluststörfälle („kleine Lecks“) und für Dampferzeuger-Heizrohrlecks diskutiert.

Die erweiterten Ereignisablaufanalysen und die zugehörigen Mindestanforderungen an die Systemfunktionen werden in Abschnitt 6.3 besprochen. Anschließend werden in Abschnitt 6.4 und Abschnitt 6.5 die zugehörigen thermohydraulischen Untersuchungen dargestellt. In Abschnitt 6.6 und Abschnitt 6.7 wird die probabilistische Bewertung der anlageninternen Notfallmaßnahmen diskutiert.

6.3 Ereignisablaufanalysen

6.3.1 Anlageninterne Notfallmaßnahmen bei Transienten

Bei einem Teil der möglichen Transienten, insbesondere beim „Notstromfall“, werden mit Störfalleintritt die Hauptkühlmittelpumpen abgeschaltet. Bei anderen Transienten laufen die Hauptkühlmittelpumpen zunächst weiter, z. B. beim „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung“. Bei diesen Transienten kann durch Abschalten der Hauptkühlmittelpumpen erreicht werden, daß die Leistung dieser Pumpen (als erhebliche Wärmequelle neben der Nachwärme) nicht mehr in das Kühlmittel eingebracht wird. In den Analysen wird davon ausgegangen, daß diese Pumpen spätestens durch die

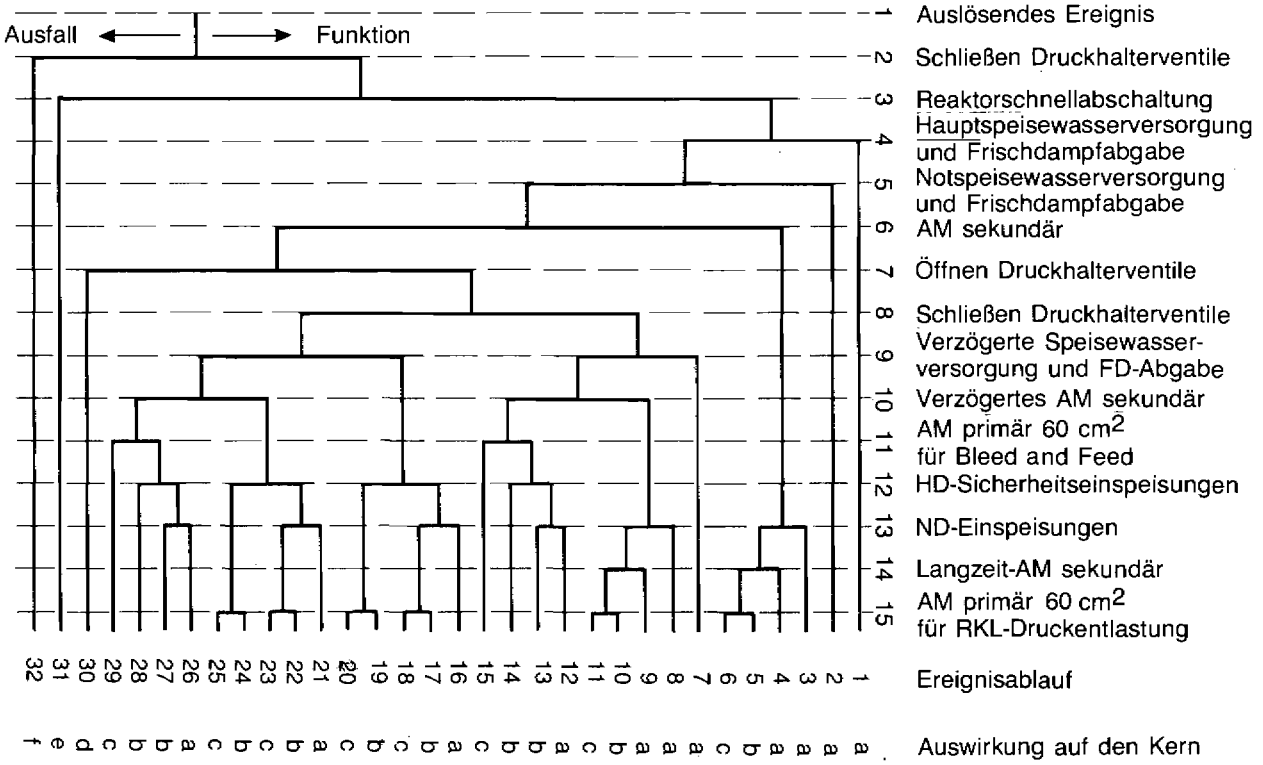
- Notkühlsignale (ausgelöst durch Reaktordruckbehälter-Füllstand $< \text{MIN } 3$)
oder
- Primärkreis-Abschlußsignale (ausgelöst durch Druckhalter-Füllstand $< 2,85 \text{ m}$)

außer Betrieb genommen werden. Dabei wird vorausgesetzt, daß die Reaktordruckbehälter-Füllstandssonde hinreichend genau den Füllstand mißt, auch bei laufenden Hauptkühlmittelpumpen und dem sich nach sekundärseitigen Austrocknen der Dampferzeuger einstellenden Primärkreisdruck. Es ist zu überprüfen, ob diese Annahme unter allen relevanten Zuständen zutrifft.

Im Ereignisablaufdiagramm für Transienten sind die angeforderten Systemfunktionen der Sicherheitssysteme eingetragen (vgl. Abschnitt 4.3) Für „primärseitiges *Bleed and Feed*“ wird davon ausgegangen, daß Druckhalterventile mit einem Gesamtquerschnitt von 60 cm^2 geöffnet werden müssen.

Bild 6-1 zeigt das Ereignisablaufdiagramm für Transienten unter Berücksichtigung von anlageninternen Notfallmaßnahmen. Die folgenden Anmerkungen beziehen sich auf die entsprechenden, im Ereignisablaufdiagramm eingetragenen Nummern (1–15) der Systemfunktionen:

- 1) Als auslösende Ereignisse von Transienten werden in dieser Studie untersucht:
 - Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung
 - Ausfall der Hauptwärmesenke
 - Notstromfall
 - Frischdampf-Leitungsleck
- 2) Kurz nach dem auslösenden Ereignis kann es zu einem *Öffnen von Druckhalterventilen* kommen. Da dieses Öffnen nicht erforderlich ist, fehlt eine entsprechende Verzweigung im Ereignisablaufdiagramm. Nach dem Öffnen müssen die Druckhalterventile wieder schließen, sonst liegt ein „kleines Leck am Druckhalter“ vor und der Ereignisablauf ist als Kühlmittelverluststörfall weiter zu untersuchen (siehe Abschnitt 6.3.2).



- a beherrscht
- b nicht beherrscht, ND-Kernschmelzen
- c nicht beherrscht, HD-Kernschmelzen
- d nicht beherrscht, Überdruckersagen
- e Fortsetzung ATWS-Störfall
- f Fortsetzung Kühlmittelverluststörfall "kleines Leck am Druckhalter"

Bild 6-1: Ereignisablaufdiagramm mit anlageninternen Notfallmaßnahmen für Transienten

- 3) Mit der *Reaktorschnellabschaltung* wird die Anlage in den Zustand „unterkritisch, heiß“ überführt. Die Kühlmittelertrittstemperatur beträgt $\approx 290\text{ °C}$, im Reaktorkern entsteht nur noch die Nachzerfallwärme. Ein Ausfall der *Reaktorschnellabschaltung* führt zu ATWS.
- 4) Unter der Systemfunktion *Hauptspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* wird die Dampferzeugerbespeisung mit den Hauptspeisewasserpumpen über die Hauptlast- oder Schwachlastregelventile verstanden. Die Frischdampfabgabe erfolgt entweder an die Hauptwärmesenke oder über die Frischdampf-Abblasestation (Frischdampf-Abblaseregulventile, Frischdampf-Sicherheitsventile).
- 5) Unter *Notspeisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* wird die Dampferzeugerbespeisung über das Notspeisewassersystem oder über das Notstandssystem verstanden, falls diese vor dem sekundärseitigen Austrocknen der Dampferzeuger hergestellt ist. (Bezüglich Frischdampfabgabe siehe 4).

Falls die Notspeisewasserversorgung zunächst nicht verfügbar ist, weil Notspeisewasserpumpen und Notstandspumpen wegen

- Ausfall der Steuerung oder
- Ausfall der Leistungsschalter

nicht in Betrieb gehen, wird das Betriebspersonal versuchen, die Pumpen durch Handeingriff auf der Warte oder vor Ort zu starten. Solche Maßnahmen sind zwar nicht geplant, sie sind aber im Kraftwerksbetrieb durchaus üblich.

Mindestanforderungen:

- 1 Einspeisung durch Notspeisewasser-Notstandssystem
- 1 zugehörige Frischdampfabgabe

Spätester Zeitpunkt für die Herstellung dieser Systemfunktion:

- Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung, Frischdampf-Leitungsleck:
 ≥ 20 min nach Störfalleintritt
 Je nach Transiente sind die verfügbaren Zeiten zum Teil auch länger, vgl. Tabelle 4-8.
- Ausfall der Hauptwärmesenke:
 ≈ 35 min nach Störfalleintritt
- Notstromfall:
 ≈ 50 min nach Störfalleintritt

6) Anlageninterne Notfallmaßnahmen sekundär (*AM sekundär*)

Falls die Systemfunktion 5) nicht vor Absinken des Dampferzeuger-Wasserstandes unter 2 m verfügbar ist, kann durch sekundärseitige Druckentlastung und Dampferzeugerbespeisung (sekundärseitiges *Bleed and Feed*) über den Speisewasserbehälter ein Ansprechen von Druckhalterventilen vermieden werden.

Da Anschlußstutzen auf der Druckseite der Notspeisewasserpumpen installiert werden, können die Dampferzeuger auch über mobile Pumpen (z. B. Feuerlöschpumpen) bespeist werden.

Es wird unterschieden zwischen *AM sekundär*, die vor einem Austrocknen der Dampferzeuger, und solchen, die nach einem Austrocknen der Dampferzeuger eingeleitet werden. Die ersten werden kurz als (unverzögertes) *AM sekundär*, die zweiten als *verzögertes AM sekundär* bezeichnet.

Mindestanforderungen für *AM sekundär*:

- Bespeisung der Dampferzeuger über
 - 4v4 Schwachlastregelventile
 - 1v4 Hauptlastregelventile
- Frischdampfabgabe der bespeisten Dampferzeuger über
 - 2v4 Frischdampf-Abblaseabsperrventile und
 - 2v2 Frischdampf-Abblaseregelventile

oder

- 1v4 Frischdampf-Abblaseabsperrventile und
- 1v2 Frischdampf-Abblaseregelventile und
- 3v4 15- %-Frischdampf-Sicherheitsventile und
- 1v2 100- %-Frischdampf-Sicherheitsventilen (unter 1,5 MPa)

Falls Frischdampf-Schnellschlußventile durch $\Delta p/\Delta t$ -Signale geschlossen wurden, müssen sie zur Herstellung der Frischdampfabgabe geöffnet werden.

Frühester Zeitpunkt für die Einleitung der Maßnahme *AM sekundär* (Absinken der Dampferzeuger-Wasserstände unter 2 m):

- Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung, Frischdampf-Leitungsleck:
≈ 10 min nach Störfalleintritt
- Ausfall der Hauptwärmesenke:
≈ 25 min nach Störfalleintritt
- Notstromfall:
≈ 40 min nach Störfalleintritt

Spätester Zeitpunkt für den Erfolg der Systemfunktion *AM sekundär* zur Verhinderung des Ansprechens von Druckhalterventilen:

- Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung, Frischdampf-Leitungsleck:
≈ 20—35 min nach Störfalleintritt
- Ausfall der Hauptwärmesenke:
≈ 35 min nach Störfalleintritt
- Notstromfall:
≈ 50 min nach Störfalleintritt

Beim „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung“ mit frühzeitigem Ausfall des Druckhalter-Sprühens sprechen Druckhalterventile etwa 20 min nach Störfalleintritt an; bei funktionierendem Druckhaltersprühens sprechen die Druckhalterventile erst nach ≈ 35 min an, wobei sofort Wasser ausströmt.

Bei der Festlegung der Prozeduren des Notfallhandbuches für sekundärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen ist zu beachten, daß bei sekundärseitiger Druckentlastung der Kern wieder kritisch werden kann, wenn die Temperatur im Reaktorkühlkreislauf zu rasch abgesenkt wird (siehe Anmerkung 10).

7) Fallen die Funktionen 5) und 6) aus, so öffnen beide Druckhalter-Abblaseventile. Falls das größere Druckhalter-Abblaseventil nicht öffnet, so öffnet ein Druckhalter-Sicherheitsventil. Wenige Minuten nach dem Öffnen von Druckhalterventilen sprechen die Berstscheiben des Druckhalter-Abblasetanks an. Je nachdem, ob das Druckhalter-

sprühen funktioniert oder nicht, ist sofort beim Ansprechen der Druckhalterventile oder kurz danach mit einem Wasserabblasen über diese Ventile zu rechnen (vgl. 6).
Öffnet keines der 4 Druckhalterventile, so versagt schließlich der Reaktorkühlkreislauf durch Überdruck (Ereignisablauf Nr. 30).

Mindestanforderungen:

- Öffnen 1v4 Druckhalterventilen
- 8) Wenn Druckhalterventile geöffnet haben, ist bei absinkendem Primärkreisdruck ein *Schließen der Druckhalterventile* notwendig, sonst liegt ein „kleines Leck am Druckhalter“ vor. Bei langfristigem Ausfall der sekundärseitigen Bespeisungen ist zur Beherrschung des Lecks die Maßnahme *AM primär 60 cm² für Bleed and Feed* (Anmerkung 11) erforderlich.
- 9) Schließen die Druckhalterventile bei einem Absinken des Druckes wieder, so dampft der Reaktorkühlkreislauf langsam beim Ansprechdruck der Druckhalterventile aus. Wird eine *verzögerte Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe* über das Notstandssystem hergestellt, bevor der Wasserspiegel im Reaktordruckbehälter auf Kernoberkante abgesunken ist, kann die Wärme über die Sekundärseite abgeführt werden. Außerdem kann das Betriebspersonal während dieser Zeitspanne versuchen, ausgefallene Notspeisewasserpumpen durch Handeingriff auf der Warte oder vor Ort zu starten (vgl. Anmerkung 5).

Mindestanforderungen bei erfolgreichem *Schließen der Druckhalterventile*:

- 1 Notspeisewasser- oder 1 Notstandseinspeisung
- 1 zugehörige Frischdampfabgabe

Mindestanforderungen bei Ausfall des *Schließens der Druckhalterventile* :

- 2 Notspeisewasser- oder 2 Notstandseinspeisungen
- Öffnen von
 - 2v2 Frischdampf-Abblaseregelventilen
oder
 - 1v2 Frischdampf-Abblaseregelventilen
oder
 - 3v4 15- %-Frischdampf-Sicherheitsventilen und
 - 1v2 100- %-Frischdampf-Sicherheitsventilen (unter 1,5 MPa)

Spätester Zeitpunkt für die Herstellung dieser Systemfunktion:

- Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung, Frischdampf-Leitungsleck:
≈60—70 min nach Störfalleintritt
- Ausfall der Hauptwärmesenke:
≈80 min nach Störfalleintritt
- Notstromfall:
≈120 min nach Störfalleintritt

Bei „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung“ mit Abschalten der Hauptkühlmittelpumpen durch die Notkühlensignale stehen ≈ 60 min, bei frühzeitigem Abschalten der Hauptkühlmittelpumpen (15 min nach Störfalleintritt) stehen ≈ 70 min zur Verfügung.

10) Während dieser Zeitspanne können alternativ zu 9) auch die unter 6) genannten anlageninternen Notfallmaßnahmen durchgeführt werden. Da diese dann erst nach dem Austrocknen der Dampferzeuger erfolgen, werden sie als *verzögertes AM sekundär* bezeichnet. Diese Maßnahmen müssen spätestens zu den unter 9) genannten Zeiten durchgeführt werden. Aufgrund der Unterkühlung des Reaktorkühlkreislaufs, die sich bei „sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen“ und geschlossenen Druckhalterventilen einstellen kann, kann der Reaktorkern trotz erfolgreicher *Reaktorschnellabschaltung* 3) wieder kritisch werden. Allerdings stellt dies praktisch keine erhöhten Anforderungen an die Wärmeabfuhr, da sich die Anlage bei zu geringer Wärmeabfuhr durch Kühlmittelerwärmung selbst abschaltet. Diese Frage ist nicht von Bedeutung, wenn die Kühlung im Reflux-Condenser-Mode erfolgt. Rekritikalität kann auch durch Versagen eines einzelnen Steuerelements (bei einer Kühlmitteltemperatur um 180 °C) oder Versagen mehrerer Steuerelemente (bei höherer Kühlmitteltemperatur) verursacht werden. Bei einem Steuerelementversagen kann durch *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* 12) (oder bei Primärkreisdrücken > 11 MPa durch das Volumenregelsystem) Unterkritikalität hergestellt werden. Hierfür sind die Systemfunktionen

- *Volumenregelung mit Boreinspeisung*
oder
- *AM primär 60 cm² und Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen*

erforderlich.

Sind alle Regelstäbe im Kern, so kommt es im ungünstigsten Fall (bei Zyklusende) ohne Erhöhung der Borkonzentration erst bei Kühlmittelintrittstemperaturen von ca. 100 °C zur Rekritikalität. Dann ist die Einspeisung von Bor durch das Volumenregelsystem, durch *Druckspeicher-Einspeisungen* oder durch die *Niederdruck-Einspeisungen* 13) notwendig.

11) *AM primär 60 cm² für Bleed and Feed:*

Gelingt es nicht, die Dampferzeuger vor dem Absinken des primärseitigen Wasserspiegels auf etwa Kernoberkante zu bespeisen, so müssen mindestens 2v4 Druckhalterventilen mit zusammen $\approx 60 \text{ cm}^2$ Querschnitt geöffnet werden, um den Druck im Reaktorkühlkreislauf abzusenken (Bleed) und damit *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* (Feed) einzuleiten. Werden alle Druckhalterventile geöffnet, so lassen sich niedrige Kerntemperaturen und eine bessere Nutzung des Wasservorrates der Druckspeicher erreichen. *Druckspeicher-Einspeisungen* sind zur Störfallbeherrschung nicht erforderlich.

Bei Ausfall der Frischdampfabgabe zur sekundärseitigen Druckbegrenzung kann primärseitiges *Bleed and Feed* eingesetzt werden, um ein Überdruckversagen im Frischdampfsystem zu verhindern.

Mindestanforderungen:

- Öffnen von 2v4 Druckhalterventilen

Der späteste Zeitpunkt für die Durchführung dieser Maßnahme:

- Ausfall Hauptspeisewasserversorgung, Frischdampf-Leitungsleck:
 $\approx 75\text{--}85 \text{ min}$ nach Störfalleintritt
- Ausfall Hauptwärmesenke:
 $\approx 95 \text{ min}$ nach Störfalleintritt

- Notstromfall:

≈135 min nach Störfalleintritt

12) Wenn die Dampferzeuger bespeist werden können, aber nach einem *Öffnen von Druckhalterventilen* (7) das *Schließen von Druckhalterventilen* (8) versagt, sind 1v4 *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* zur Störfallbeherrschung erforderlich. (Ausnahme: „kleines Leck am Druckhalter“ über das kleine Druckhalter-Abblaseventil von ≈ 20 cm² Querschnitt, sofern der Abfahrbeginn ≤ 30 min beträgt). Ebenso müssen

- bei Versagen jeglicher sekundärseitiger Dampferzeugerbespeisung und
- bei Durchführung der primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen 11)

zusammen mit der Druckentlastung auch *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* erfolgen.

Falls die Dampferzeugerbespeisung versagt und ein „kleines Leck am Druckhalter“ von ≈ 20 cm² oder von ≈ 40 cm² vorliegt, reicht die Einspeisung allein zur Störfallbeherrschung nicht aus. Es ist eine Druckentlastung über mindestens ≈ 60 cm² erforderlich (vgl. 11).

Mindestanforderungen:

- 1v4 Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen, falls die Dampferzeuger vor Absinken des primärseitigen Wasserstandes auf Kernoberkante bespeist werden,
 - 2v4 Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen, falls keine ausreichende Dampferzeugerbespeisung erfolgt.

13) *Niederdruck-Einspeisungen*:

Sofern eine Speisewasserversorgung (4, 5 oder 9) hergestellt werden kann und kein „kleines Leck am Druckhalter“ vorliegt, ist es möglich, die Anlage im Zustand „unterkritisch, heiß“ zu halten. Ein Abfahren der Anlage ist auch nach Durchführung von *AM sekundär* oder *verzögertem AM sekundär* nicht erforderlich, sofern eine *Langzeit-AM sekundär* erfolgreich ist. Hingegen muß

- bei einem „kleinen Leck am Druckhalter“
- nach Durchführung von *AM primär* 60 cm² für *Bleed and Feed*,
- bei Versagen von *Langzeit-AM sekundär*

auf die Nachwärmeabfuhr mit Hilfe der *Niederdruck-Einspeisungen* übergegangen werden.

Bei erfolgreichen *AM sekundär* werden im Reaktorkühlkreislauf Temperaturen < 180 °C erreicht. Bei diesen Temperaturen und einem Druck unter 3,5 MPa kann – nach – Auffüllen des Reaktorkühlkreislaufes durch *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* oder *Druckspeicher-Einspeisungen* – die Nachwärme durch *Niederdruck-Einspeisungen* bei „Nachkühlen im Kreislaufbetrieb“ abgeführt werden. Wenn der Druckhalter-Wasserstand < 2,85 m ist, müssen dazu Gebäude- und gegebenenfalls Primärkreis-Abschlußsignale überbrückt werden. Vor einer weiteren Temperatursenkung muß die Borkonzentration im Kühlmittel erhöht werden.

Falls weder *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* noch *Druckspeicher-Einspeisungen* erfolgen, werden Kühlmitteldrücke < 1 MPa erreicht, so daß nach einem Öffnen von Druckhalterventilen *Niederdruck-Einspeisungen* für Fluten bzw. für Sumpf Umwälzbetrieb möglich sind.

Bei Ausfall von *AM sekundär*, aber erfolgreichem *AM primär* 60 cm² für *Bleed and Feed* und erfolgreichen *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* werden ebenfalls Kühlmitteltemperaturen unter 180 °C erreicht. Dabei entsteht Dampf in den Dampferzeuger-Heizrohren, so daß es nicht möglich ist, die Druckhalterventile zu schließen und die „Nachwärme im Kreislaufbetrieb“ abzuführen. Stattdessen sind *Niederdruck-Einspeisungen* für Fluten und für Sumpf-Umwälzbetrieb notwendig. Um die Dampfpolster zu beseitigen und damit den Druck unter 1 MPa abzusenken sowie die thermische Durchmischung zu fördern, ist ein kurzzeitiger Betrieb von Hauptkühlmittelpumpen vor Entleerung der Flutbehälter wichtig. Dazu müssen das Gebäude- und gegebenenfalls das Primärkreis-Abschlußsignal bei einem Druckhalter-Füllstand < 2,85 m überbrückt werden. Wegen eines möglichen Druckhalteeffekts durch das Gaspolster der Druckspeicher kann es notwendig werden, die *Druckspeicher-Einspeisungen* rechtzeitig abzusperren.

14) *Langzeit-AM sekundär*:

Hierunter wird eine Langzeitbespeisung der Dampferzeuger über mobile Pumpen (z. B. Feuerlöschpumpen) verstanden. Diese Pumpen sind auf der Druckseite der Notspeisewasserpumpen an die Notspeisewasserleitungen anzuschließen.

15) *AM primär 60 cm² für Reaktorkühlkreislauf Druckentlastung*:

Gelingt es nicht, die Kernaufheizung zu verhindern, kann mit dieser Maßnahme das Kernschmelzen unter hohem Druck in Kernschmelzen unter niedrigem Druck überführt werden.

Mindestanforderungen:

- Öffnen von 2v4 Druckhalterventilen

Spätester Zeitpunkt für die Durchführung dieser Maßnahme:

Bei Versagen der sekundärseitigen Dampferzeugerbespeisung und der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen*:

- Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung, Frischdampf-Leitungsleck:
≈ 85–95 min nach Störfalleintritt
- Ausfall der Hauptwärmesenke:
≈ 105 min nach Störfalleintritt
- Notstromfall:
≈ 150 min nach Störfalleintritt

Bei erfolgreichen sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen, aber Versagen der *Niederdruck-Einspeisungen* :

- Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung, Frischdampf-Leitungsleck:
≥ 150 min nach Störfalleintritt
- Ausfall der Hauptwärmesenke:
≥ 170 min nach Störfalleintritt
- Notstromfall:
≥ 210 min nach Störfalleintritt

Die spezifizizierte Auslegungstemperatur der Druckhalterventile muß eingehalten werden. Die Armaturen müssen demnach gegebenenfalls früher als oben angegeben betätigt werden, um ihre Funktion sicherzustellen.

Die verfügbaren Zeiten werden erheblich größer, wenn *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* oder *Druckspeicher-Einspeisungen* erfolgen und dadurch der Reaktorkühlkreislauf aufgefüllt wird.

6.3.2 Anlageninterne Notfallmaßnahmen bei Kühlmittelverluststörfällen („kleine Lecks“)

Die Mindestanforderungen an die Systemfunktionen zur Beherrschung von Kühlmittelverluststörfällen „kleine Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung“ und „kleine Lecks am Druckhalter“ sind in Abschnitt 4.3.1.2 zusammengestellt. Bei einem Leckquerschnitt von ca. 20 cm² ist keine *Hochdruck-Sicherheitseinspeisung* erforderlich, sofern das Abfahren innerhalb von 30 min eingeleitet wird; dazu reicht die Dampferzeugerbespeisung innerhalb von 45–75 min aus. Die untere Grenze der angegebenen Zeiten gilt für „Druckhalterlecks“ als Folge der Transienten „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung“ oder „Frischdampf-Leitungsleck“. Die obere Grenze gilt für das Druckhalterleck als Folge des Nötstromfalls. Beim „Leck in einer Hauptkühlmittelleitung“ ist die zulässige Verzögerungszeit 60 min. Die Eintrittshäufigkeit der Kühlmittelverluststörfälle „großes Leck“ und „mittleres Leck“ ist so gering, daß diese Störfälle auch ohne Berücksichtigung von anlageninternen Notfallmaßnahmen einen vernachlässigbaren Beitrag zur Kernschmelzhäufigkeit liefern. Deshalb werden anlageninterne Notfallmaßnahmen für diese Fälle nicht betrachtet.

Wenn bei „kleinen Lecks“ die sekundärseitige Dampferzeugerbespeisung und Frischdampfabgabe ausfällt, also

- die Hauptspeisewasserversorgung und
- die Notspeisewasserversorgung oder
- das Abfahren der Anlage mit 100 K/h

versagen, kann ein Schmelzen des Reaktorkerns nur durch anlageninterne Notfallmaßnahmen verhindert werden. Die verfügbaren Zeiten für anlageninterne Notfallmaßnahmen bei Kühlmittelverluststörfällen hängen von der Lage (Hauptkühlmittelleitung, Druckhalter) und von der Größe des Lecks ab, siehe nachfolgende Tabellen. Die Mindestanforderungen an die anlageninternen Notfallmaßnahmen sind die gleichen wie in Abschnitt 6.3.1 aufgeführt.

Bei erfolgreicher *AM sekundär* oder *verzögertem AM sekundär* ist 1v4 *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* zur Beherrschung des Störfalls notwendig. Bei Ausfall von *AM sekundär* und erfolgreicher *AM primär* 60 cm² für *Bleed and Feed* sind 2v4 *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* erforderlich.

Bild 6-2 zeigt das Ereignisablaufdiagramm für Kühlmittelverluststörfälle unter Einbeziehung von anlageninternen Notfallmaßnahmen.

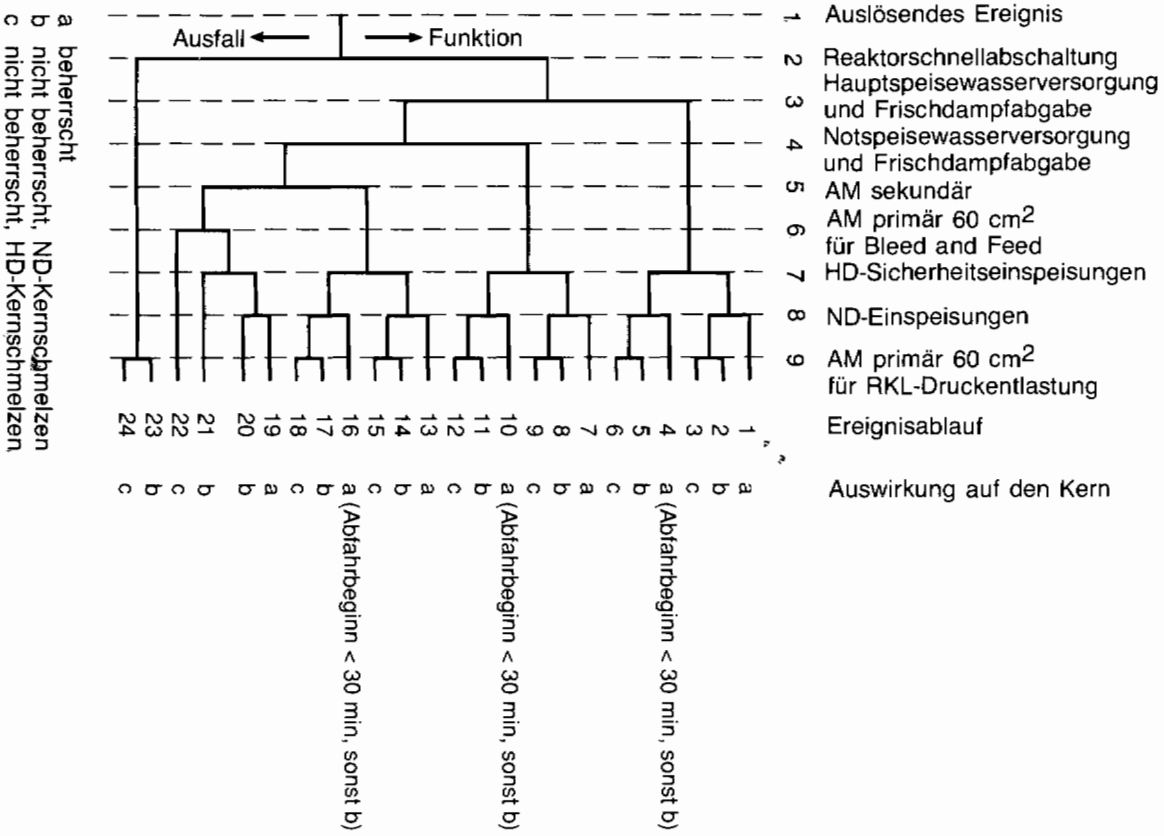


Bild 6-2: Ereignisablaufdiagramm mit anlageninternen Notfallmaßnahmen für Kühlmittelverluststörfälle

Spätester Zeitpunkt für anlageninterne Notfallmaßnahmen bei einem „kleinen Leck in einer Hauptkühlmittelleitung“ mit Ausfall der Dampferzeugerbespeisung oder des Abfahrens:

	Leckgröße	Verfügbare Zeiten für		
		AM	AM primär 60 cm ² für Bleed and Feed	AM primär 60 cm ² für Reaktorkühl- kreislauf- Druckentla- stung zur Ver- hinderung von Hochdruck- Kernschmel- zen ¹⁾
Ausfall der Dampferzeu- gerbespeisung	25—50 cm ²	≈ 90 min	≈ 110 min	≈ 120 min
	≲ 25 cm ²	≈ 60 min	≈ 75 min	≈ 85 min
Ausfall des Ab- fahrens	25—50 cm ²	≈ 60 min	≈ 75 min	≈ 85 min
	≲ 25 cm ²	≈ 120 min	≈ 135 min	≈ 150 min

¹ Die spezifizierte Auslegungstemperatur der Druckhalterventile muß eingehalten werden

Spätester Zeitpunkt für anlageninterne Notfallmaßnahmen bei einem „kleinen Leck am Druckhalter“ mit Ausfall der Dampferzeugerbespeisung oder des Abfahrens:

Leckgröße	AM sekundär	Verfügbare Zeiten für	
		AM primär 60 cm ² für Bleed and Feed	AM primär 60 cm ² für Reaktorkühlkreislauf- Druckentlastung zur Verhinderung von Hochdruck-Kern- schmelzen ¹⁾
≈ 20 cm ²	≈ 90—120 min ²⁾	≈ 105—135 min ²⁾	≈ 120—150 min ²⁾
≈ 40 cm ²	≈ 90—120 min ²⁾	≈ 105—135 min ²⁾	≈ 120—150 min ²⁾
≈ 60—80 cm ²	≈ 30—90 min	—	—

¹ Die spezifizierte Auslegungstemperatur der Druckhalterventile muß eingehalten werden

² Je nach auslösendem Ereignis unterscheiden sich die verfügbaren Zeiten. Die angegebenen Zeitbereiche gelten für den Ausfall der Dampferzeugerbespeisung und den Ausfall des Abfahrens

Spätester Zeitpunkt für anlageninterne Notfallmaßnahmen bei einem „kleinen Leck“ in einer Hauptkühlmittelleitung oder am Druckhalter mit Ausfall der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* :

Leckgröße	Lecklage	Verfügbare Zeit für anlageninterne Notfallmaßnahme zur Herstellung von <i>Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen</i>	Verfügbare Zeit für AM primär 60 cm ² für Reaktorkühlkreislauf-Druckentlastung zur Verhinderung von Hochdruck-Kernschmelzen ¹⁾
25—50 cm ²	HKL	30 min	40 min
12—25 cm ² ²⁾	HKL	120 min	135 min
2—12 cm ² ²⁾	HKL	240 min	260 min
40 cm ²	DH	45 min	60 min
20 cm ² ²⁾	DH	120 min	135 min

HKL: Hauptkühlmittelleitung

DH : Druckhalter-Ventile

¹ Die spezifizierte Auslegungstemperatur der Druckhalter-Ventile muß eingehalten werden

² Bei Ausfall der Dampferzeugerbespeisung und der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* sind kürzere Zeiten anzusetzen,

- 60 min zur Herstellung von *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* und
- 85 min zur Vermeidung von Hochdruck-Kernschmelzen

6.3.3 Anlageninterne Notfallmaßnahmen bei Dampferzeuger-Heizrohrlecks

Die im vorhergehenden Abschnitt behandelten anlageninternen Notfallmaßnahmen für Kühlmittelverluststörfälle „kleine Lecks“ können auch bei Dampferzeuger-Heizrohrlecks eingesetzt werden. Die Mindestanforderungen an diese Notfallmaßnahmen gelten, mit Berücksichtigung der im folgenden beschriebenen Ergänzungen, auch für Dampferzeuger-Heizrohrlecks.

Bei Dampferzeuger-Heizrohrlecks ist mit Kernschmelzen zu rechnen, wenn eine der folgenden Systemfunktionen ausfällt:

- Reaktorschnellabschaltung
- Außerbetriebnahme der Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen
- Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe
- Leckageergänzung und teilweises Abfahren auf < 8 MPa oder Leckageergänzung und Isolation des defekten Dampferzeugers
- Langzeit-Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe

Durch anlageninterne Notfallmaßnahmen können Alternativen zu diesen Systemfunktionen geschaffen werden. Die Mindestanforderungen an diese Maßnahmen wurden bisher noch nicht im einzelnen untersucht. Dazu sind weiterführende Arbeiten erforderlich.

● Anlageninterne Notfallmaßnahmen bei Versagen der *Außerbetriebnahme der Sicherheitseinspeisungen*

Wenn die Notkühlensignale ausgelöst werden und das Druckhalter-Hilfssprühen versagt sowie die Notkühlensignale bei einem Reaktordruckbehälter-Füllstand > MIN 3 nicht

zurückgesetzt werden und mithin die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* nicht durch geplante Maßnahmen außer Betrieb genommen werden können, kann durch Öffnen der Druckhalter-Entlüftungsleitung oder eines Druckhalter-Abblaseventils der Füllstand im Druckhalter angehoben werden. Bei einem Druckhalter-Füllstand $> 3,15$ m können die Notkühlsignale zurückgesetzt und die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* abgeschaltet werden.

Versagt die *Außerbetriebnahme der Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen*, so kann durch primärseitige Druckentlastung vor Überspeisung des defekten Dampferzeugers ein nicht absperrbares Leck in die Umgebung vermieden werden. Die verfügbare Zeit beträgt von Störfalleintritt bis zur Durchführung je nach Größe des Dampferzeuger-Heizrohrlecks ca. 60 min bei einem 6-cm^2 - und ca. 30 min bei einem 12-cm^2 -Leck. Bei einem 60-cm^2 -Leck würden ca. 10 min zur Verfügung stehen. Wenn nach einer Überspeisung des defekten Dampferzeugers ein Leck in die Umgebung auftritt, kann der Störfall nur noch durch primärseitige Druckentlastung, zusammen mit mindestens 2 laufenden *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* (Bleed and Feed) beherrscht werden. Nach ersten Abschätzungen müssen in diesem Fall alle Druckhalter-Abblaseventile und -Sicherheitsventile geöffnet werden.

Zur Vermeidung von Reaktivitätsstörungen durch Speisewasser, das nach Druckentlastung in den Primärkreis eindringen kann, ist die sekundärseitige Bespeisung des defekten Dampferzeugers beim Einleiten der primärseitigen Druckentlastung zu unterbrechen. Der Druck auf der Sekundärseite ist soweit abzusenken, daß kein Speisewasser in den Primärkreis übertreten kann.

Gelingt primärseitiges Bleed-and-Feed nicht, so kann durch eine rechtzeitige primärseitige Druckentlastung statt einem Hochdruck-Kernschmelzen ein Niederdruck-Kernschmelzen erreicht werden. Die verfügbare Zeit ab Störfalleintritt beträgt etwa 650 min bei einem 6-cm^2 -Leck und etwa 400 min bei einem 12-cm^2 -Leck. Bei größeren Lecks verkürzen sich die Zeiten auf ca. 200 min.

● Anlageninterne Notfallmaßnahmen bei Ausfall der *Speisewasserversorgung und Frischdampfabgabe*

Nach einem Ausfall der sekundärseitigen Bespeisung sind primär- und sekundärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen (d. h. primär- oder sekundärseitiges Bleed and Feed) möglich.

Nach Isolation des defekten Dampferzeugers kann an den anderen Dampferzeugern sekundärseitiges *Bleed and Feed* durchgeführt werden. Wenn die sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen nicht nach ca. 1 h wirksam sind, ist primärseitiges *Bleed and Feed* spätestens ca. 1 h nach Ausfall der Speisewasserversorgung einzuleiten.

Zur Vermeidung von Hochdruck-Kernschmelzen ist eine primärseitige Druckentlastung spätestens ca. 85 min nach Störfalleintritt durchzuführen.

Bei einem Ausfall der Frischdampfabgabe steigen Temperatur und Druck im Primärkreis. Überdruckversagen von Komponenten des Frischdampfsystems und ein Kernschmelzen bei hohem Druck können dann nur durch primärseitiges *Bleed and Feed* verhindert werden. Um Reaktivitätsstörungen durch das Eindringen von Speisewasser in den Primärkreislauf zu vermeiden, ist die sekundärseitige Bespeisung des defekten Dampferzeugers nach Einleiten der anlageninternen Notfallmaßnahme zu unterbrechen.

● Anlageninterne Notfallmaßnahmen bei Ausfall einer erforderlichen *Leckageergänzung*

Eine *Leckageergänzung* ist immer dann erforderlich, wenn die Absperrung des defekten Dampferzeugers gegenüber den intakten Dampferzeugern (Dampferzeuger-Isolation) oder der Umgebung (teilweises Abfahren) mißlingt. Versagt zusätzlich zur Absperrung die Ergänzung der Dampfleckage, so sind bei einem 6-cm²-Leck ca. 60 min nach Störfalleintritt und bei einem 12-cm²-Leck nach ca. 30 min Folgeausfälle möglich, die letztlich zu einem Kernschmelzen führen. Bis zu diesem Zeitpunkt kann durch Notfallmaßnahmen ein Kernschmelzen verhindert werden. Zur Vermeidung von Hochdruck-Kernschmelzen ist eine primärseitige Druckentlastung bei einem 6-cm²-Leck spätestens ca. 650 min nach Störfalleintritt durchzuführen, bei einem 12-cm²-Leck stehen dafür etwa 400 min zur Verfügung. Bei größeren Lecks verkürzen sich die Zeiten auf ca. 200 min.

6.3.4 Anlageninterne Notfallmaßnahmen bei ATWS

Bei Betriebstransienten mit Ausfall der *Reaktorschnellabschaltung* und Ausfall der Dampferzeugerbespeisung stehen ca. 20 min ab Störfalleintritt zur Verfügung, um ein sekundärseitiges oder primärseitiges Bleed and Feed einzuleiten und Kernschmelzen zu verhindern. Ein Kernschmelzen unter hohem Druck kann verhindert werden, wenn innerhalb ca. 30 min ab Störfalleintritt *AM primär 60 cm² für Reaktorkühlkreislauf-Druckentlastung* erfolgt.

6.4 Thermohydraulische Untersuchungen zu sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen

Als Referenzfälle für sekundärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen werden der Notstromfall mit Ausfall der Notstromdiesel (Station Black-out) und der Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung mit Versagen der Noteinspeisung untersucht.

6.4.1 Notstromfall mit Ausfall aller Notstromdiesel und des Notstandssystems (Station Black-out)

Thermohydraulische Untersuchungen zu sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen wurden mit dem Rechenprogramm DRUFAN für einen KWU-Druckwasserreaktor der neuesten Bauart (Konvoianlage) durchgeführt [BRA 86]. Die Ergebnisse dieser Analysen werden zunächst dargestellt. Die Übertragbarkeit der wichtigsten Aussagen auf das Kernkraftwerk Biblis B wird danach diskutiert.

Zunächst wird der Ablauf der Transiente ohne Berücksichtigung von Notfallmaßnahmen diskutiert.

6.4.1.1 Referenzfall ohne anlageninterne Notfallmaßnahmen

Die Transiente wird eingeleitet durch den Ausfall der Spannung an allen vier 10-kV-Schienen zur elektrischen Eigenbedarfsversorgung. Die Hauptkühlmittel-, Speisewasser-, Kondensatpumpen und die Hauptkühlwasserpumpen zur Kondensatorrückkühlung laufen aus.

Sobald die Drehzahl der Hauptkühlmittelpumpen 93 % des Nennwerts unterschreitet, wird die *Reaktorschnellabschaltung* ausgelöst. Hierauf folgt der Turbinenschnellschluß. Da die Hauptwärmesenke nicht zur Verfügung steht, ist auch die Frischdampf-Umleitstation ausgefallen.

Obwohl die Kühlmittelumwälzung stark zurückgeht, wird im Dampferzeuger immer noch erhebliche Energie übertragen. Der Druck auf der Sekundärseite steigt daher rasch an. Bei einem Druck von 8,4 MPa wird das automatische Teilabfahren ausgelöst (Bild 6-3). Mit

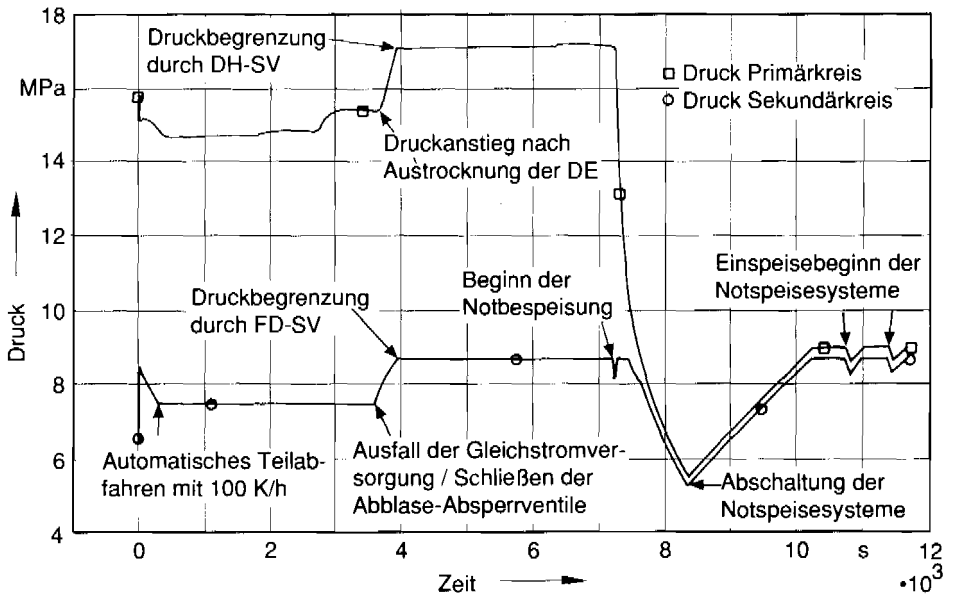


Bild 6-3: Systemdrücke beim Station Black-out mit verzögerter sekundärseitiger Bespeisung (4 Notspeisepumpen nach 2 Stunden)

Hilfe dieser Automatik wird der Frischdampfdruck über die Frischdampf-Abblasestation (bei einem Temperaturgradienten von 100 K/h) auf 7,4 MPa abgesenkt. Es wird angenommen, daß als Folge des Totalausfalls der Notstromdiesel die Dampferzeuger nicht mehr bespeist werden. Der erzeugte Dampf wird über die Frischdampf-Abblase regelventile abgegeben. Der Füllstand in den Dampferzeugern sinkt danach kontinuierlich ab. Im weiteren Verlauf der Transiente kann die im Reaktorkern freigesetzte Nachwärme nur noch teilweise an die Sekundärseite übertragen werden. Infolgedessen steigt ab etwa 2700 s der Primärdruck langsam. Etwa eine Stunde nach Störfalleintritt führt der Ausfall der Gleichstromversorgung zum Schließen der Frischdampf-Abblaseabsperrentile, die bisher durch die Magnete der Vorsteuerventile offengehalten wurden. Das automatische Teilabfahren wird damit abgebrochen. Die vier Dampferzeuger bleiben über die Frischdampf-Sammelleitung miteinander verbunden, da die Frischdampf-Absperrarmaturen auch nach dem Stromausfall in Offenstellung verbleiben (Arbeitsstromprinzip).

Der Frischdampfdruck steigt innerhalb von etwa 400 s bis zum Ansprechdruck der Frischdampf-Sicherheitsventile, deren Funktion auch bei Stromausfall gewährleistet ist, und wird auf einem Niveau von etwa 8,6 MPa gehalten.

Ungefähr eine Stunde nach Störfalleintritt ist die Dampferzeuger-Sekundärseite vollständig ausgedampft. Damit ist die Energieabfuhr zur Sekundärseite unterbrochen. Durch die nachfolgende Aufheizung des Primärkreisinventars steigt der Druck im Primärsystem an. Zugleich steigt der Druckhalter-Füllstand aufgrund der Volumenausdehnung an. Etwa

200 s später wird der Ansprechdruck des Druckhalter-Abblaseventils erreicht. Das Druckhalter-Abblaseventil öffnet aber nicht, da die Batterien bereits entleert sind. Dadurch weiterer Anstieg des Primärdrucks bis zum Ansprechen des ersten Druckhalter-Sicherheitsventils (Ansprechdruck 1,69 MPa).

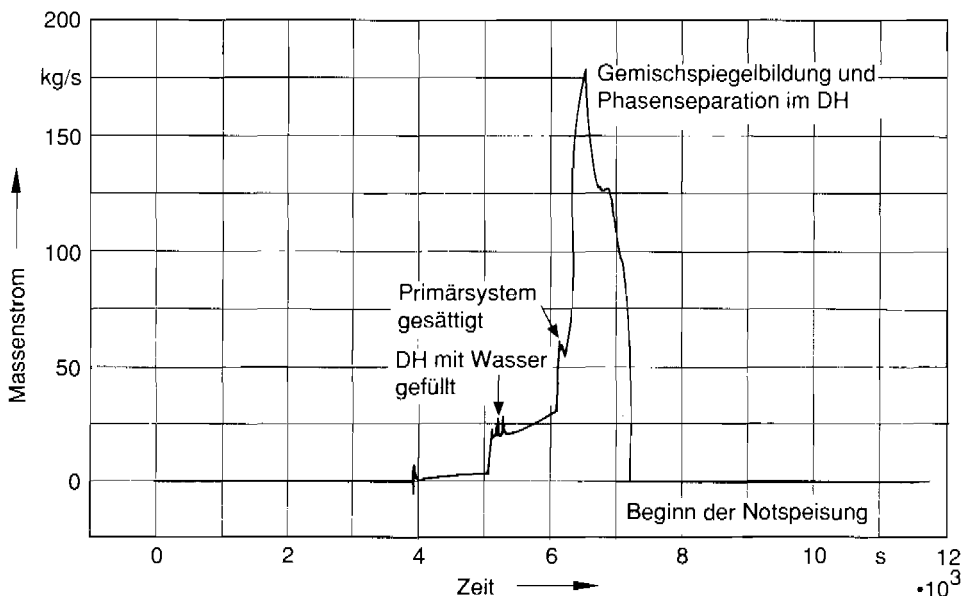


Bild 6-4: Druckhalter-Abblasemassenstrom bei Station Black-out mit verzögerter sekundärer Bespeisung (4 Notspeisewasserpumpen nach 2 Stunden)

Nach dem Öffnen des Druckhalterventiles wird zunächst nur Dampf über das Ventil abgeführt. Ab etwa 5000 s ist der Druckhalter vollständig mit Wasser gefüllt und die Ausströmung von Wasser beginnt. In Bild 6-4 ist der dadurch bedingte Anstieg des Massenaustrages zu erkennen. Etwa 1000 s später steigt der Ventilmassenstrom noch einmal an. Zu diesem Zeitpunkt gehen das obere Plenum und die heißen Stränge in Sättigung. Infolge der damit verbundenen Dampfproduktion strömt verstärkt Wasser über die Ventile aus. Dieser Kühlmittelverlust führt zum Abfall des Füllstandes in den Dampferzeuger-U-Rohren und damit zum Abbruch des Naturumlaufes.

Ab etwa 6300 s setzt im Druckhalter eine Phasenseparation ein, die zu einem Rückgang der Druckhalter-Ausströmrate führt (Bild 6-4). Der weiter andauernde Kühlmittelverlust läßt jedoch den Füllstand im Reaktordruckbehälter absinken, so daß ohne anlageninterne Notfallmaßnahmen bei etwa 7400 s die Kernoberkante erreicht würde (Bild 6-5). Nach weiteren 1 000 s wären der Kern freigelegt und die Hüllrohrtemperatur in den hochbelasteten Stäben auf ca. 1300 °C angestiegen. Einige Minuten später würde das Kernschmelzen beginnen.

Der untersuchte Fall entspricht im Kernkraftwerk Biblis B dem Ausfall der vier Notstromdiesel und dem Ausfall der Dampferzeugerbespeisung durch das Notstandssystem. Im Kernkraftwerk Biblis B wird die *Reaktorschnellabschaltung* durch „Drehzahl der Hauptkühlmittelpumpen < 93 %“ ausgelöst. Das automatische Teilabfahren wird bereits bei einem Frischdampfdruck > 7,5 MPa angeregt, kann jedoch nicht erfolgen. Die

Frischdampf-Abblaseabsperrrarmaturen sind in Biblis B nämlich Motorarmaturen, die von 380-V-Notstromschienen versorgt werden. Der Frischdampfdruck wird daher auf 8,2 MPa, dem Ansprechdruck der 15-%-Sicherheitsventile, gehalten. Der Ansprechdruck der Druckhalterventile ist in Biblis B niedriger, das erste Druckhalter-Abblaseventil öffnet bei 16,1 MPa. Die Batterien sind erst etwa 2 h nach Störfalleintritt entleert, so daß die Druckhalter-Abblaseventile bis zu dieser Zeit verfügbar sind. Abgesehen von den erläuterten Unterschieden im Verlauf der primär- und sekundärseitigen Drücke (Bild 6-3) gelten die Ergebnisse der durchgeführten thermohydraulischen Untersuchung auch für das Kernkraftwerk Biblis B, da sich

- die Reaktorleistung,
- das Wasserinventar der Dampferzeuger und
- das Wasserinventar des Primärkreises

nicht wesentlich von der analysierten Anlage unterscheiden.

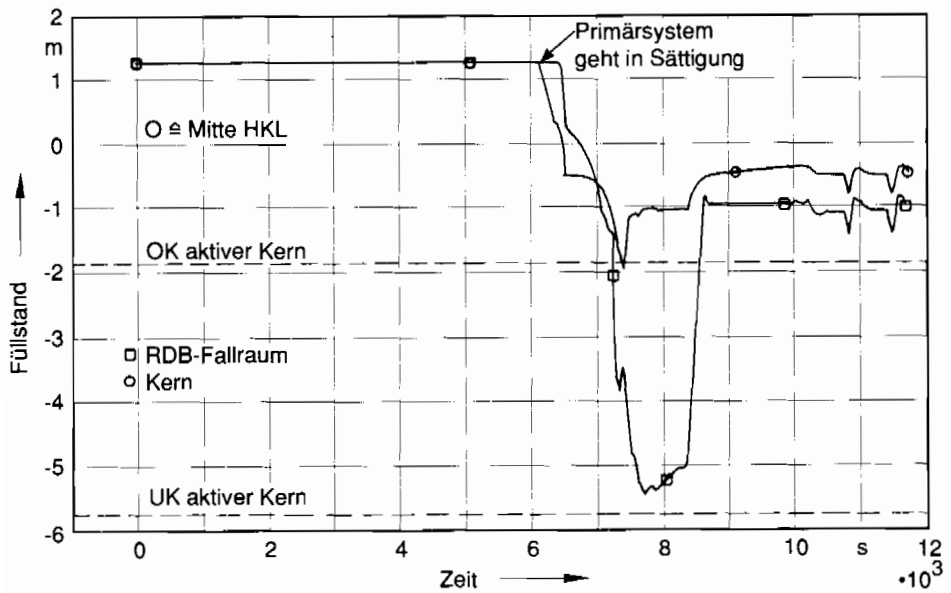


Bild 6-5: Füllstand im Reaktordruckbehälter bei Station Black-out mit sekundärseitiger Bespeisung (4 Notspeisewasserpumpen nach 2 Stunden)

Im folgenden werden die Analysen zur Wirksamkeit folgender sekundärseitiger anlageninterner Notfallmaßnahmen dargestellt, mit denen der oben skizzierte Ereignisablauf verhindert werden soll:

- Bespeisung der vier Dampferzeuger mit vier Notspeisepumpen zwei Stunden nach Störfallbeginn,
- Druckentlastung und Bespeisung der vier Dampferzeuger mit mobilen Pumpen mittlerer Förderleistung zwei Stunden nach Störfallbeginn.

Die analysierten Abläufe entsprechen den Ereignisabläufen 8 bzw. 9 in Bild 6-1.

6.4.1.2 Referenzfall mit anlageninternen Notfallmaßnahmen

● Verzögerte Dampferzeugerbespeisung mit Notspeisepumpen

Bei diesem Fall wird angenommen, daß zwei Stunden nach Störfalleintritt die vier Notspeisepumpen wieder verfügbar sind und ihre Nennfördermenge von 36 kg/s in den zugehörigen Dampferzeuger einspeisen. Ein Teil des im Dampferzeuger-Fallraum vorhandenen Dampfes kondensiert, und der Druck fällt kurzzeitig ab, bis Notspeisewasser in den unteren Dampferzeuger-Steigraum gelangt, dort zunächst vollständig verdampft und der Druck wieder so weit ansteigt, daß die Frischdampf-Sicherheitsventile öffnen (Bild 6-3). In dieser Phase entspricht der Energietransport von der Primärseite auf die Sekundärseite im wesentlichen der Verdampfungswärme des eingespeisten Wassers. Durch den intensiven Energieaustausch sinken der Primärkreisdruck und damit die Primärkreistemperatur ab. Damit wird die Temperaturdifferenz zwischen Primär- und Sekundärseite geringer, so daß weniger Wärme übertragen wird. Damit wird das eingespeiste Notspeisewasser nur noch teilweise verdampft und der Füllstand im Dampferzeuger steigt an. Die geringere Verdampfung bei gleichzeitiger Zufuhr von unterkühltem Wasser läßt den Frischdampfdruck wieder absinken. Der Primärkreisdruck fällt bis auf eine nahezu konstante Druckdifferenz auf das Niveau des Frischdampfdrucks ab. Die verbleibende Druckdifferenz entspricht der zur Nachwärmeabfuhr notwendigen integralen Temperaturdifferenz zwischen Primär- und Sekundärkreis. Etwa 1200 s nach Einspeisebeginn sind die Dampferzeuger wieder bis in den oberen Steigraumbereich aufgefüllt und ein Regelsystem übernimmt die Füllstandshaltung. Es wird in der Rechnung angenommen, daß bei Ausfall des Regelsystems das Betriebspersonal die Notspeisewasserpumpen – abweichend von der normalen Betriebsweise – zur Vermeidung einer Überspeisung abschaltet und nur zur Füllstandshaltung gezielt wieder einschaltet. Nach Abschaltung der Notspeisewasserpumpen heizt sich das unterkühlte Wasser in den Dampferzeugern bis zur Sättigungstemperatur auf. Der Frischdampfdruck steigt bis zum Ansprechdruck der Frischdampf-Sicherheitsventile an (Bild 6-3). Primärseitig wird die Wärme vom Kern zu den Dampferzeugern im Reflux-Condenser-Mode transportiert. Der aus dem Kern abströmende Dampf kondensiert in den Dampferzeuger-U-Rohren (Condenser), das Kondensat fließt über die Hauptkühlmitteleitungen in den Reaktordruckbehälter zurück (Reflux).

Nach Wiederaufnahme der Dampferzeugerbespeisung sinkt der Druck im Primärsystem ab, so daß die Druckhalterventile schließen und der Kühlmittelverlust endet. Der Füllstand im Reaktordruckbehälter stabilisiert sich nach Ausgleichsvorgängen oberhalb der Kernoberkante (Bild 6-5). Die Hüllrohrtemperaturen bleiben konstant bei etwa 300 °C. Solange die Notspeisewasserversorgung zur Verfügung steht, kann das Betriebspersonal die Zeit nutzen, Maßnahmen zur langfristigen Sicherung der Kernkühlung einzuleiten.

Im Kernkraftwerk Biblis B sind die Batterien erst etwa 2 h nach Störfalleintritt entleert. Bis zu diesem Zeitpunkt kann eine Bespeisung mit den Notspeisewasserpumpen wieder hergestellt werden. Die Bespeisung mittels Notstandssystem ist vom anderen Block aus herzustellen, der Wasserstand in den bespeisten Dampferzeugern wird dann durch Handeingriffe von der Warte des Blocks A etwa konstant gehalten.

● Druckabsenkung und Bespeisung der vier Dampferzeuger mit mobilen Pumpen zwei Stunden nach Störfallbeginn (sekundärseitiges Bleed and Feed)

Der Störfallablauf bis zum Beginn der Notfallmaßnahmen bei 7200 s entspricht dem oben beschriebenen Ablauf. Ab 7200 s wird als Notmaßnahme an den vier Dampferzeugern jeweils ein Frischdampf-Abblaserregelventil oder ein Frischdampf-Sicherheitsventil geöffnet.

Nach etwa 40 s ist der Frischdampfdruck unter 0,5 MPa gesunken (Bild 6-6) und mobile Niederdruck-Pumpen, z. B. Feuerlöschfahrzeuge, speisen über Entwässerungsleitungen oder über Stutzen auf der Druckseite der Notspeisewasserpumpen in jeden Dampferzeuger 6 kg/s Wasser ein.

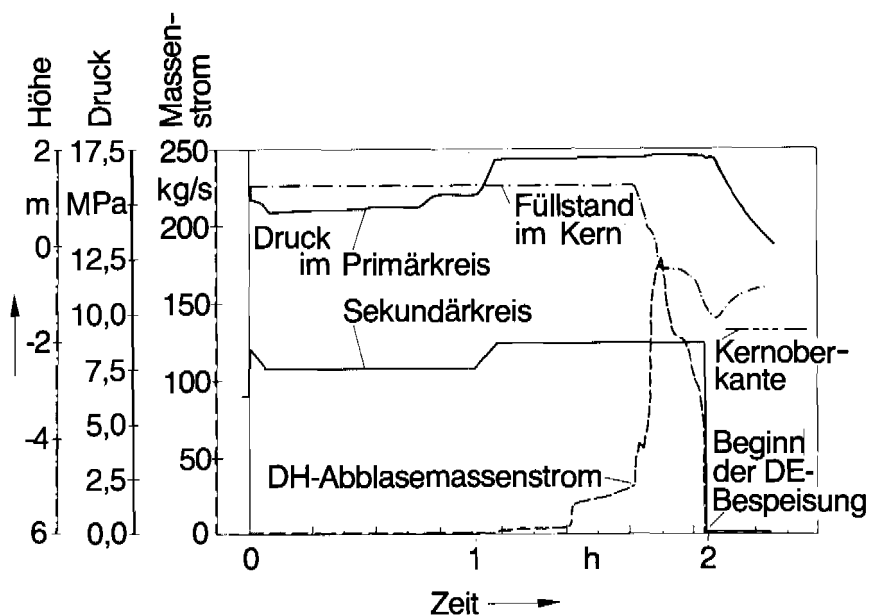


Bild 6-6: Notbespeisung der 4 Dampferzeuger mit mobilen Pumpen nach 2 Stunden bei Station Black-out

Das eingespeiste Wasser verdampft vollständig. Ein Wasserspiegel bildet sich im Dampferzeuger nicht aus, so daß Abschaltmaßnahmen für die Pumpen als Überspeisungsschutz zunächst nicht notwendig sind. Durch die vollständige Verdampfung wird dem Primärkreis mehr Energie entzogen als durch die Nachwärme erzeugt wird, so daß der Primärkreisdruck absinkt und das Druckhalter-Sicherheitsventil schließt. Der Primärkühlmittelverlust endet und der Füllstand im Reaktor-druckbehälter wird sich nach Ausgleichsvorgängen etwas oberhalb der Kernoberkante einstellen (Bild 6-6). Die Hüllrohrtemperaturen erreichen einen maximalen Wert von 360 °C und fallen dann mit sinkendem Reaktor-druck wieder ab. Der Energietransport findet im Reflux-Condenser-Mode statt.

Aus einer Extrapolation des Druckverlaufes im Primärkreis kann geschlossen werden, daß etwa 6000 s nach Beginn der anlagen-internen Notfallmaßnahmen der Primärkreisdruck 2,5 MPa unterschreitet und damit die Druckspeicher Kühlmittel in den Primärkreis fördern. Auch ohne Berücksichtigung der Druckspeicher ist die Kernkühlung über längere Zeit gesichert, da aufgrund der Konstruktion der Dichtungen an den Hauptkühlmittelpumpen nur mit geringfügigen Leckagen (10 kg/h bis 120 kg/h) aus dem Primärkreis zu rechnen ist.

Im Kernkraftwerk Biblis B sind jeweils Stutzen auf der Druckseite von zwei Notspeisewasserpumpen vorgesehen. In Biblis B sind zwei Abblaseregulventile und vier 15-%-Frischdampf-Sicherheitsventile vorhanden. Drei dieser Sicherheitsventile haben zusammen etwa den Querschnitt wie ein Abblaseregulventil, die gesteuert geöffnet werden

können. Sie können bei nicht rechtzeitiger Spannungswiederkehr vor Ort von Hand geöffnet werden.

Alternativ zu den eben besprochenen Notfallmaßnahmen ist beim Station Black-out auch eine sekundärseitige Bespeisung über den Speisewasserbehälter nach einer Druckentlastung der Dampferzeuger unter den Speisewasserbehälterdruck möglich. Die Wirksamkeit dieser Maßnahme und die Mindestanforderungen an die Systemfunktion werden im folgenden Abschnitt näher beschrieben.

6.4.2 Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und Versagen der Notspeisewasserversorgung

Bei einem Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung laufen die vier Hauptkühlmittelpumpen zunächst weiter. Ihre hydraulische Verlustleistung von insgesamt ca. 23 MW heizt das Primärkühlmittel zusätzlich zur Nachzerfallwärme auf. Eine automatische Abschaltung der Hauptkühlmittelpumpen wird durch das Primärkreis- und das Gebäudeabschlußsignal ausgelöst. In den Untersuchungen wird davon ausgegangen, daß die neu hinzugekommene Anregung „Füllstand im Reaktordruckbehälter < MIN 3“ zur Auslösung der Notkühl- und Gebäudeabschlußsignale nicht zur Verfügung steht.

6.4.2.1 Referenzfall ohne anlageninterne Notfallmaßnahmen

Die wesentlichen Ergebnisse [siehe HER 88, KER 88, KOR 88] sind in den Bildern 6-7 bis 6-10 dargestellt. Der Störfall wird durch den Ausfall der Hauptspeisewasserpumpen ausgelöst. Wenn die Reservepumpe nicht hochläuft, endet die Bespeisung innerhalb von etwa 2 s. Durch den Ausfall aller Hauptspeisewasserpumpen werden die Notspeisewasserpumpen automatisch gestartet. Es wird unterstellt, daß dieser Start mißlingt.

Da in den vier Dampferzeugern im Vollastbetrieb jeweils 43 500 kg Wasser auf der Sekundärseite vorhanden sind, wirkt sich der Ausfall der Bespeisung nicht sofort auf das Reaktorverhalten aus. Innerhalb der ersten 20 s kann die volle Reaktorleistung ohne wesentliche Druck- und Temperaturänderung von der Primär- auf die Sekundärseite übertragen werden. Dabei wird der Frischdampfdurchsatz zur Turbine durch die Leistungsregelung konstant gehalten. Nach 20 s ist die Unterkühlung des Wassers auf der Sekundärseite vollständig abgebaut. Da die Reaktorleistung fast konstant bleibt, erhöht sich die Dampfproduktion. Da die Frischdampfabgabe an die Turbine konstant bleibt, kommt es zu einer sekundärseitigen und in der Folge auch zu einer primärseitigen Druck- und Temperaturerhöhung. Etwa 25 s nach Beginn des Störfalls spricht die Druckhalter-Druckregelung an und begrenzt durch Druckhalter-Sprühen den primärseitigen Druckanstieg knapp unterhalb des Ansprechdruckes der Druckhalterventile bei 16,1 MPa.

Durch den primärseitigen Temperaturanstieg spricht die Regelung der mittleren Kühlmiteltemperatur an und reduziert die Reaktorleistung um maximal 6,5 % durch Einfahren von Steuerelementen.

Nach Ausfall der Dampferzeugerbespeisung fällt der sekundärseitige Wasserstand durch Ausdampfen stetig ab. Nach 40 s ist der Reaktorschutzgrenzwert „Füllstand in 2 Dampferzeugern kleiner 8,85 m“ erreicht, wodurch *Reaktorschnellabschaltung* und Turbinenschnellschluß ausgelöst werden.

Durch die *Reaktorschnellabschaltung* sinkt der primärseitige Druck ab. Der sekundärseitige Druck steigt aufgrund der Turbinenschnellabschaltung und des hier angenommenen gleichzeitigen Ausfalls der Umleitstation bis auf 7,5 MPa an und wird dann automatisch

mit einem Temperaturgradienten von 100 K/h auf 7,3 MPa abgesenkt. Zum Zeitpunkt der *Reaktorschnellabschaltung* befinden sich nur noch 53 % der ursprünglich vorhandenen Wassermenge in den Dampferzeugern. Durch weiteres Ausdampfen sinkt etwa 50 s nach Störfallbeginn der Füllstand unter 6,5 m. Dies löst Reaktorschutzsignale aus, durch die nochmals ein Startbefehl an die 4 Notspeisewasserpumpen ergeht. Es wird angenommen, daß auch dies mißlingt und ebenso eine Bespeisung mit dem Notstandssystem aus dem Block A. Die weitere Verdampfung des sekundärseitigen Kühlmittels bewirkt ein vollständiges Austrocknen der Dampferzeuger nach 20 min.

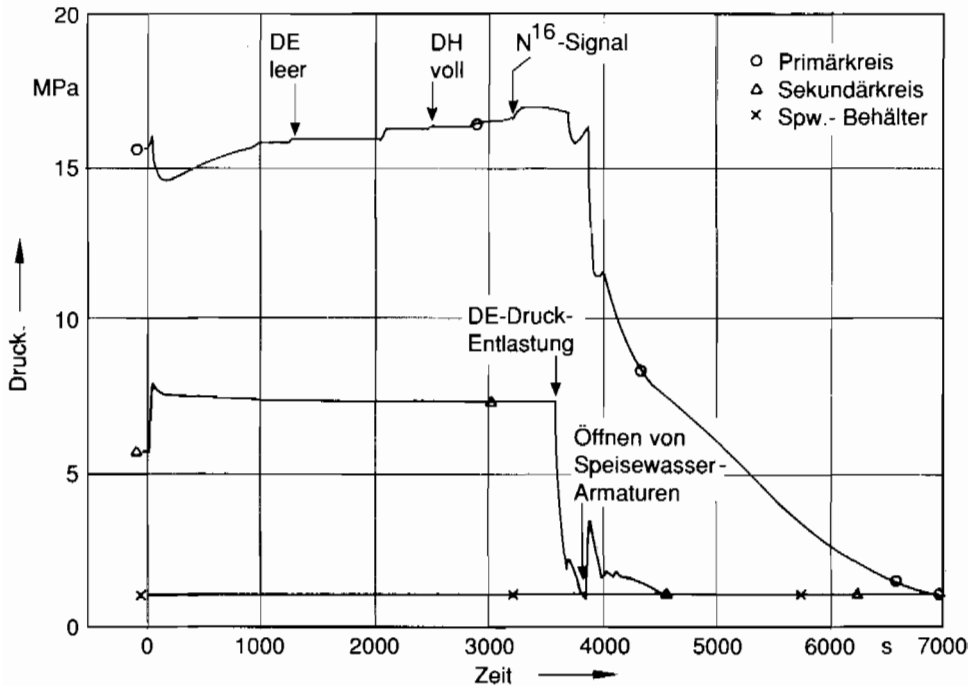


Bild 6-7: Systemdruck bei Ausfall der Speisewasserversorgung mit sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen

Durch die Nachzerfallwärme und die hydraulische Verlustleistung der Hauptkühlmittelpumpen steigen Temperatur und Druck des (noch unterkühlten) Primärkühlmittels an. Die Druckregelung fängt durch Druckhalter-Sprühen den Druckanstieg ab. Obwohl in dieser Phase durch das Volumenregelsystem Kühlmittel entnommen wird, ist der Druckhalter aufgrund der Volumenausdehnung des Primärkühlmittels durch die Temperaturerhöhung nach 35 min vollständig mit Wasser gefüllt. Durch Überflutung der Druckhalter-Sprühstutzen verliert das Sprühsystem seine Wirkung.

Zur weiteren Druckbegrenzung öffnet das 1. Druckhalter-Abblaseventil. Dabei strömt sofort Wasser aus. Etwa nach 40 min wird Primärkühlmittel in den Sicherheitsbehälter ausströmen und dadurch das Reaktorschutzsignal „Gebäuedruck hoch“ aktiviert.

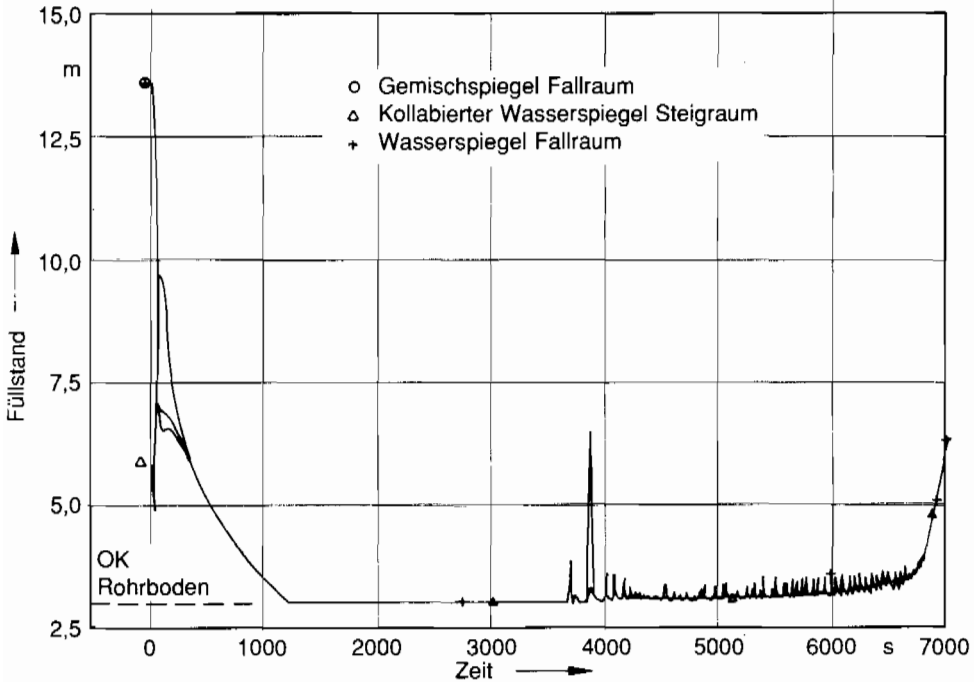


Bild 6-8: Füllstand in den Dampferzeugern bei Ausfall der Speisewasserversorgung mit sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen

50 min nach Störfallbeginn ist das Primärkühlmittel im Sättigungszustand, und die Energie kann nur noch durch Verdampfung abgeführt werden. Die im Kernbereich und im oberen Plenum entstehenden Dampfblasen führen zu einem hohen Abblassemassenstrom aus dem Druckhalter, so daß auch das 2. Druckhalter-Abblaseventil öffnet.

Es ist zu erwarten, daß in diesem Zeitbereich auch der Grenzwert der NI6-Detektoren an den im Sicherheitsbehälter verlaufenden Frischdampfleitungen anspricht. Hierdurch wird das Volumenregelsystem auf Druckhalter-Hilfssprühen umgeschaltet. Die Wirkung auf den Druck im Primärkreis ist jedoch minimal, da das eingespeiste kalte Wasser durch die geöffneten Druckhalterventile sofort wieder ausströmt.

Wegen des großen Massenverlusts über die Druckhalterventile fällt nach ca. 45 min der Füllstand im Kernbereich steil ab. Nach ca. 57 min ist die Kernoberkante und ca. 5 min später die Kernunterkante erreicht.

Die weiterlaufenden Hauptkühlmittelpumpen bewirken trotz weitgehender Kernfreilegung noch eine gute Kernkühlung. Nach 70 bis 75 min wäre im Primärkreis aber im wesentlichen nur noch Dampf, so daß die Kerntemperaturen ansteigen würden. Ein Ausfall oder ein Abschalten der Hauptkühlmittelpumpen hätte dann eine sehr schnelle Kernaufheizung zur Folge.

Anlageninterne Notfallmaßnahmen sollten daher möglichst vor ca. 60 min wirksam werden, da zu diesem Zeitpunkt das Wasser im Primärkreis noch zur Kernbedeckung ausreicht.

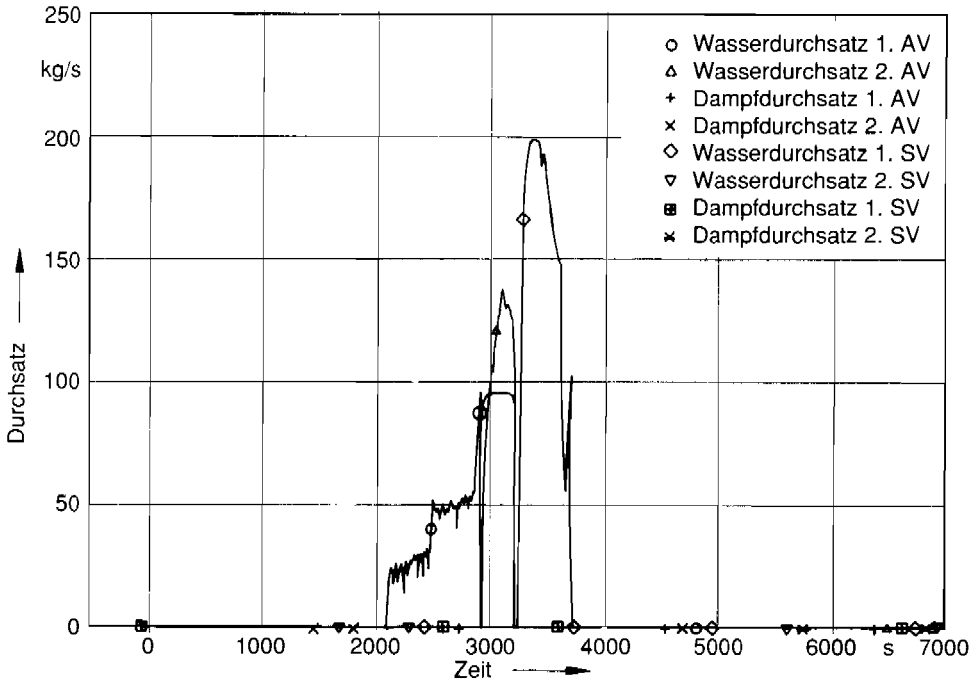


Bild 6-9: Druckhalter-Abblasmassenströme bei Ausfall der Speisewasserversorgung mit sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen

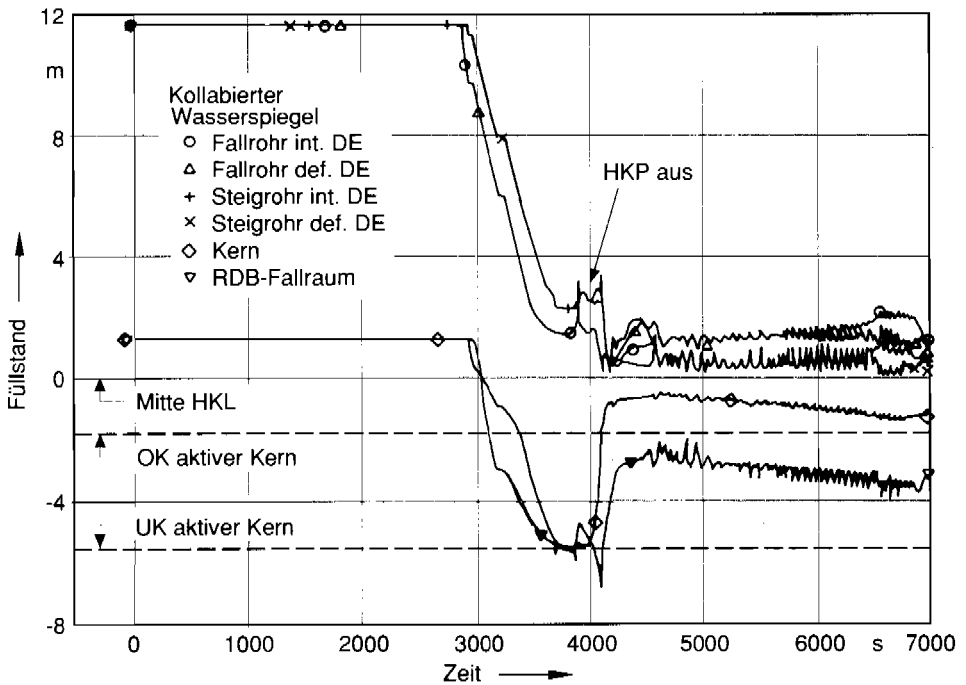


Bild 6-10: Füllstand in den Dampferzeuger-U-Rohren und im Reaktordruckbehälter bei Ausfall der Speisewasserversorgung mit sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen

6.4.2.2 Referenzfall mit anlageninternen Notfallmaßnahmen (Einspeisung aus Speisewasserbehälter)

Die hier gewählten Randbedingungen entsprechen dem Ereignisablauf 8 in Bild 6-1. Bei Ausfall der sekundärseitigen Wärmeabfuhr ist „sekundärseitiges Bleed and Feed“ eine wirksame anlageninterne Notfallmaßnahme. Mit „Bleed and Feed“ wird hier die schnelle Druckentlastung (Bleed) von ausgetrockneten Dampferzeugern durch Öffnen von Abblaseregelventilen und die anschließende Bespeisung (Feed) aus dem Speisewasserbehälter bei niedrigem Druck bezeichnet. Der Speisewasserbehälter wird dabei als Druckspeicher benutzt.

Im Leistungsbetrieb wird das Speisewasser aus dem Speisewasserbehälter entnommen und bei Vollast von 2 Hauptspeisewasserpumpen durch 2 parallele Hochdruck-Vorwärmerstränge in eine Sammelleitung gefördert. Von dort zweigen 4 Speisewasserleitungen zu den 4 Dampferzeugern ab. In diesen Leitungsabschnitten sind die Hauptlast- und Schwachlastregelventile parallel angeordnet. Der Speisewasserbehälter hat ein Gesamtvolumen von 610 m³ und ist bei Vollast mit 320 Mg Wasser unter Sättigungsbedingungen bei einer Temperatur von 180 °C und einem Druck von 0,9 MPa gefüllt.

Das Speisewasser im Leitungsabschnitt zwischen Hochdruck-Vorwärmer und Dampferzeuger hat eine Temperatur von 211 °C mit dem zugehörigen Sättigungsdruck von 2,1 MPa. Wenn in den Frischdampfleitungen die Absperrventile und Abblaseregelventile geöffnet werden und der Druck in den Dampferzeugern ausreichend unter den Druck des Speisewassersystems abgesenkt wird, kann Wasser aus dem Speisewassersystem in die Dampferzeuger gelangen. Die Hauptspeisewasserpumpen können durchströmt werden, da beide Pumpenstufen aus Kreiselpumpen bestehen. Durch Verdampfung des gesättigten Wassers im Speisewasserbehälter wird der Druck auch bei der Entnahme großer Wassermengen stabilisiert.

Die Niveauregelung des Speisewasserbehälters wird durch den niedrigen Dampferzeuger-Füllstand < 6,5 m nach Reaktorschnellabschaltung automatisch außer Betrieb genommen und somit ein Auffüllen mit kälterem Kondensat verhindert.

Durch das Reaktorschutzsystem werden aufgrund der *Reaktorschnellabschaltung* die Hauptlastregelventile, aufgrund des niedrigen Dampferzeuger-Füllstandes die Druckschieber der Hauptspeisewasserpumpen durch vorrangige Schließbefehle zugefahren. Durch eine betriebliche Funktionsgruppensteuerung erhalten die Schwachlastregelventile einen Schließbefehl. Zur Aufhebung der Schließbefehle des Reaktorschutzsystems wird auf der Warte ein Schlüsselschalter installiert. Die Ventile lassen sich dann von der Warte aus öffnen. Um eine schnelle Druckabsenkung in den Dampferzeugern mit den beiden Frischdampf-Abblaseregelventilen zu ermöglichen, muß vorher, ebenfalls durch einen Schlüsselschalter, das Sekundärkreis-Abschlußsignal ($\Delta p/\Delta t$ -Signal) unterdrückt werden. Dieses Signal würde sonst sowohl die Frischdampf-Abblaseabsperrarmaturen wie auch die Hauptspeisewasser-Absperrschieber und die Absperrventile vor den Hauptlast- sowie den Schwachlastregelventilen zufahren.

Zur Diagnose des Ereignisablaufs und zur Durchführung dieser Maßnahmen stehen höchstens 60 min zur Verfügung. In dieser Untersuchung wird angenommen, daß 60 min nach Beginn des Störfalls die Druckentlastung aller Dampferzeuger durch Öffnen der beiden Frischdampf-Abblaseregelventile durchgeführt wird. Innerhalb von 2 min ist ein Druck von 2,1 MPa erreicht, der dem Sättigungsdruck des vorgewärmten Speisewassers entspricht. Da hier angenommen wird, daß das Betriebspersonal die Speisewasserregelventile erst öffnet, wenn der Druck vor dem Ventil unter den Speisewasserbehälterdruck abgesenkt ist, bleiben die Speisewasserregelventile vorerst geschlossen. Innerhalb

von 2,5 min entspannt sich das vorgewärmte Speisewasser im Leitungsstück zwischen Dampferzeuger und Regelventil durch Ausströmung eines Wasser-Dampf-Gemisches in die Dampferzeuger. Durch die einsetzende Verdampfung wird der Primärkreisdruck wieder abgesenkt. Die Druckhalterventile schließen, der Primärkühlmittelverlust ist beendet bis auf geringe Leckagen über die Dichtungen der Hauptkühlmittelpumpen.

Es wird angenommen, daß etwa 5 min nach der sekundärseitigen Druckentlastung alle Hauptlastregelventile geöffnet werden. Durch die hohe Druckdifferenz zwischen dem vorgewärmten Speisewasserleitungsabschnitt (2,1 MPa) und den Dampferzeugern (0,9 MPa) gelangt kurzzeitig eine hohe Speisewassermenge in die Dampferzeuger. Die nachfolgende Verdampfung bewirkt einen Druckanstieg in den Dampferzeugern. Das vorgewärmte Speisewasser zwischen Hochdruck-Vorwärmer und Hauptlastregelventil entspannt sich danach durch Ausströmen eines Wasser-Dampf-Gemisches in die Dampferzeuger innerhalb von ca. 10 min auf einen Druck von 0,9 MPa. In diesem Zeitbereich sinkt der Primärkreisdruck unter 11 MPa. Die Hauptkühlmittelpumpen erhalten automatisch einen Abschaltbefehl und die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* einen Einschaltbefehl. Durch die anschließende Phasenseparation sammelt sich das Wasser im Reaktor-druckbehälter und bedeckt den Kern mit einem Wasser-Dampf-Gemisch. Die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* werden deshalb zur Kernbedeckung nicht benötigt. Der Kern wird im Reflux-Condenser-Mode gekühlt.

Für die Analysen wird davon ausgegangen, daß die Hauptspeisewasser-Pumpendruck-schieber geöffnet werden, wenn der Druck im Hauptspeisewassersystem 0,9 MPa erreicht. Die weitere Bespeisung der Dampferzeuger findet dann durch Entleerung des Speisewasserbehälters statt.

Durch die Bespeisung, die über die Abblasekapazität der beiden Frischdampf-Abblaseregelventile bestimmt wird, sinken innerhalb von ca. 1 h der Primärkreisdruck auf 0,9 MPa und die Primärkreistemperatur unter 180 °C. Der Speisewasserbehälter wird dabei bis auf 27 % des Anfangsinventars entleert. Trotz der starken Abkühlung des Reaktorkühlkreislaufes bleibt der Reaktor unterkritisch, wenn alle Abschaltstäbe eingefahren sind. Bei einem Druck unter 0,9 MPa können 2 *Niederdruck-Einspeisungen* des Not- und Nachkühl-systems den Primärkreis wieder mit boriiertem Wasser auffüllen und danach im Kreislaufbetrieb die Nachwärme abführen. Die sekundärseitige Wärmeabfuhr wird dann nicht mehr benötigt. Für den Kreislaufbetrieb muß der Primärkreis ausreichend mit Kühlmittel gefüllt sein, um Kavitation in den Nachkühlpumpen zu verhindern. Falls die Wiederauffüllung des Primärkreises bis zu einem Druckhalter-Wasserstand > 3,15 m und im Dampferzeuger-U-Rohrbereich durch Dampf behindert ist, kann das Kühlmittel im Primärsystem durch Druckhalter-Sprühen oder durch Öffnen von Druckhalterventilen (Entlüftungs- oder Abblaseventilen) und kurzzeitiges Wiedereinschalten der Hauptkühlmittelpumpen durchmischt werden. Um die Hauptkühlmittelpumpen in Betrieb nehmen zu können, müssen das Sekundärkreis-Abschlußsignal und gegebenenfalls das Primärkreis-Abschlußsignal bei Druckhalter-Füllstand < 2,85 m überbrückt werden.

In dieser Analyse werden weder die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen*, die bei 11 MPa einsetzen, noch die *Druckspeicher-Einspeisungen* unterhalb von 2,5 MPa berücksichtigt. Diese Systeme unterstützen die Wiederauffüllung und Abkühlung des Primärkreises, ebenso wie die oben erwähnten Maßnahmen wie Druckhalter-Sprühen, Druckhalter-Entlüften und Wiedereinschalten von Hauptkühlmittelpumpen. Spätestens bei einem Primärkreisdruck unter 0,5 MPa sollten die Druckspeicher abgesperrt werden, um Stickstoffeinspeisung zu verhindern.

In der Analyse wird angenommen, daß die sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaß-

nahmen nach 60 min eingeleitet werden. Werden die Maßnahmen bis zu etwa 35 min nach Störfalleintritt wirksam, kann ein Öffnen von Druckhalterventilen und damit die Kontamination des Sicherheitsbehälters verhindert werden.

In der Analyse wird angenommen, daß alle 4 Dampferzeuger über ihre Hauptlastregelventile und 2 Pumpen- und Vorwärmerstränge bespeist werden und der Druck über die beiden Frischdampf-Abblaseregelventile abgesenkt wird. Eine Auswertung des Systemverhaltens, z. B. bezüglich der Druckverhältnisse im Speisewassersystem, zeigt, daß die folgenden Mindestanforderungen erfüllt sein müssen, um eine ausreichende Primärkreis-kühlung zu erreichen.

- Öffnen von 2v2 Frischdampf-Abblaseregelventilen
oder
1v2 Frischdampf-Abblaseregelventilen und
3v4 15- %-Frischdampf-Sicherheitsventilen und
1v2 100- %-Frischdampf-Sicherheitsventilen (unter 1,5 MPa)
- Öffnen von 4v4 Schwachlastregelventilen und
2v2 Speisewasserpumpen-Druckschiebern
oder
Öffnen von 1v4 Hauptlastregelventilen und
1v2 Speisewasserpumpen-Druckschiebern

6.4.2.3 Zusätzliche Einzeluntersuchungen

Ausgehend vom Referenzfall mit anlageninternen Notfallmaßnahmen zeigen zusätzliche Untersuchungen den Einfluß einzelner Parameter auf die Wirksamkeit dieser Notfallmaßnahmen. Untersucht wird das vorzeitige Abschalten der Hauptkühlmittelpumpen sowie das Versagen eines der beiden Druckhalter-Abblaseventile in Offenstellung. Mit diesen Analysen wird außerdem ermittelt, innerhalb welcher Zeitspannen die anlageninternen Notfallmaßnahmen durchgeführt werden müssen.

Abweichend vom Referenzfall wird in diesen Analysen die Druck- und Temperaturregelung im Primärkreis sowie die Druckhalter-Füllstandsregelung nicht berücksichtigt. Die dadurch fehlende Wärmeabfuhr durch die Einspeisung von kälterem Wasser in den Primärkreis mit dem Volumenregelsystem führt zu einer um ca. 7 min schnelleren Aufheizung des Primärkreises und Kernfreilegung. Die anlageninternen Notfallmaßnahmen sind entsprechend früher einzuleiten.

● Einfluß des Zeitpunktes der sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen

Wie im Referenzfall wird angenommen, daß die sekundärseitige anlageninterne Notfallmaßnahme 60 min nach Störfalleintritt eingeleitet wird.

Zu diesem Zeitpunkt (Bild 6-11, Fälle 1 + 2) liefern die noch laufenden Hauptkühlmittelpumpen einen Kerndurchsatz von ca. 3000 kg/s mit sehr hohem Dampfanteil. Der Durchsatz reicht bei dem vorhandenen hohen Druckniveau aus, den Kern zu kühlen.

Nach sekundärseitiger Bespeisung aus dem Speisewassersystem wird der Kern im Reflux-Condenser-Mode gekühlt. Der dadurch bedingte primärseitige Druckabfall führt schon nach kurzer Zeit zum Schließen der beiden Druckhalter-Abblaseventile. Damit kann die im Druckhalter verbliebene Wassermasse über die Druckhalter-Ausgleichsleitung in den Reaktordruckbehälter zurückfließen und den Füllstand wieder bis zur unteren Kerngitterplatte anheben.

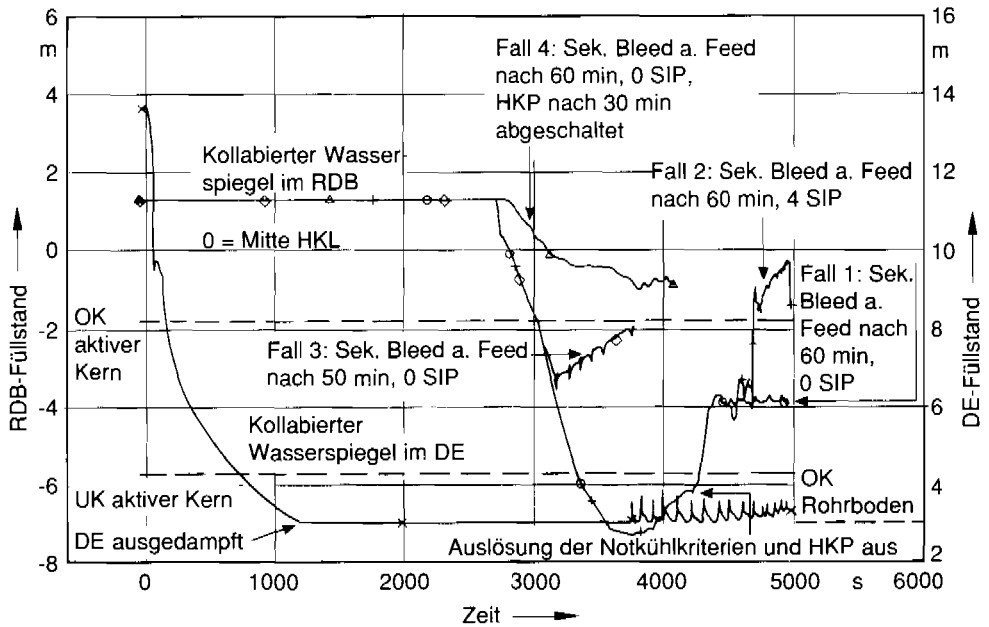


Bild 6-11: Füllstand im Reaktordruckbehälter und in den Dampferzeugern bei Ausfall der Speisewasserversorgung mit sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen

Durch die schnelle Entleerung des Druckhalters kommt es allerdings auch zur Anregung der Notkühl- sowie der Gebäudeabschlußsignale und zur automatischen Abschaltung der Hauptkühlmittelpumpen ca. 70 min nach Störfalleintritt¹. Wenn sich das zunächst homogene Gemisch im Primärkreis separiert, steigt der Füllstand im Reaktordruckbehälter bis etwa zur Kernmitte. Etwa 75 min nach Störfalleintritt wird der Druck von 11 MPa unterschritten; damit können die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* erfolgen. Da nur die obere Kernhälfte freiliegt, reicht eine Sicherheitseinspeisepumpe aus, um den Kern rechtzeitig zu fluten und eine Kernaufheizung zu verhindern.

Es ist fraglich, ob die Hauptkühlmittelpumpen unter Kavitationsbedingungen für längere Zeit betrieben werden können. Wird ein Versagen der Hauptkühlmittelpumpen unmittelbar nach Beginn der Kernfreilegung unterstellt, so würde trotz der Einspeisung mit einer Sicherheitspumpe die obere Kernhälfte ca. 1500 s unbedeckt bleiben. Dies könnte bereits zu Kernschäden führen.

Werden die sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen bereits nach 50 min (statt 60 min) eingeleitet, lassen sich die Kühlungsbedingungen im Kern (Bild 6-11, Fall 3) wesentlich verbessern. In diesem Fall sinkt der Füllstand nur kurzzeitig bis zu 1,5 m unter die Kernoberkante. Dies reicht bei laufenden Hauptkühlmittelpumpen zur Kernkühlung aus.

¹ Die Abschaltung der Hauptkühlmittelpumpen über eine Notfallmaßnahme bei Dampferzeuger-Füllstand < 2 m oder über die Gebäudeabschlußsignale bei „RDB-Füllstand < MIN 3 und Sicherheitsbehälterdruck > 3 KPa“ wird für diese Analysen nicht berücksichtigt

Innerhalb der Zeitspanne zwischen 50 und 60 min nach Störfalleintritt sprechen beide Druckhalter-Abblaseventile an. Da der Druckhalter mit Gemisch gefüllt ist, werden erhebliche Kühlmittelmengen ausgetragen.

Werden die anlageninternen Notfallmaßnahmen nach 50 min eingeleitet, schließen beide Druckhalterventile entsprechend früher. Dadurch verringert sich der Kühlmittelverlust um ca. 60 Mg. Dies entspricht nahezu dem gesamten Wasserinventar im Kern.

Auch wenn sämtliche Hauptkühlmittelpumpen zum ungünstigsten Zeitpunkt versagen, wird der Kern ausreichend gekühlt.

● Einfluß der Hauptkühlmittelpumpen

Die Verhältnisse sind noch günstiger, wenn die Hauptkühlmittelpumpen bereits 30 min nach Störfalleintritt von Hand abgeschaltet werden (Bild 6-11, Fall 4). Der Energieeintrag in den Primärkreis wird dadurch um ca. 23 MW (Verlustleistung der 4 Hauptkühlmittelpumpen) reduziert, so daß sich das Kühlmittel im Primärkreis wesentlich langsamer aufheizt. Entsprechend geringer ist auch die Volumenausdehnung des Kühlmittels, so daß der Kühlmittelverlust über die Druckhalter-Abblaseventile geringer ist als im Referenzfall und die Kernfreilegung verzögert wird. Dies zeigt auch eine Untersuchung in [KOR 89]. Wenn die Hauptkühlmittelpumpen bereits 15 min nach Störfalleintritt abgeschaltet werden, verlängert sich die Karenzzeit auf 70 min [KOR 89].

● Versagen von Druckhalter-Abblaseventilen in Offenstellung

Im folgenden werden die Ereignisabläufe 25 bzw. 21 des Ereignisablaufdiagramms (Bild 6-1) diskutiert. Basierend auf diesen Analysen werden die davon abweichenden Ereignisabläufe abgeschätzt.

Das 1. Druckhalter-Abblaseventil wird nach 30 min zum ersten Mal mit Wasser-Dampf-Gemisch beaufschlagt. Es wird angenommen, daß das Ventil zu diesem Zeitpunkt in Offenstellung versagt. Danach fällt der Druck im Primärsystem sehr rasch auf etwa 12 MPa, den Sättigungsdruck im oberen Plenum (Bild 6-12, Fall 1). Anschließend steigt der Druck langsam wieder bis ca. 16 MPa an, da die Nachwärme nicht vollständig über das 1. Druckhalter-Abblaseventil abgeführt werden kann. Die sekundärseitige anlageninterne Notfallmaßnahme (ab 50 min) führt wie in den vorher diskutierten Fällen zu einer primärseitigen Druckabsenkung, die durch das offenstehende Ventil noch unterstützt wird.

Der Kern ist nur im oberen Bereich für relativ kurze Zeit unbedeckt (Bild 6-13, Fall 1). Da die Hauptkühlmittelpumpen in dieser Phase noch laufen, wird der Kern ausreichend gekühlt². Sollten sämtliche Hauptkühlmittelpumpen versagen oder frühzeitig abgeschaltet werden, würde der Entmischungseffekt nach dem Auslaufen der Pumpen entsprechend früher auftreten und somit der Kern während der gesamten Zeit bedeckt bleiben. Da der Primärkreis über das defekte Ventil ständig Kühlmittel verliert, ist zur Beherrschung des Störfalles mindestens eine Sicherheitseinspeisepumpe zur Leckagenergänzung notwendig. Bei Versagen des 2. Druckhalter-Abblaseventils (40 cm² Abblasequerschnitt, Bilder 6-12 und 6-13, Fall 2) ergeben sich bis zur Einleitung der sekundärseitigen anlageninternen

² Die Abschaltung der Hauptkühlmittelpumpen über eine Notfallmaßnahme bei Dampferzeuger-Füllstand < 2 m oder über die Gebäudeabschlußsignale bei „RDB-Füllstand < MIN 3 und Sicherheitsbehälterdruck > 3 kPa“ wird für diese Analysen nicht berücksichtigt

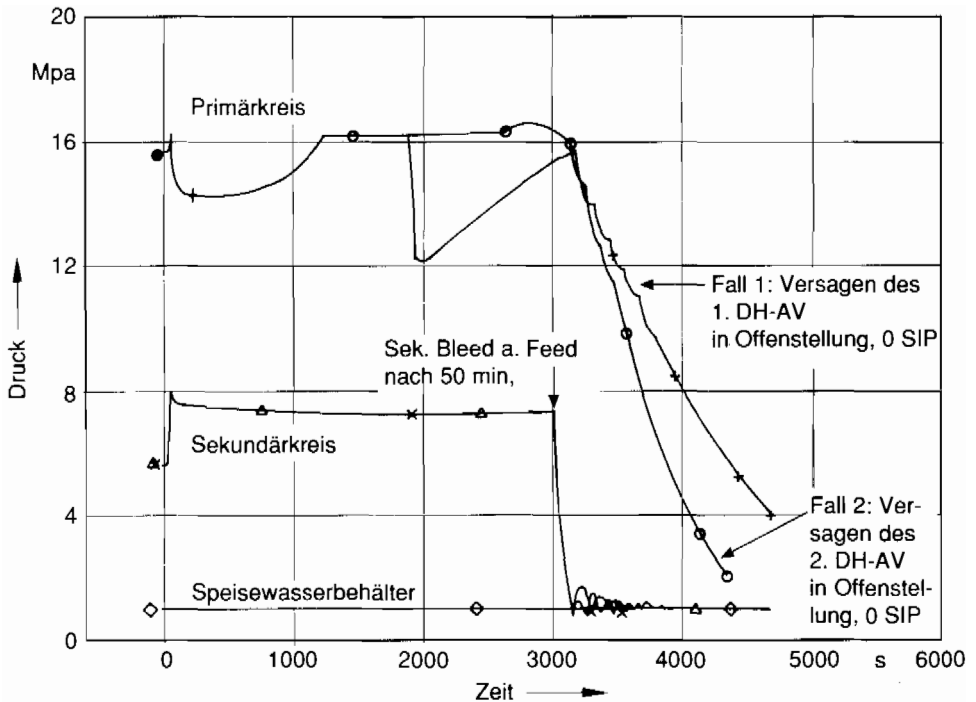


Bild 6-12: Systemdrücke bei Ausfall der Speisewasserversorgung mit sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen; Versagen des 1. oder 2. Druckhalter-Abblaseventils in Offenstellung

Notfallmaßnahme kaum Unterschiede zum Referenzfall (Bild 6-11, Fall 1). Dies liegt einerseits daran, daß das 2. Druckhalter-Abblaseventil relativ spät anspricht (ca. 2 800 s) und sein Versagen daher den Störfall nur noch kurzzeitig beeinflussen kann. Zum anderen führt der erhöhte Massenausstrag am defekten Ventil infolge des damit verbundenen Primärdruckabfalles zu einem frühzeitigen Schließen des 1. Druckhalter-Abblaseventils, so daß sich der Gesamtmassenausstrag vom Referenzfall nicht wesentlich unterscheidet.

In der Rechnung wird die sekundärseitige anlageninterne Notfallmaßnahme nach ca. 50 min eingeleitet, wenn der Reaktor-druckbehälter-Füllstand bereits bis zur Oberkante des Kerns abgefallen ist. Da das 2. Druckhalter-Abblaseventil einen größeren Abblasequerschnitt aufweist, fällt nach Beginn der sekundärseitigen Bespeisung der Primärdruck deutlich schneller ab (Bild 6-12, Fall 2) als im vorhergehenden Fall (Bild 6-12, Fall 1). Allerdings verliert der Primärkreis aufgrund des größeren Abblasequerschnitts auch wesentlich mehr Kühlmittel, so daß bei Unterschreitung der Nullförderhöhe der Sicherheitseinspeisepumpen der gesamte Kern freigelegt ist (Bild 6-13, Fall 2).

Zu diesem Zeitpunkt werden die Hauptkühlmittelpumpen abgeschaltet, da die Notkühlkriterien erreicht werden. Dadurch steigt der Reaktor-druckbehälter-Füllstand wenig später als Folge der Entmischungsvorgänge im Primärkreis wieder um ca. 1 m an. Falls mindestens ein Sicherheitseinspeisesystem zur Verfügung steht, kann unter diesen Bedingungen der Kern noch so rechtzeitig geflutet werden, daß die Hüllrohre keine unzulässig hohen Temperaturen erreichen. Dies gilt auch für den Fall, daß die Hauptkühl-

mittelpumpen vor dem Einleiten der anlageninternen Notfallmaßnahmen versagen oder von Hand abgeschaltet werden.

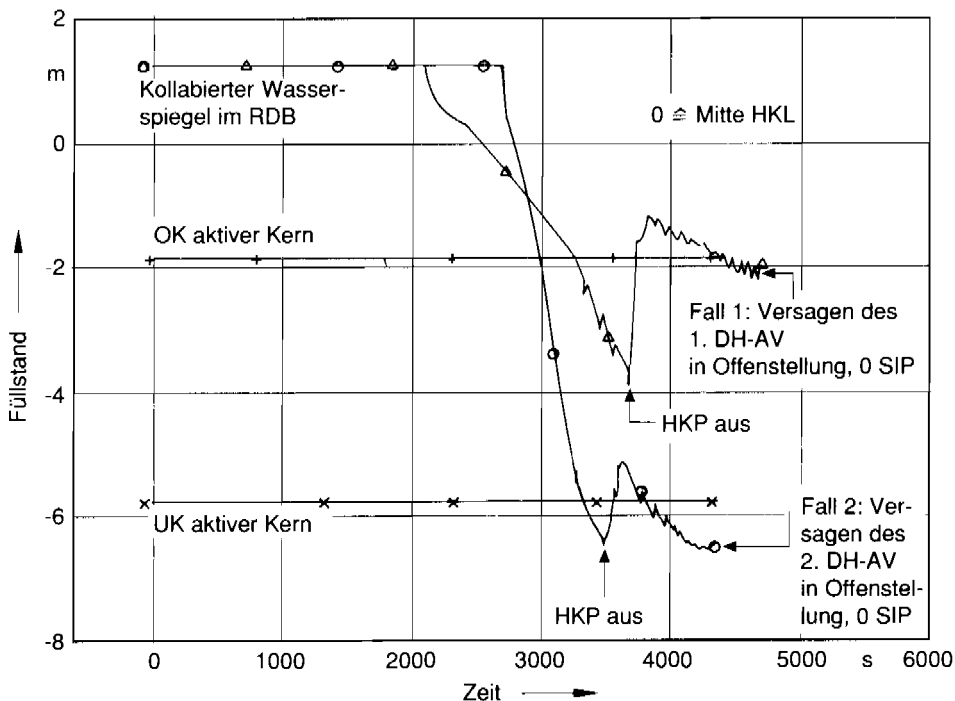


Bild 6-13: Füllstand im Reaktordruckbehälter bei Ausfall der Speisewasserversorgung mit sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen; Versagen des 1. oder 2. Druckhalter-Abblaseventils in Offenstellung

Bei den oben diskutierten Rechnungen wird angenommen, daß die Sicherheitseinspeisepumpen nicht verfügbar sind. Ausgehend von diesen Ergebnissen wurden durch Massen- und Energiebilanzierung die Mindestanzahl der zur Leckageergänzung notwendigen Sicherheitseinspeisesysteme ermittelt.

● Einfluß der Änderungen im Reaktorschutzsystem

Die oben diskutierten DRUFAN-Analysen berücksichtigen nicht die Änderung in der Ansteuerung der Druckhalter-Abblaseventile (N16-Signal entfällt), die geplante Erweiterung des Reaktorschutzsystems sowie die Erweiterung der sekundärseitigen Notfallmaßnahmen.

Wichtiger Unterschied ist das Abschalten der Hauptkühlmittelpumpen durch Handbefehl, sobald der Füllstand in den Dampferzeugern die Höhe von 2 m erreicht. Da dies etwa nach 10 min der Fall wäre, würde der Primärkreis nur noch geringfügig durch die Hauptkühlmittelpumpen aufgeheizt. Dementsprechend würde weniger Kühlmittel über die Druckhalter-Abblaseventile ausgetragen. Nach Abschätzungen ist auch noch nach ca. 70 min das Einleiten der sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen erfolgreich.

Die Auslösung der Notkühlkriterien bei „Reaktordruckbehälter-Füllstand < MIN 3“ hat hingegen kaum Auswirkungen auf den Störfallablauf. Zwar werden die Notkühlkriterien früher ausgelöst; da sich aber die Druckverhältnisse auf der Primärseite nicht ändern, erfolgt die Sicherheitseinspeisung nach wie vor erst ca. 15 min nach Einleiten der sekundärseitigen Notfallmaßnahmen.

6.5 Thermohydraulische Untersuchungen zu primärseitigen Maßnahmen

6.5.1 Primärseitiges Bleed and Feed

Unter primärseitigem Bleed and Feed wird die Druckentlastung des Primärsystems durch Öffnen eines oder mehrerer Druckhalter-Abblaseventile (Bleed) bei gleichzeitiger Bespeisung (Feed) des Reaktorkühlkreislaufes verstanden. Durch die Druckentlastung kann der Druck bis auf den Ansprechdruck der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* abgesenkt

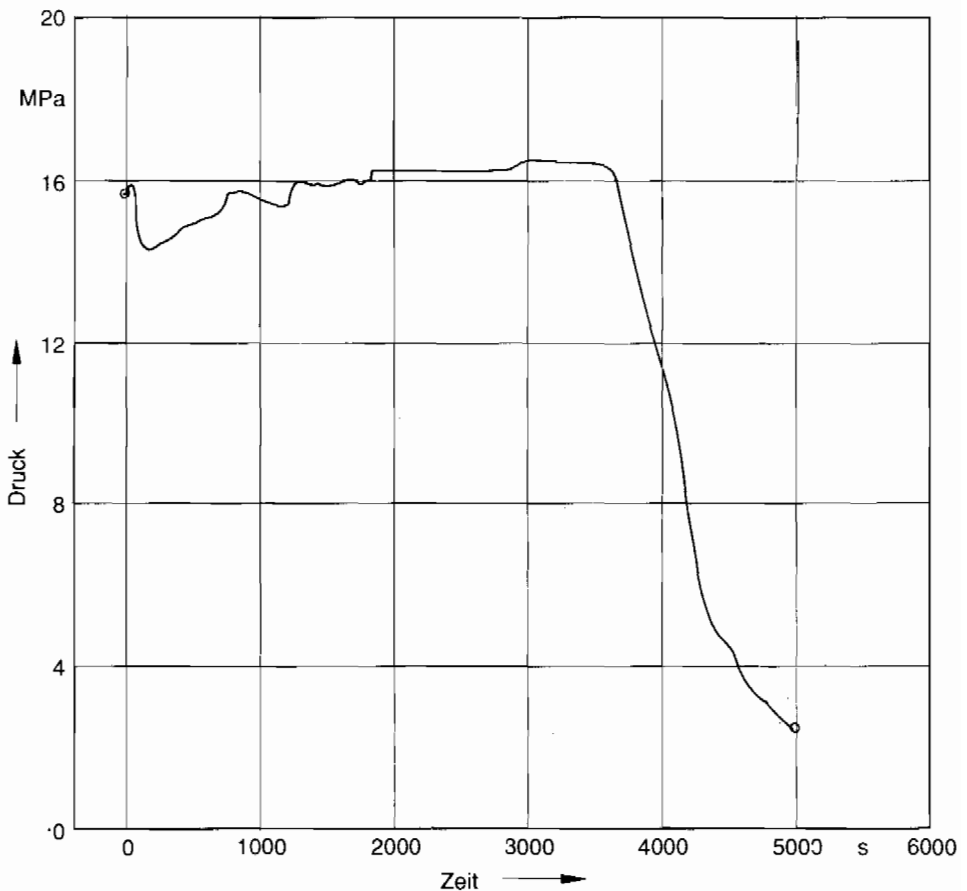


Bild 6-14: Druck im Primärkreis bei Ausfall der Speisewasserversorgung mit primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen (60 cm²) und 2 Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen

werden. Sind diese oder die *Niederdruck-Einspeisungen* nicht verfügbar, kann zwar Kernschmelzen nicht verhindert werden, Kernschmelzen unter hohem Druck läßt sich aber in Kernschmelzen unter niedrigem Druck überführen. Primärseitige Bleed and Feed-Maßnahmen könnten bei folgenden Ereignissen, die zum Hochdruck-Kernschmelzen führen würden, eingesetzt werden:

- Transienten mit Ausfall der sekundärseitigen Wärmeabfuhr (Ausfall der Speisewasserversorgung oder Frischdampfabgabe);
- primärseitige Leckagen mit Ausfall der sekundärseitigen Wärmeabfuhr oder der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen*;
- Dampferzeuger-Heizrohrbrüche mit Ausfall der Druckhalter-Sprühung oder der sekundärseitigen Wärmeabfuhr sowie bei Heizrohrbrüchen in mehr als einem Dampferzeuger.

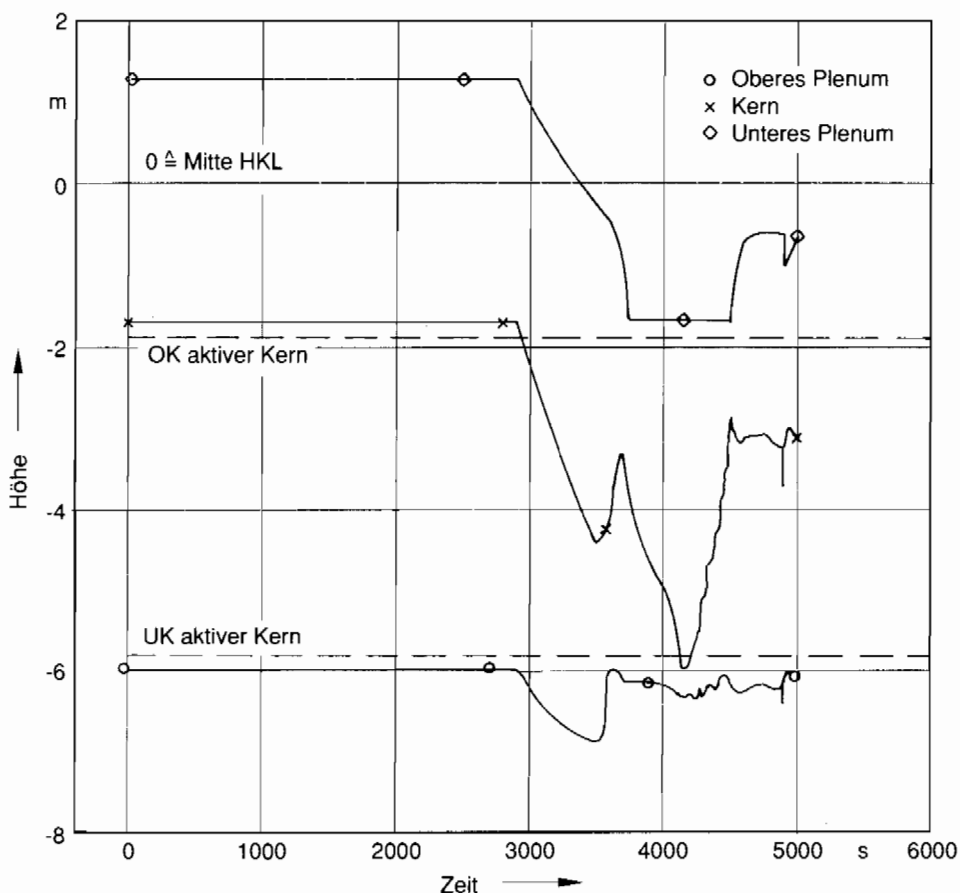


Bild 6-15: Füllstand im Kern, im oberen und unteren Plenum bei Ausfall der Speisewasserversorgung mit primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen (60 cm²) und 2 Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen

Nach Öffnen von Druckhalterventilen wird die Nachwärme mit dem Kühlmittel in den Sicherheitsbehälter abgegeben. Um Kernschmelzen zu vermeiden, muß der Kühlmittelverlust durch *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* ausgeglichen werden.

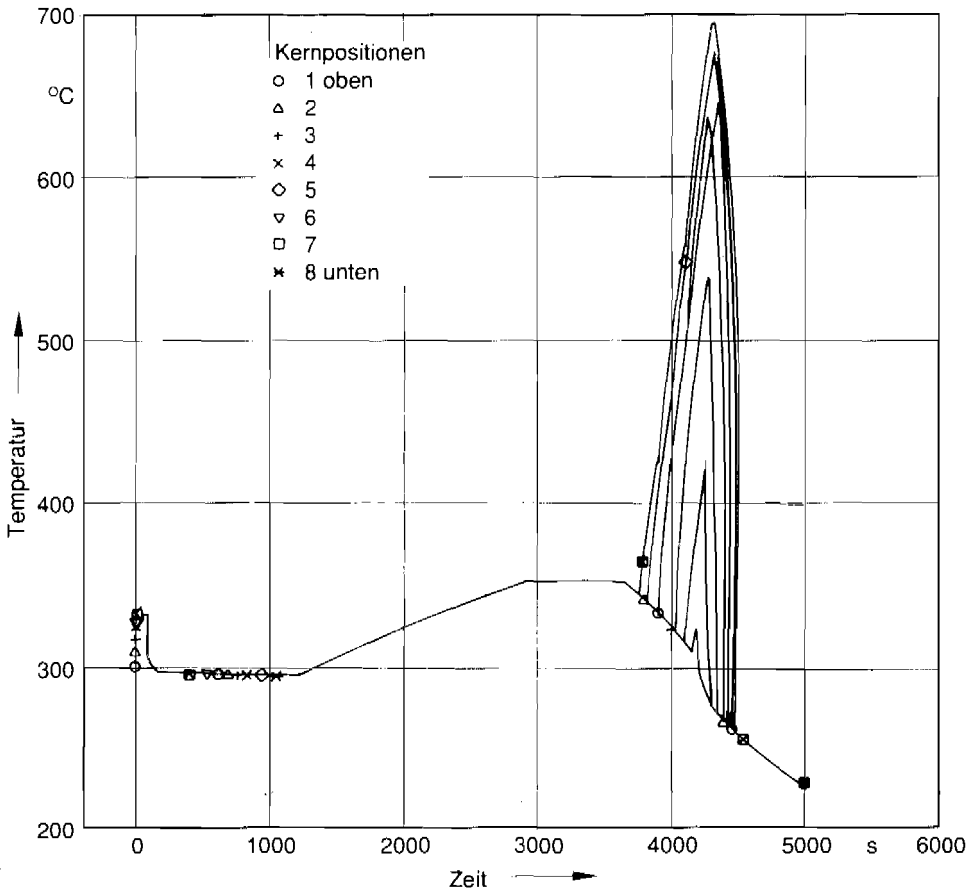


Bild 6-16: Hüllrohrtemperaturen der Brennstäbe mit mittlerer Heizflächenbelastung bei Ausfall der Speisewasserversorgung mit primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen (60 cm²), 2 Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen

- Transienten mit Kernkühlung durch 2 *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* nach vollständigem Ausfall der Speisewasserversorgung und primärseitiger Druckentlastung durch Abblasen über die Druckhalterventile (60 cm²)

Untersucht wird die Transiente „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung“. Bei diesem Fall wird im Vergleich zu den bisherigen Rechnungen eine detailliertere Nodalisierung des Reaktordruckbehälters verwendet, um den Einfluß der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* auf die Kernflutung genauer zu erfassen. Während der gesamten Transiente stehen betriebliche Regelsysteme (Volumenregelsystem, Druckhalterheizung, Druckhalter-Sprühung) und die Hauptkühlmittelpumpen zur Verfügung.

Die Bilder 6-14 bis 6-16 zeigen den Druck im Primärkreis, die kollabierten Füllstände im oberen Plenum, im Kern und im unteren Plenum des Reaktordruckbehälters und die Hüllrohrtemperaturen eines Normalstabs³. Die *Reaktorschnellabschaltung* wird 40 s nach Eintritt der Transiente durch niedrigen Dampferzeugerfüllstand ausgelöst. Es wird angenommen, daß die *Notspeise-* und die *verzögerte Speisewasserversorgung* nicht verfügbar sind. Nach dem Ausdampfen der Dampferzeuger (bei ca. 20 min) heizt sich der Primärkreis auf. Durch die Volumenexpansion des primärseitigen Kühlmittels erhöht sich der Primärdruck, so daß bei etwa 30 min das erste Druckhalter-Abblaseventil öffnet. Ab etwa 50 min wird im Primärkreis Dampf gebildet. Dadurch spricht das 2. Druckhalter-Abblaseventil an.

Wenn die Füllstandssonde im oberen Plenum anzeigt, daß der kollabierte Füllstand unter die Unterkante der Hauptkühlmittelleitungen gefallen ist (Reaktordruckbehälter-Füllstand < MIN 3), wird als anlageninterne Notfallmaßnahme die primärseitige Druckabsenkung durch das vollständige Öffnen der beiden Druckhalter-Abblaseventile eingeleitet. Für die Untersuchung wird von einer Zeitverzögerung der Handmaßnahme von 100 s ausgegangen, so daß ein Bleed ca. 60 min nach Störfalleintritt stattfindet. Dabei wird angenommen, daß die Füllstandssonde auch bei laufenden Hauptkühlmittelpumpen den kollabierten Wasserspiegel anzeigt.

Der niedrige Wasserstand im oberen Plenum löst gemeinsam mit dem schon anstehenden Signal „Druck im Sicherheitsbehälter größer als 3 kPa“ das Notkühlkriterium aus. Dadurch werden die Hauptkühlmittelpumpen und das Volumenregelsystem ausgeschaltet. Mit Auslaufen der Hauptkühlmittelpumpen sammelt sich das Restwasser im unteren Plenum, im Kern und im Rückströmraum des Reaktordruckbehälters sowie in den Pumpenbögen der Hauptkühlmittelleitungen. Trotz der Erhöhung des Wassergehalts verschlechtert sich die Wärmeabfuhr aus dem Kern. Da sich die Strömungsgeschwindigkeit verringert, werden Wasser und Dampf im Kern separiert und der obere Teil des Kerns freigelegt.

Das Wasser im Kern dampft während der Druckabsenkung auf 11 MPa fast vollständig aus, und zu Beginn der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* (bei ca. 70 min) ist der Kern ganz freigelegt.

Der Normalstab im Kern erreicht zu diesem Zeitpunkt die Maximaltemperatur von 700 °C. Bei 75 min ist der Kern ausreichend wieder aufgefüllt und der gesamte Kern wieder benetzt. Nach 80 min beginnen die *Druckspeicher-Einspeisungen*. Der Fall ist jedoch auch ohne *Druckspeicher-Einspeisungen* beherrscht.

Bei erfolgreichem Bleed wird durch die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* eine Kühlmitteltemperatur < 180 °C erreicht. Da mit Dampf in den Dampferzeuger-U-Rohren zu rechnen ist, kann nach Abschalten der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* und durch Schließen der Druckhalterventile nicht in ein „Nachkühlen im Kreislaufbetrieb“ übergegangen werden. Stattdessen sind *Niederdruck-Einspeisungen* für Fluten und, nach Entleerung der Flutbehälter, für Sumpf-Umwälzbetrieb notwendig. Zur Beseitigung von möglichen Dampfpolstern und damit zur Druckabsenkung unter 0,9 MPa sowie zur Förderung der thermischen Durchmischung ist ein kurzzeitiger Betrieb von Hauptkühlmittelpumpen vor Entleerung der Flutbehälter erforderlich. Gegebenenfalls sind dazu bei einem Druckhalter-Füllstand < 2,85 m anlageninterne Notfallmaßnahmen zur Überbrückung des Primärkreis-Abschlußsignals durchzuführen. Um einen möglichen Druck-

³ Unter Normalstab wird ein Brennstab mit mittlerer Heizflächenbelastung verstanden

halteffekt durch den Stickstoff in den Druckspeichern zu vermeiden, kann eine rechtzeitige Absperrung der *Druckspeicher-Einspeisungen* von Bedeutung sein.

● Verzögertes Einleiten der primärseitigen Druckentlastung

Wird nach Anstehen des Signals „Reaktordruckbehälter-Füllstand < MIN 3“ das primärseitige Bleed erst verzögert eingeleitet, sind höhere Kerntemperaturen als beim obigen Fall zu erwarten. Die Ergebnisse eines weiteren Rechenlaufs zeigen, daß bei einer Verzögerungszeit von 130 min (statt der oben angenommenen 100 s) eine Maximaltemperatur für den Normalstab von ca. 950 °C (statt der oben ermittelten 700 °C) erreicht wird (Bild 6-17).

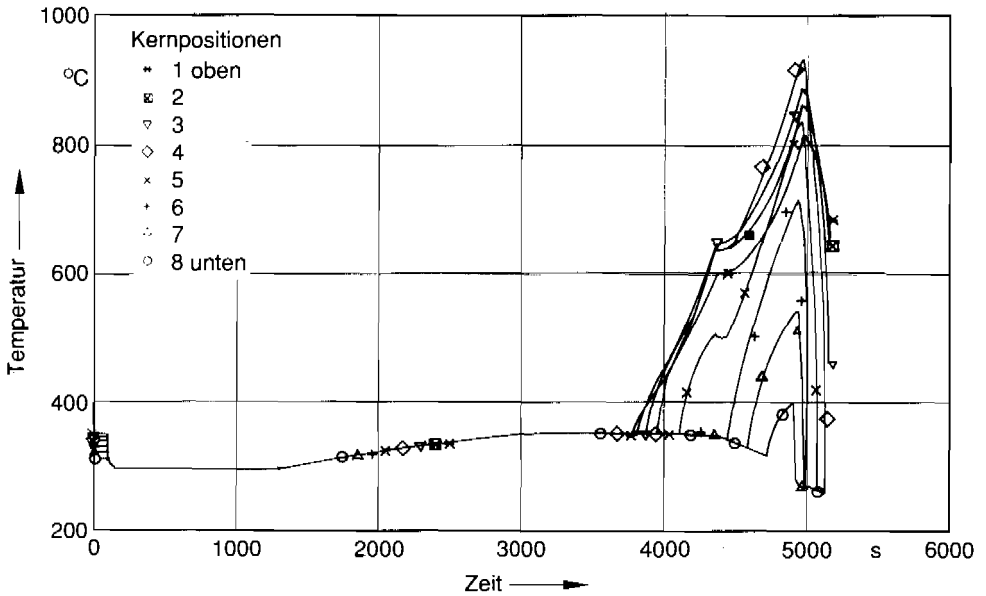


Bild 6-17: Hüllrohrtemperaturen der Brennstäbe mit maximaler Heizflächenbelastung bei Ausfall der Speisewasserversorgung mit verzögerten primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen (800 s), 2 Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen

Nach dem automatischen Abschalten der Hauptkühlmittelpumpen (bei Reaktordruckbehälter-Füllstand < MIN 3) kann die Phasenseparation ungestörter ablaufen als bei gleichzeitiger Druckentlastung. Der Kern wird hierdurch bis zu 2/3 aufgefüllt, so daß auch noch bei Einleitung der primärseitigen Druckentlastung eine zur Kernkühlung ausreichende Wassermenge im Reaktordruckbehälter vorhanden ist (Bild 6-18). Während dieser Phase steigen im Kern die Hüllrohrtemperaturen an (Bild 6-17).

Nach dem Einleiten der primärseitigen Druckentlastung durch Öffnen der Druckhalterventile dampft das gesamte Kühlmittelinventar im Kern sowie ein Teil des Kühlmittelinventars im unteren Plenum aus (Bild 6-18). Die damit verbundene Erhöhung des Kerndurchsatzes verzögert vorübergehend den Temperaturanstieg der Hüllrohre. Bereits 5 min nach Einleitung der Druckentlastung wird der Einspeisedruck der Sicherheitseinspei-

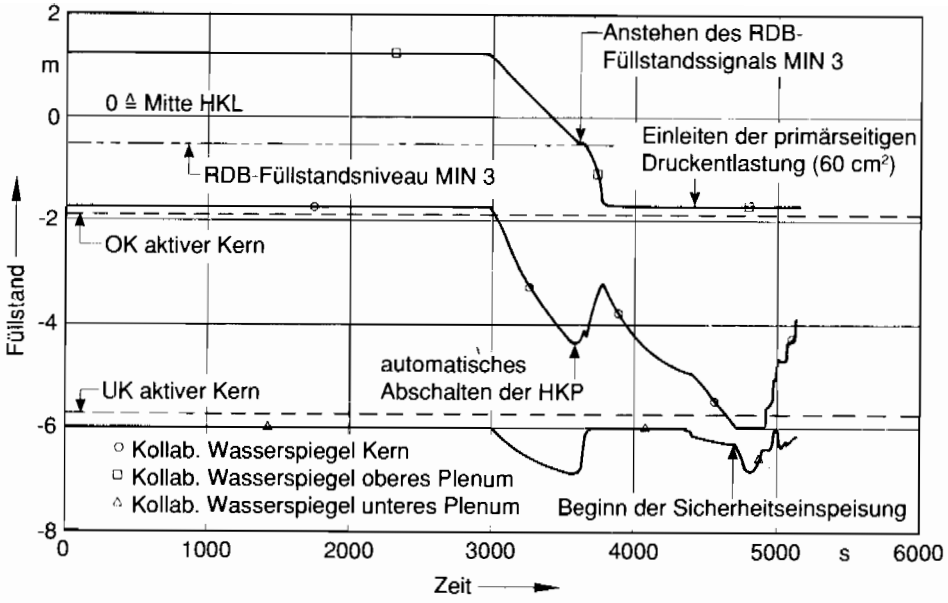


Bild 6-18: Füllstände im Reaktordruckbehälter bei Ausfall der Speisewasserversorgung mit verzögerten primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen (800 s), 2 Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen

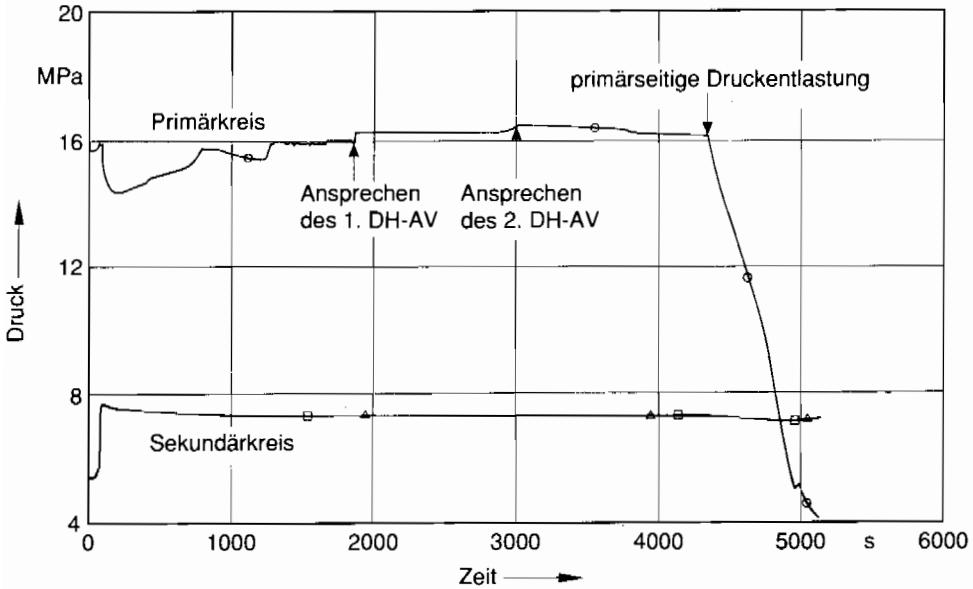


Bild 6-19: Systemdrücke bei Ausfall der Speisewasserversorgung mit verzögerten primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen (800 s), 2 Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen

sepumpen unterschritten (Bild 6-19). Da auch das untere Plenum zum Teil wieder aufgefüllt werden muß, benötigen die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* einige Minuten, bis der Wasserspiegel im Reaktordruckbehälter wieder die Kernunterkante erreicht. Erst danach beginnt mit fortschreitender Kernflutung die Wiederbenetzung der Hüllrohre (Bild 6-17). Der weitere Störfallablauf gleicht dem des ersten Rechenfalles, die Rechnung wird deshalb nicht weitergeführt.

Die Ergebnisse der Analyse zeigen, daß primärseitiges Bleed auch dann noch wirksam werden kann, wenn es etwa 15 min nach Absinken des Füllstands im oberen Plenum auf „Reaktordruckbehälter-Füllstand < MIN 3“ eingeleitet wird. In einem solchen Fall ist mit maximalen Hüllrohrtemperaturen von ca. 1200 °C zu rechnen.

6.5.2 Primärseitiges Bleed and Feed bei Versagen von Druckhalter-Abblaseventilen in Offenstellung

Im folgenden wird die Wirksamkeit des primärseitigen Bleed am Beispiel der Transiente „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung“ mit Versagen der *Notspeisewasserversorgung*, der *verzögerten Speisewasserversorgung* und des *Schließens von Druckhalterventilen* diskutiert.

Druckspeicher-Einspeisungen und *Niederdruck-Einspeisungen* werden bei der Rechnung nicht berücksichtigt. Dies entspricht den Ereignisabläufen 26 bis 28 des Ereignisablaufdiagramms (Bild 6-1). Die Ergebnisse der hierzu durchgeführten Analysen werden im folgenden diskutiert. Hiervon abweichende Ereignisabläufe werden abgeschätzt.

● Primärseitiges Bleed nach Versagen des 1. Druckhalter-Abblaseventils in Offenstellung

Bei Versagen des 1. Druckhalter-Abblaseventils in Offenstellung 30 min nach Störfalleintritt zeigt der Füllstandsverlauf im Reaktordruckbehälter (Bild 6-21, Fälle 1+2) eine spätere Kernfreilegung als beim Referenzfall (Bild 6-11, Fall 1). Dies ist in erster Linie darauf zurückzuführen, daß der Primärkreis unmittelbar nach dem Ventilversagen in Sättigung geht und danach ein höherer Dampfanteil im Ventilmassenstrom auftritt. Dadurch wird bei gleichem Volumenstrom weniger Masse aus dem Primärkreis ausgetragen.

Außerdem setzt im Vergleich zum Referenzfall (Bild 6-11, Fall 1) die Kavitation in den Hauptkühlmittelpumpen früher ein. Hierdurch wird die Förderleistung der Pumpen stark herabgesetzt und damit auch der Energieeintrag in den Primärkreis reduziert.

Der Druck im Primärkreis zeigt unmittelbar nach dem Ventilversagen einen steilen Abfall bis auf den Sättigungsdruck von ca. 12 MPa, bevor er erneut kontinuierlich ansteigt (Bild 6-20, Fall 1). Das zweite Druckhalter-Abblaseventil spricht zwischen 3300 und 4500 s an. Danach ist der Reaktordruckbehälter völlig entleert, der Druck im Primärkreis sinkt ab und erreicht ca. 800 s später den Einspeisedruck der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen*. Zu diesem Zeitpunkt werden die Notkühl Signale ausgelöst und damit die Hauptkühlmittelpumpen automatisch abgeschaltet.

Wenn nur eine *Hochdruck-Sicherheitseinspeisung* verfügbar ist, können schwere Kernschäden auftreten. Hierbei wirkt sich der geringe Querschnitt des in Offenstellung verbliebenen Druckhalter-Abblaseventils ungünstig aus. Der Druck stagniert während des Einspeisevorgangs zeitweilig (Bild 6-20, Fall 1) und die Wiederauffüllung des Reaktordruckbehälters erfolgt nur sehr langsam (Bild 6-21, Fall 1).

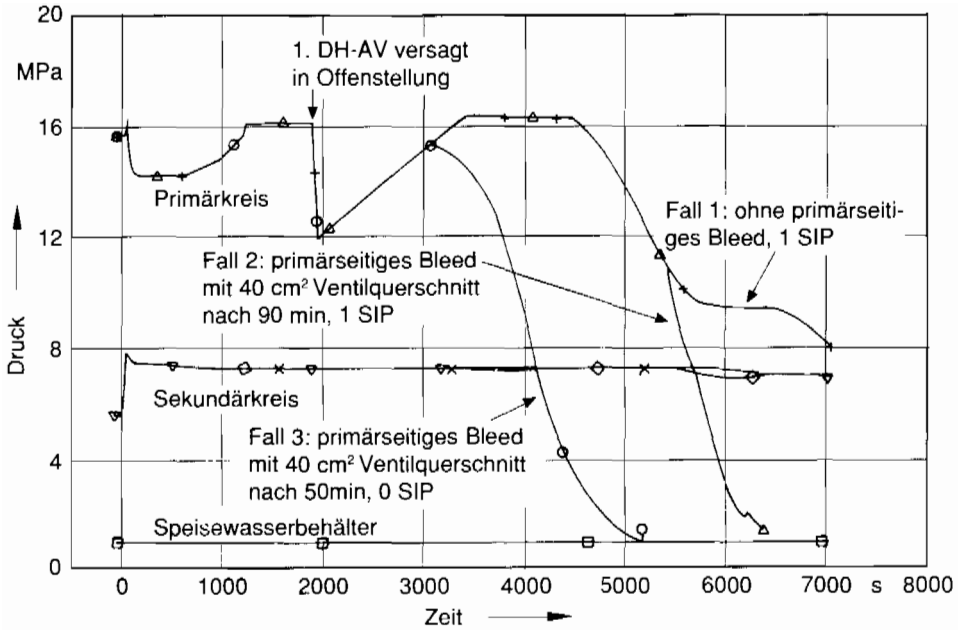


Bild 6-20: Systemdrücke bei Ausfall der Speisewasserversorgung mit und ohne primärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen, Versagen des 1. Druckhalter-Abblaseventils in Offenstellung

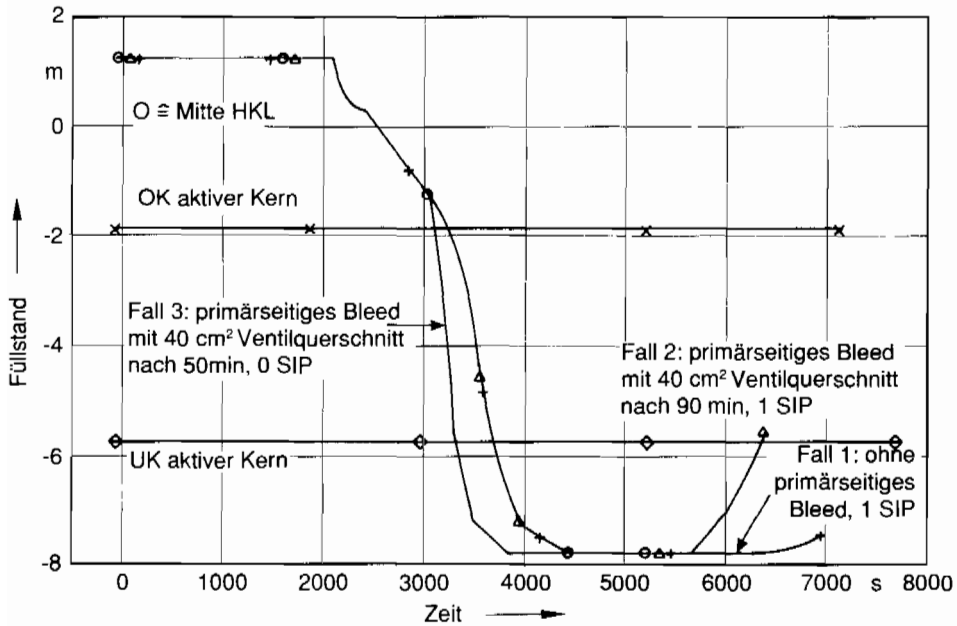


Bild 6-21: Füllstand im Reaktordruckbehälter bei Ausfall der Speisewasserversorgung mit und ohne primärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen, Versagen des 1. Druckhalter-Abblaseventils in Offenstellung

Wird dagegen zu Beginn der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* neben dem defekten Ventil nach 90 min auch das 2. Druckhalter-Abblaseventil geöffnet (Abblasequerschnitt beider Ventile ca. 60 cm²), beginnt die Flutung des Kerns ca. 20 min früher (Bilder 6-20 und 6-21, Fall 2). Wegen des geringen Restwasserinventars im Reaktordruckbehälter sind zur Vermeidung von Kernschäden mindestens 2 *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* notwendig.

Wesentlich für die Beherrschbarkeit des Störfalles ist auch hier das Verhalten der Hauptkühlmittelpumpen. Versagen die Hauptkühlmittelpumpen bereits während der Kernfreilegung, was aufgrund der extremen Betriebsbedingungen nicht auszuschließen ist, so würde nach Abschätzungen die Kernaufheizung schon 30 min vor Erreichen des Einspeisedrucks der Sicherheitseinspeisepumpen beginnen. Unter dieser Bedingung ist der Störfall auch mit 4 Sicherheitseinspeisepumpen nicht mehr zu beherrschen.

Wie weitere Abschätzungen zeigen, kann der Störfall auch bei einem Ausfall der Hauptkühlmittelpumpen während der Kernfreilegungsphase noch beherrscht werden, wenn primärseitiges Bleed frühzeitig eingeleitet wird. Die Maßnahme müßte dann allerdings vor dem Absinken des Reaktordruckbehälter-Füllstandes auf Kernoberkante (bei ca. 50 min) erfolgen und außer dem in Offenstellung verbliebenen 1. Druckhalter-Abblaseventil müßte noch ein weiteres 40-cm²-Ventil geöffnet werden (Bilder 6-20 und 6-21, Fall 3). Falls mindestens 2 *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* zur Verfügung stehen, könnten größere Kernschäden verhindert werden (vgl. auch Bild 6-16).

● Primärseitiges Bleed nach Versagen des 2. Druckhalter-Abblaseventils in Offenstellung

In dieser Analyse wird das Versagen des 2. Druckhalter-Abblaseventils in Offenstellung unmittelbar nach dem ersten Ansprechen (ca. 2700 s) unterstellt (Bild 6-22, Fall 1). Damit fällt der Primärdruck relativ schnell ab, so daß nach 300 s das 1. Druckhalter-Abblaseventil bereits wieder schließt und nach etwa 1500 s ein Druck von 11 MPa unterschritten wird. Dadurch kommt es zur Anregung der Notkühlkriterien mit Einschaltung der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* und (beim derzeitigen Aufbau des Reaktorschutzsystems) zur automatischen Abschaltung der Hauptkühlmittelpumpen. Bis zur Abschaltung der Hauptkühlmittelpumpen wird der Kern nach den Rechenergebnissen durch den hohen Dampfdurchsatz ausreichend gekühlt, obwohl er seit bereits ca. 1000 s freigelegt ist.

Da der Reaktordruckbehälter bei Beginn der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* völlig entleert ist, benötigt eine Sicherheitseinspeisepumpe ca. 900 s zur Wiederauffüllung des unteren Plenums (Bild 6-23, Fall 2). In dieser Zeitspanne ist der Kern nicht mehr ausreichend gekühlt, da die Hauptkühlmittelpumpen auslaufen. Die Zeitspanne wird bei Einspeisung mit 2 Sicherheitseinspeisepumpen so verkürzt, daß eine hohe Kernaufheizung verhindert wird. Dies läßt sich aus den gerechneten Fällen ableiten.

Sollten die Hauptkühlmittelpumpen aber vorzeitig, z. B. nach Freilegung des Kerns, ausfallen, wird es nach Abschätzungen bereits zu Beginn der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* zu ersten Kernschäden kommen. In diesem Fall wäre auch mit 4 laufenden Sicherheitseinspeisepumpen lokales Kernschmelzen nicht mehr zu verhindern.

Der Störfall könnte durch rechtzeitiges Einleiten von primärseitigem Bleed beherrscht werden. Hierbei ist vom Betriebspersonal unmittelbar nach dem Versagen des 2. Druckhalter-Abblaseventils ein weiteres 40-cm²-Ventil (Druckhalter-Sicherheitsventil) per Handeingriff zu öffnen (Bilder 6-22 und 6-23, Fall 4). In der Rechnung wird angenommen, daß 1 von 2 Druckhalter-Sicherheitsventilen erst zum spätest möglichen Zeitpunkt, d. h.

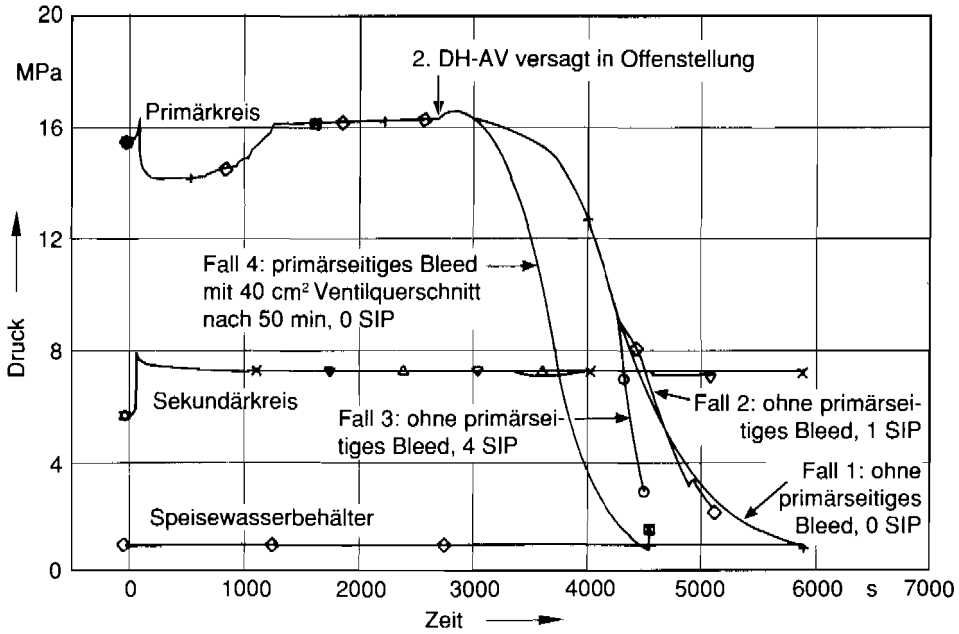


Bild 6-22: Systemdrücke bei Ausfall der Speiswasserversorgung mit und ohne primärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen, Versagen des 2. Druckhalter-Abblaseventils in Offenstellung

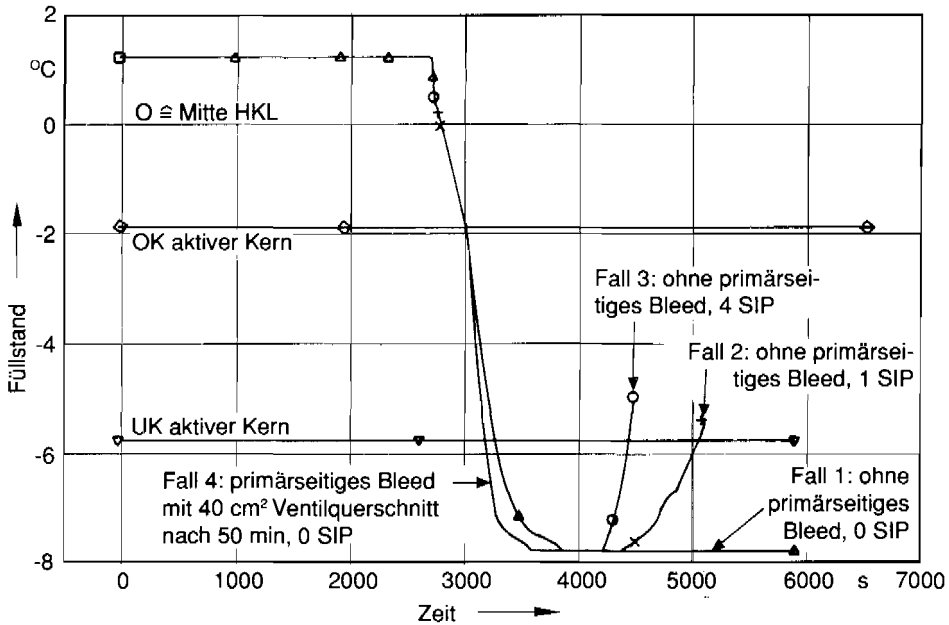


Bild 6-23: Füllstandsverlauf im Reaktordruckbehälter bei Ausfall der Speiswasserversorgung mit und ohne primärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen, Versagen des 2. Druckhalter-Abblaseventils in Offenstellung

erst nach dem Absinken des Reaktordruckbehälter-Füllstandes auf Kernoberkante, geöffnet wird (bei ca. 3000 s). Unter dieser Bedingung dauert es ca. 8–9 min, bis der Einspeisedruck der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* erreicht wird. Da der Reaktordruckbehälter auch in diesem Fall völlig austrocknet, sind mindestens 2 Sicherheitseinspeisepumpen notwendig, um das untere Plenum und den Kern rechtzeitig wiederaufzufüllen. Die Freilegungszeit in Kernmitte wird dabei ca. 1000 s betragen. Dies führt zwar zu hohen Kerntemperaturen, aber nicht zu Kernschmelzen.

Werden dagegen die Hauptkühlmittelpumpen von Hand abgeschaltet, bevor primärseitiges Bleed eingeleitet wird, kommt es nicht zu einer Homogenisierung des Gemisches in den heißen Leitungen und zu dem daraus resultierenden hohen Wassermitriß in den Druckhalter. Die beiden Phasen würden weitgehend separiert werden. Damit strömt weniger Kühlmittel über die geöffneten Druckhalterventile aus. Bei Beginn der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* ist mehr Restwasser im Reaktordruckbehälter vorhanden, so daß sich die Wiederauffüllphase verkürzen würde. Zur Beherrschung der Transiente sind dann weniger Sicherheitseinspeisepumpen erforderlich.

● Auswirkungen der geplanten Änderungen im Reaktorschutzsystem

Entsprechend der geplanten Änderung des Reaktorschutzsystems werden statt durch die Anregung „Druckhalter-Füllstand < 2,85“ durch „Reaktordruckbehälter-Füllstand < MIN 3“ die Notkühlensignale ausgelöst und die Hauptkühlmittelpumpen abgeschaltet (45 min nach Störfalleintritt). Zu diesem Zeitpunkt sollen auch primärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen eingeleitet werden. In den Rechnungen wird davon ausgegangen, daß die primärseitige Druckentlastung schon etwa 50 min nach Störfalleintritt erfolgt ist. Dies sowohl bei Versagen des 1. Druckhalter-Abblaseventils in Offenstellung (vgl. Bilder 6-20 und 6-21, Fall 3) als auch bei Versagen des 2. Druckhalter-Abblaseventils in Offenstellung (vgl. Bilder 6-22 und 6-23, Fall 4). Bei noch frühzeitiger Abschaltung der Pumpen von Hand kann die Druckentlastung später eingeleitet werden.

Hierdurch ergeben sich, abgesehen von einem höheren Restwasserinventar und der dadurch bedingten Zeitverschiebung, keine wesentlichen Unterschiede zum bisher diskutierten Fall, so daß die bisher ermittelten Mindestanforderungen (60 cm² Druckhalter-Abblasequerschnitt, 2 wirksame Sicherheitseinspeisepumpen (s. Abschnitt 6.5.1)) zutreffend sind.

6.5.3 Wirksamkeit der Druckspeicher-Einspeisungen bei Ausfall der *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* und bei primärseitiger Druckentlastung

Die untersuchte Transiente ist wieder der „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung“ mit gleichzeitigem Ausfall der *Notspeisewasserversorgung* und der *verzögerten Speisewasserversorgung*. Die Ergebnisse sind in den Bildern 6-24 bis 6-31 dargestellt. Die *Reaktorschnellabschaltung* wird durch Dampferzeuger-Wasserstand < 8,85 m ausgelöst. Bei sekundärseitigem Austrocknen des Dampferzeugers heizt sich der Primärkreis auf. Durch die Volumenexpansion des primärseitigen Kühlmittels erhöht sich der Primärdruck, so daß die Druckhalterventile ansprechen. Es wird davon ausgegangen, daß die betrieblichen Regelungen (Druckhalter-Wasserstandsregelung, Kühlmitteldruckregelung mit Druckhalter-Heizung und Druckhalter-Sprühen) zur Verfügung stehen und die Hauptkühlmittelpumpen laufen. Nach 3000 s wird als anlageninterne Notfallmaßnahme die Druckabsenkung durch das Öffnen des 2. Druckhalter-Abblaseventils (40 cm² Querschnitt) ein-

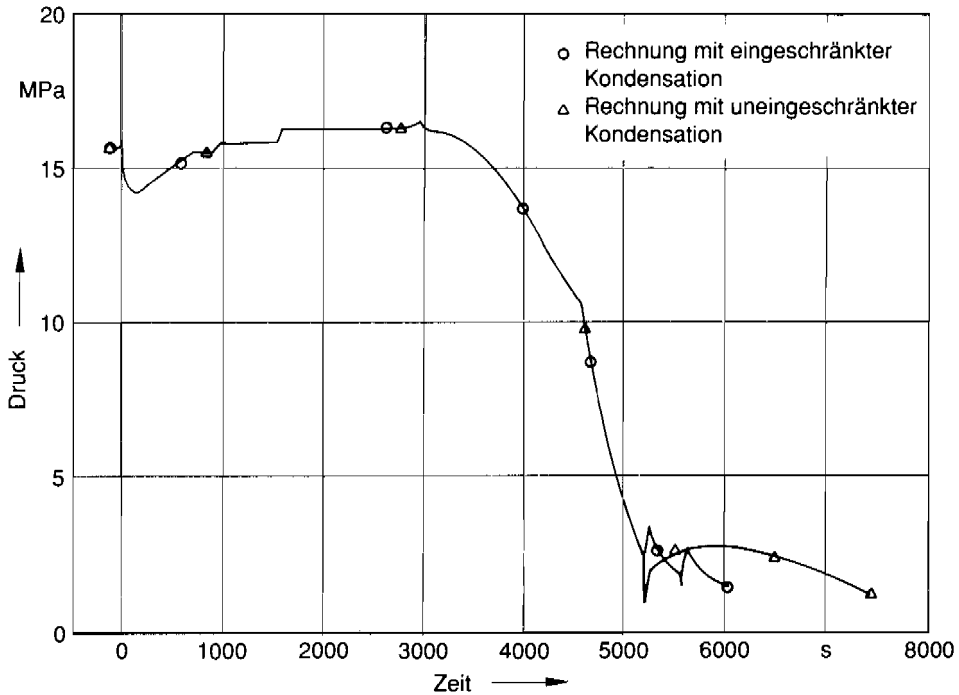


Bild 6-24: Druck im Primärkreis bei Ausfall der Speisewasserversorgung und Hochdruck-Sicherheitseinspeisung mit primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen und Druckspeicher-Einspeisung

geleitet. Nach 4600 s werden die Notkühlensignale ausgelöst und die Hauptkühlmittelpumpen automatisch abgeschaltet. Bei Feststellung, daß die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* nicht zur Verfügung stehen, werden weitere Druckhalterventile geöffnet. Wegen der Abschaltung der Hauptkühlmittelpumpen beginnt die Kernaufheizung. Nachdem der Primärdruck auf 2,5 MPa abgesunken ist, beginnen die Druckspeicher intermittierend einzuspeisen.

Der Massenstrom aus den Druckspeichern wird aus der Druckdifferenz zwischen dem Druck in den Druckspeichern und dem Druck im Primärkreis bestimmt. Der Druck in den Druckspeichern wird während der Einspeisephase durch die isentrope Entspannung des Stickstoffpolsters aufgeprägt. Nach einer längeren Phase ohne Einspeisung nähert sich der Druck im Druckspeicher dem Wert an, der nach einer isothermen Entspannung des Stickstoffpolsters entstanden wäre. Durch die Wärmezufuhr von den Wandungen der Druckspeicher werden die Stickstoffpolster wieder aufgeheizt. Bei einer vollständigen Entleerung des Druckspeichers bei isentroper Entspannung des Stickstoffpolsters sinkt der Druck auf etwa 0,17 MPa, bei einer isothermen Entspannung auf etwa 0,42 MPa. Der Druck im Primärkreis wird während der Einspeisephase der Druckspeicher durch verschiedene Phänomene bestimmt.

Zu Beginn der *Druckspeicher-Einspeisungen* überwiegt der Einfluß der Kondensationskapazität des eingespeisten Wassers. Dies hat eine beschleunigte Druckabsenkung im Primärkreis zur Folge. Später überwiegt dann die Dampfproduktion im Primärsystem, da ein großer Teil der Strukturen vom Einspeisewasser benetzt und der Abkühlvorgang im

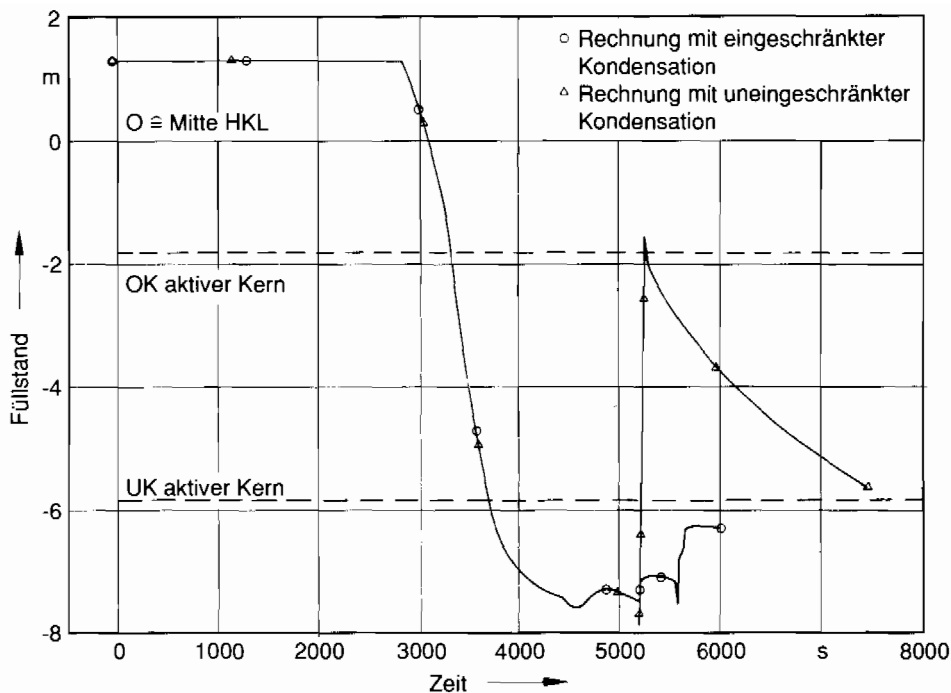


Bild 6-25: Füllstand im Reaktordruckbehälter bei Ausfall der Speisewasserversorgung und Hochdruck-Sicherheitseinspeisung mit primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen und Druckspeicher-Einspeisungen

Kern eingeleitet wird. Weiterhin verringert die Kondensationswirkung des Druckspeicherwassers die Auffüllung der Kühlmittleitungen im Bereich der Einspeisestellen. Dies hat einen Primärdruckanstieg zur Folge, der die *Druckspeicher-Einspeisungen* unterbricht. Die Druckspeicher können erst dann wieder einspeisen, wenn die gesamte im Primärsystem produzierte Dampfmenge beim Druck der Stickstoffpolster in den Druckspeichern über die Druckhalterventile abgeführt werden kann. Dies hat eine Kernfreilegung mit Kernaufheizung zur Folge.

Der Öffnungsquerschnitt der Druckhalterventile und der Primärdruck bestimmen die Ausströmrates des Dampfes und damit den Energiestrom aus dem Primärsystem. Eine Kernaufheizung wird dann vermieden, wenn die im Primärsystem freigesetzte Energie kleiner ist als die über die Druckhalterventile abströmende Energie.

Bei konstantem Primärkreisdruck entspricht die im Primärkreis freigesetzte Energie der Nachzerfallsleistung. Die Nachzerfallsleistung beträgt bei der untersuchten Transiente etwa 1,3 % der Nennleistung während der ersten Einspeisезyklen (etwa 6000 s nach *Reaktorschnellabschaltung*). Zur Abführung dieser Nachzerfallsleistung ist bei Sättigungszustand im gesamten Primärkreis und bei einem geöffneten Abblaseventil und einem geöffneten Sicherheitsventil (gesamter geöffnetes Ventilquerschnitt ca. 80 cm²) ein Druck von etwa 3,0 MPa notwendig. Bei zwei geöffneten Abblase- und zwei geöffneten Sicherheitsventilen (gesamter geöffnetes Ventilquerschnitt ca. 140 cm²) werden 1,5 MPa benötigt. Da der Primärkreisdruck bis auf ca. 0,2 MPa absinken muß, um das gesamte Druckspeicherwasser zu nutzen, muß der Kern erheblich und am Ende der Transiente

vollständig freigelegt sein, d. h. die Nachzerfallsleistung wird dann aus dem Kern nicht mehr abgeführt.

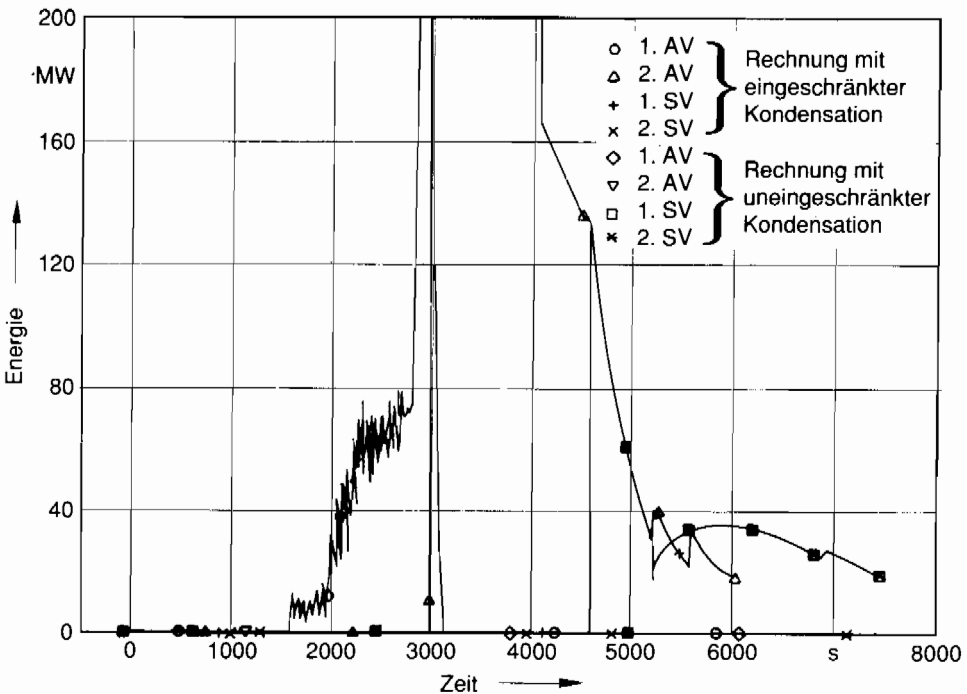


Bild 6-26: Energieaustrag durch die Druckhalterventile bei Ausfall der Speisewasserversorgung und Hochdruck-Sicherheitseinspeisung mit primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen und Druckspeicher-Einspeisungen

Die Untersuchungen ergeben, daß das Druckspeicherwasser intermittierend eingespeist wird und der Primärkreisdruck zwischen den Einspeisephase wesentlich höher liegt als der Druck in den Druckspeichern, d. h. es wird mehr Energie über den Druckhalter aus dem Primärkreis abgeführt als dies bei dem Druck im Druckspeicher möglich wäre. Daher verbessert die intermittierende Einspeisung die Ausnutzung des Druckspeicherwassers zur Kühlung des Kerns. Je größer die Einspeisemenge pro Einspeisecycle ist, desto stärker steigt der Primärkreisdruck nach der Einspeisephase und desto größer ist die Energieabfuhr aus dem Primärsystem.

Die Einspeisemenge je Zyklus wird durch die Ausnutzung der Kondensationskapazität des Einspeisewassers bestimmt. Die Bilder 6-24 bis 6-27 zeigen Rechenergebnisse mit sehr hohem Kondensationswirkungsgrad (ideale Verteilung von kleinen Tröpfchen) und sehr kleinem Kondensationswirkungsgrad (Schichtenströmung). Dargestellt sind der Primärkreisdruck, der kollabierte Füllstand im Reaktorbehälter, der Enthalpiestrom aus dem Druckhalter und die Hüllrohrtemperaturen. Deutlich sichtbar ist die langfristig höhere Energieabfuhr (Bild 6-26) in der Rechnung mit sehr hohem Kondensationswirkungsgrad. Realistischer ist jedoch die Rechnung mit dem niedrigeren Kondensationswirkungsgrad, da sich an den Einspeisestellen Wasserpfropfen bilden können (heiße Leitung) und/oder die Leitungen ganz auffüllen können (kalte Leitung) und damit die Kondensation reduzieren.

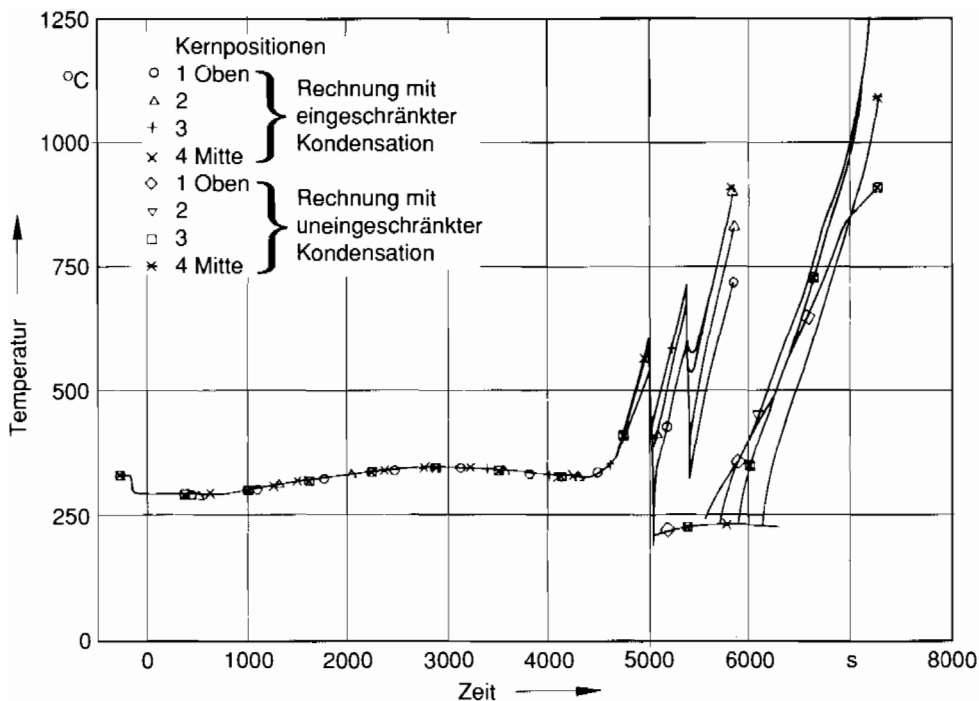


Bild 6-27: Hüllrohrtemperaturen der Brennstäbe mit mittlerer Heizflächenbelastung bei Ausfall der Speisewasserversorgung und Hochdruck-Sicherheitsinspeisung mit primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen und Druckspeicher-Einspeisungen

Die Bilder 6-28 bis 6-31 zeigen die Rechenergebnisse mit abgestuften Kondensationswirkungsgraden für einen geöffneten Ventilquerschnitt von ca. 80 cm² und ca. 140 cm². Aus den Bildern ist zu entnehmen, daß die Nutzung des Druckspeicherwassers bei den vorhandenen Ventilquerschnitten stark begrenzt ist. Bei einer Extrapolation der Sägezahnkurven für die Hüllrohrtemperaturen wird bei einem gesamten offenen Ventilquerschnitt von 80 cm² die Kernaufheizung auf 1200 °C um etwa 15 min, bei 140 cm² um etwa 30 min verzögert. Das Druckspeicherwasser könnte verstärkt genutzt werden, wenn man durch Stickstoffnachspeisung in den Druckspeicher nach jedem Einspeisezyklus den Druck erhöhen könnte. Im Idealfall müßte der Druck soweit erhöht werden, daß die Nachwärme vollständig abgeführt werden kann und die *Druckspeicher-Einspeisungen* kontinuierlich erfolgen.

Eine Vergrößerung der Abblasequerschnitte hätte den gleichen Effekt. Allerdings wäre eine Vergrößerung des Abblasequerschnitts auf ca. 400 cm² notwendig, um eine Nachzerfallsleistung von 1,3 % der Nennleistung mit kontinuierlichen *Druckspeicher-Einspeisungen* bei 0,3 MPa abführen zu können.

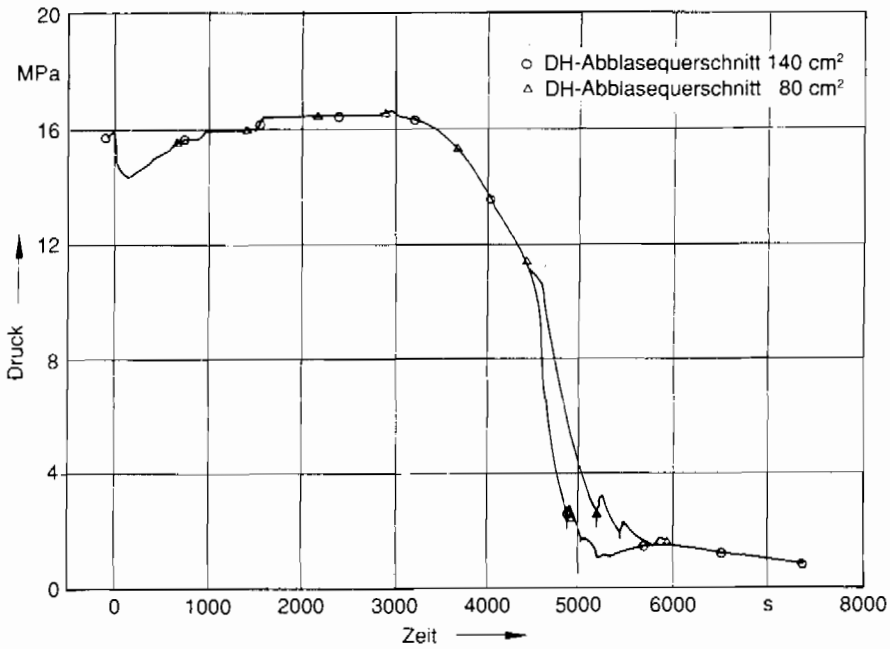


Bild 6-28: Druck im Primärkreis bei Ausfall der Speisewasserversorgung und Hochdruck-Sicherheitseinspeisung mit primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen und Druckspeicher-Einspeisungen

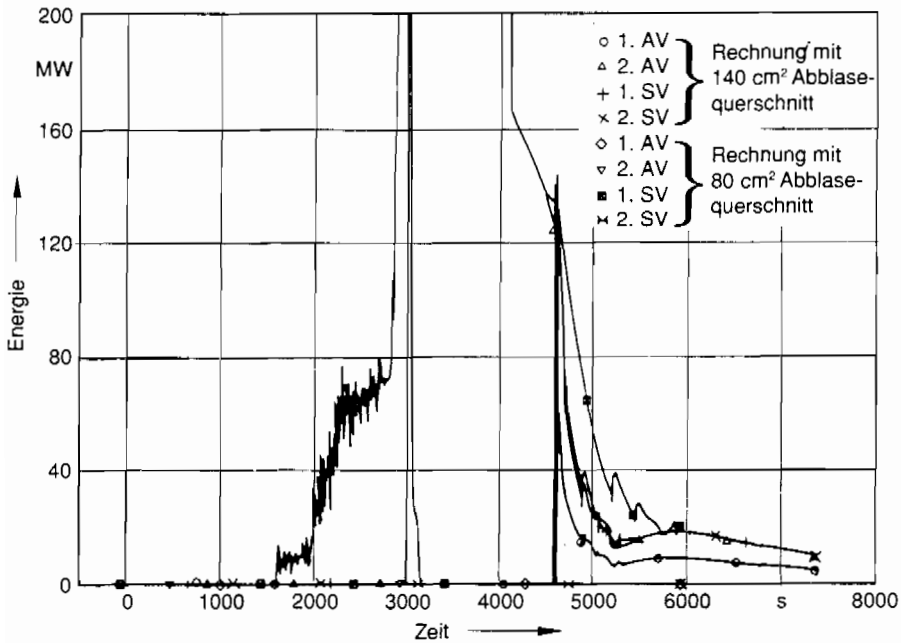


Bild 6-29: Energieaustrag durch die Druckhalterventile bei Ausfall der Speisewasserversorgung und Hochdruck-Sicherheitseinspeisung mit primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen und Druckspeicher-Einspeisungen

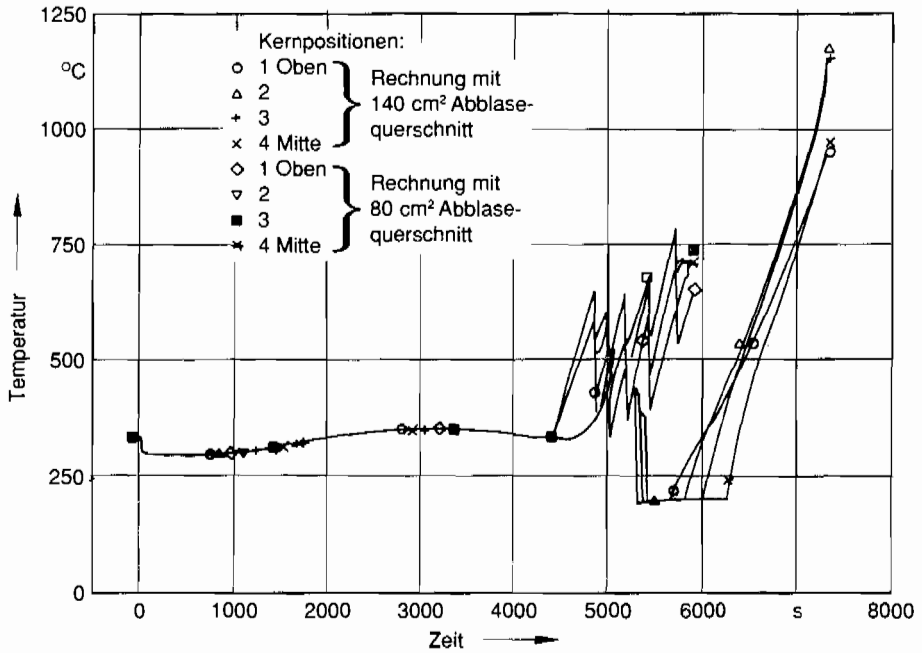


Bild 6-30: Füllstand im Reaktordruckbehälter bei Ausfall der Speisewasserversorgung und Hochdruck-Sicherheitseinspeisung mit primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen und Druckspeicher-Einspeisungen

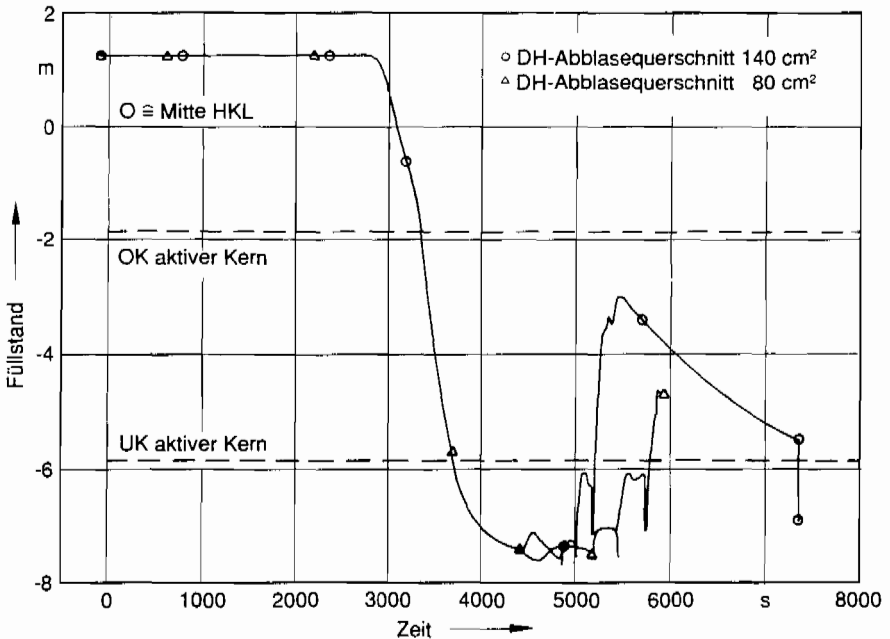


Bild 6-31: Hüllrohrtemperaturen der Brennstäbe mit mittlerer Heizflächenbelastung bei Ausfall der Speisewasserversorgung und Hochdruck-Sicherheitseinspeisung mit primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen und Druckspeicher-Einspeisungen

6.6 Randbedingungen der Analyse von Handmaßnahmen

– Auslösendes Ereignis

Als auslösendes Ereignis wird der „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung“ analysiert. Bei diesem Ereignis sind die verfügbaren Zeitbudgets am kürzesten. Die letzte mögliche anlageninterne Notfallmaßnahme (Öffnen der primärseitigen Druckhalterventile zur Inbetriebnahme der Sicherheitseinspeisungen) muß hier spätestens 85 min nach Störfalleintritt bei frühzeitigem Abschalten der Hauptkühlmittelpumpen eingeleitet werden (vgl. Abschnitt 6.3.1).

– Personelle Ausstattung

Es wird davon ausgegangen, daß sich zum Zeitpunkt des Störfalleintritts die Schichtmannschaft aus der noch zulässigen minimalen Anzahl von Personen zusammensetzt (1 Schichtleiter, 2 Reaktorfahrer, 2 Schichtelektriker, 2 Schichtschlosser). Zwei Personen (1 Schichtelektriker, 1 Schichtschlosser) befinden sich auf einem Inspektionsrundgang in der Anlage. Es wird angenommen, daß sie 15 min benötigen, um zur Warte zurückzukehren.

– Verantwortlichkeit

Das Zeitfenster, das beim untersuchten Ereignisablauf zur Verfügung steht, hat eine Größe von maximal 75 min. Während dieser Zeitspanne ist das Eintreffen von weiteren entscheidungsberechtigten Personen (z. B. Vorgesetzte des Schichtleiters) in der Warte möglich. In diesem Fall wäre der Einfluß der Personalstruktur genauer zu prüfen. Besondere Maßnahmen, die das rechtzeitige Eintreffen solcher Personen sicherstellen sollen, wurden bis jetzt nicht ergriffen. Für die hier durchgeführte Analyse wird davon ausgegangen, daß alle wichtigen Entscheidungen vom Schichtleiter zu treffen sind.

– Zeitverhalten der Prozeßgrößen „Dampferzeuger-Füllstand“ und „Reaktordruckbehälter-Füllstand“

In Übereinstimmung mit den thermohydraulischen Rechnungen und unter der Annahme, daß die Hauptkühlmittelpumpen ca. 5 min nach Unterschreiten des Dampferzeuger-niveaus von 2 Meter durch Handbefehl abgeschaltet wurden, ergibt sich folgendes Zeitverhalten:

- Dampferzeuger-Füllstände $< 6,5$ m und Auslösung der Reaktorschutzsignale YZ51 innerhalb 1 min nach Ausfall des Hauptspeisewassersystems
- Dampferzeuger-Füllstände nach ca. 10 min auf 2 m abgesunken
- Reaktordruckbehälter-Füllstand nach ca. 70 min auf „Unterkante Hauptkühlmittelleitung“ (MIN 3) abgesunken
- Beginn der Kernaufheizung nach ca. 75 min
- maximale Kerntemperatur ca. 600 °C nach ca. 85 min

– Zeitbedarf der Gegenmaßnahmen

Die folgenden vier Gegenmaßnahmen werden berücksichtigt:

- Reparaturversuch Notspeisewassersystem
- Anforderung der Speisewasserstützung durch den Block A mittels Notstandssystem
- Sekundärseitige anlageninterne Notfallmaßnahme (Einspeisung des Speisewasserbehälterinventars in die Dampferzeuger ohne Unterstützung durch Pumpenaggregate)
- Primärseitige anlageninterne Notfallmaßnahme (Absenken des Primärkreisdrucks)

durch Öffnen der Druckhalter-Abblaseventile mit anschließendem Start der Sicherheits-einspeisepumpen)

Die beiden letztgenannten Maßnahmen sind anlageninterne Notfallmaßnahmen. Der Zeitbedarf für die Inbetriebnahme der Speisewasserstützung (gerechnet vom Eintritt des auslösenden Ereignisses aus) wird auf 30 min geschätzt. Diese Schätzung basiert auf dem vorhandenen Konzept, das Handmaßnahmen vor Ort erfordert.

Alle Handlungen zur Einleitung der sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahme können von der Warte aus erfolgen. Zur langfristigen Aufrechterhaltung der Bespeisung muß auch eine Maßnahme vor Ort durchgeführt werden. Wegen des zunächst überströmenden Speisewasserbehälterinventars steht hierfür jedoch viel Zeit zur Verfügung. Es wird davon ausgegangen, daß diese Vor-Ort-Maßnahme die Zuverlässigkeit der sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahme nur unerheblich beeinflusst. Der Zeitbedarf aller zur Einleitung der sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahme notwendigen Teilaufgaben (einschließlich Beobachtung und Entscheidung) wird auf 28 min geschätzt. Diese Schätzung basiert auf einer Analyse der vorliegenden Notfallprozeduren. Hierbei werden die für die ersten fünf Prozedurschritte verlangten Maßnahmen in Teilaufgaben zerlegt und in ein Handlungsmodell umgesetzt (Zuordnung der Teilaufgaben zu einzelnen Personen und Abschätzung des mittleren Zeitbedarfs für die entsprechenden Teilaufgaben). Für den Schichtleiter als höchstbelastete Person ergibt sich ein mittlerer Zeitbedarf von 28 min. Das verwendete Handlungsmodell kann nur ein vorübergehender Behelf sein bis zu dem Zeitpunkt, an dem verlässliche Simulatordaten oder zumindest Ergebnisse von „Walkthrough“-Verfahren mit diensttuenden Schichten vorliegen.

Zur Anregung der anlageninternen Notfallmaßnahme kommt es, wenn die Dampferzeuger-Füllstände unter die Zwei-Meter-Marke abgefallen sind (nach ca. 10 min). Nach dem Öffnen der Frischdampf-Abblaseabsperrschieber und Frischdampf-Abblaseregelventile sinkt der Druck in den Dampferzeugern innerhalb von ca. 2 min soweit ab, daß es zum selbsttätigen Überströmen aus dem Speisewassersystem zu den Dampferzeugern kommt. Für die sekundärseitige anlageninterne Notfallmaßnahme (bis einschließlich Prozedurschritt 5) steht ein Zeitfenster von etwa 58 min zur Verfügung (70 min – 10 min/ Dampferzeuger < 2 Meter – 2 min/ Dampferzeuger-Druckentlastung).

Die primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen werden mit dem Öffnen der Druckhalter-Abblaseventile eingeleitet. Hierzu müssen als vorbereitende Handlung die Abzweige der Steuerarmaturen an die Energieversorgung angeschlossen werden (Schalthandlungen in der Warte). Falls dies bereits geschehen ist, so ist der erforderliche Schaltzustand zu kontrollieren. Erst danach können die Ventile mittels Handbefehl von der Warte aus aufgefahren werden. Für beide Teilaufgaben wird im Mittel ein Gesamtzeitbedarf von 8 min abgeschätzt. Auch dieser Schätzwert basiert auf einer Analyse der vorliegenden Notfallprozeduren. Für die notwendigen Maßnahmen steht ein Zeitfenster von 15 min zur Verfügung (70 min/Reaktordruckbehälter-Niveau < MIN 3 bis 85 min/ maximale Kerntemperaturen ca. 600 °C).

6.6.1 Ergebnisse der Screening-Analyse

Mit den in Abschnitt 5.7.5.2 beschriebenen Methoden („Screening-Analyse“) wird im folgenden versucht, an einem typischen Beispiel die Zuverlässigkeit menschlicher Handlungen bei der Durchführung anlageninterner Notfallmaßnahmen zu bewerten.

Die Screening-Analyse führt zu folgenden Ergebnissen:

- Da fast alle Teilaufgaben von der Warte aus durchgeführt werden, sind personelle Engpässe nicht zu erwarten. Dies gilt auch, wenn nur die noch zulässige minimale Anzahl von Personen anwesend ist.
- Alle Gegenmaßnahmen können innerhalb des verfügbaren Zeitrahmens durchgeführt werden. Die Zeitbudgets sind jedoch sehr knapp bemessen. Das Verhältnis zwischen der insgesamt zur Verfügung stehenden Zeit und der zur Durchführung der notwendigen Handlungen erforderlichen Zeit beträgt für die sekundärseitige anlageninterne Notfallmaßnahme ebenso wie für die primärseitige anlageninterne Notfallmaßnahme ca. 2:1. Wie in Abschnitt 6.6.2 gezeigt, ist diese Relation als nicht günstig einzustufen. Eher günstige Voraussetzungen sind erst bei Verhältnissen von 3:1 bis 4:1 zu erwarten. Das Zeitbudget wirkt indirekt über viele der in Abschnitt 5.10.4.2 beschriebenen Einflußfaktoren auf die Erfolgswahrscheinlichkeit einer Maßnahme ein. Je mehr Zeit zur Verfügung steht, desto mehr Möglichkeiten gibt es, Fehlentscheidungen bzw. Irrtümer zu bemerken und zu korrigieren.
- Der untersuchte Ereignisablauf läßt an mindestens zwei Stellen Zielkonflikte erwarten. So sollen die sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen eingeleitet werden, wenn die Füllstände in den Dampferzeugern auf 2 m abgesunken sind (nach ca. 10 min). Hier muß auf Notfallmaßnahmen übergegangen werden, noch ehe klare Erkenntnisse über den Erfolg oder möglichen Mißerfolg der bis dahin eingeleiteten Gegenmaßnahmen vorliegen. Im ungünstigsten Fall erhält der Schichtleiter des Blockes B vom Schichtleiter des Blockes A die Informationen, daß alle Vorbereitungen zur Speisewasserstützung planmäßig verlaufen und in ca. 15 bis 20 min mit dem Erfolg dieser Maßnahme gerechnet werden könnte (30 min als geschätzte mittlere Gesamtdauer dieser Maßnahme). Die Entscheidung, das Einleiten der Notfallmaßnahmen zugunsten der Speisewasserstützung zu verzögern, hätte aber in der Folge gravierende Konsequenzen für alle weiteren Notfallmaßnahmen.

Mit einem weiteren Zielkonflikt ist nach ca. 70 min zu rechnen. Zu diesem Zeitpunkt steht das Kriterium „Reaktordruckbehälter-Füllstand < MIN 3“ für das Öffnen der Druckhalter-Abblaseventile (Durchführung primärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen) an. Gleichzeitig ist davon auszugehen, daß an allen drei bis dahin eingeleiteten Maßnahmen noch gearbeitet wird. Die eine oder andere Maßnahme könnte in wenigen Minuten erfolgreich sein. Auch hier besteht die Versuchung, die primärseitige anlageninterne Notfallmaßnahme zu verzögern und somit nicht alle bisher erzielten Fortschritte und Teilerfolge beim Einleiten der vorausgehenden Maßnahmen aufzugeben.

Zielkonflikten, wie sie zuvor beschrieben wurden, muß u. a. durch geeignete Prozedurgestaltung und intensives Training entgegengewirkt werden. Nur dann können für die geplanten Notfallmaßnahmen befriedigende Erfolgswahrscheinlichkeiten erwartet werden.

Die Anordnung der benötigten Steuerungen und Instrumente, die Gestaltung der Prozeduren und die Auswahl der Einstiegsriterien für diese Prozeduren haben erheblichen Einfluß auf den Zeitbedarf der Gegenmaßnahmen. Für wichtige Teilaufgaben im anlageninternen Notfallmaßnahmen-Bereich sollte daher genügend Zeit zur Verfügung stehen, auch wenn die Teilaufgaben einfach erscheinen.

Dem hier untersuchten Ereignisablauf liegt ein dynamischer Entscheidungsprozeß zugrunde. Charakteristisch hierfür ist, daß die Entscheidungsträger zu Beginn das volle

Ausmaß der Probleme noch nicht kennen. Der Störfall entwickelt sich mit fortschreitender Zeit, und die notwendigen Entscheidungen müssen Schritt für Schritt getroffen werden. In solchen Situationen haben Verzögerungen oder Probleme bei vorausgegangenen Entscheidungen einen sehr ungünstigen Einfluß auf die Qualität von noch zu treffenden Entscheidungen. Letzten Endes sind die Entscheidungsträger eher einige Schritte im Verzug, als daß sie dem Ereignisablauf einen Schritt voraus sind, d. h. künftige Entwicklungen voraussehen können.

Ereignisabläufe, die vorausschauendes Denken verlangen (z. B. Einleiten von vorbereiteten Handlungen), für die aber nur knapp bemessene Handlungszeiten zur Verfügung stehen, werden von Effekten wie „verzögerte oder unklare Prozeßrückmeldung“ in sehr ungünstiger Weise beeinflußt.

6.6.2 Datenbasis und Modelle zur Abschätzung der menschlichen Zuverlässigkeit

Es ist zu erwarten, daß Diagnose und Entscheidungsfindung (als kognitive Aufgaben bezeichnet) die kritischen Teilaufgaben bei dem hier untersuchten Ereignisablauf sind. Die eigentliche Durchführung der Maßnahmen scheint keine besonderen Anforderungen an das Betriebspersonal zu stellen. Diese Annahme beruht jedoch auf den Ergebnissen einer einfachen Durchsicht der bisher vorliegenden Konzeptunterlagen und muß noch im Rahmen einer detaillierten Aufgabenanalyse überprüft werden.

Für kognitive Aufgaben gibt es nur wenige brauchbare Datenquellen, auch wenn in jüngster Zeit mit Hilfe von Simulatorversuchen Fortschritte erzielt werden konnten. Besonders vielversprechend sind hier die Experimente, die von EPRI (Electric Power Research Institute, USA) und EDF (Electricité de France) gemeinsam durchgeführt werden. Die Arbeiten sind fast abgeschlossen. Bisher sind jedoch nur Teilergebnisse veröffentlicht [WOR 88].

Von den veröffentlichten Daten sind die im Rahmen von RMIEP (Risk Methods Integration and Evaluation Program [WES 87]) ermittelten am aussagekräftigsten. Ziel dieser Studie war es, schwere, für die Anlage LA SALLE relevante Störfälle zu simulieren, Daten hierzu zu sammeln und einen Zusammenhang zwischen Zeit und Erfolgswahrscheinlichkeit von kognitiven Aufgaben zu finden. Gemessen wurde die Zeit, die das Betriebspersonal benötigt, um nach der Auslösung von optischen oder akustischen Alarmen zu einer korrekten Situationsdiagnose und Entscheidung zu gelangen. Die Durchführung der Gegenmaßnahmen wurde nicht mit einbezogen. Obwohl diese Daten auf Anlagen der Bundesrepublik Deutschland nicht ohne weiteres übertragbar sind, so können doch einige allgemeine Schlüsse daraus gezogen werden. Am wichtigsten ist hier sicherlich der Verlauf der gefundenen zeitabhängigen Funktionen. Der Mittelwert der Zeit, die benötigt wird, um zu einer richtigen Entscheidung zu gelangen, ist zwar relativ niedrig (z. B. 3 bis 6 min), es gibt jedoch auch nach einer zwei- bis dreimal so großen Zeit noch eine beträchtlich hohe Fehlerwahrscheinlichkeit. Knapp bemessene Zeitbudgets führen also zu nicht vernachlässigbaren Fehlerwahrscheinlichkeiten für den kognitiven Teil von anlageninternen Notfallmaßnahmen.

Diese Erkenntnis wird auch durch die bis jetzt veröffentlichten Teilergebnisse der von EPRI und EDF gemeinsam durchgeführten Experimente [WOR 88] gestützt. Bild 6-32 zeigt eine typische, durch Simulatorversuche mit Betriebspersonal ermittelte „Human Cognitive Reliability (HCR)“-Funktion. Als „normalized time“ wird hier das Verhältnis zwischen der insgesamt zur Verfügung stehenden Zeit T_M (von der Auslösung der Alarme

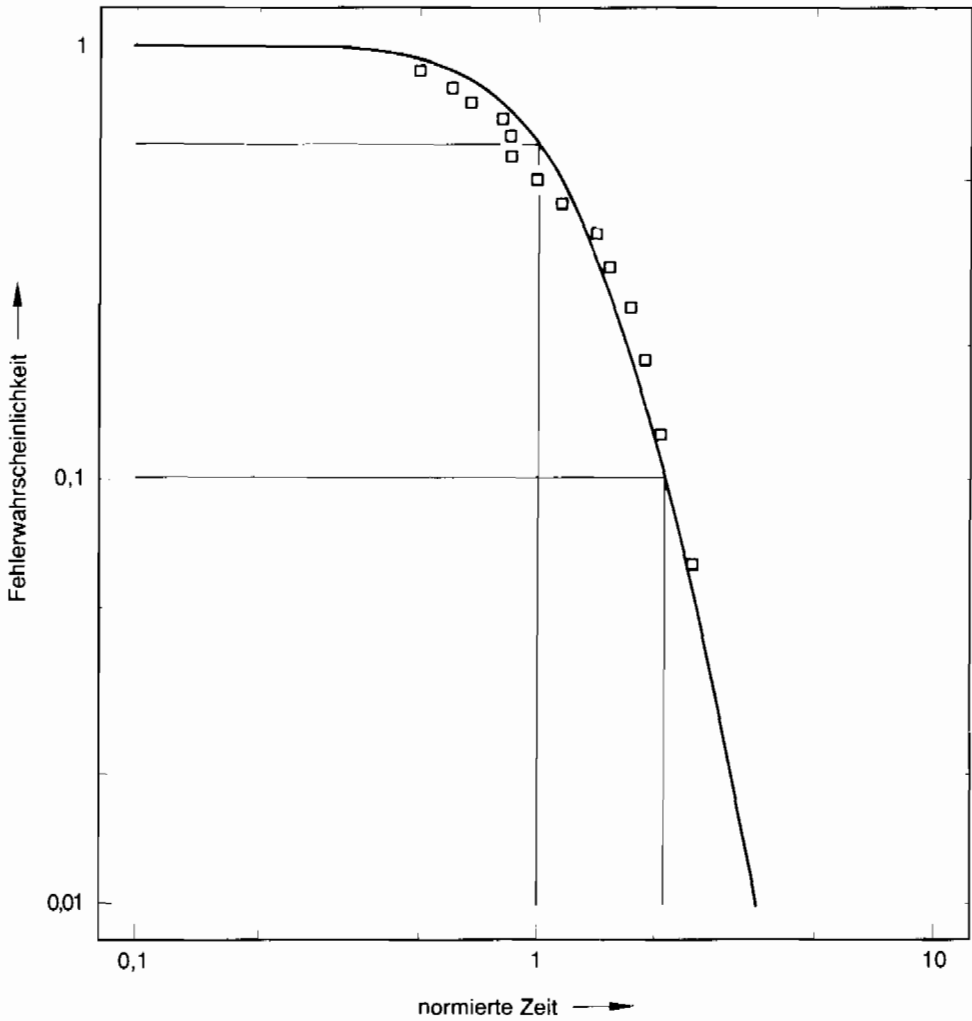


Bild 6-32: Typische Human Cognitive Reliability (HCR)-Kurve

bis zum Zeitpunkt, an dem die Maßnahme wirksam sein muß) und dem Medianwert der für Beobachten, Entscheiden und Agieren erforderlichen Zeit T_A bezeichnet.

Wie aus dem Verlauf dieser Funktion ersichtlich ist, beträgt die Fehlerwahrscheinlichkeit $P = 0,5$ für $T_M/T_A = 1$ und $P = 0,1$ für $T_M/T_A = 2$. Erst wenn der Quotient den Wert 3 übersteigt, sinkt die Fehlerwahrscheinlichkeit auf $P \leq 0,01$ ab. Würden diese Ergebnisse als Datenbasis für anlageninterne Notfallmaßnahmen verwendet, so ergäben sich für die analysierten anlageninternen Notfallmaßnahmen relativ hohe Fehlerwahrscheinlichkeiten.

Auf der Grundlage des in [SWA 87] vorgestellten Modells zur Ermittlung der Fehlerwahrscheinlichkeit von Diagnose- und Entscheidungsaufgaben in schweren Störfällen lassen sich Werte zwischen $P = 0,1$ und $P = 0,01$ (sekundärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen)

me) bzw. $P = 1$ und $P = 0,1$ (primärseitige anlageninterne Notfallmaßnahme) abschätzen. Die unteren Schranken ($P = 0,01$ bzw. $P = 0,1$) sind bei Vorliegen von günstigen ergonomischen Randbedingungen und die oberen Schranken ($P = 0,1$ bzw. $P = 1$) bei sehr ungünstigen Verhältnissen zu verwenden.

Auch diese Ergebnisse liegen im Bereich der bereits erwähnten Fehlerwahrscheinlichkeiten.

In einigen Ländern wurde der Versuch unternommen, anlageninterne Notfallmaßnahmen quantitativ zu bewerten. Diese Bewertungen beruhen überwiegend auf Modellen zum Verhalten von Betriebspersonal und auf Expertenschätzungen [LAN 87, WAK 87, BER 86]. Nur in [YEH 87] sowie in schwedischen Analysen wurden auch Daten aus Simulatorexperimenten verwendet. Wesentlich neue Erkenntnisse, die über das in [WOR 88, WES 87, SWA 87] Gesagte hinausgehen, sind diesen Arbeiten nicht zu entnehmen.

6.7 Zusammenfassung und Bewertung

● Zusammenfassung

In der Studie wird festgestellt, daß Möglichkeiten bestehen, anlageninterne Notfallmaßnahmen durchzuführen. In die systemtechnischen Untersuchungen werden Maßnahmen zur Druckentlastung und Bespeisung des Primär- bzw. Sekundärkreises einbezogen.

Die meisten Schadenzustände sind mit hohem Druck im Primärkreis und dort zunächst mit langsamen Zustandsänderungen verbunden. Die thermo-hydraulischen Analysen für diese Fälle zeigen, daß mindestens 10 min ab Störfalleintritt vergehen, bis der Füllstand im Dampferzeuger auf 2 m absinkt und mindestens 50 min ab Störfalleintritt, bevor der Wasserspiegel im Reaktordruckbehälter bis auf die Kernoberkante zurückgeht. Diese Zeitspanne von 50 min oder mehr kann für primär- oder sekundärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen genutzt werden, um die Kühlung des Kerns wiederherzustellen. Dies kann sekundärseitig durch Druckentlastung erfolgen, so daß es zu einer selbsttätigen Bespeisung der Dampferzeuger mit dem Inhalt des Speisewasserbehälters kommt. Die Dampferzeuger können ebenso mit mobilen Pumpen bespeist werden, wobei auch externe Wasservorräte genutzt werden können. Dadurch kann der Primärkreisdruck soweit abgesenkt werden, daß das Not- und Nachkühlsystem zur langfristigen Wärmeabfuhr genutzt werden kann. Primärseitig kann die Kernkühlung wieder hergestellt werden durch Druckabsenkung über die Druckhalterventile und Nutzung des Not- und Nachkühlsystems. Für Schadenzustände mit Ausfall der Not- und Nachkühlung und langen Zeiten bis zum Absinken des Wasserstandes im Reaktordruckbehälter auf Kernoberkante (z. B. bei kleinen Lecks in der Hauptkühlmittelleitung) sind weitere anlageninterne Notfallmaßnahmen zur Wiederherstellung einer ausreichenden Kernkühlung möglich. Solche werden aber hier nicht betrachtet. Ist bei den betrachteten Fällen die Not- und Nachkühlung nicht verfügbar, so kommt es zum Kernschmelzen unter hohem Druck. Dies wird aber verhindert, wenn der Druck im Primärkreis über die Druckhalterventile rechtzeitig abgesenkt wird.

Diese Maßnahme zählt zu den anlageninternen Notfallmaßnahmen zur Verminderung von Kernschmelzfolgen. Weitere derartige Maßnahmen, die in der Studie behandelt werden, betreffen:

- die Vermeidung des Versagens des Sicherheitsbehälters durch Wasserstoffverbrennung,
- die gezielte Druckentlastung des Sicherheitsbehälters über Filter zur Verhinderung eines späten Überdruckversagens und zur Verminderung der Freisetzung von Spaltprodukten beim Durchdringen des Reaktorfundaments,
- die Begrenzung der Ausbreitung von Spaltprodukten im Grundwasser beim Durchschmelzen des Reaktorfundaments.

Auf diese Maßnahmen wird in Kapitel 8 eingegangen.

Die wesentlichen Ergebnisse der Untersuchung anlageninterner Notfallmaßnahmen sind: Zur Beherrschung des „Notstromfalls“ mit Ausfall der dieselgestützten Notstromversorgung und des Notstandssystems wurde die verzögerte Notbespeisung von Dampferzeugern mit mobilen Niederdruck-Pumpen bzw. mit den Notspeisewasser-Pumpen untersucht.

Werden externe Niederdruck-Pumpen zur Notbespeisung verwendet, ist eine vorherige Druckabsenkung in den Dampferzeugern durch Öffnen und Offenhalten von Frischdampf-Abblaseregelventilen und gegebenenfalls von Frischdampf-Sicherheitsventilen notwendig. Eine Gesamteinspeiserate von 24 kg Wasser pro Sekunde mit einer Temperatur um 30 °C ist zwei Stunden nach Störfalleintritt ausreichend zur vollständigen Nachwärmeabfuhr. Dabei ist ohne wesentliche Bedeutung, ob das Wasser auf alle Dampferzeuger aufgeteilt oder nur in einen Dampferzeuger eingebracht wird.

Können Notspeisewasser-Pumpen zwei Stunden nach Störfalleintritt gestartet werden, ist eine zusätzliche Druckabsenkung in den Dampferzeugern nicht notwendig. Die Einspeiserate einer Notspeisewasser-Pumpe mit einer Förderleistung von etwa 36 kg/s ist zur rechtzeitigen Nachwärmeabfuhr ausreichend. Dies ergibt sich aus dem Vergleich mit der Notbespeisung durch externe Niederdruck-Pumpen.

Außerdem kann zur Bespeisung der Dampferzeuger nach vorheriger Druckabsenkung der Speisewasservorrat genutzt werden. Bei ausreichender Druckabsenkung in den Dampferzeugern erfolgt die Einspeisung aus dem Speisewasserbehälter selbsttätig.

Beim „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung“ hat bereits ca. 60 min nach Störfalleintritt (70 min bei frühzeitigem Abschalten der Hauptkühlmittelpumpen) der Wasserinhalt im Reaktordruckbehälter so stark abgenommen, daß eine sekundärseitige Bespeisung notwendig ist. Bei Verfügbarkeit von *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* ergibt sich eine Karenzzeit von ca. 80 min. Bei einem vollständigen Ausfall des Notspeisewasser- und des Notstandssystems kann nach Druckabsenkung der Dampferzeuger eine Notbespeisung der Sekundärseite aus dem Speisewasserbehälter erfolgen. Das Dampfpolster im Speisewasserbehälter wirkt dabei wie ein Druckspeicher. Der erreichte Notspeisedurchsatz ermöglicht vor Entleerung des Speisewasserbehälters neben der Nachwärmeabfuhr ein Abkühlen des Primärkreises bis in den Betriebsbereich der *Niederdruck-Einspeisungen* durch das Not- und Nachkühlssystem. Dazu ist allerdings eine Unterstützung der Primärkreisdruckabsenkung durch Druckhalter-Sprühen oder durch Öffnen von Druckhalterventilen und kurzzeitiges Wiedereinschalten der Hauptkühlmittelpumpen zur besseren thermischen Durchmischung nach Einspeisung durch die Sicherheitseinspeisepumpen oder die Druckspeicher notwendig, um *Niederdruck-Einspeisungen* bei Nachkühlen im Kreislaufbetrieb zu ermöglichen.

Schließen nach Anforderung die Druckhalterventile wieder, so ist eine primärseitige Bespeisung über eine *Hochdruck-Sicherheitseinspeisung* nicht notwendig. Versagt ein Druckhalter-Abblaseventil in Offenstellung, so ist eine Sicherheitseinspeisepumpe zur Leckageergänzung notwendig. Auf die maximalen Verzögerungszeiten für die Notbespeisung haben diese zusätzlichen Ausfälle aber keinen nennenswerten Einfluß.

Werden die sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen nicht rechtzeitig wirksam, können „primärseitige Bleed and Feed“-Maßnahmen zur Verhinderung des Kernschmelzens oder zumindest des Kernschmelzens unter hohem Druck eingesetzt werden. Bei einer Verfügbarkeit von mindestens zwei Sicherheitseinspeisepumpen ist das „primärseitige Bleed and Feed“ auch bei Versagen eines Druckhalterventils in Offenstellung noch wirksam zur Verhinderung von Kernschmelzen. Hierzu ist ein Gesamtabblasequerschnitt von mindestens 60 cm² erforderlich. Durch *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen*, die sich am Reaktordruckbehälter-Füllstand orientieren, können in Verbindung mit einem angepaßten Druckhalter-Abblasequerschnitt der Abfahrgradient beim „primärseitigen Bleed and Feed“ gesteuert und die Notkühlmittelvorräte gestreckt werden.

Zum Übergang auf Sumpf-Umwälzbetrieb sind weitere Analysen durchzuführen. Systemänderungen, die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* auch im Sumpf-Umwälzbetrieb ermöglichen, würden flexiblere „primärseitige Bleed and Feed“-Maßnahmen erlauben.

Die *Druckspeicher-Einspeisungen* reichen bei Nichtverfügbarkeit aller *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* selbst bei dem maximal verfügbaren Druckhalter-Abblasequerschnitt von ca. 140 cm² nur aus, die Kernaufheizung auf 1200 °C für etwa 30 min zu verzögern.

Das „primärseitige Bleed and Feed“ kann auch bei „Dampferzeuger-Heizrohrlecks“ eingesetzt werden, um Kernschmelzen zu verhindern. Zur Vermeidung von Reaktivitätsstörungen ist die Speisewasserzufuhr in den defekten Dampferzeuger zu unterbrechen, bevor die primärseitige Druckentlastung eingeleitet wird.

Wenn auch die anlageninternen Notfallmaßnahmen nicht wirksam sind, tritt Kernschmelzen ein. Beim Dampferzeuger-Heizrohrleck kann durch eine Wasservorlage im defekten Dampferzeuger die Freisetzung radioaktiver Stoffe in die Umgebung begrenzt werden. Der defekte Dampferzeuger muß dazu durch das Hauptspeisewasser-, das Notspeisewasser- oder das Notstandssystem oder mit mobilen Pumpen aufgefüllt werden. Zur Vorbereitung und Durchführung dieser Maßnahme stehen bei den betrachteten Lecks nach Entleerung der Flutbehälter einige Stunden zur Verfügung.

● Bewertung

Gelingt es durch anlageninterne Notfallmaßnahmen, die Wärmeabfuhr wieder herzustellen, so wird ein Schadenszustand in den sicheren Zustand überführt.

Zur Durchführung der anlageninternen Notfallmaßnahmen werden vom Betreiber Änderungen in der Anlage vorgenommen. Diese sind in Abschnitt 6.2 zusammengestellt. Die Einzelheiten der Maßnahmen werden derzeit durch den Betreiber ausgearbeitet. Da somit noch keine Unterlagen zur detaillierten Bewertung vorliegen, können die Maßnahmen nur vorläufig bewertet werden.

Für die meisten Schadenszustände, bei denen sowohl primärseitige als auch sekundärseitige Notfallmaßnahmen zur Wiederherstellung der Kühlung möglich sind, wird vorläufig angenommen, daß sie in 99 von 100 Fällen erfolgreich durchgeführt werden können. Für Schadenszustände, bei denen kürzere Zeiten zur Verfügung stehen oder erschwerende Randbedingungen vorliegen (z. B. bei Dampferzeuger-Heizrohrlecks mit einer Bruchfläche > 6 cm² und ATWS-Fällen), werden kleinere Erfolgswahrscheinlichkeiten angenommen.

Die angesetzten Werte können sich je nach den endgültigen Prozeduren und der systemtechnischen Realisierung ändern.

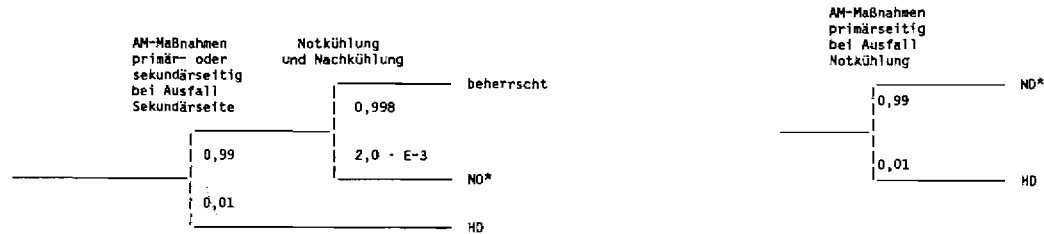
Die bedingten Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von Schadenszuständen zum sicheren Zustand sind in der ersten Zeile der Tabelle 6-1 enthalten. Die Zahlenwerte ergeben sich

Tab. 6-1: Bedingte Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von Schadenszuständen zu einem wieder hergestellten sicheren Zustand und zu Kernschmelzfällen
 Erwartete Häufigkeiten/a der wieder hergestellten sicheren Zustände und der Kernschmelzfälle

Schadenszustände und Häufig- keiten/a	Kern- schmelz- fälle und Häufigkeiten/a	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
		8,2 E-6	2,6 E-7	1,4 E-6	2,8 E-6	9,7 E-6	1,0 E-6	1,1 E-7	< E-7	3,0 E-7	2,9 E-7	6,7 E-7	9,9 E-7	6,3 E-8	2,0 E-7
1. Wieder her- gestellter sicherer Zustand	2,5E-5	0,988		0,988	0,988	0,988	0,988	0,89							0,8
2. ND	6,6E-7		1							1					
3. ND*	2,5E-6	2,0 E-3		2,0 E-3	2,0 E-3	2,0 E-3					0,99	0,99	0,99	0,99	1,0 E-1
4. HD	4,5E-7	1,0 E-2		1,0 E-2	1,0 E-2	1,0 E-2					1,0 E-2	1,0 E-2	1,0 E-2	1,0 E-2	1,0 E-1
5. PLR-ND/ND*	< E-7								1						
6. DE-HD	1,1E-8						1,0 E-2	1,0 E-2							
7. DE-ND*	1,3E-8						2,0 E-3	1,0 E-1							

Bedeutung der Abkürzungen:

- ND: Niedriger Druck im Primärkreis
- HD: Hoher Druck im Primärkreis
- ND*: Niedriger Druck im Primärkreis nach Druckentlastung durch anlageninterne Notfallmaßnahmen (AM)
- PLR: Primärkreisleck im Ringraum
- OE: Dampferzeuger-Heizrohrbruch



aus den Erfolgswahrscheinlichkeiten der anlageninternen Notfallmaßnahmen und aus systemtechnischen Verfügbarkeiten der Not- und Nachkühlung. Werden die erwarteten Eintrittshäufigkeiten der Schadenszustände mit den Erfolgswahrscheinlichkeiten für ihre Beherrschung durch anlageninterne Notfallmaßnahmen multipliziert und diese Produkte summiert, so ergibt sich $2,5 \cdot 10^{-5}/a$. Dies bedeutet, daß in ca. 88% der Schadenszustände die Anlage durch die anlageninternen Notfallmaßnahmen in einen sicheren Zustand überführt wird.

Literatur

- [BER 86] Bertucio, R. C., M. D. Quilici, H. Young, F. T. Harper: Analysis of Core Damage Frequency from Internal Events, Surry 1, NUREG/CR-4550, Vol. 3, November 1986
- [BRA 86] Bracht, K., G. Herbold, E. Kersting, W. Korbach: Untersuchung von Wärmeabfuhrmöglichkeiten aus einem Kernkraftwerk mit DWR nach zeitlich begrenztem Ausfall der Wechselstromversorgung, GRS-A-1221, Mai 1986
- [HER 88] Herbold, G., E. J. Kersting, W. Korbach: Analysis of Secondary Side Oriented Accident-Management Measures for a PWR of KWU-Design, presented at the 1988 IEEE Fourth Conference on Human Factors and Power Plants June 5-9, 1988, Monterey, California
- [KER 88] Kersting, E. J., J. Rohde: Analysis of Selected Accident-Management Measures for a German PWR, International Symposium on severe accidents in nuclear power plants, Sorrento, Italy, 21-25 March 1988
- [KOR 88] Korbach, W: Ergebnisse von Analysen zum Anlagenverhalten und zur Wirksamkeit von Accident-Management-Maßnahmen für den Druckwasserreaktor Biblis-B, TÜV-Rheinland, Juli 1988
- [KOR 89] Korbach, W: Einfluß der geplanten System- und Prozeduränderungen (Stand Juli 1988) auf die sekundärseitigen-Accident Mangement-Maßnahmen im Druckwasserreaktor Biblis-B, TÜV-Rheinland, Januar 1989
- [LAN 87] Lanore, J. M., J. L. Caron, A. Ellia-Hervy, J. L'Henoret: Interaction between Thermal/Hydraulics, Human Factors and System Analysis for Assessing Feed and Bleed Risk Benefits, International Topical Conference on Probabilistic Safety Assessment and Risk Management, PSA 87, Zürich, Vol. 1, TÜV-Rheinland 1987
- [SWA 87] Swain, A.D.: Accident Sequence Evaluation Program Human Reliability Analysis Procedure, NUREG/CR-4772, February 1987
- [WAK 87] Wakefield, D. J., C. D. Adams: Quantification of Dynamic Human Errors in the TMI-1 PRA, International Topical Conference on Probabilistic Safety Assessment and Risk Management, PSA 87, Zürich, Vol. 1, TÜV-Rheinland 1987
- [WES 87] Weston, L. M., D. W. Whitehead, N.L. Graves: Recovery Actions in PRA for the Risk Methods Integration and Evaluation Program, NUREG/CR - 4834, June 1987
- [WOR 88] Worledge, D. H., V. Joksimovich, A. J. Spurgin, A. Villemeur, T. Meslin, F. Mosneron: EDF/EPRI — Collaborative Program on Operator Reliability

Experiments, Proceedings of the International ENS/ANS Conference on the Reactor Safety „NUCSAPE 88“, Vol. 1 Avignon, 2-7 October 1988

- [YEH 87] Yey, Yean-Chuah, S. J. Shy: Quantification of Dynamic Human Error Probabilities in Terms of Sampled Timing Data, International Topical Conference on Probabilistic Safety Assessment and Risk Management, PSA 87, Zürich, 30. August – 4. September 1987, Verlag TÜV Rheinland, Köln, 1987

7 Ereignisablaufanalysen für übergreifende anlageninterne und -externe Ereignisse

7.1 Einführung

Die auslösenden Ereignisse für die in Abschnitt 4 bis 6 behandelten Kühlmittelverluststörfälle und Transienten haben im wesentlichen komponenten- oder systemeigene Ursachen wie lokales Versagen einer Rohrleitung oder Pumpenausfall. Daneben gibt es aber auch auslösende Ereignisse, durch die größere Bereiche der Anlage redundanz- und systemübergreifend betroffen sein können. Derartige Ereignisse führen entweder zu einer mechanischen oder thermischen Beaufschlagung von Strukturen, Komponenten und Systemen oder einer Überflutung von Anlagenbereichen. Da gleichzeitig verschiedene Bauteile, Komponenten und Systeme betroffen sein können, lassen sich diese Ereignisse auch nicht ohne weiteres mit den zuvor behandelten Methoden analysieren.

In Abschnitt 7.2 wird zunächst auf die in dieser Studie behandelten übergreifenden Ereignisse eingegangen. Es werden die Ursachen und die Einwirkungen dieser Ereignisse auf die Anlage beschrieben und die Eintrittshäufigkeiten ermittelt. Dabei wird unterschieden zwischen den anlageninternen Einwirkungen durch Brand, Überflutung und abstürzende Lasten sowie äußeren Einwirkungen durch Erdbeben, Flugzeugabsturz und aus der Nachbaranlage. Da bei Erdbeben und Flugzeugabsturz die Einwirkungsstärke eine wesentliche Rolle spielt, werden für diese Ereignisse die Lastannahmen auch probabilistisch gewertet.

Danach werden die Einwirkungsmöglichkeiten der Ereignisse auf die Anlage behandelt. Dabei werden die Ereignisablaufanalysen für Brand in Abschnitt 7.3.1 und für Erdbeben in Abschnitt 7.4.1 aufgezeigt. Für die Analyse zum Flugzeugabsturz wird eine speziell entwickelte Methode zur Ermittlung der Auftreff- und Schadenswahrscheinlichkeit verwendet, die in Abschnitt 7.4.2 beschrieben wird. Bei den Ereignisablaufanalysen werden im ersten Schritt keine anlageninternen Notfallmaßnahmen berücksichtigt. Der Einfluß möglicher anlageninterner Notfallmaßnahmen wird anschließend diskutiert. Im Falle von Erdbeben stützt sich die quantitative Bewertung der Ereignisabläufe auf umfangreiche Untersuchungen zum Verhalten von Bauwerken, Bauteilen und Komponenten ab. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen werden in Abschnitt 7.5 dargestellt. Abschließend werden dann die Ergebnisse der Ereignisablaufanalysen jeweils für die anlageninternen und anlagenexternen Ereignisse noch zusammengefaßt.

7.2 Häufigkeit übergreifender Ereignisse

Bei den übergreifenden Ereignissen wird unterschieden zwischen Ereignissen durch anlageninterne Einwirkungen und Ereignissen durch anlagenexterne Einwirkungen.

Bedeutsame anlageninterne Ereignisse ergeben sich aus Brand, Versagen von Druckbehältern im Maschinenhaus, Turbinenversagen, Überflutung im Reaktorgebäude, z. B. infolge einer Leckage im Nebenkühlwassersystem, sowie aus einem Lastabsturz, wenn dabei die Integrität der Brennelemente im Brennelementbecken oder im Reaktordruckbehälter gefährdet sein kann.

Ereignisse durch Einwirkungen von außen lassen sich nach natur- und zivilisationsbedingten Einwirkungen unterscheiden. Unter naturbedingten Einwirkungen sind hier vor allem Erdbeben, Hochwasser und Unwetter (Blitzschlag, Sturm) gemeint. Zivilisationsbedingte Einwirkungen ergeben sich aus Unfällen außerhalb der Anlage und sind in erster Linie Flugzeugabsturz, Explosionsdruckwellen und Schadstoffeinwirkungen. Ebenfalls dazu zählen aber auch Einwirkungsmöglichkeiten aus der Nachbaranlage (Block A).

In der Phase A der Risikostudie wurden solche anlagenübergreifenden Ereignisse zwar schon auf ihren Risikobeitrag hin untersucht, mit den erweiterten Kenntnissen der Arbeiten zur Phase B ist nun aber für die anlageninternen Ereignisse Brand, Überflutung, Lastabsturz und für die anlagenexternen Ereignisse Erdbeben, Flugzeugabsturz, Einwirkungen aus dem benachbarten Block A eine Neubewertung erforderlich.

7.2.1 Anlageninterne Ereignisse

7.2.1.1 Brand

Die Auswirkungen von Bränden in einem Kernkraftwerk können von den üblichen konventionellen Folgen wie Produktionsausfall und Verlust von Sachwerten über die Freisetzung radioaktiver Stoffe aus Hilfsanlagen bis hin zum Kernschmelzen reichen. Für diese Studie werden nur solche Brandereignisse untersucht, die Kernschmelzen auslösen können. Verglichen damit sind Risikobeiträge vernachlässigbar, die aus Bränden resultieren, bei denen im Kernkraftwerk vorhandene, radioaktiv kontaminierte Materialien betroffen sind.

Um die Brandeintrittshäufigkeiten zu ermitteln, ist wegen der zu geringen Datenbasis für die untersuchte Anlage auf generische Daten zurückzugreifen. Dazu werden die Literatur, die Betriebserfahrungen aus Kernkraftwerken und konventionellen Kraftwerken sowie Daten der Sachversicherer und der Feuerwehr ausgewertet. Angaben über die Häufigkeit von Brandereignissen in Kernkraftwerken liegen dabei als mittlere Brandeintrittshäufigkeit pro Anlage und Jahr und als raum- und gebäudespezifische Brandeintrittshäufigkeit vor. Teilweise gibt es auch Angaben über die prozentualen Anteile verschiedener Materialien an Bränden in Kernkraftwerken. Die Auswertungen dieser Datenbasis berücksichtigen jedoch nur solche Brände, die für die Sicherheit der Anlage relevant sind und von ihrer Art her zu übergreifenden Auswirkungen führten oder hätten führen können. Dementsprechend sind zum Beispiel lokale Schwelbrände an Elektroantrieben hier nicht berücksichtigt; sie sind bei den Zuverlässigkeitsanalysen über die Ausfallrate der Komponenten implizit mit erfaßt.

Tabelle 7-1 zeigt einen Vergleich amerikanischer Literaturangaben zur mittleren Brandeintrittshäufigkeit pro Jahr und Anlage (Leichtwasserreaktoren). Daraus leitet sich ein Mittelwert von 0,17 Bränden pro Jahr und Anlage für amerikanische Leichtwasserreaktoren ab.

Daten für die Bundesrepublik Deutschland liegen im wesentlichen nur für konventionelle Kraftwerke vor. Die mittlere Brandeintrittshäufigkeit für diese Anlagen wird mit 0,15 Bränden pro Jahr und Anlage angegeben [KTA 81]. Spezielle Daten für Kernkraftwerke in

der Bundesrepublik Deutschland sind aufgrund der gegenüber den USA geringeren Anzahl der Anlagenbetriebsjahre nicht in vergleichbarem Umfang vorhanden. Die Auswertung vorliegender Daten [GRS 85] läßt jedoch den Schluß zu, daß sich die mittleren Brandeintrittshäufigkeiten für Kernkraftwerke der Bundesrepublik Deutschland und der USA nicht wesentlich unterscheiden.

Tab. 7-1: Vergleich amerikanischer Literaturangaben zur mittleren Brandeintrittshäufigkeit pro Jahr und Anlage in Leichtwasserreaktoren

Literatur	Beobachtungszeitraum	Anzahl der Brände	Anzahl der Betriebsjahre	mittl. Brandeintrittshäufigkeit pro Jahr
/FLE 79/	bis 1978	49	372	0.13
/APO 81/	1/68 - 12/75	24	159,6	0.15
	1/76 - 4/78	25	131,3	0.19
	1/68 - 4/78	49	290,9	0.17
/KAZ 78/	---	15	130	0.12
/NRC 76/	---	--	--	0.1
/APO 80/	bis 1978	37	337	0.11
/HOC 81a/	3/68 - 6/78	24	--	0.33 ¹
				0.13 ²
/HOC 81b/	3/68 - 6/78	58	--	0.29 ¹
				0.14 ²

¹ Wert nach 1. Betriebsjahr

² Wert nach 10. Betriebsjahr

Für Ereignisablaufanalysen werden raum- bzw. gebäudespezifische Brandeintrittshäufigkeiten benötigt. Solche Werte liegen nur für amerikanische Anlagen vor (Tabelle 7-2).

Wie die Untersuchungen in Abschnitt 7.3.1.2 zeigen, sind für die Bewertung des Brandrisikos der untersuchten Anlage Schmierölbrände innerhalb des Sicherheitsbehälters und Brände in Kabelverteilungen sowie Brände elektrischer Einrichtungen in verschiedenen Bereichen der Anlage (z. B. Sicherheitsbehälter, Ringraum, Schaltanlagengebäude) von maßgeblicher Bedeutung.

In der Studie wird die ermittelte Brandeintrittshäufigkeit von 0,17 pro Anlage und Jahr verwendet. Weiter wird angenommen, daß eine Verwendung der amerikanischen raumspezifischen Daten für Kernkraftwerke der Bundesrepublik Deutschland möglich ist, wenn

sich die Gebäude bzw. Räume nach Funktion und Aufbau, Art und Menge der brennbaren Materialien und potentiellen Zündquellen nicht wesentlich unterscheiden.

Tab. 7-2: Mittlere jährliche Brandeintrittshäufigkeiten für typische Raumbereiche bzw. Gebäude in amerikanischen Kernkraftwerken [GAL 80]

Raumbereich bzw. Gebäude	Brandeintrittshäufigkeit [1/a]
Warte	3,0 E-3
Kabel-Verteilungsraum	1,2 E-2
Notstromdieselraum	2,9 E-2
Sicherheitsbehälter	1,1 E-2
Maschinenhaus	2,1 E-2
Hilfsanlagegebäude	3,4 E-2

Tab. 7-3: Anteile verschiedener Materialien an Bränden in amerikanischen Kernkraftwerken [GAL 80]

Brandgut	prozentualer Anteil
Kunststoff	13,8
Holz	10,3
Öl	39,7
Brennbare Flüssigkeiten	3,45
Brennbare Gase	3,45
Kabelisolierungen	10,3
Elektrische Einrichtungen	19,0

Die Eintrittshäufigkeit für einen Brand ist nur für Räume innerhalb des Sicherheitsbehälters der untersuchten Anlage einfach übertragbar. Dabei ist nach Schmierölbränden und Kabelbränden zu differenzieren. Unter Verwendung des in Tabelle 7-3 aufgeführten Anteils von ca. 40 % für Ölbrände an der Gesamtzahl der Brandereignisse läßt sich damit die Eintrittshäufigkeit für einen Ölbrand im Sicherheitsbehälter zu $4,4 \cdot 10^{-3}$ pro Jahr abschätzen.

Für Brände in Räumen mit Kabelverteilungen und elektrischen Einrichtungen ist der Wert aus Tabelle 7-2 nicht einfach übertragbar, da die Gegebenheiten bei Anlagen in der Bundesrepublik Deutschland, zum Beispiel niedrigeres Spannungsniveau in der Leittechnik, von denen amerikanischer Anlagen abweichen. Für diesen Fall wird die raumbezogene Eintrittshäufigkeit aus folgenden Beiträgen abgeleitet: der mittleren jährlichen Häufigkeit von 0,17 für einen Brand in der Anlage, dem relativen Anteil von 30 % Brände an elektrischen Einrichtungen und Kabeln nach Tabelle 7-3 und der Gesamtzahl von 20 verschiedenen Raumbereichen der Anlage Biblis B mit überwiegender Brandlast in Form

von elektrischen Einrichtungen und Kabeln. Die Eintrittshäufigkeit für einen Brand in einem solchen Raumbereich ergibt sich damit zu $2,5 \cdot 10^{-3}$ pro Jahr.

Die genannten Häufigkeiten beziehen sich nur auf den Entstehungsbrand und sind nicht gleichzusetzen mit der Häufigkeit eines brandbedingten Schadens. Die Ermittlung der Wahrscheinlichkeit einer Brandausbreitung und von Folgeschäden ist Teil der Ereignisablaufanalyse in Abschnitt 7.3.1. Ebenso werden die mit der Ermittlung der Eintrittshäufigkeit verbundenen Unsicherheiten dort diskutiert.

7.2.1.2 Überflutung

Anlageninterne Überflutungen können den Ausfall von Komponenten und damit Störungen des Anlagenbetriebes hervorrufen. Es wird untersucht, durch welche Wasserinventare und Wasserquellen Überflutungen in der Anlage ausgelöst werden können.

Von Ausnahmen abgesehen befinden sich alle Komponenten in einem Abstand von mehr als 0,2 m vom Fußboden, wobei sicherheitstechnisch wichtige Komponenten zum Teil auf Sockeln erhöht angeordnet sind, um so Ausfällen durch Überflutung vorzubeugen. Die meisten Fälle eines ungewollten Wasseraustritts liefern keinen nennenswerten Risikobeitrag, da z. B. eine oder mehrere der folgenden Bedingungen gegeben sind:

- Das Inventar eines Systems oder Behälters ist so gering, daß auch bei vollständigem Auslaufen keine Schäden auftreten.
- Die maximal möglichen Ausströmraten sind so gering, daß Überflutungen bemerkt und beseitigt werden, lange bevor sie zu Schäden führen können.
- Aufgrund der örtlichen Gegebenheiten kann die Überflutung nur zum Ausfall einzelner Komponenten führen, die aus anderen Gründen häufiger zu erwarten ist.

Die Untersuchungen zeigen, daß ernsthafte Störungen des Anlagenbetriebes nur durch die Überflutung des Ringraumes im Reaktorgebäude durch das nukleare Nebenkühlwassersystem hervorgerufen werden können. Gründe dafür sind:

- Im Ringraum sind sicherheitstechnisch wichtige Komponenten aller Redundanzen angeordnet. Diese sind zwar räumlich getrennt den vier Quadranten des Raumes zugeordnet, jedoch sind diese nur durch ca. 12 cm hohe Schwellen getrennt, so daß bei ausreichend hohem Wasserspiegel alle Quadranten überflutet werden.
- Bei schnellem Wasserzulauf wird der Pegel nicht von selbst, z. B. durch Abfließen in benachbarte Räume, auf Werte begrenzt, die Schäden ausschließen lassen.
- Das nukleare Nebenkühlwassersystem saugt Wasser aus dem Rhein an, so daß sich vom verfügbaren Wasservorrat her keine Begrenzung ergibt. Wird unterstellt, daß eine Nebenkühlwasserpumpe mit voller Fördermenge in den Ringraum fördert, dann ergibt sich eine Zulaufmenge von bis zu 3050 m³/h. Innerhalb von ca. 12 min kann im ungünstigsten Fall eine Überflutung bis 70 cm Höhe eintreten, bei der mit dem Ausfall sicherheitstechnisch wichtiger Komponenten zu rechnen ist.

Als Ursachen für eine Überflutung des Ringraumes durch das nukleare Nebenkühlwassersystem kommen in Frage:

- Brüche der Wandung des Systems, insbesondere Rohrleitungsbrüche
- Inbetriebnahme des Systems nach Instandhaltungsmaßnahmen mit fälschlich nicht wieder verschlossenen Öffnungen, z. B. ausgebauten Armaturen

Für beide Ursachen werden die Eintrittshäufigkeiten ermittelt.

Brüche entsprechender Rohrleitungen sind in ca. 140 Betriebsjahren der Reaktoren in der Bundesrepublik Deutschland nicht aufgetreten. Beobachtet wurden zwei Kleinstlecks, die für eine Überflutung irrelevant waren. Im Vergleich zu diesen lokalen Schädigungen sind ausgedehnte Schäden ohne frühzeitige Leckage, wie sie für einen größeren Bruch voraussetzen wären, um eine bis zwei Größenordnungen unwahrscheinlicher. Für die erwartete Eintrittshäufigkeit eines großen Bruches wird ein Wert von $X_{50} = 8 \cdot 10^{-4}/a$ verwendet. Die Unsicherheit in der Eintrittshäufigkeit wird durch eine logarithmische Normalverteilung mit dem Unsicherheitsfaktor $K = X_{95}/X_{50} = 5$ ausgedrückt.

Aus Kernkraftwerken der Bundesrepublik Deutschland sind vier Fälle von Leckagen im Nebenkühlwassersystem, davon 3 im Nebenkühlwasser-Pumpengebäude, bekannt. Die Leckagen waren auf Fehler bei der Instandhaltung und bei den damit verbundenen Freischaltmaßnahmen zurückzuführen. Zwei Fälle waren mit Leckraten kleiner 300 t/h verbunden und hätten nur nach längerer Zeit ununterbrochener Leckage zu Störungen des Anlagenbetriebes geführt. Diese Fälle sind daher von vergleichbar geringer Risikorelevanz und werden bei den weiteren Betrachtungen vernachlässigt. In den beiden verbleibenden Fällen waren die Leckagen > 1000 t/h. In einem Fall wurde die Leckage nach wenigen Sekunden beendet, im zweiten Fall wurde der Pumpenraum einer Redundanz überflutet. Die Auswirkungen waren also sehr begrenzt.

Die Eintrittshäufigkeit eines großen Lecks im nuklearen Nebenkühlwassersystem innerhalb des Ringraumes durch Instandhaltungsfehler wird daher auch nur zu einem Drittel der Gesamteintrittswahrscheinlichkeit von $1,5 \cdot 10^{-2}$ und damit zu $5 \cdot 10^{-3}$ als Erwartungswert abgeschätzt. Wegen der unterschiedlichen Auswirkungen bei Leistungsbetrieb und im Stillstand wird dieser Wert aufgeteilt in

- Eintritt bei Leistungsbetrieb $4 \cdot 10^{-3}/a$
- Eintritt bei offenem Reaktordruckbehälter $1 \cdot 10^{-3}/a$

Als Unsicherheitsfaktor wird $k = 5$ verwendet.

7.2.1.3 Lastabsturz

Es wird untersucht, ob es durch Absturz schwerer Lasten im Sicherheitsbehälter zur Freisetzung von Spaltprodukten kommen kann. Voruntersuchungen haben gezeigt, daß zwei Fälle von Bedeutung sind: der Absturz eines Brennelement-Transportbehälters in das Brennelement-Lagerbecken und der Absturz des Reaktordruckbehälter-Deckels.

● Absturz eines Brennelement-Transportbehälters

Beim Absturz eines Brennelement-Transportbehälters kann es zu einer mechanischen Beschädigung von Brennelementen oder des Lagerbeckens kommen. Bedeutsamer ist die Schädigung des Lagerbeckens, da es dabei zum Wasserverlust und zum Ausfall der Kühlung kommen kann. Untersuchungen lassen erkennen, daß selbst ein vollständiger Wasserverlust nur im Fall frisch abgebrannter Brennelemente zu so hohen Temperaturen führen kann, daß mit partiellem Schmelzen von Brennelementen zu rechnen ist. Die Häufigkeit wird im Rahmen dieser Studie nicht untersucht.

● Absturz des Reaktordruckbehälter-Deckels

Beim Absturz des Reaktordruckbehälter-Deckels wird untersucht, ob infolge der Stoßbelastung die Reaktordruckbehälter-Aufhängung versagt und die Hauptkühlmittelleitung

gen so beeinträchtigt werden können, daß die Nachwärmeabfuhr ausfällt. Dazu wird auf das Tragverhalten der Reaktordruckbehälter-Aufhängung näher eingegangen.

Aus Strahlenschutzgründen wird der Reaktorraum geflutet, bevor der Reaktordruckbehälter-Deckel abgenommen bzw. angehoben wird. In seiner höchsten Stellung ist der Reaktordruckbehälter-Deckel 12 m über dem Wasserspiegel. Die Flanschoberkante des Reaktordruckbehälters ist etwa 10 m unter dem Wasserspiegel. Die im Reaktordruckbehälter-Flansch verankerten Deckelschrauben enden etwa 8 m unterhalb des Wasserspiegels.

Bei diesen Ausgangsbedingungen wird angenommen, daß die Arretierung des Krans ausfällt, der Reaktordruckbehälter-Deckel im freien Fall abstürzt und dabei horizontal ausgerichtet bleibt. Denn beide Annahmen führen zu Grenzbelastungen für die Reaktordruckbehälter-Verankerung. Zum einen ist die Aufprallenergie bei einem gebremsten Absturz des Reaktordruckbehälter-Deckels geringer. Zum anderen wird beim Aufprall eines schräg gestellten Deckels ein erheblicher Betrag der Aufprallenergie für die elastoplastischen Verformungen der Schraubenbolzen und ggf. der oberen Reaktordruckbehälter-Einbauten sowie der Steuerstab-Führungsrohre am Deckel verbraucht. Damit ist die Verankerung geringeren Beanspruchungen ausgesetzt als im angenommenen Fall.

Die Aufpralllasten werden über acht am Druckgefäßflansch angeschweißte Pratten in Stahlblechkonsolen und von dort in den Ringträger weitergeleitet. Die schwächsten Glieder dieser Tragkette sind die Pratten. Es ist zu prüfen, ob die Pratten diese Aufpralllasten abtragen können. Auslegungsgemäß können pro Pratte rund 15 MN Last abgetragen werden. Ist eine Lastabtragung nicht gewährleistet, ist zu untersuchen, ob die verbleibende kinetische Energie des Reaktordruckbehälters zum Versagen der Hauptkühlmittelleitungen führen und damit den Nachkühlbetrieb in Frage stellen kann.

Prallt der Deckelflansch auf die Wasseroberfläche, wird zunächst ein Druckstoß erzeugt. Dieser breitet sich mit Schallgeschwindigkeit im Wasser aus und belastet das offene Druckgefäß. Der Einfluß dieser Belastung auf die Reaktordruckbehälter-Tragkonstruktion wird abgeschätzt.

Durch den Aufbau des Druckstoßes wird der Deckel abgebremst. Beim Absinken wirken auf ihn aber auch die Schwerkraft, der Auftrieb und der Strömungswiderstand. Daraus kann die Geschwindigkeit ermittelt werden, mit der der Aufprall des Reaktordruckbehälter-Deckels auf die Deckelschraubenenden erfolgt.

Ein reibungsloses Einfädeln der Schrauben in die Bohrungen im Deckelflansch ist äußerst unwahrscheinlich. Denn geringe laterale Verschiebungen und Verdrehungen um die Deckelachse reichen aus, um eine Passung zu verhindern. Hinsichtlich der Lastweiterleitung in den Reaktordruckbehälter-Flansch ist dieser Fall ohnehin weniger gravierend. Einmal verliert der Deckel über weitere 2 m Fallhöhe im Wasser zusätzlich an kinetischer Energie. Zum anderen führt ein geringer Versatz zum Abgleiten der Deckelbohrungen an den Bolzen und somit zur Energiedissipation durch Reibung und plastische Verformung. Es wird deshalb angenommen, daß die Kraftübertragung zwischen Deckelflansch und Schrauben an deren Enden erfolgt.

Für die Beurteilung der Kräfte in der Reaktordruckbehälter-Verankerung ist der detaillierte zeitliche Ablauf der Wellenausbreitung in den Stahlteilen Deckel und Schrauben nicht von Interesse. Daher werden der Deckel als starre Masse und die Schrauben als Federn angenommen. Vorbetrachtungen haben gezeigt, daß von größeren Plastifizierungen weder im Deckel noch in den Schrauben auszugehen ist.

Für den Kraftverlauf in der Aufhängung des Reaktordruckbehälters infolge der Stoßwellenausbreitung im Zylinderflansch ist eine zeitabhängige, beteiligte Masse zu definieren

und zu berücksichtigen. Da sich die Kräfteinleitungspratzen am Reaktordruckbehälter-Flansch aber nahe den Einschraubenden der Deckelschrauben befinden, wird die beteiligte Masse nicht berücksichtigt und ein einfacheres Modell gewählt, d. h. der Reaktordruckbehälter wird als elastischer Körper betrachtet. Die Steifigkeit der Aufhängung wird aus der Frequenz der Reaktordruckbehälter-Vertikalschwingung entnommen. Aus den Auslenkungen der Aufhängung beim Stoß ergeben sich die Kräfte auf die Pratzen.

Wird von einer Masse des Reaktordruckbehälter-Deckels von 150 t ausgegangen, so zeigen die Ergebnisse der Untersuchungen, daß der Deckel mit einer Geschwindigkeit von rund 15 m/s auf das Wasser aufprallt. Die resultierende Druckwelle leitet in den unter Wasser stehenden Teil des Reaktordruckbehälters eine Gesamtenergie von 45 kNm ein. Würde diese Energie vollständig in Verformungsenergie der Reaktordruckbehälter-Aufhängung umgesetzt, ergäbe sich eine Last pro Pratze von 4 MN (gegenüber einer Grenzlast von 15 MN). Unter Berücksichtigung des Strömungswiderstands gegenüber weiterem Absinken des Deckels (Widerstandsbeiwert 1,17) sowie der Auftriebskraft erfolgt eine weitere Abbremsung. Dementsprechend beträgt die Auftreffgeschwindigkeit in Höhe der Schraubenden ungefähr 11 m/s.

Der über die Schrauben in den Reaktordruckbehälter-Flansch und in die Aufhängung eingeleitete Stoß ergibt pro Pratze eine Last von rund 10 MN. Dabei ist eine Steifigkeit der Aufhängung von rund 11,5 GN/m entsprechend der Frequenz der vertikalen Grundschwingung von etwa 18 Hz berücksichtigt.

Ein Versagen der Pratzen bei Deckelabsturz und eine Gefährdung der Hauptkühlmittelleitungen ist unter den genannten Randbedingungen nicht zu erwarten. Mögliche Beeinträchtigungen der Kernkühlungen durch mechanische Schäden sind nicht untersucht.

7.2.2 Anlagenexterne Ereignisse

7.2.2.1 Erdbeben

Die von einem Erdbeben ausgehenden Erschütterungen des Erdbodens übertragen sich mit unterschiedlicher, vom Baugrund und den Baumaterialien abhängiger Dämpfung auf die Gebäude eines Kernkraftwerkes. Sie regen die Gebäude entsprechend der Schwingungscharakteristik des Erdbebens und dem jeweiligen dynamischen Verhalten der Gebäude zu Schwingungen an. Diese pflanzen sich auf die innere Struktur und die innerhalb der Gebäude vorhandenen Anlagenteile und Komponenten entsprechend deren dynamischem Verhalten fort. Dies wird bei der Auslegung von Kernkraftwerken berücksichtigt.

In der Phase A der Risikostudie wurde ausführlich auf die seismischen Verhältnisse am Standort der untersuchten Anlage und die Erdbebenauslegung der Anlage eingegangen. Dort wurden auch Erläuterungen zur Wirkungsweise eines Erdbebens und zu seismologischen Begriffen wie Magnitude, Intensität und zu ingenieurseismischen Kenngrößen wie Beschleunigungs-Antwortspektrum gegeben.

Die einzelnen Schritte bei der Ermittlung des Risikobeitrags aus Erdbeben in der Phase B sind in Bild 7-1 dargestellt. Da standortspezifische Lastannahmen in der Phase A der Risikostudie noch nicht vorlagen, orientierte sich die damalige Ermittlung der Lastannahmen an der mehr durch pessimistische Annahmen geprägten Vorgehensweise im Genehmigungsverfahren. Einen Schwerpunkt der Untersuchungen bildet die Ermittlung realistischer Lastannahmen für das Gebiet der untersuchten Anlage. Als Leitparameter für die Erdbebenstärke wird die unmittelbar mit Bauwerksbeanspruchungen und -schäden ver-

knüpfte makroseismische Intensität I verwendet. Die als Vorgabe der Erregung für dynamische Berechnungen benötigten ingenieurseismischen Kenngrößen, insbesondere Freifeld-Antwortspektren und Starkbebendauern, werden intensitätsabhängig ermittelt. Hierbei werden drei Intensitätsbereiche betrachtet, die nach bisherigen Erfahrungen die für das Erdbebenrisiko von Bauwerken am Standort Biblis maßgebenden Erdbeben abdecken:

$I_1 = 6-7$, $I_2 = 7-8$ und $I_3 = 8-9$ (Medvedev-Sponheuer-Karnik(MSK)-Skala)

Neubestimmung der seismischen Lastannahmen

- Intensitätsabhängige standortspezifische ingenieurseismische Kenngrößen
 - Standortspezifische Eintrittshäufigkeiten für Erdbebenintensitäten
-

Dynamische Bauwerksrechnungen

- Neuberechnung der in der Phase A untersuchten Gebäude
 - Berechnung zusätzlicher Gebäude
 - Ermittlung von intensitätsabhängigen Etagenantwortspektren als Einganggröße für die Versagensanalyse
-

Versagensanalysen für Bauteile und Komponenten

- Neuberechnung der in der Phase A untersuchten Bauteile
 - Analyse zusätzlicher Bauteile
 - Untersuchung von maschinen- und elektrotechnischen Komponenten
-

Systemtechnische Ereignisablaufanalysen

- Ereignisablaufdiagramme
 - Intensitätsabhängige Quantifizierung anhand erdbebenbedingter und erdbebenunabhängiger Nichtverfügbarkeiten von Systemen
 - Einfluß von anlageninternen Notfallmaßnahmen
-

Beiträge des Erdbebens zur Kernschmelzhäufigkeit

- Beiträge für unterschiedliche Kernschmelzpfade der einzelnen Intensitätsstufen
 - Unsicherheitsanalyse
-

Bild 7-1: Vorgehensweise bei der Ermittlung der Risikobeiträge aus Erdbeben

Bei der Auslegung der untersuchten Anlage gegen Erdbeben wurden Erdbebenstärken bis zur Intensität 8 berücksichtigt.

Die Freifeld-Antwortspektren und Starkbebendauern werden durch eine statistische Auswertung gemessener Erdbebenzeitverläufe an Standorten mit ähnlichem Untergrund wie in Biblis gewonnen. Diese Zeitverläufe werden entsprechend den ausgewählten drei Intensitätsbereichen klassifiziert. Daneben wird geprüft, ob die für die Verhältnisse am Standort Biblis relevanten Herdentfernungs-, Herdtiefen- und Magnitudenbereiche

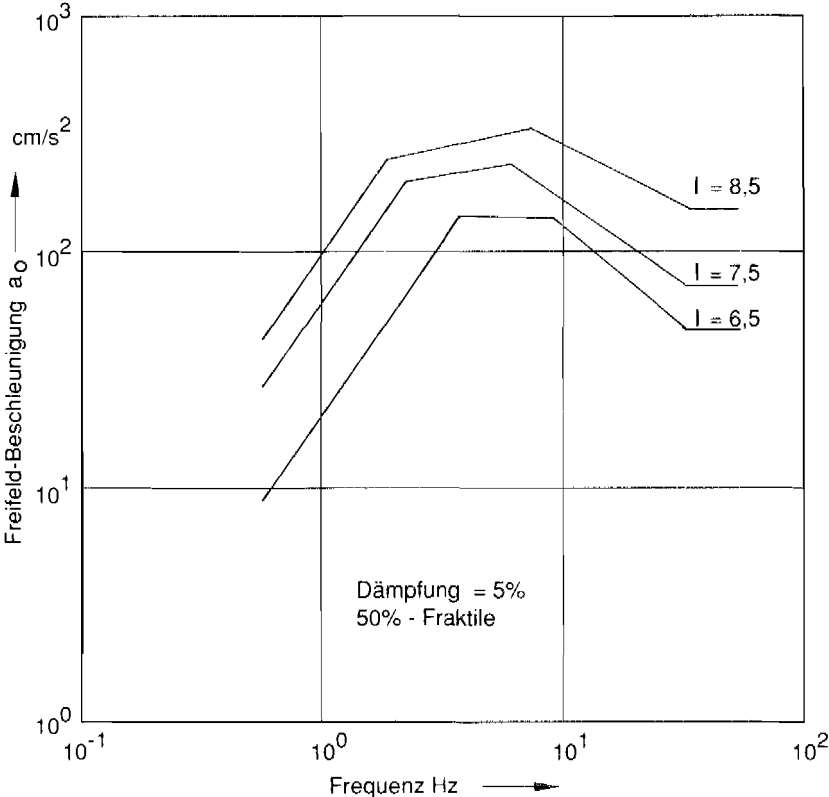


Bild 7-2: Geglättete intensitätsabhängige Freifeld-Antwortspektren für den Standort Biblis

eingehalten werden. In Bild 7-2 sind die auf einen Polygonzug geglätteten intensitätsabhängigen Freifeld-Antwortspektren für den Standort Biblis dargestellt. Sie werden anhand einer ausgewählten Anzahl gemessener Freifeld-Beschleunigungszeitverläufe berechnet. Die im Bild dargestellten Beschleunigungen ergeben sich bei Annahme logarithmisch normalverteilter Spektralamplituden dabei als Mittelwert (50% -Fraktile). Die Starkbebendauer ist nur relativ schwach von der Intensität abhängig, so daß sie für die vorliegende Studie als konstant angesetzt wird.

Die Häufigkeit von Erdbeben, die die Intensität I am Standort Biblis (Bild 7-3) überschreiten, werden von Ahorner mit der in [HOS82] vorgeschlagenen probabilistischen Methodik zur seismischen Standortanalyse bestimmt. Hierzu wird ein spezielles Herdzoonenmodell für die Umgebung des Standortes Biblis entwickelt. Dieses trägt lokalen Unterschieden der Erdbebenaktivität Rechnung, zum Beispiel zwischen der Kernzone des Rheingrabens und Randverwerfungen. Es erfaßt auch noch entferntere Gebiete wie die

Schwäbische Alb. Um verbesserte Magnituden-Eintrittsraten für die betreffenden Herdzonen zu erhalten, wurden neuerlich alle historischen Beben im Gebiet der Bundesrepublik Deutschland [HOS 83] ausgewertet. Diese Daten und die Beziehungen zwischen Magnitude, Herdentfernung und Standortintensität mit ihren jeweiligen Streuungen dienen als Eingangsdaten für eine probabilistische Auswertung der Intensitäts-Eintrittsraten mit

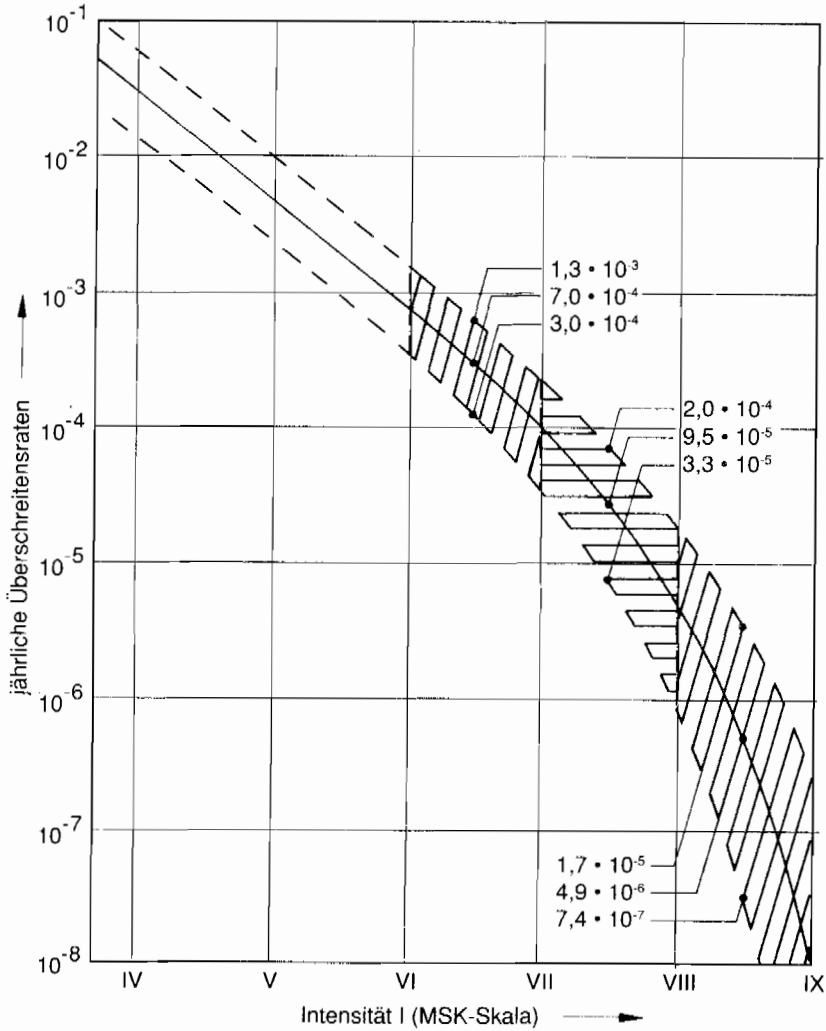


Bild 7-3: Jährliche Überschreitensraten für Erdbeben der Intensität I am Standort Biblis mit 90%-Vertrauensintervall und aufsummierten Häufigkeiten für die Intensitätsbereiche 6 bis 7, 7 bis 8 und 8 bis 9

Hilfe der Monte-Carlo-Simulationstechnik. Bei diesen Berechnungen werden auch Informationen über die maßgebenden Magnituden, Herdentfernungs- und Herdtiefenbe-

reiche gewonnen, die zur Definition der für den Standort repräsentativen Erdbeben und als Kriterien für die Auswahl von Erdbebenaufzeichnungen genutzt werden [HOS 85a]. Die damit ermittelten Freifeld-Antwortspektren und Starkbebendauern geben die bei den seismologischen Gegebenheiten und Untergrundverhältnissen am Standort der untersuchten Anlage zu erwartenden Erdbebenlasten wieder.

7.2.2.2 Flugzeugabsturz

Die Luftverkehrssituation der Bundesrepublik Deutschland ist durch ein engmaschiges Netz ziviler Flugverkehrsstrecken und eine hohe Flugdichte bundesdeutscher und alliierter Luftwaffeneinheiten gekennzeichnet.

Nach [PRO 84] ist die spezifische Absturzhäufigkeit ziviler Großflugzeuge ($> 15 \text{ Mg}$) im streckengebundenen Flugverkehr Westeuropas ohne Start- und Landphase $6 \cdot 10^{-7} \text{ 1/Flug}$. Mit dieser spezifischen Absturzhäufigkeit wird für die am Standort Biblis vorbeiführenden Flugverkehrsstrecken die Absturzhäufigkeit auf eine relevante Anlagenfläche (10^4 m^2) mit $1 \cdot 10^{-8}/\text{a}$ abgeschätzt. Die in der Phase A ermittelte Absturzhäufigkeit für nicht streckengebundene kleinere Flugzeuge ($9 \cdot 10^{-7}/\text{a}$, bezogen auf 10^4 m^2 Trefffläche) ist nach neueren Untersuchungen auch heute in gleicher Größenordnung gültig.

Wegen der geringen Absturzhäufigkeit großer Flugzeuge und der geringen Stoßbelastung durch Kleinflugzeuge stellt die Zivilluftfahrt keine risikorelevante Gefährdung für die Anlage Biblis B dar.

Die in der Phase A der Risikostudie vorgenommene Bewertung des Flugzeugabsturzes durch Militärflugzeuge stützte sich auf Absturzstatistiken aus den Jahren um 1970 ab. Für Militärflugzeuge wurden jetzt in Zusammenarbeit mit den zuständigen militärischen Stellen alle Abstürze in der Bundesrepublik Deutschland für den Zeitraum 1978 bis Mitte 1988 erfaßt und daraus die Absturzhäufigkeit an den Kernkraftwerksstandorten der Bundesrepublik Deutschland abgeschätzt.

Diese Auswertung wird in der Studie genutzt. Die Untersuchungen konzentrieren sich hier jedoch auf Abstürze schnellfliegender Militärflugzeuge.

Im betrachteten Zeitraum von 1978 bis Mitte 1988 ereigneten sich über dem Gebiet der Bundesrepublik Deutschland 145 Abstürze solcher Flugzeuge der Bundeswehr und ihrer NATO-Partner. Unberücksichtigt sind dabei Abstürze auf Flughäfen und Abstürze, die beim Start- und Landeanflug in Flugplatznähe stattfanden. Flugzeuge der Bundeswehr waren an den genannten 145 Abstürzen mit 32 % beteiligt.

Die örtliche Verteilung der Absturzorte gibt Auskunft darüber, ob z. B. Kernkraftwerksstandorte mehr oder weniger gefährdet sind als andere Orte und ob besondere Standortgegebenheiten wie Nachbarschaft von Nachttiefflugstrecken einen Einfluß haben. Bild 7-4 zeigt dazu die geographischen Umriss der Bundesrepublik Deutschland mit eingezeichneten Kernkraftwerksstandorten und Flächen gleicher Absturzhäufigkeit. Die ausgewiesenen Absturzhäufigkeiten ergeben sich aus der vorliegenden Absturzstatistik von 145 Abstürzen, der eine Rasterung von $10 \times 10 \text{ km}$ zugrunde liegt. Der Abstand zwischen einem beliebigen Rasterpunkt und den Absturzstellen wird bei der Ermittlung der Absturzhäufigkeit auf diese Rasterstelle durch eine quadratische Abstandsbeziehung berücksichtigt. Die Auswertung führt zu folgenden Ergebnissen:

Es zeigen sich lokale Unterschiede in der Absturzhäufigkeit (maximal Faktor 100), insbesondere erhöhte Werte in der Umgebung einzelner Militärflugplätze. Da die unmittelbar flugplatzbezogenen Abstürze in dieser Statistik nicht enthalten sind, ist die Erhöhung im wesentlichen nur durch eine lokal höhere Flugdichte erklärbar. Ursache der

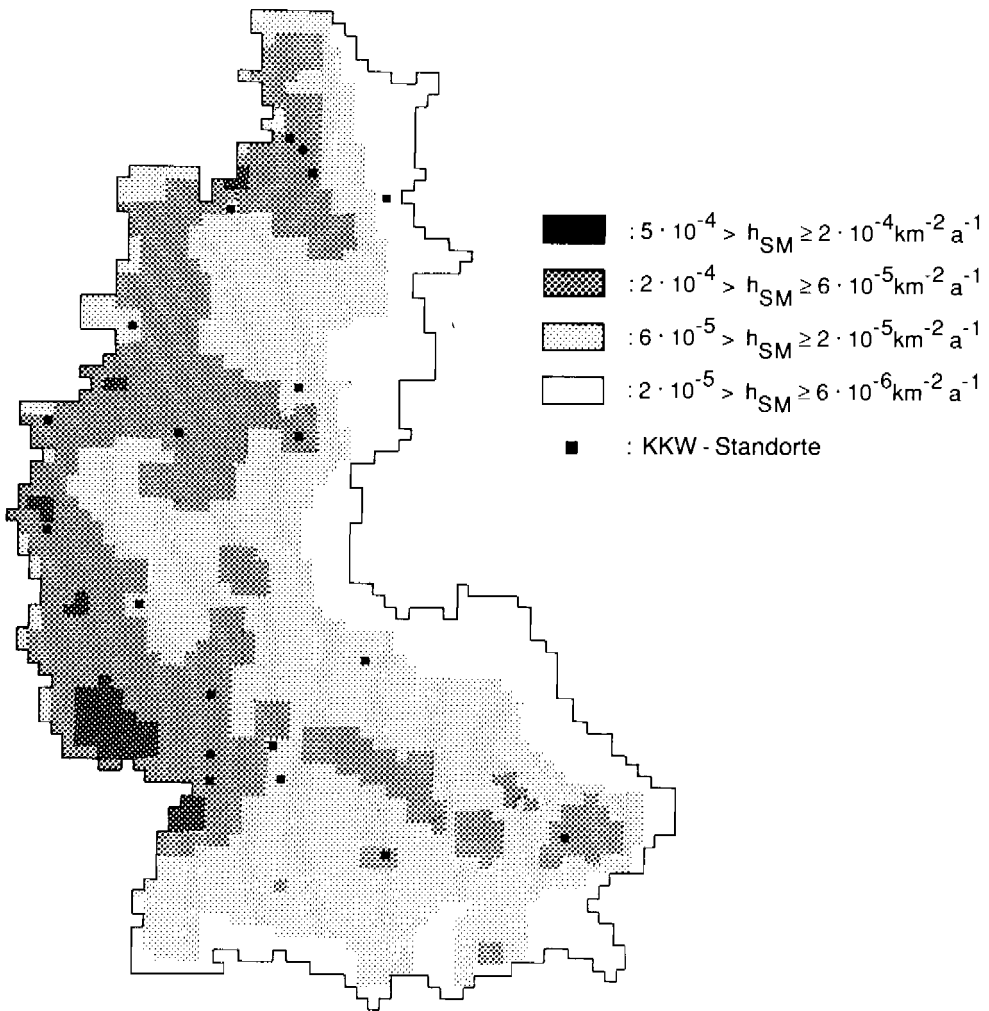


Bild 7-4: Berechnete Verteilung der spezifischen Absturzhäufigkeit h_{SM} von schnellfliegenden Militärflugzeugen über dem Festland der Bundesrepublik Deutschland ohne Berücksichtigung von Start- und Landephase im Bereich von Militärflugplätzen

deutlich geringeren Absturzhäufigkeiten im Bereich von Großstädten (in der Abbildung nicht zu erkennen) und der Grenze zur DDR und zur CSSR ist die Flugbeschränkung in diesen Bereichen.

Ein Zusammenhang zwischen Kernkraftwerksstandorten und Absturzhäufigkeitsverteilung ist nicht zu erkennen.

Für die untersuchte Anlage wird eine standortspezifische Absturzhäufigkeit von $9 \cdot 10^{-5} / \text{a} \cdot \text{km}^2$ ermittelt. Dieser Wert wird für die Ereignisablaufanalysen in Abschnitt 7.4.2 verwendet.

Die aus einem Flugzeugabsturz resultierenden mechanischen Belastungen von Gebäuden und Anlagenteilen sind im wesentlichen abhängig von der Flugzeugmasse, der Absturzge-

schwindigkeit und dem Absturzwinkel. Die Häufigkeitsverteilungen dieser Einflußgrößen, die aus den Absturzstatistiken ermittelt sind, zeigen Bild 7-5. Diese Verteilungen werden in Abschnitt 7.4.2 verwendet, um die Treff- und Versagenswahrscheinlichkeiten des Reaktorgebäudes zu ermitteln.

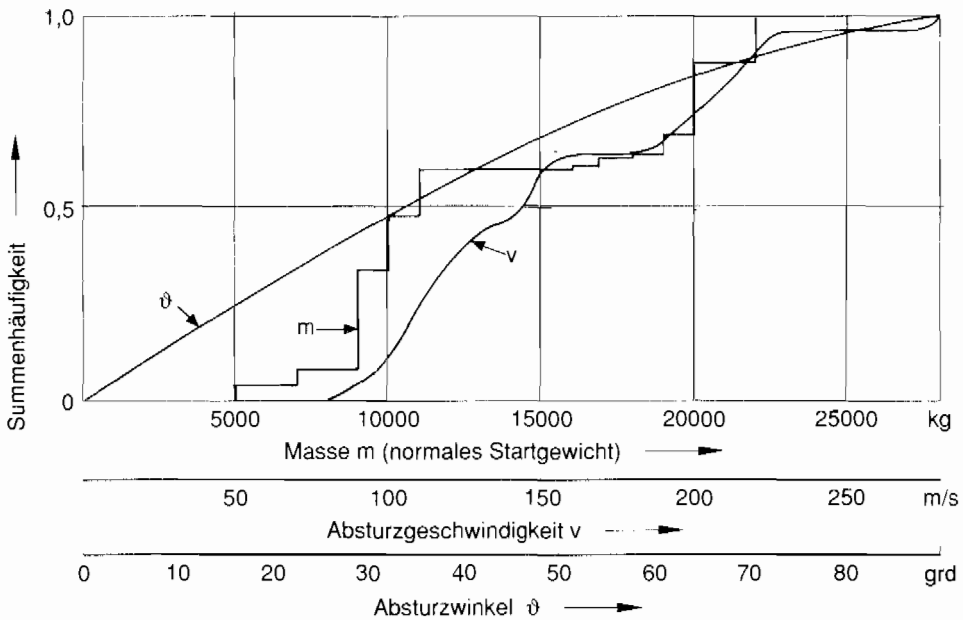


Bild 7-5: Summenhäufigkeitsverteilungen der Massen, der Absturzgeschwindigkeiten und der Absturzwinkel von abgestürzten „schnellfliegenden Militärflugzeugen“

In der Verteilungsfunktion der Flugzeugmasse dominieren erwartungsgemäß die Flugzeugtypen Starfighter (10 000kg) und Phantom (20 000kg). Dies läßt sich auf die große Stückzahl der im Betrachtungszeitraum eingesetzten Militärmaschinen dieser beiden Typen zurückführen. Der Starfighter wurde in den letzten Jahren ausgemustert und durch andere, sowohl leichtere als auch schwerere Typen ersetzt. Da der typspezifische Einfluß auf die zukünftige Entwicklung der Absturzhäufigkeit nicht absehbar ist, wird trotzdem bei der weiteren Analyse die Massenverteilung einschließlich Starfighter verwendet.

Die Auswertung zeigt, daß bei ca. 90 % der Abstürze die Lastparameter (Masse, Geschwindigkeit) unter denjenigen lagen, die den Lastannahmen der heutigen Kernkraftwerksauslegung zugrunde liegen.

Die Absturzwinkel sind nahezu gleich verteilt mit leichter Erhöhung bei flachen Absturz winkeln.

7.2.2.3 Einwirkungen aus Block A

Bei einer Mehrblockanlage sind auch gegenseitige Einwirkungsmöglichkeiten der Einzelblöcke in die Risikobewertung mit einzubeziehen. Für Block B sind folgende Einwirkungsmöglichkeiten, die vom Block A ausgehen können, denkbar:

- Beeinflussung durch systemtechnische Verknüpfungen
- Einwirkungen durch fliegende Bruchstücke

- Brandübertragung
- Radiologische Belastung

Diese Einwirkungsmöglichkeiten werden nacheinander diskutiert und bewertet.

● Beeinflussung durch systemtechnische Verknüpfungen

Bis auf wenige Ausnahmen gibt es zwischen den Systemen der Blöcke A und B keine Verknüpfungen.

Jeder Block hat seine eigene Eigenbedarfs- und Notstromversorgung. Die Schienen der 10-kV-Eigenbedarfsversorgung, der notstromgesicherten 380-V-Drehstromversorgung (Versorgung von den Notstromdieselgeneratoren) und die der unterbrechungsfreien 380-V-Drehstromversorgung (batteriegestützt) können aber bei Bedarf über Schalter vom anderen Block versorgt werden. Außerdem gibt es einen gemeinsamen Reserve-Netzanschluß für beide Blöcke. Fehlschaltungen wird durch Verriegelungen und Betriebsanweisungen vorgebeugt. Sie sind aber nicht ausschließbar. Die Zuverlässigkeitsanalysen in Kapitel 5 berücksichtigen den Einfluß solcher Fehlschaltungen auf die Eintrittshäufigkeit für den Notstromfall und die Zuverlässigkeit der Notstromversorgung. Eine weitergehende Betrachtung ist deshalb hier nicht erforderlich.

Andere systemtechnische Verknüpfungen mit sicherheitstechnischer Bedeutung gibt es aufgrund der primär- und sekundärseitigen Einspeisemöglichkeiten als Stützmaßnahme für den jeweils anderen Block. Dazu bestehen Rohrleitungen zwischen

- der Druckseite der Hochdruck-Förderpumpen und dem Primärkreislauf des anderen Blocks sowie
- der Druckseite zweier Notspeisepumpen und den Hauptspeisewasserdruckleitungen von zwei Dampferzeugern des anderen Blocks.

Diese Rohrleitungen sind jedoch im Normalfall durch hintereinander geschaltete Rückschlagarmaturen, motorbetriebene und von Hand zu betätigende Armaturen verschlossen. Darüber hinaus sind die Handarmaturen auch noch gegen eine Fehlbetätigung speziell gesichert, so daß ein nicht beabsichtigtes Öffnen der Verbindungsleitungen unwahrscheinlich ist. Doch selbst im Fall eines unbeabsichtigten Öffnens sind die Folgen, wie z. B. die zusätzliche Einspeisung in Dampferzeuger, durch die Anlagenauslegung abgedeckt.

● Einwirkungen durch fliegende Bruchstücke

Eine Einwirkung durch Bruchstücke ist beim Turbinenzerknall oder einem Versagen von Druckbehältern im Maschinenhaus des anderen Blocks denkbar. Aufgrund der geringen Eintrittshäufigkeit für solche Ereignisse (kleiner $10^{-5}/a$), des Abstandes zwischen den Blöcken, deren Anordnung und der Gebäudeauslegung ist aber die Wahrscheinlichkeit für Folgeschäden so gering, daß auf eine weitere Analyse verzichtet werden kann.

● Brandübertragung

Für die Brandübertragung ergibt sich bei Mehrblockanlagen in der Bundesrepublik Deutschland keine andere Situation als bei Einzelblockanlagen. Durch Brandschutzmaßnahmen werden die redundanten Einrichtungen vor einem gemeinsamen brandbedingten Ausfall geschützt. Darüber hinaus sind die Blöcke am Standort Biblis so weit voneinander entfernt, daß ein Brand nicht auf den Nachbarblock übergreifen kann.

● Radiologische Belastung bei einem Kernschmelzunfall im Block A

Kommt es im Block A zu einem Kernschmelzunfall, so hängen die Auswirkungen auf Block B entscheidend von der Rückhaltefähigkeit des Sicherheitsbehälters von Block A ab. Hierbei ist zu unterscheiden zwischen Kernschmelzunfällen mit geringer und hoher Freisetzung in die Umgebung.

Gravierende Auswirkungen auf Block B sind nur bei hoher Freisetzung aus Block A zu erwarten. Selbst im Fall hoher Freisetzung ist nicht zwangsläufig mit Kernschmelzen in Block B zu rechnen. Untersuchungen dazu wurden nicht durchgeführt.

7.3 Ablaufanalysen für übergreifende anlageninterne Ereignisse

7.3.1 Brand

Bei der Analyse von Brandeinwirkungen werden zunächst die Raumbereiche ermittelt, in denen sich größere Brandlasten und sicherheitstechnisch wichtige Systeme befinden. Dabei werden neben dem eigentlichen Brandraum auch angrenzende Räume einbezogen, sofern ein Übergreifen des Brandes möglich ist. Anschließend wird der Brandverlauf durch brandspezifische Ereignisablaufanalysen untersucht. Bild 7-6 zeigt dazu ein vereinfachtes Ereignisablaufdiagramm. Ausgehend von den dabei ermittelten Brandfolgeschäden an den sicherheitstechnisch wichtigen Systemen und ihren Häufigkeiten wird dann die systemspezifische Ereignisablaufanalyse durchgeführt.

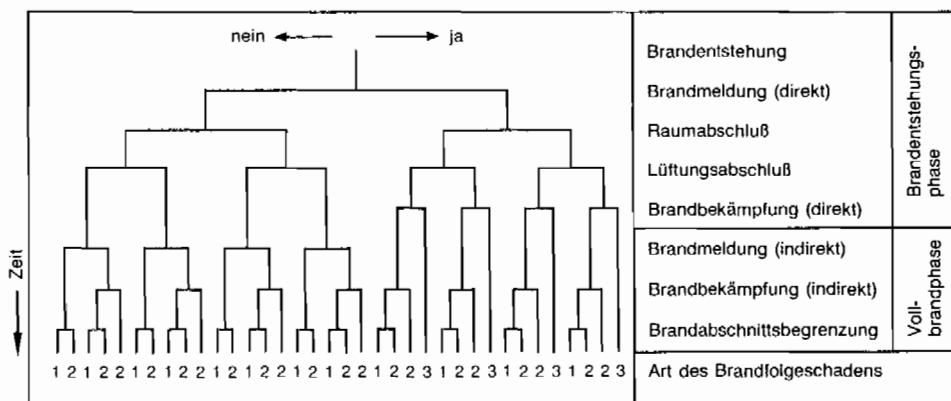


Bild 7-6: Vereinfachtes Ereignisablaufdiagramm zur Untersuchung der Auswirkungen eines Brandes bei erfolgreichen (ja) bzw. bei nicht erfolgreichen (nein) Maßnahmen

Für die brandspezifische Ereignisablaufanalyse wird zwischen einer Brandentstehungsphase und einer Vollbrandphase unterschieden. Die Intensität, zu der sich ein Brand entwickelt, wird durch Menge, Anordnung und Eigenschaften des Brandgutes sowie durch Größe und Lüftungsbedingungen des Brandraumes bestimmt. Die Lüftungsbedingungen

hängen von der Stellung von Lüftungs- bzw. Brandschutzklappen und von Brandschutztüren zu Beginn und im Verlauf des Brandes und von ihrer Brandschutzqualität (Lüftungs- und Raumabschluß) ab.

Entscheidend für den tatsächlichen Verlauf eines Brandes ist, wie rechtzeitig er vom Betriebspersonal oder über Brandmeldeeinrichtungen im Brandraum erkannt bzw. gemeldet wird (direkte Brandmeldung) und wie frühzeitig er dann durch aktive Löschmaßnahmen bekämpft wird (direkte Brandbekämpfung). Auch wenn der Brand bereits in seiner Entstehungsphase gelöscht wird, können im Brandraum untergebrachte Systeme ausfallen. Dies wird immer dann der Fall sein, wenn entweder Teile eines Systems selbst am Brand beteiligt sind oder aber einzuhaltende Temperaturgrenzwerte eines Systems überschritten werden. Eine Brandmeldung kann auch dadurch erfolgen, daß Brandmeldesysteme von Nachbarräumen ansprechen oder daß sich bereits Systemausfälle bemerkbar machen (indirekte Brandmeldung). Allerdings ist dies erst in der Vollbrandphase zu erwarten. Die aktiven Brandschutzmaßnahmen während der Vollbrandphase zielen dann vornehmlich darauf ab, die Brandausbreitung zu verhindern sowie die gefährdeten Systeme in Nachbarräumen zu schützen (indirekte Brandbekämpfung). Ob auch Systeme in den benachbarten Räumen ausfallen, hängt im wesentlichen davon ab, wie die brandschutztechnische Qualität der Raum- bzw. Lüftungsabschlüsse zwischen den zu betrachtenden Räumen im Brandfall ist und ob sie ordnungsgemäß funktionieren (Brandabschnittsbegrenzung). Stehen Raum- bzw. Lüftungsabschlüsse offen, wie z. B. eine Brandschutztür, oder haben diese Bauteile eine unzureichende Feuerwiderstandsdauer, so kann der Brand auf benachbarte Räume übergreifen, wenn er nicht rechtzeitig bekämpft wird.

Die an den einzelnen Verzweigungen des brandspezifischen Ereignisablaufdiagramms einzusetzenden Ausfallwahrscheinlichkeiten können vom Brandverlauf selbst abhängen. Wesentlich dabei ist, wie sich die Temperaturen in den jeweiligen Raumbereichen mit den sicherheitsrelevanten Systemen entwickeln und welche Temperaturen letztlich zu erwarten sind. Dazu sind Wärmebilanzrechnungen durchzuführen und der Temperaturanstieg und das zu erwartende Temperaturniveau in den entsprechenden Raumbereichen zu bestimmen. Danach ist zu prüfen, ob daraus ein Einfluß auf das Ausfallverhalten der jeweiligen sicherheitstechnischen Systeme zu erwarten ist und ob somit vom Brandverlauf abhängige Ausfallwahrscheinlichkeiten zu berücksichtigen sind. Als Ergebnis der brandspezifischen Ereignisablaufanalyse ergeben sich letztlich Häufigkeiten für Brandfolgeschäden mit Ausfall sicherheitstechnisch wichtiger Systeme. In Bild 7-6 sind diese Brandfolgeschäden mit 1, 2 und 3 gekennzeichnet und es bedeutet:

- Brandfolgeschaden 1: Die Systeme sind im Brandraum und in den benachbarten Räumen ausgefallen.
- Brandfolgeschaden 2: Die Systeme sind im Brandraum ausgefallen, in den benachbarten Räumen sind sie intakt geblieben.
- Brandfolgeschaden 3: Die Systeme im Brandraum sind in Abhängigkeit vom Brandverlauf nicht oder nur teilweise ausgefallen, in den benachbarten Räumen sind sie intakt geblieben.

Bei der nachfolgenden systemtechnischen Ereignisablaufanalyse wird der Einfluß der brandbedingten Systemausfälle auf das Gesamtverhalten der vorhandenen Sicherheitssysteme analysiert. Dabei werden vom Brand unabhängige Systemausfälle berücksichtigt, sofern daraus ein nicht vernachlässigbarer Beitrag zu erwarten ist. Dies ist z. B. gegeben, wenn durch brandbedingte Ausfälle nur noch eine Redundanz eines Systems mit sicherheitstechnischer Bedeutung zur Verfügung steht. Für Komponenten und Systeme

außerhalb des Brandbereiches wird in den zu betrachtenden Zeiträumen keine brandbedingte Beeinflussung wie z. B. durch Korrosion unterstellt.

In einer Voruntersuchung werden zunächst die relevanten Ereignisabläufe ermittelt. Dazu werden Raumbereiche mit entsprechenden Brandlasten und sicherheitstechnischen Einrichtungen bewertet. Für die ausgewählten Bereiche werden dann die brandspezifischen und systemtechnischen Ereignisablaufanalysen durchgeführt.

7.3.1.1 Eingrenzung relevanter Ereignisabläufe

Hierzu werden folgende Raumbereiche betrachtet:

- im Sicherheitsbehälter
 - Räume für die Ölversorgung der Hauptkühlmittelpumpen
 - Raum der Hauptkühlmittelpumpen
- im Reaktorgebäude-Ringraum
 - Kabelverteilungen sowohl auf der + 9-m- als auch auf der + 12-m-Ebene
- im Schaltanlagegebäude
 - Unterwartenraum mit dem Rangierverteiler für die Redundanz 0
 - Bereich der 220-V- und 24-V-Gleichstromanlagen

Mit dem Brand in der Kabelverteilung im Reaktorgebäude-Ringraum ist der nach Brandlast, Brandverlauf und Auswirkungen (Systemausfall) ungünstigste Fall eines Brandes in einer Kabelverteilung erfaßt.

Die nachfolgenden Betrachtungen zeigen, daß Brände im Sicherheitsbehälter, im Reaktorgebäude-Ringraum und im Unterwartenraum des Schaltanlagegebäudes zu sicherheitstechnischen Auswirkungen unterschiedlichen Ausmaßes führen. Einen nennenswerten Beitrag zur Kernschmelzhäufigkeit liefert jedoch nur der Brand, der von einem der beiden Räume ausgeht, in denen die Gleichstromanlagen untergebracht sind (Abschnitt 7.3.1.2).

● Brand im Sicherheitsbehälter

Modellrechnungen zu Bränden innerhalb des Sicherheitsbehälters von Druckwasserreaktoren zeigen:

- Die mittleren Temperaturen im Sicherheitsbehälter und an der Stahlhülle außerhalb des Brandraumes steigen nur wenig an.
- Auch im brandnahen Bereich, zum Beispiel im Raum der Hauptkühlmittelpumpen, werden keine Temperaturen erreicht, die die druckführende Umschließung des Hauptkühlmittels, die Standsicherheit von Komponenten sowie deren Aufhängungen und Abstützungen gefährden könnten [GRS 85].

Diese Ergebnisse werden durch Brandversuche innerhalb des Sicherheitsbehälters des stillgelegten Heißdampfreaktors (HDR) weitgehend bestätigt [KFK 87]. Obwohl der HDR-Sicherheitsbehälter in Größe, Form und Struktur von dem der Druckwasserreaktoren einschließlich dem von Biblis B abweicht, sind wesentliche Schlußfolgerungen aus den Brandversuchen übertragbar. Danach bleiben die thermischen Wirkungen eines Brandes im Sicherheitsbehälter lokal begrenzt und der Druckaufbau weit unterhalb des Auslegungsdruckes. Diese Schlußfolgerungen werden durch weitere geplante HDR-Brandversuche mit größerer Ölbrandlast und speziellen Kabelverteilungen noch weiter abgesichert.

● Brand im Reaktorgebäude-Ringraum

Bei einem Brand auf der + 9-m- oder auch auf der + 12-m-Ebene im Reaktorgebäude-Ringraum besteht zwar prinzipiell die Möglichkeit, daß mehrere Redundanzen gleichzeitig außer Funktion gesetzt werden. Dies kann aber nur bei extremen Brandverläufen eintreten, wenn aus der Kette der passiven und aktiven Brandschutzmaßnahmen mehrere Glieder gleichzeitig ausfallen. Die Wahrscheinlichkeit dafür ist so klein, daß der Beitrag vernachlässigbar ist.

● Brand im Schaltanlagegebäude

Im Schaltanlagegebäude ist im Unterwartenraum der Rangierverteiler für die Redundanz 0 untergebracht. Bei einem Brand in diesem Raum können zusätzlich die in den Nachbarräumen untergebrachten Redundanzen 2 und 3 des Reaktorschutzes (Rangierverteiler und 24-V-Leittechnik) zerstört werden, wenn infolge Versagens passiver und aktiver Brandschutzmaßnahmen das Feuer auf diese Nachbarräume übergreift. Die hierfür ermittelte Häufigkeit beträgt $2 \cdot 10^{-6}/a$. Neben dem direkten Ausfall der Rangierverteiler kommt es entsprechend der Brandausbreitung im Unterwartenraum zusätzlich zu Funktionsausfällen in der Warte. Typische Funktionsausfälle als Folgen eines Brandes in Bereichen mit elektrischen Kabeln und Schalteinrichtungen sind aber

- Systemausfälle aufgrund von Zerstörungen der Kabel und Schalteinrichtungen und
- falsche Signale durch Kurzschlüsse, die zu Fehlsteuerungen oder zu unbeabsichtigten Inbetriebsetzungen von Komponenten führen können oder aber durch die die Abschaltung von Komponenten verhindert wird.

Die Schnellabschaltung des Reaktors wird durch das Betriebspersonal, durch brandbedingte Veränderungen in der Leittechnik oder aber spätestens beim Ausfall der beiden Redundanzen 2 und 3 des Reaktorschutzsystems in den Nachbarräumen ausgelöst. Auch bei Ausfall dieser beiden Redundanzen bleibt das Reaktorschutzsystem voll funktionsfähig, da die beiden anderen Redundanzen 1 und 4 räumlich weit von den durch den Brand betroffenen Redundanzen entfernt sind. Außerdem haben Anforderungen des Reaktorschutzsystems Vorrang, so daß brandbedingte Fehlsignale aus der betrieblichen Leittechnik keinen Einfluß haben.

Mit der Reaktorschnellabschaltung erfolgt auch die Schnellabschaltung der Turbine mit Öffnen der Frischdampf-Umleiteinrichtung zur Nachwärmeabfuhr in den Turbinenkondensator. Dazu werden aber auch die Hauptspeisewasserpumpen benötigt. Deren Funktion kann jedoch durch den Brand im Unterwartenraum in zweierlei Weise beeinflusst werden: Im ersten Fall, der als der wahrscheinlichere angesehen wird, kann die Energieversorgung der Hauptspeisewasserpumpen ausgefallen sein. Dadurch werden aber Reaktorschutzsignale ausgelöst und die Notspeisewasserpumpen gestartet. Im zweiten Fall ist denkbar, daß die Energieversorgung der Hauptspeisewasserpumpen nicht mehr ausgeschaltet werden kann. In diesem Fall ist eine Regelung der Speisewasserversorgung notwendig, um eine Überspeisung der Dampferzeuger zu verhindern. Die Hauptspeisewasserpumpen können jedoch noch geregelt betrieben werden, weil zum einen die hierfür erforderlichen Einrichtungen in einem Gebäudeteil untergebracht sind, auf den der Brand nicht übergreifen kann. Zum anderen funktioniert die Regelung unabhängig vom Zustand des Rangierverteilers im Unterwartenraum und auch unabhängig vom Zustand der Warte. Somit ist auch im zweiten Fall die Nachwärmeabfuhr trotz Brand im Unterwartenraum sichergestellt.

Im ersten Fall, d. h. bei Ausfall der Energieversorgung für die Hauptspeisewasserpumpen führt der Brand im Unterraum erst dann zu einem risikorelevanten Pfad, wenn zusätzlich noch die angeforderten Notspeisewasserpumpen nicht funktionieren. Für dieses vom Brand unabhängige Ereignis steht dann aber immer noch das vom benachbarten Block A versorgte Notstandssystem zur Verfügung. Erst bei Ausfall auch dieses Notstandssystems können die systemtechnischen Abläufe zu einem Kernschmelzunfall führen. Der Beitrag zur Kernschmelzhäufigkeit ist aber gegenüber dem Beitrag des nachfolgend behandelten Brandes im Bereich der 220-V- und 24-V-Gleichstromanlage vernachlässigbar klein.

7.3.1.2 Brand im Schaltanlagegebäude im Bereich der 220-V- und 24-V-Gleichstromanlagen

Die 220-V-Gleichstromanlagen dienen unter anderem der Steuerung einer Vielzahl von Motorstellantrieben. Insbesondere werden in den Schaltanlagen die 10-kV-Antriebe aller Pumpen mit dieser Stromversorgung geschaltet. Die 24-V-Gleichstromebene versorgt alle Meßumformer, die Elektronik des Reaktorschutzsystems, die Leittechnik und die Magnetventile. Aufgrund der Bedeutung, die diese Schienen auch im Notstromfall besitzen, werden sie unterbrechungsfrei von Batterien gespeist.

– Räumliche Anordnung

Die unterbrechungsfreie 220-V- und 24-V-Gleichstromversorgung ist in den Versorgungsschienen zweisträngig und in den wesentlichen leistungsbestimmenden Komponenten viersträngig aufgebaut. Wesentliche Elemente der Anlagen sind Kabeltrassen, Schaltschränke, Batterien und Gleichrichtersätze.

Die Anlagen sind in benachbarten Räumen auf der Ebene + 4,95m im Schaltanlagegebäude untergebracht. Eine Übersicht dazu gibt Bild 7-7. In dem größeren Raum R 2 mit Zugang zum Flur (R 5) und einer Grundfläche von ca. 150 m² bei einer Höhe von ca. 3,5 m stehen die Spannungsumformer der 220-V-Gleichstromebene mit der zugehörigen Schiene EB, die Spannungsumformer für 2v4 Strängen der 24-V-Gleichstromebene mit der zugehörigen Schiene FJ sowie Schaltschränke. Außerdem führt durch diesen Raum der Kabelschacht R 4, in dem Kabel der Redundanz 4 sowie von Teilen der Redundanz 0 verlegt sind.

Durch eine Tür verbunden, befindet sich in dem angrenzenden Raum R 1, der eine Grundfläche von ca. 90 m² bei einer Höhe von ca. 3,5 m hat, der zweite Strang der 220-V-Gleichstromebene. Dieser besteht aus den Spannungsumformern mit der zugehörigen Schiene EA sowie Schaltschränken.

In dem angrenzenden Raum R 3, der ebenfalls einen Zugang zum Flur hat und der mit dem Raum R 1 durch eine Tür verbunden ist, sind zur unterbrechungsfreien Drehstromversorgung Umformer mit den zugehörigen Schienen für die 380-V-Drehstromversorgung aufgestellt.

Die beiden anderen Stränge der 24-V-Gleichstromebene mit der Schiene FH sind in einem Nachbarräum R6 untergebracht, der keine Türverbindung zu den genannten Räumen hat. In den Räumen verlegte Kabel werden in Zwischenböden, die mit Platten abgedeckt sind, geführt.

– Brandschutzmaßnahmen

Die Räume R 1, R 2, R 3 und R 4 sind von tragenden Wänden umgeben, die eine Feuerwiderstandsdauer von mindestens 90 Minuten (> F90) aufweisen. Die Wände zwischen den Räumen R 1, R 2, R 3 und R 4 besitzen ebenfalls mindestens F90-Qualität.

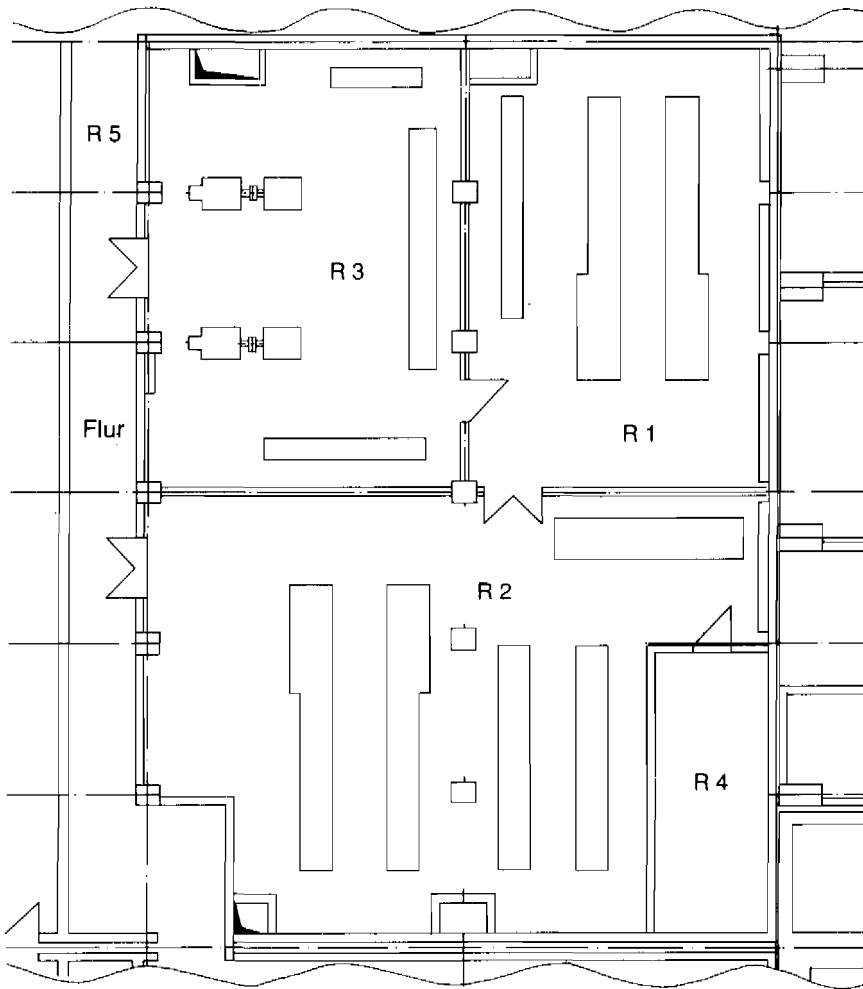


Bild 7-7: Übersicht der Raumanordnung der Räume R1, R2, R3 des Kabelschachtes R4 und des Flurs R5

Die Türen zum Verbindungsflur, die Tür zum Kabelschacht R 4 sowie die Tür zwischen den Räumen R 3 und R 1 sind selbstschließende Brandschutztüren in T30-Qualität (feuerhemmend), die jedoch nicht nach der heute gültigen Norm qualifiziert sind. Sie werden betriebsmäßig geschlossen gehalten. Die bisherige T30-Tür zwischen den Räumen R 1 und R 2 wurde im Rahmen von Nachrüstmaßnahmen durch eine neue, normgerechte T90-Tür (feuerbeständig) mit Festhalteeinrichtung ausgetauscht. Diese Tür ist im Normalfall geschlossen. Sollte diese trotzdem offen stehen, so wird sie im Brandfall durch Auslösung der Haltemagnete über Brandmelder automatisch geschlossen.

In allen drei Räumen sind Brandmeldeeinrichtungen sowohl im Raum als auch im Zwischenboden und in den Schränken installiert. Vor den Räumen stehen fahrbare CO₂-Löschgeräte. Wandhydranten befinden sich in dem an den Verbindungsflur angrenzenden

Treppenhaus. Das Wartpersonal kann diese Räume über zwei Stockwerke und den etwa 15m langen Weg vom Treppenhaus her erreichen.

- Brandspezifischer Ereignisablauf

Aus der Vielzahl der möglichen Brandverläufe ist nur derjenige von Bedeutung, bei dem die in den Räumen R 1 und R 2 untergebrachten Einrichtungen gleichzeitig zerstört werden. Zur Darstellung wird das vereinfachte Ereignisablaufdiagramm in Bild 7-6 zugrunde gelegt.

Es wird davon ausgegangen, daß der Brand im Raum R 1 oder R 2 in einem Schaltschrank entsteht und sich innerhalb weniger Minuten auf den Kabelboden und benachbarte Schränke ausdehnt. Dafür wird nach Abschnitt 7.2.1.1 eine jährliche Häufigkeit von $2,5 \cdot 10^{-3}$ für den Entstehungsbrand angesetzt. Die Verzugszeit zwischen Brandmeldung und beginnender Brandbekämpfung wird aufgrund von Laufwegen für das Betriebspersonal mit 5 ± 2 Minuten und für die Werksfeuerwehr mit 15 ± 5 Minuten abgeschätzt.

Ist die Brandbekämpfung in der Anfangsphase nicht erfolgreich, so nimmt die Geschwindigkeit der Brandentwicklung durch die verstärkte Wärmeabgabe und dadurch bedingte Temperaturerhöhung stetig zu.

Schließlich beginnt die Pyrolyse eines großen Teils der vorhandenen Brandlast. Bei ausreichendem Sauerstoffangebot durch offenstehende Brandschutztüren erfolgt eine Zündung und vollständige Verbrennung der Pyrolysegase. Dieser Vorgang wird als „Feuerübersprung“ (Flashover) bezeichnet und leitet zum vollentwickelten Brand über.

Mit Hilfe eines Vollbrandrechenmodells werden die maximal zu erwartenden Brandraumtemperaturen abgeschätzt. Danach sind im Brandraum nach kurzer Zeit bei ausreichender Frischluftzufuhr durch die offene Brandschutztür Temperaturen in der Größenordnung von 800 °C zu erwarten. Bei geschlossener Brandschutztür und geschlossenen Brandschutzklappen, das heißt bei Raum- und Lüftungsabschluß, stellt sich lediglich ein Schwelbrand ein. Die Temperaturen betragen dann ca. 200 °C . Wird der Brand nicht erfolgreich bekämpft und steht die Tür zwischen den Räumen R 1 und R 2 im Brandfall offen, ist davon auszugehen, daß in der Vollbrandphase eine Brandübertragung aus dem Brandraum in den unmittelbar angrenzenden Raum erfolgt.

Die Häufigkeit für den brandbedingten Ausfall der in den Räumen vorhandenen Einrichtungen wird dementsprechend durch das Offenstehen der Brandschutztür zwischen den beiden Räumen entscheidend beeinflusst. Demgegenüber ist ein brandbedingtes Versagen der geschlossenen Tür zwischen diesen Räumen oder von verbindenden Kabelschotts ohne Bedeutung. Auch im ungünstigsten Fall des Vollbrandes, zum Beispiel wegen offener Tür zum Verbindungsflur, ist die Versagenswahrscheinlichkeit dafür sehr gering. Für das Offenstehen der Tür zwischen den beiden Räumen R 1 und R 2 im Brandfall wird ein Wert von $1,0 \cdot 10^{-2}$ abgeschätzt. Entscheidend für diesen Wert ist, daß diese Tür im allgemeinen nur bei Reparatur- oder Wartungsarbeiten offensteht. Der Wert berücksichtigt, daß im Brandfall entweder die Festhalteeinrichtung einschließlich Brandmelder versagt oder aber die Tür bei ordnungsgemäßer Auslösung der Festhalteeinrichtung durch blockierende Gegenstände nicht vollständig schließt.

Mit diesem Wert und dem ermittelten Wert für die Brandeintrittshäufigkeit von Abschnitt 7.2.1.1 ergibt die detaillierte Analyse der verschiedenen Ereignisablaufpfade für den brandbedingten Ausfall der gesamten unterbrechungsfreien 220-V-Gleichstromversorgung eine Häufigkeit von $4,0 \cdot 10^{-6}$ pro Jahr. Wird eine Lognormalverteilung zugrunde gelegt, so errechnet sich daraus ein 90- %-Vertrauensintervall mit einem unteren Wert von

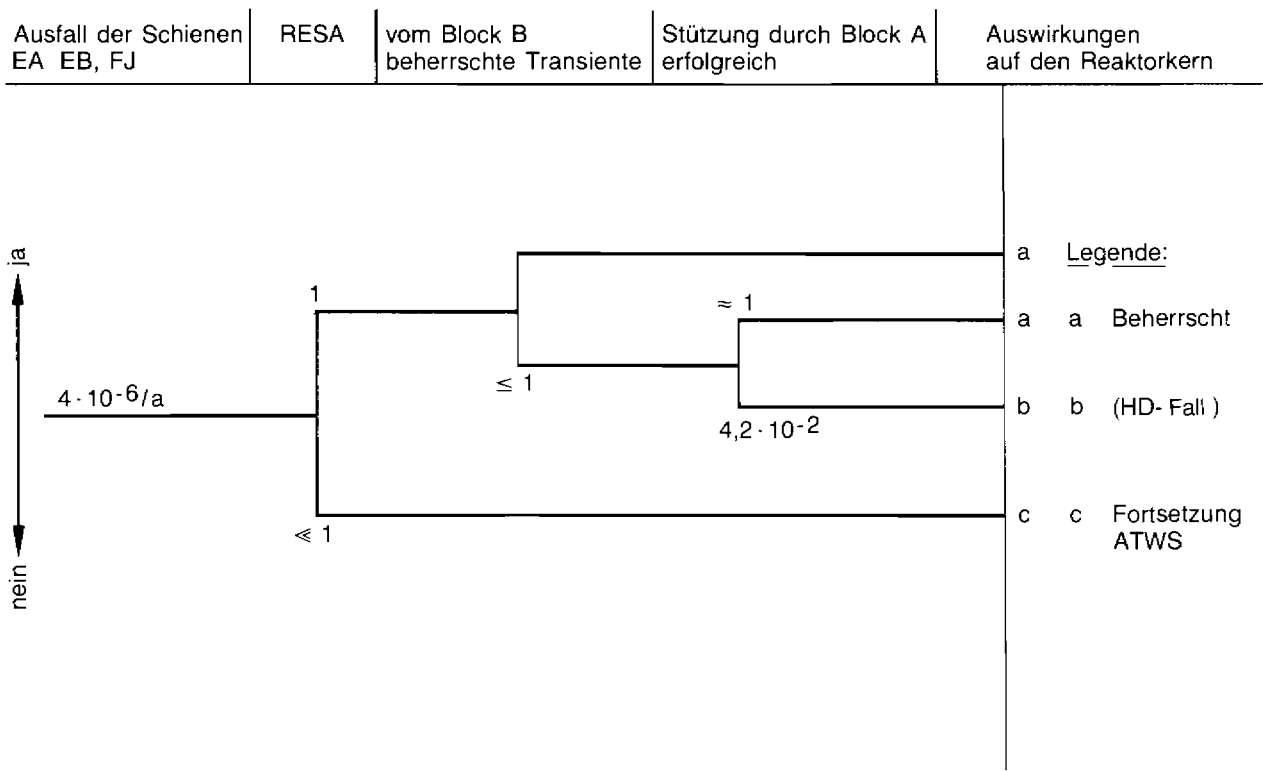


Bild 7-8: Systemtechnisches Ereignisablaufdiagramm für den Ausfall der Gleichstromversorgung der Schienen EA, EB, FJ

$1,0 \cdot 10^{-7}$ und einem oberen Wert von $1,6 \cdot 10^{-5}$ pro Jahr. Die Unsicherheiten ergeben sich dabei im wesentlichen aus der Abschätzung der Modellunsicherheiten bei der Übertragung amerikanischer Daten zu Brandeintrittshäufigkeiten und Zuverlässigkeiten für Brandschutzmaßnahmen.

– Systemtechnischer Ereignisablauf

In den Räumen R 1 und R 2 sind die Verteilungen und Einspeisungen der 220-V-Gleichstromschienen EA und EB sowie der 24-V-Gleichstromschiene FJ aufgestellt. Die Einspeisung in die 220-V-Gleichstromschienen erfolgt über je zwei Transformatoren-Gleichrichtersätze vom notstromgesicherten 380-V-Netz. Parallel dazu wird jede Schiene unterbrechungsfrei von ebenfalls zwei unabhängigen 220-V-Batterieeinspeisungen versorgt.

Die Brandausbreitung auf beide Räume bzw. unzulässig hohe Raumtemperaturen von mehr als 200 °C in beiden Räumen führen zum vollständigen Ausfall der unterbrechungsfreien 220-V-Gleichstromversorgung, da eine weitere räumlich getrennte Versorgung dieser Spannungsebene nicht möglich ist. Gleichzeitig mit dem Ausfall der 220-V-Gleichstromversorgung erfolgt der Ausfall der 24-V-Gleichstromschiene FJ. Dieser Ausfall ist aber von geringerer Bedeutung, da die redundante Schiene FH von den Brandwirkungen nicht betroffen ist. Bild 7-8 zeigt das vereinfachte systemtechnische Ereignisablaufdiagramm.

Im Gegensatz zum Ausfall der 24-V-Gleichspannungsschiene FJ ist der vollständige Ausfall der unterbrechungsfreien 220-V-Gleichstromversorgung von erheblicher sicherheitstechnischer Bedeutung.

Wichtigste Aufgabe der unterbrechungsfreien 220-V-Gleichstromversorgung ist die Versorgung mit Steuerspannung für die 10-kV- und 6-kV-Schaltanlagen, die Einspeiseschalter der 0,4-kV-Verteilungen (Eigenbedarf und Notstrom) sowie u. a. für den Generatorschalter, die Steuer- und Regeleinrichtungen von Turbine, Kondensator und Generator, den Blockschutz und die Anlaßventile der Notstromaggregate. Weiterhin werden die gesicherten 380-V-Drehstromschienen EM, EN, EL, EP über Umformer versorgt. Diese Schienen wiederum versorgen u. a. sicherheitstechnisch wichtige Motorantriebe, insbesondere von Armaturen.

Andere Verbraucher der unterbrechungsfreien 220-V-Gleichstromversorgung wie magnetische Zusatzbelastung der Vorsteuerventile von Sicherheitsventilen, Sprühventile des Druckhalters sowie eine große Anzahl von Magnetventilen, z. B. an Brandschutzeinrichtungen, haben für den Ereignisablauf eine untergeordnete Bedeutung.

Durch den Ausfall der 220-V-Gleichstromversorgung fallen direkt betroffene Komponenten, z. B. Antriebe, aus oder können, sofern sie ausschließlich mit Arbeitsstrom betrieben werden, nicht betätigt werden. Im Ruhestrom direkt betriebene Komponenten gelangen in die sichere Richtung.

Komponenten, die die unterbrechungsfreie 220-V-Gleichstromversorgung als Steuerspannung benötigen, bleiben in Funktion, sofern der Schaltzustand, z. B. durch Verklüftung, auch bei Spannungsabfall erhalten bleibt. Schalthandlungen an den betroffenen Komponenten von der Warte aus oder durch das Reaktorschutzsystem sind aber nicht mehr möglich. Sie können nur durch direkte Handeingriffe in den Schaltanlagen vorgenommen werden.

Ein Spannungsabfall an den betroffenen Schienen stellt kein direktes Auslösekriterium für Reaktorschutzaktionen, insbesondere Reaktorschnellabschaltungen (RESA), dar. Die 220-V-Gleichstromversorgung der Steuerstabantriebe erfolgt nicht über die betroffenen

Schienen. Aufgrund des Ausfalls von Verbrauchern, die Einfluß auf die Regelung des Kraftwerks haben, kann es aber zu einer Transiente kommen, in deren Folge die Reaktorschnellabschaltung durch das Reaktorschutzsystem ausgelöst wird. Der wahrscheinliche Fall ist aber eine RESA- Handauslösung durch das Wartepersonal in der Entstehungsphase des Brandes. Da die Systeme zur Reaktorschnellabschaltung vom Brand nicht betroffen sind, ist die RESA-Funktion mit einer großen Zuverlässigkeit gegeben. Deshalb ist deren Ausfall im Ereignisablaufdiagramm nicht weiter zu betrachten. Für den weiteren Ablauf nach der Reaktorschnellabschaltung wird von folgender Überlegung ausgegangen: Der vollständige Ausfall der unterbrechungsfreien 220-V-Gleichstromversorgung ist kein Auslegungstörfall, insofern gibt es keine konkreten Handlungsanweisungen, z. B. nach Betriebshandbuch. Das Ereignis aber wird durch das Schutzkonzept der Anlagenauslegung gegen Einwirkungen von außen erfaßt. Danach ist ein Totalausfall des Schaltanlagegebäudes durch Stützungsmaßnahmen von Block A beherrschbar.

Im vorliegenden Fall sind aber nur Teilsysteme der Energieversorgung in diesem Gebäude ausgefallen. Deshalb ist zu erwarten, daß das Betriebspersonal versuchen wird, die Anlage durch blockeigene Maßnahmen in einem sicheren Zustand zu halten und in den Zustand „unterkritisch, kalt“ abzufahren. Dem grundsätzlichen Vorgehen in der Studie entsprechend werden aber in der Ereignisablaufanalyse zunächst nur solche Maßnahmen des Betriebspersonals berücksichtigt, die vom Auslegungskonzept her vorgegeben sind. Im vorliegenden Fall ist dies der Rückgriff auf das Notstandssystem und die Stützung des Blocks B durch Block A.

Hierzu ist es von Block A aus möglich, den Block B mit Strom (gesicherte 380-V-Drehstromversorgung) zu versorgen sowie wichtige Komponenten anzusteuern. Durch Freischalten entsprechender Leitungen können von Block A aus zwei Dampferzeuger in Block B mit Speisewasser versorgt werden, und in den Reaktorkühlkreislauf kann boriiertes Wasser von Block A aus eingespeist werden (zum Ausgleich der Volumenkontraktion des Primärkühlmittels beim Abfahren).

Nach Abschnitt 5.3 beträgt die Nichtverfügbarkeit des Notstandssystems $4,2 \cdot 10^{-2}$ bei Anforderung innerhalb von 2 Stunden nach Eintritt des Ereignisses. Dann ergibt sich entsprechend dem Ereignisablaufdiagramm ein nicht beherrschter Ereignisablauf (HD-Fall) mit $1,7 \cdot 10^{-7}/a$.

Andere, im Ereignisablaufdiagramm nicht dargestellte Abläufe, z. B. Offenbleiben von Druckhalter-Abblaseventilen nach Ansprechen infolge der Transienten, sind aufgrund ihrer geringen Wahrscheinlichkeit hier nicht von Bedeutung.

7.3.1.3 Anlageninterne Notfallmaßnahmen bei Brand

Für anlageninterne Notfallmaßnahmen im Fall eines Brandes im Bereich der 220-V- und 24-V-Gleichstromanlagen im Schaltanlagegebäude sind zwei Fälle zu unterscheiden. Im ersten Fall handelt es sich um anlageninterne Notfallmaßnahmen, mit denen der Ausfall der Gleichstromschienen EA, EB von Block B auch ohne Stützung durch den Block A beherrscht werden kann. Im anderen Fall handelt es sich dann um diejenigen Maßnahmen, die bei nicht erfolgreicher Stützung durch Block A ein Kernschmelzen noch verhindern oder in den Auswirkungen begrenzen können.

Wie in Abschnitt 7.3.1.2 schon gesagt, besteht im ersten Fall für das Betriebspersonal die Möglichkeit, die Anlage durch blockeigene Maßnahmen in einem sicheren Zustand zu halten und in den Zustand „unterkritisch, kalt“ abzufahren. Dazu sind eine Vielzahl von Maßnahmen erforderlich, deren Reihenfolge vom zeitlichen Ablauf der Ausfälle der

Gleichstromversorgung bestimmt wird, der nicht im einzelnen vorhersehbar ist. Zu den einzelnen Maßnahmen gehören u. a.:

- Die mechanische Turbinenabschaltung von Hand vor Ort, da die Turbinenschnellabschaltung nach der Reaktorschnellabschaltung in diesem Fall nicht erfolgt; die Schnellschlußventile nach Ausfall der 220-V-Gleichstromversorgung nicht automatisch schließen.
- Die Wiederherstellung der gesicherten 380-V-Drehstromversorgung (Schienen EM, EN, EL, EP) von Hand vor Ort, da eine automatische Umschaltung der Umformschienen 20 EM/20 EP auf die notstromgesicherten Schienen 23 EW/24 EX nicht erfolgt. Die Kuppelschalter/Leistungsschalter 20 EM 02 H001 und 20 EP 03 H001 müssen von Hand vor Ort betätigt werden.
- Ggf. die Herbeiführung des Primärkreisabschlusses, was durch Handmaßnahmen in den Schaltanlagen erfolgen kann.
- Ggf. die Herbeiführung des Sekundärkreisabschlusses, was durch Handmaßnahmen in den Schaltanlagen erfolgen kann.
- Die Trennung des Generators vom Netz, da nach Ausfall der 220-V-Gleichstromversorgung und erfolgter Reaktorschnell- und Turbinenabschaltung der Generator vom Netz getrennt werden sollte. Eine automatische Öffnung des Generatorschalters 20 AP 03 ist nicht mehr möglich, so daß der Generatorschalter von Hand ausgelöst werden muß.
- Die Regelung der Dampferzeugerbespeisung, da nach Ausfall der 220-V-Gleichstromversorgung die Hauptspeisewasserpumpen weiterhin in Betrieb bleiben; nach der Reaktorschnellabschaltung ist auf die Bespeisung der Dampferzeuger zu achten, um eine Überspeisung und Folgeschäden im Frischdampfsystem zu verhindern. In Abhängigkeit von den Dampferzeuger-Wasserständen sind ggf. eine bzw. beide Hauptspeisewasserpumpen von Hand vor Ort außer Betrieb und die Notspeisewasserpumpen in Betrieb zu nehmen.

Mit diesen Maßnahmen kann der Reaktor zunächst im Zustand „unterkritisch, heiß“ gehalten werden. Grundsätzlich ist auch ein Abfahren in den Zustand „unterkritisch, kalt“ mit Handmaßnahmen möglich. Da zur Beurteilung der Erfolgswahrscheinlichkeit der blockeigenen Maßnahmen bei Ausfall der unterbrechungsfreien 220-V-Gleichstromversorgung noch keine belastbaren Informationen vorliegen, bleiben diese Maßnahmen in dieser Studie unberücksichtigt.

Sollte es bei der Durchführung der beschriebenen blockeigenen anlageninternen Notfallmaßnahmen zu solchen Schwierigkeiten kommen, daß eine Beherrschung des Ereignisses mit diesen Maßnahmen in Frage gestellt ist, so bleibt dem Betriebspersonal aber immer noch der Rückgriff auf das Notstandssystem und die Stützung des Blocks B durch den Block A.

Auch im zweiten Fall, d. h. selbst bei erfolgloser Stützung durch Block A sind noch anlageninterne Notfallmaßnahmen durchführbar. Denn es besteht die Möglichkeit für primärseitiges „Bleed and Feed“, da die gezielte primärseitige Druckentlastung durch den Ausfall der 220-V-Gleichstromversorgung nicht beeinträchtigt ist. Für die Hochdruck-Einspeisung sind dann aber die 10-kV-Antriebe der Pumpen in den Schaltanlagen von Hand zuzuschalten. Weiterhin ist auch die gesicherte 380-V-Drehstromversorgung zur Betätigung von Armaturen durch Umschaltung auf stromführende Schienen wiederherzustellen.

Es wird davon ausgegangen, daß die Erfolgswahrscheinlichkeit für anlageninterne Notfallmaßnahmen zur Druckentlastung des Primärkreises gleich groß ist wie bei anderen systemtechnisch nicht beherrschten Ereignisabläufen, also 0,99 (siehe Kapitel 5).

7.3.2 Überflutung

7.3.2.1 Aufbau und Betrieb der beteiligten Systeme

Untersucht werden die Folgen von Lecks am nuklearen Nebenkühlwassersystem innerhalb des Ringraumes. Das nukleare Nebenkühlwassersystem ist viersträngig aufgebaut und führt die Wärme aus dem nuklearen Zwischenkühlkreislauf, aus den Notstromdieseln und aus dem Kaltwassersystem in den Rhein ab. Zwei der vier Zwischenkühlkreisstränge, die mit 10 und 30 gekennzeichnet sind, führen auch die Wärme von Betriebssystemen wie Volumenregelsystem, Hauptkühlmittelpumpen usw. ab. In Betrieb befindet sich jeweils einer dieser beiden Stränge. Bei Ausfall eines Stranges wird automatisch auf den anderen Strang umgeschaltet. Von den vier Strängen des Notspeisesystems werden zwei durch die Stränge 30 und 40 des Zwischenkühlkreises und die entsprechenden Stränge des nachgeschalteten nuklearen Nebenkühlwassersystems gekühlt. Von den beiden weiteren Strängen 10 und 20 des Notspeisesystems werden nur die Motoren der Notspeisepumpen über die Kaltwasserstränge 50 und 60, die den Strängen 10 und 20 des nuklearen Nebenkühlwassersystems zugeordnet sind, gekühlt. Die Kühlung der beiden zuletzt genannten Notspeisestränge ist bei betrieblicher Anforderung über die nicht notstromgesicherten Kaltwasserstränge, die den Strängen 20 und 40 des nuklearen Nebenkühlwassersystems zugeordnet sind, möglich.

Im Leistungsbetrieb sind normalerweise zwei Stränge des nuklearen Nebenkühlwassersystems in Betrieb, und zwar die Stränge 10 und 40 oder 20 und 30. Bei abgeschalteter Anlage werden bis zu vier Stränge betrieben.

Zur Lecküberwachung sind die Quadranten des Ringraums durch Schwellen von 12 cm Höhe voneinander getrennt. Die Sumpfe der Quadranten enthalten Höhenstandsmessungen mit festen Grenzwerten zur Schaltung der Sumpfpumpen sowie je eine analoge Höhenstandsmessung. Von diesen Analogmessungen sind bei 5 cm über Ringraumboden Grenzwerte abgeleitet, die in einer 2v4-Auswahlschaltung verknüpft eine Notgefahrenmeldung auslösen. Aufgrund der Notgefahrenmeldung können die in Betrieb befindlichen Nebenkühlwasserstränge von der Warte aus umgeschaltet werden. Wird der Wasserstand von 50 cm erreicht, wird automatisch zwischen den Strängen 10 und 30 des nuklearen Nebenkühlwassersystems umgeschaltet. Die Stränge 20 und 40 dieses Systems werden abgeschaltet.

Damit ist bei Leistungsbetrieb die auf das Leck fördernde Pumpe abgeschaltet, ohne daß sie zuvor identifiziert werden muß. Bevor die Pumpen wieder zugeschaltet werden, muß der defekte Strang identifiziert werden. Die Pumpen werden im Leistungsbetrieb durch den Reaktorschutz wieder zugeschaltet, wenn das Notstromvorbereitungssignal oder das Notspeisezuschaltsignal ausgelöst wird.

Läßt sich die auf das Leck speisende Pumpe aufgrund eines Fehlers von der Warte aus nicht abschalten, kann dies in der Schaltanlage erfolgen.

7.3.2.2 Mögliche Abläufe der Überflutung

Folgende Abläufe werden betrachtet:

a) Wasserstand kleiner 70 cm

Die Anlage verbleibt im Betriebszustand. Es ist lediglich ein Nebenkühlstrang ausgefallen. Nach Leckortung werden u.U. abgeschaltete Stränge nach Bedarf in Betrieb genommen.

Durch die Anforderung der Umschaltung der Nebenkühlwasserstränge kann es als Folge auch zur Abschaltung der Anlage kommen. Für die Dampferzeugerbespeisung sind dann unter Umständen nur 2v4 Notspeisesträngen verfügbar, wodurch die Verfügbarkeit der sekundärseitigen Wärmeabfuhr eingeschränkt ist. Da dieser Anlagenzustand, nämlich Schnellabschaltung und Teilausfall der Dampferzeugerbespeisung, bei anderen auslösenden Ereignissen mit größerer Häufigkeit eintreten kann, wird er hier nicht gesondert verfolgt.

b) Wasserstand zwischen 70 und 90 cm

Überschreitet der Wasserstand 70 cm, fallen die in Betrieb befindlichen Zwischenkühlwasserpumpen durch Überflutung aus. Hierdurch wird die betriebliche Umschaltlogik angeregt, die auf den anderen betrieblich genutzten Kühlkreislauf umschaltet. Dadurch wird auch die zugehörige Nebenkühlwasserpumpe umgeschaltet. Befindet sich das Leck in dem ursprünglich in Betrieb befindlichen, für betriebliche Zwecke genutzten Strang, ist die auf das Leck speisende Pumpe damit abgeschaltet. Aus dem vollständigen Ausfall der Zwischenkühlwasserpumpen folgen Transienten, die zur Auslösung des Notstromvorbereitungssignals und/oder des Notspeisezuschaltsignals führen. Dies führt zur Zuschaltung aller Nebenkühlwasserpumpen und somit zu einer weiteren Erhöhung des Wasserstandes über 90 cm hinaus, sofern die Pumpen nicht in der Schaltanlage abgeschaltet werden. Wird die Überflutung unterhalb 90 cm beendet, dann unterscheidet sich der Anlagenzustand von dem unter a) dadurch, daß zwei Notspeisepumpen ausgefallen sind und daß der Nachkühlbetrieb nicht möglich ist, weil die Zwischenkühlkreise ausgefallen sind. Für die Nachwärmeabfuhr über die Dampferzeuger besteht jedoch keine prinzipielle zeitliche Begrenzung.

Bei dem hier betrachteten Wasserstand sind weder Nachkühl- noch Beckenkühlssysteme verfügbar. Befindet sich die Anlage bei Störungseintritt im Nachkühlbetrieb bei geöffneten Primärkreislauf und abgesenktem Füllstand, erfolgt die Wärmeabfuhr durch Ausdampfen in den Sicherheitsbehälter. Kühlmittel kann über das Notstandssystem des Blocks A bzw. durch anlageninterne Notfallmaßnahmen, die noch nicht untersucht wurden, zugeführt werden. Ähnliches gilt in allen Betriebszuständen für das Brennelement-Lagerbecken. Hierbei muß jedoch kein boriertes Wasser nachgespeist werden.

c) Wasserstand größer 90 cm

Bei einem Wasserstand ab 90 cm können Fehlsignale im Reaktorschutz auftreten, da nicht sichergestellt ist, daß die Gehäuse der Meßwertumformer und der Unterverteiler wasserdicht sind.

Für die Wärmeabfuhr während des Nachkühlbetriebs bei offenem Primärkreis bedeutet dies keine Änderung gegenüber b).

Bei Auftreten des Lecks bei Leistungsbetrieb können Fehlsignale folgende Auswirkungen haben:

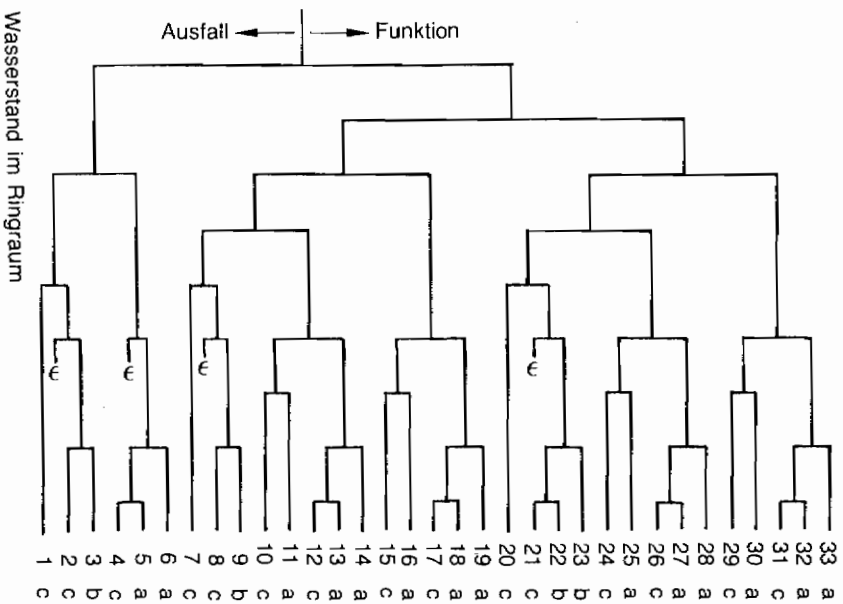
- Die Dampferzeugerbespeisung kann unterbrochen werden, z. B. durch Absperren von Notspeisesträngen. Ohne Eingriffe in den Reaktorschutz kann zur Bespeisung das Notstandssystem eingesetzt werden. Nach Eingriffen in den Reaktorschutz können auch die Notspeisestränge wieder in Betrieb genommen werden.
- Die Dampferzeuger können überspeist werden durch volles Öffnen der Notspeiseregelventile. Da im vorliegenden Fall ohnehin nur die beiden nicht über das nukleare Nebenkühlwassersystem gekühlten Notspeisesysteme verfügbar sind, ist eine Überspeisung nur längerfristig zu erwarten, so daß Eingriffe des Betriebspersonals zur Reduzierung der Bespeisung möglich sind. Auch bei unterstellter Überspeisung ist keine unmittelbare Gefahr für die Kühlung des Kerns gegeben. Wird als Extremfall angenommen, daß die beiden überspeisten Dampferzeuger längerfristig für die Wärmeabfuhr ausfallen, können auch hier das Notstandssystem und mobile Pumpen eingesetzt werden.

Bild 7-9 zeigt das Ereignisablaufdiagramm für Lecks im nuklearen Nebenkühlwassersystem im Ringraum bei Leistungsbetrieb. Es ist jeweils angegeben, zu welchen der in a) bis c) beschriebenen Zustände ein Ablauf führt. Die Häufigkeit für Kernschmelzen bei abgeschalteter und nicht über die Dampferzeuger kühlbaren Anlage liegt unterhalb von $10^{-7}/a$. Deshalb wird auf eine detaillierte Darstellung verzichtet. Nachstehend sind die Verzweigungspunkte des Ereignisablaufdiagramms erläutert.

7.3.2.3 Erläuterungen zum Ereignisablaufdiagramm

- Analoge Höhenstandsmessung Ringraum
Ausfall der analogen Sumpfmessung, insbesondere infolge Common Cause.
Ausfallwahrscheinlichkeit: $6 \cdot 10^{-4}$ pro Anforderung
- Notgefahrenmeldung „Leck“
Ausfall der Notgefahrenmeldung, obwohl die Messung funktioniert.
Ausfallwahrscheinlichkeit: $1 \cdot 10^{-2}$ pro Anforderung
- Umschalten Nebenkühlwasser von Hand
Anregung der bei VE-Leck erforderlichen Um- oder Abschaltungen von VE-Srängen von Hand, bevor ein Höhenstand von 0,7 m erreicht ist. Erfolgt die Notgefahrenmeldung, ist die Ausfallwahrscheinlichkeit
 $1 \cdot 10^{-2}$ pro Anforderung, sonst 0,5 pro Anforderung
- Automatisches Um- bzw. Abschalten Nebenkühlwasser bei 0,5 m
Durch automatische Anregung werden die in Betrieb befindlichen Nebenkühlwasserstränge um- oder abgeschaltet, wenn der Höhenstand von 0,5 m erreicht wird.
Ausfallwahrscheinlichkeit: $1 \cdot 10^{-2}$ pro Anforderung
- Abschaltung bei 0,7 m
Durch den Ausfall der in Betrieb befindlichen Zwischenkühlwasserpumpen wird automatisch eine Umschaltung zwischen den Nebenkühlwassersträngen 10 und 30 vorgenommen. Befand sich das Leck in dem Nebenkühlwasserstrang, dessen Pumpe bei der Umschaltung abgeschaltet wurde, so ist damit zunächst die Leckage beendet. Da nur eine der beiden in Betrieb befindlichen Pumpen umgeschaltet wird, ist die Wahrscheinlichkeit für die Abschaltung der Leckspeisung 0,5 pro Anforderung

- Großes Leck im Ringraum
- Analoge Höhenstandsmessung Ringraum
- Notgefahremeldung "Leck ..."
- Umschalten Nebenkühlwasser von Hand
- Automatisches Um- bzw. Abschalten Nebenkühlwasser bei 0,5 m
- Abschaltung Nebenkühlwasser bei 0,7 m
- Abschaltung Nebenkühlwasserpumpe
- Abschaltung in Schaltanlage
- Ausfall Dampferzeugerbespeisung
- Sicherung gegen Wiederzuschaltung
- Ereignisablauf
- Anlagenzustand



- a unterhalb 0,7 m
- b Wasserstand 0,7 - 0,9 m
- c Wasserstand > 0,9 m
- e Ablauf vernachlässigbar

Bild 7-9: Ereignisablaufdiagramm Ringraumüberflutung

- Ausfall Abschaltung Nebenkühlwasserpumpe
Bei anstehendem Aus-Signal wird die Pumpe über die Einzelsteuerung ausgeschaltet.
Ausfallwahrscheinlichkeit: $1 \cdot 10^{-3}$ pro Anforderung
- Abschaltung in Schaltanlage
Abschaltung der Pumpe in der Schaltanlage, falls die Abschaltung von Hand oder durch Automatik versagt.
Ausfallwahrscheinlichkeit: 0,3 pro Anforderung,
falls Abschaltung von Hand erfolglos;
Ausfallwahrscheinlichkeit: 0,6 pro Anforderung,
falls automatische Umschaltung erfolglos.
- Ausfall Dampferzeugerbespeisung
Bei Ausfall der Dampferzeugerbespeisung über das Hauptspeisewassersystem kommt es zur Auslösung des Notspeisezuschaltsignals des Reaktorschutzes, wodurch alle Nebenkühlwasserpumpen einen vorrangigen Startbefehl bekommen. Als Eintrittshäufigkeit wird bei automatischer Abschaltung der Gesamtanlage 0,2 pro Anforderung oder sonst $5 \cdot 10^{-2}$ pro Anforderung eingesetzt.
Der erstere Wert ergibt sich aus dem Ausfall der Schwachlastregelung beim Übergang von Hauptspeisewasserregelung auf Schwachlastregelung. Der zweite Wert setzt sich zusammen aus der Häufigkeit des Ausfalls der Umschaltung zwischen den Strängen 10 und 30 mit $2 \cdot 10^{-3}$ pro Anforderung und aus der Wahrscheinlichkeit, daß das Betriebspersonal von sich aus die Reaktorschnellabschaltung und damit eine Transiente auslöst. Für den Fall, daß frühzeitig von Hand die Beendigung der Leckbespeisung vorgenommen wird, wurde die Ausfallwahrscheinlichkeit $2 \cdot 10^{-3}$ pro Anforderung verwendet.
- Sicherung gegen Wiederauslösung
Die Sicherung gegen Wiederauslösung muß am Schaltwagen in der Schaltanlage erfolgen. Sie soll einen Start der auf das Leck speisenden Pumpe bei einer Reaktorschutzanforderung verhindern. Als Ausfallhäufigkeit bei Umschaltung oder Abschaltung werden angesetzt:
Ausfallwahrscheinlichkeit: 0,2 pro Anforderung bei Um- oder Abschaltung von Hand
Ausfallwahrscheinlichkeit: 0,4 pro Anforderung bei Um- oder Abschaltung durch die Automatik

7.3.2.4 Bewertung

Aus der Ereignisablaufanalyse ergeben sich bei Leistungsbetrieb folgende Häufigkeiten für die Anlagenzustände:

- Überflutung zwischen 70 cm und 90 cm: $9 \cdot 10^{-7}/a$
- Überflutung über 90 cm: $4 \cdot 10^{-6}/a$

Im ersten Fall sind ausreichend Systeme verfügbar, so daß eine Kernschmelzhäufigkeit von weniger als $10^{-7}/a$ zu erwarten ist.

Die Ereignisabläufe bei Überflutungen über 90 cm sind wegen möglicher Fehlsignale und Fehlanzeigen nicht eindeutig zu beurteilen. Es stehen auch hier Systeme zur Verfügung, die in der zur Verfügung stehenden Zeit eingesetzt werden können. Es ist jedoch weniger wahrscheinlich, daß das Betriebspersonal die vorhandenen Möglichkeiten nutzen kann. Die Nichtverfügbarkeit der Wärmeabfuhr über die Dampferzeuger wird für diesen Zustand kleiner $5 \cdot 10^{-2}$ pro Anforderung abgeschätzt. Daraus ergibt sich eine Kernschmelzwahrscheinlichkeit von $2 \cdot 10^{-7}/a$.

Bei Ausfall der Dampferzeugerbespeisung kann eine primärseitige Druckentlastung zur Vermeidung von Kernschmelzen unter hohem Druck durchgeführt werden. Als Versagenswahrscheinlichkeit dafür wird $3 \cdot 10^{-2}$ pro Anforderung abgeschätzt.

Für Leckeintritt bei abgeschalteter und nicht über die Dampferzeuger kühlbarer Anlage ergibt sich eine Häufigkeit von ca. $1 \cdot 10^{-6}/a$ für eine Überflutung über 70 cm. Der entsprechende Wert für den Fall, daß zusätzlich der Füllstand im Primärkreis abgesenkt ist, ist etwa $1 \cdot 10^{-7}/h$. Bei abgesenktem Füllstand steht etwa eine Stunde zur Verfügung, um boriertes Wasser mit dem Notstandsystem einzuspeisen, in allen anderen Fällen mehrere Stunden bis etwa einem halben Tag. Die Eintrittshäufigkeit für Schmelzen von Brennelementen liegt damit unter $10^{-7}/a$.

7.4 Ablaufanalysen für übergreifende anlagenexterne Ereignisse

7.4.1 Ereignisablaufanalysen für Einwirkungen durch Erdbeben

Bild 7-1 aus Abschnitt 7.2.2.1 zeigt die Vorgehensweise bei der Ermittlung des Risikobeitrages aus Erdbeben. Im folgenden wird zunächst auf die Besonderheiten der Ereignisablaufanalysen eingegangen. In den Ereignisablaufanalysen werden die Erdbebenauswirkungen gemäß den in Abschnitt 7.2.2.1 genannten drei Intensitätsbereichen I_1 , I_2 , I_3 berücksichtigt. Die Erdbebenauswirkungen können die Nichtverfügbarkeit von Betriebs- und Sicherheitssystemen beeinflussen. Erdbebenbedingte Nichtverfügbarkeiten der Systeme werden durch Versagensanalysen für Bauteile und Komponenten ermittelt. Dazu werden erdbebenbedingte Belastungsgrößen für die Bauteile und Komponenten benötigt, die durch dynamische Bauwerksberechnungen bestimmt werden.

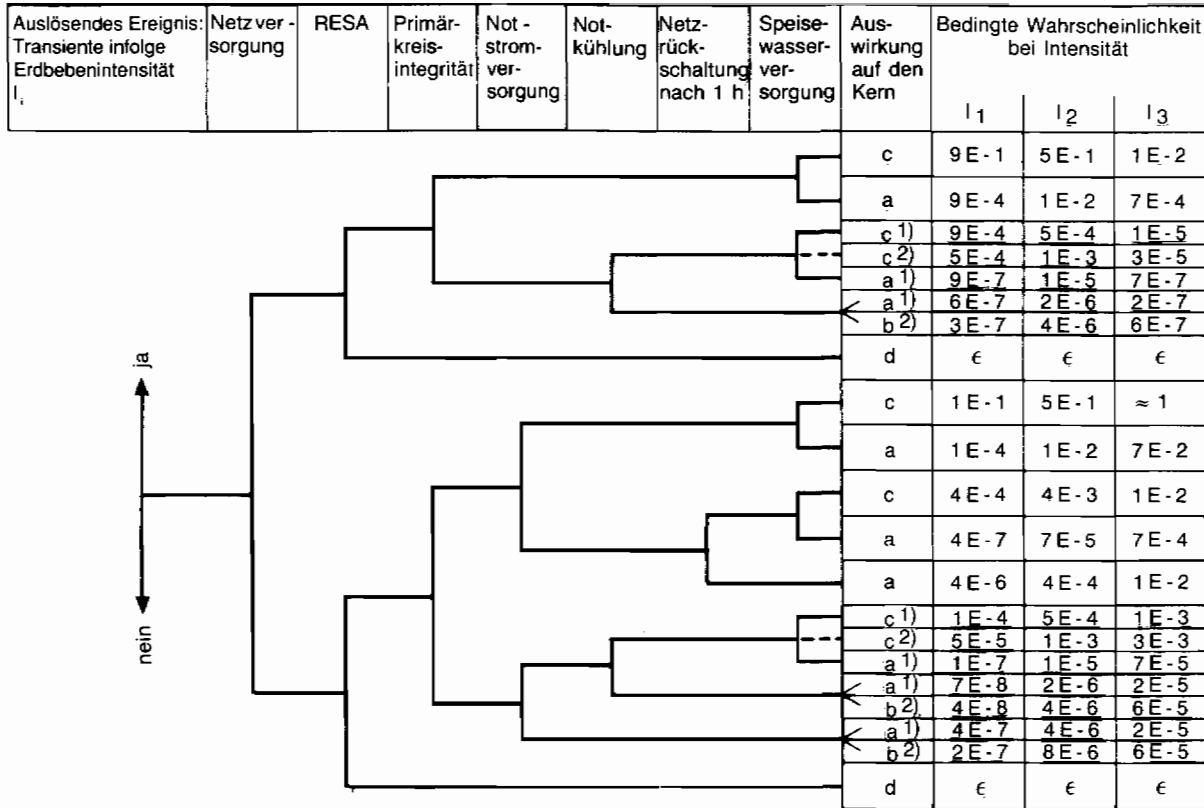
Die Versagensanalyse wird für ausgewählte Bauteile oder Komponenten detailliert durchgeführt. Dabei werden auch maschinen- und elektrotechnische Komponenten mit einbezogen. Diese Vorgehensweise hat zwei Vorteile. Durch die detaillierte Untersuchung können risikorelevante Schwachstellen der Erdbebenauslegung besser erkennbar gemacht werden und andererseits werden aber auch gegebene Reserven in der Lastabtragung realitätsnäher berücksichtigt.

Die Untersuchungen zum Verhalten von Bauwerken, Bauteilen und Komponenten und die Ergebnisse der Versagensanalysen werden in Abschnitt 7.5 dargestellt und diskutiert. Die Ereignisablaufanalysen, die auf diesen Ergebnissen aufbauen, werden in Abschnitt 7.4.1.1 ohne Berücksichtigung von möglichen anlageninternen Notfallmaßnahmen beschrieben. Unsicherheiten werden in Abschnitt 7.4.1.2 diskutiert. Die Durchführbarkeit von anlageninternen Notfallmaßnahmen unter den besonderen Bedingungen eines vorangegangenen Erdbebens und der Einfluß der anlageninternen Notfallmaßnahmen auf die Ergebnisse werden in Abschnitt 7.4.3 behandelt.

Aus den Ergebnissen der Ereignisablaufanalysen ist der Risikobeitrag der einzelnen Intensitätsbereiche erkennbar. Damit kann auch der Einfluß auslegungsüberschreitender Erdbebenintensitäten in Relation zu den bei der Auslegung berücksichtigten beurteilt werden.

7.4.1.1 Systemtechnische Ereignisabläufe

Erdbeben können je nach ihren Auswirkungen im Kernkraftwerk unterschiedliche Ereignisabläufe auslösen. Die Vielfalt der möglichen auslösenden Ereignisse und der möglichen Ereignisabläufe ist dabei sehr groß. Bei Erdbeben ist eine große Zahl von



- a Hochdruck - Fall
- b Niederdruck - Fall
- c beherrscht
- d Fortsetzung ATWS
- 1) Fortsetzung "kleines Leck"
- 2) Fortsetzung "großes Leck"
- € Ablauf vernachlässigbar

Bild 7-10: Ereignisablaufdiagramm Erdbeben

Versagensarten wie globales Gebäudeversagen, Verlust der Integrität eines druckführenden Systems oder Funktionsausfall einer Einzelkomponente denkbar. Die Versagensanalysen für Bauteile und Komponenten in Abschnitt 7.5 zeigen jedoch, daß sich die risikorelevanten Auswirkungen auf wenige Versagensarten bestimmter Bauteile und Komponenten beschränken. Deshalb sind die risikorelevanten Ereignisabläufe bei Erdbeben einfach strukturiert und überschaubar. Dies zeigt das Ereignisablaufdiagramm in Bild 7-10. Neben der Nichtverfügbarkeit von Systemen wird darin auch die Primärkreisintegrität berücksichtigt. Ein Erdbeben kann zu Transienten- und Kühlmittelverluststürzen (Verlust der Primärkreisintegrität) führen. Da die Funktion der Reaktorschnellabschaltung durch Erdbeben nicht beeinträchtigt wird, wird im Ereignisablaufdiagramm ATWS nicht weiter berücksichtigt.

Erdbebenbedingte Transienten werden im wesentlichen durch den Netzausfall, Störungen in der Eigenbedarfsversorgung und den Ausfall von Komponenten des Speisewasser-Dampf-Kreislaufs ausgelöst. Sie unterscheiden sich in ihrem Ablauf von den Transienten aufgrund anlagen interner Ursachen dadurch, daß die Ausfälle bei Erdbeben systemübergreifend auftreten können. Insbesondere wird angenommen, daß bestimmte Anlagenteile im Maschinenhaus (Generator, Turbine, Hauptwärmesenke, Komponenten des Speisewassersystems einschließlich Speisewasserbehälter) bei Erdbeben nicht verfügbar sind. Dies ist für Erdbeben mit geringer Intensität I_1 eine pessimistische Annahme, die aber ohne weitere, umfangreiche Untersuchungen nicht anders getroffen werden kann. Da der Risikobeitrag durch Erdbeben dieser Intensität gering ist, wird auf spezielle Untersuchungen verzichtet.

Im Ereignisablaufdiagramm werden Stützungsmaßnahmen von Block A zur Energieversorgung oder verzögerten Speisewasserversorgung in den Analysen nicht berücksichtigt, weil der Block A vom Erdbeben ebenso betroffen ist und die Möglichkeiten von Stützungsmaßnahmen ohne eine vertiefte Analyse nicht quantifizierbar sind.

Im Ereignisablaufdiagramm wird bei erdbebenbedingtem „Station Blackout“, d. h. Ausfall der Netz- und Notstromversorgung bei gegebener Primärkreisintegrität, die Möglichkeit einer Netzurückschaltung innerhalb einer Stunde bewertet. Wie Literaturrecherchen über Erdbeben ergeben haben, kann von dieser Rückschaltung, insbesondere bei geringer Erdbebenstärke, ausgegangen werden.

Bei den Versagensanalysen für Komponenten in Abschnitt 7.5.2 wird untersucht, ob durch die Erdbebenbeanspruchungen von Rohrleitungen auch größere Leckagen (mittleres bis großes Leck) auftreten können. Dabei wird als Versagenskriterium das vollständige Plastizieren über den Querschnitt der Rohrleitungswand (Durchplastizieren der Rohrwand) zugrunde gelegt. Obwohl ein Durchplastizieren nicht zwangsläufig zu einem großen Leck führen muß, wird dieses hier angenommen. Eine genaue Leckgrößenbestimmung hätte sehr aufwendige Untersuchungen erfordert. Auf diese wird jedoch verzichtet, da die Ereignisablaufanalysen zeigen, daß die mit dieser konservativen Annahme ermittelten bedingten Wahrscheinlichkeiten für den nicht beherrschten erdbebenbedingten ND-Fall sehr klein sind.

Die Methoden der strukturmechanischen Versagenanalyse sind wenig geeignet zur Untersuchung von erdbebenbedingten kleinen Lecks, weil wegen der großen Verformbarkeit kleiner Rohrleitungen für das Versagen weniger die dynamische Belastung als die sonstigen Folgewirkungen des Erdbebens maßgeblich sind, z. B. durch Bruchstücke aus dem erdbebenbedingten Versagen sicherheitstechnisch unbedeutender Strukturen und Anlagenteile. Mittelbar als Folge eines Erdbebens kann ein kleines Leck auch durch Nichtschließen von Druckhalter-Abblaseventilen im Verlauf ausgelöster Transienten

auftreten. Die Wahrscheinlichkeit dafür ist nach Abschnitt 5.3 unabhängig vom Erdbeben mit maximal $4,6 \cdot 10^{-4}$ im Ereignisablauf zu berücksichtigen. In der Studie wird für ein kleines Leck durch erdbebenbedingtes Versagen und zufallsbedingtes Leck am Druckhalter zusammen eine intensitätsunabhängige Wahrscheinlichkeit von $1 \cdot 10^{-3}$ angenommen. Die Verzweigungswahrscheinlichkeiten in Bild 7-10 sind durch erdbebenunabhängige Nichtverfügbarkeiten und die erdbebenbedingte Versagenswahrscheinlichkeit von Systemen bestimmt. Letztere werden in Abschnitt 7.5 ermittelt. Erdbebenunabhängige Nichtverfügbarkeiten haben nur bei geringer Erdbebenintensität einen größeren Einfluß. Bestimmt die erdbebenbedingte Versagenswahrscheinlichkeit die Wahrscheinlichkeit einer Verzweigung, ist in einigen Fällen das Versagen einer einzelnen Komponente ausschlaggebend. So dominiert bei der Versagenswahrscheinlichkeit diejenige der Notstromdieselaggregate und der Deionatbehälter.

Die bedingte Wahrscheinlichkeit für die aus den einzelnen Ereignisabläuffällen zu erwartenden Auswirkungen auf den Reaktor werden grundsätzlich mit der Annahme ermittelt, daß die erdbebenbedingten Einzelereignisse zu den jeweiligen Abläuffällen voneinander unabhängig sind. Diese Annahme ist wegen der gemeinsamen Ursache Erdbeben nicht immer richtig. Bestehen z. B. systembedingte Abhängigkeiten wie z. B. eine Abhängigkeit von der Stromversorgung, so werden diese berücksichtigt. Bei gleichartigen Bauteilen und Komponenten, bei denen der erdbebenbedingte Anteil an ihrer Versagenswahrscheinlichkeit maßgeblich und gleich ist, wird immer von einer strengen Korrelation ausgegangen.

Die bedingten Wahrscheinlichkeiten für die Auswirkungen auf den Reaktorkern sind für die betrachteten Bereiche der Erdbebenintensität in Bild 7-10 ausgewiesen. Die Ergebnisse sind in Tabelle 7-4 zusammengestellt.

Bedingte Wahrscheinlichkeiten für nicht beherrschte Anlagenzustände sind für Transienten, kleine Lecks und mittlere bis große Lecks ausgewiesen. In der Tabelle wird auch der Summenwert der Häufigkeit nicht beherrschter Anlagenzustände über die betrachteten Intensitätsstufen ausgewiesen. Ebenfalls angegeben sind die Hauptbeiträge der Systemausfälle, die zu den nicht beherrschten Anlagenzuständen führen.

Auf die Bewertung der Ergebnisse wird in Abschnitt 7.6.2 näher eingegangen. Hier werden die Ergebnisse nur speziell hinsichtlich der bei den Vorgehensanalysen getroffenen Annahmen und Randbedingungen diskutiert.

Die Verteilung der intensitätsbezogenen Ausfallhäufigkeiten zeigt, daß der Intensitätsbereich I_2 für die Ausfälle maßgebend ist. Es zeigt sich auch, daß Erdbeben höherer Intensität, als sie der Anlagenauslegung zugrunde liegen, nicht wesentlich zum Ergebnis beitragen. Die Ergebnisse zeigen weiterhin, daß die Beiträge aus Leckagen vernachlässigbar gering sind. Deshalb sind die mit den Leckannahmen verbundenen Unsicherheiten durch eventuelle Überschätzung bei mittleren bis großen Lecks und Unterschätzung bei kleinen Lecks für das Ergebnis ohne Bedeutung. Weitergehende Untersuchungen zu diesen Annahmen werden deshalb für nicht erforderlich angesehen. Andere Gesichtspunkte zur Unsicherheit der Erdbebenanalysen werden im nachfolgenden Kapitel diskutiert.

7.4.1.2 Unsicherheiten

Die Erdbeben-Lastannahmen für diese Studie werden auf der Grundlage eines gegenüber der Phase A erheblich erweiterten seismologischen Kenntnisstandes ermittelt. Systematische Einflüsse einschließlich ihrer zufälligen Streuung werden umfassender berücksichtigt. Insbesondere kann die Aussagesicherheit der bisher mit größeren Ungewißheiten behafteten Intensitätsabnahmebeziehung durch eine verbreiterte Datenbasis erhöht werden. Die

Tab. 7-4: Nichtverfügbarkeiten von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen für Ereignisse durch Erdbeben

Einleitendes Ereignis Erdbeben mit dem Intensitätsbereich	Auslösendes Ereignis Transiente durch Erdbeben	Wahrscheinlichkeit für erdbebenbedingte nicht beherrschte Transienten bzw. erdbebenbedingtes Leck			Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen		
		Erwartete Häufigkeit/a	Bedingte Wahrscheinlichkeit	Hauptbeiträge von Systemen im Ereignisablauf	Anteil in %	Ausfall Sek.S.	Ausfall Prim.S.
			nicht beherrschte Transiente				
$I_1 = 6-7$	7 E-4	1 E-3	Speisewasserversorgung	100	7 E-7 HD		
$I_2 = 7-8$	9,5 E-5	2 E-2	Speisewasserversorgung	99	1,9 E-6 HD		
$I_3 = 8-9$	5 E-6	8,1 E-2	Speisewasserversorgung	86	4 E-7 HD		
Gesamtwert für nicht beherrschte Transiente:						3,0 E-6 HD	
			nicht beherrschtes kleines Leck				
$I_1 = 6-7$	7 E-4	2,1 E-6	Speisewasserversorgung Notkühlung	48 32			1,4 E-9 HD
$I_2 = 7-8$	9,5 E-5	2,8 E-5	Speisewasserversorgung	72			2,7 E-9 HD
$I_3 = 8-9$	5 E-6	1,1 E-4	Speisewasserversorgung	65			5,5 E-10 HD
Gesamtwert für nicht beherrschtes kleines Leck:							4,7 E-9 HD

Tab. 7-4: Nichtverfügbarkeiten von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen für Ereignisse durch Erdbeben (Fortsetzung)

Einleitendes Ereignis Erdbeben mit dem Intensitätsbereich	Auslösendes Ereignis Transiente durch Erdbeben	Wahrscheinlichkeit für erdbebenbedingte nicht beherrschte Transienten bzw. erdbebenbedingtes Leck			Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen		
		Erwartete Häufigkeit/a	Bedingte Wahrscheinlichkeit	Hauptbeiträge von Systemen im Ereignisablauf	Anteil in %	Ausfall Sek.S.	Ausfall Prim.S.
			nicht beherrschtes mittleres bis großes Leck				
$I_1 = 6-7$	7 E-4	5,4 E-7	Notkühlung Notstromversorgung	63 37		3,8 E-10 ND	
$I_2 = 7-8$	9,5 E-5	1,6 E-5	Notstromversorgung Notkühlung	50 50		1,5 E-9 ND	
$I_3 = 8-9$	5 E-6	1,2 E-4	Notkühlung Notstromversorgung	50 50		6 E-10 ND	
Gesamtwert für nicht beherrschtes mittleres bis großes Leck:						2,5 E-9 ND	

verbleibenden Schätzsicherheiten der probabilistisch ermittelten Intensitätseintrittsraten liegen nach Expertenbefragung bei höchstens $\pm 0,4$ Intensitätsstufen (90-%-Vertrauensintervall). Ungewißheiten bei der Zuordnung ingenieurseismischer Kennwerte zu den als Leitparameter vorgegebenen Standortintensitäten werden ebenfalls gegenüber Phase A deutlich verringert, da nunmehr die standortspezifischen Gegebenheiten weit stärker berücksichtigt werden. Unsicherheiten in der statistischen Auswertung gemessener Erdbebenzeitverläufe vergrößern die zufälligen Streuungen der berechneten Freifeld-Antwortspektren und fließen über diese in die Wahrscheinlichkeitsberechnung ein.

In den dynamischen Bauwerksberechnungen sind die Unsicherheiten in der Modellierung des Baugrundes maßgebend. Unsicherheiten in der Bauwerksmodellierung sind, abgesehen von den erfaßten zufälligen Streuungen, vernachlässigbar.

Bei den Versagensanalysen werden unterschiedlich feine Modelle zur Ermittlung der Erdbebenbeanspruchung und der Bauteilbeanspruchbarkeit verwendet. Hieraus resultiert eine erhebliche Bandbreite in den Ergebnissen. Dies ist jedoch nicht zu verwechseln mit Modellunsicherheiten. Vielmehr handelt es sich um mehr oder weniger große Konservativitäten, die in den Fällen mit geringer Risikorelevanz zur Begrenzung des Untersuchungsaufwandes bewußt in Kauf genommen werden.

Auch die Modellunsicherheiten bei der Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeiten sind relativ gering. Dies trifft für die verwendeten stochastischen Modelle wie auch für die Berechnungsmethode zu. Dies liegt daran, daß sich die mechanischen Modelle meist als Vergleich einer Beanspruchbarkeitsgröße formulieren lassen, die in ihrer Verteilung überwiegend durch die Erdbebenlast und weniger von unsicheren Werkstoffparametern geprägt ist.

Insgesamt ist es daher angemessen, die Auswirkung der Modellunsicherheiten auf die Risikoaussagen stellvertretend über die Bandbreite der Intensitätseintrittsraten zu verfolgen.

7.4.2 Ereignisablaufanalyse für Einwirkungen durch Flugzeugabsturz

Im Vergleich zu den betrachteten Militärmaschinen sind die Gebäude eines Kernkraftwerks groß und massiv. Daher stellt ein Flugzeugabsturz für ein Kernkraftwerk auch bei Berücksichtigung von Wrackteilstreuungen nur eine örtlich begrenzte Einwirkung dar. Um die damit verbundenen Auswirkungen zu bestimmen, ist in mehreren Schritten vorzugehen.

Unter Berücksichtigung von der in Abschnitt 7.2.2.2 ermittelten standortspezifischen Absturzhäufigkeit von $9 \cdot 10^{-5}/a \text{ km}^2$ ist im ersten Schritt die Häufigkeit für relevante örtliche Einwirkungen, wie zum Beispiel das Treffen des Reaktorgebäudes, zu bestimmen. Diese Häufigkeit, die sich im wesentlichen aus geometrischen Beziehungen (Abmessung von Gebäuden, Verteilung der Absturzwinkel) sowie aus der Schutzwirkung vorgelagerter Bauwerke ergibt, sagt aber nichts über die Größe des Schadens an der Auftreffstelle aus. Deshalb ist im nächsten Schritt abzuschätzen, mit welcher Wahrscheinlichkeit es bei der gegebenen Bauwerksauslegung und den möglichen Beanspruchungen durch den Flugzeugabsturz zu einem definierten Schaden wie zum Beispiel zum Durchdringen einer Gebäudewand oder zur Zerstörung bestimmter Anlagenteile kommt. Davon ausgehend ist im letzten Schritt dann zu untersuchen, welche systemtechnischen Ereignisabläufe zu nicht beherrschten Anlagenzuständen führen und welche Häufigkeiten dafür anzunehmen sind. Die Bewertung des Flugzeugabsturzes in der Studie ermittelt die Treffhäufigkeit und Schadenswahrscheinlichkeit mit einem speziell entwickelten probabilistischen Modell.

Das nachfolgende Kapitel beschreibt dieses probabilistische Modell und seine Anwendung bei der Anlage Biblis B.

Bei der Bewertung der Beeinträchtigung von Komponenten und Systemen wird zwischen Einwirkungen auf das Reaktorgebäude und auf sonstige Gebäude mit sicherheitsrelevanten Einrichtungen unterschieden.

Bei Einwirkungen auf das Reaktorgebäude wird für die untersuchte Anlage für die Fälle, in denen die Gebäudeaußenwand durchdrungen wird, die erwartete Durchdringungshäufigkeit als obere Grenzauschätzung für nicht beherrschte Anlagenzustände verwendet. Die Konservativität dieser Vorgehensweise wird qualitativ diskutiert, aber nicht quantifiziert. Für Einwirkungen auf andere Gebäude wird angenommen, daß mit jedem Treffer ein vollständiger Ausfall der Systeme im betroffenen Gebäude verbunden ist. Diese Abschätzung reicht aus, da diese Einwirkungen im Risikobeitrag vernachlässigbar sind. Gründe dafür sind die geringen Treffhäufigkeiten und das für solche Fälle vorhandene Notstandssystem. Dies wird in Abschnitt 7.4.2.3 exemplarisch im Fall des Schaltanlagegebäudes gezeigt.

7.4.2.1 Ermittlung der Treff- und Schadenshäufigkeit

Die Treffhäufigkeit für einzelne Gebäude wurde in der Phase A vereinfachend anhand des Produkts von Trefffläche und flächenbezogener Absturzhäufigkeit ermittelt. Dabei wurde als Trefffläche die Gebäudegrundfläche und Schattenrißfläche bei 45° Absturzwinkel, gemittelt über vier jeweils um 90° versetzte Absturzrichtungen, angesetzt. Mit dieser Vorgehensweise wird zwar die Treffhäufigkeit für eine Risikobewertung hinreichend genau ermittelt, über die Art des Auftreffens sind damit jedoch keine Aussagen möglich. Die Art des Auftreffens kann aber von leichtem Streifen einer Gebäudeecke bis hin zu frontalem Aufprall reichen und beeinflußt somit entscheidend die Schadenswahrscheinlichkeit.

Für die Bewertung wird deshalb ein probabilistisches Verfahren (Monte-Carlo-Simulation) angewandt, das von einer räumlichen Modellierung der Bauwerke der Anlage ausgeht und eine Vielzahl von Flugzeugabstürzen rechnerisch simuliert. Für jeden simulierten Absturz wird dabei bestimmt, welche Gebäude durch das abstürzende Flugzeug getroffen werden, unter welchen Winkeln das Flugzeug auf Gebäudeflächen auftrifft, wie hoch die kinetische Energie des Flugzeugs beim Aufprall auf das Gebäude ist und ob das Flugzeug in das Gebäude eindringen kann.

Die Vorgehensweise gliedert sich in die Schritte

- Vorgabe des Absturzvektors, der Masse des abstürzenden Flugzeugs und der Absturzggeschwindigkeit.
- Bestimmung der kinetischen Energien des abstürzenden Flugzeugs vor und nach Wechselwirkungen mit Gebäudestrukturen als Kriterium für ein mögliches Eindringen des Flugzeugs in das Reaktorgebäude.

Dabei wird im einzelnen wie folgt vorgegangen:

● Vorgabe des Absturzvektors

Zur Erläuterung dient Bild 7-11. Die Auftreffpunkte P des Absturzvektors werden so bestimmt, daß sie über die gewählte Grundfläche von $1000\text{ m} \cdot 1000\text{ m}$ gleichverteilt sind. Die Größe der Grundfläche ist nur insoweit von Bedeutung, als sie groß genug sein muß, um alle Abstürze, die Bauwerke treffen können, zu erfassen.

In gleicher Weise werden die Projektionen des Absturzwinkels auf die Erdoberfläche (Horizontalwinkel α) des Absturzvektors so bestimmt, daß sie gleichverteilt sind über den Bereich 0° bis 360° .

Die restlichen Parameter Azimutalwinkel ϑ des Absturzvektors, Masse des abstürzenden Flugzeugs und die Absturzgeschwindigkeit werden den Verteilungen gemäß Abschnitt 7.2.2.2 entsprechend bestimmt.

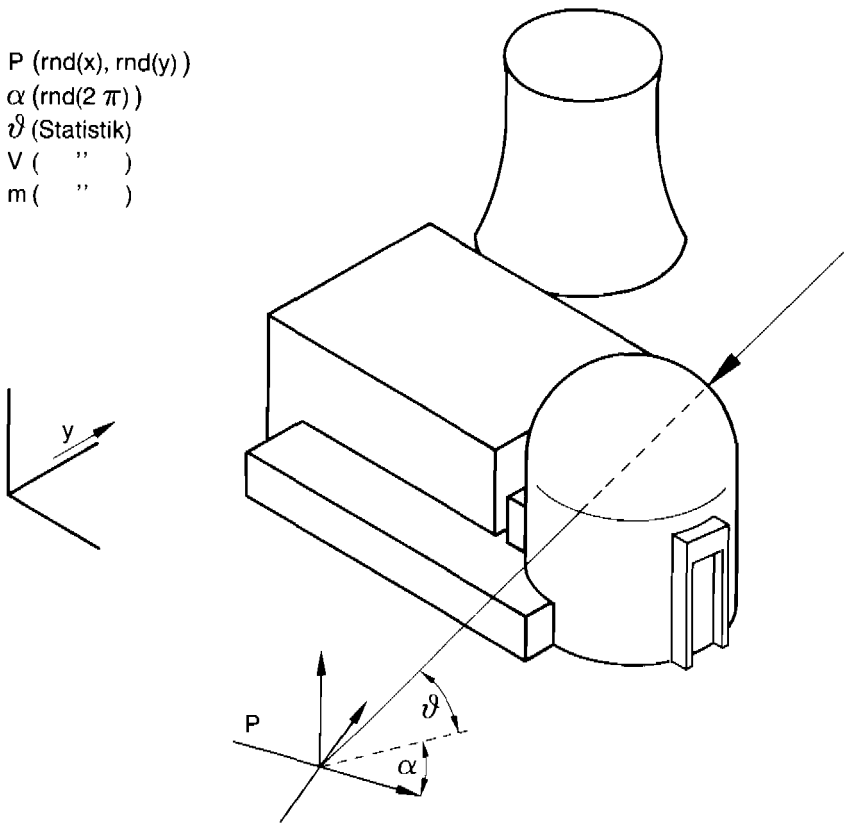


Bild 7-11: Prinzipskizze des Simulationsmodells und Abhängigkeit der Eingangsparameter

● Bestimmung der kinetischen Energien

Für die derart zufällig bestimmten Absturzvektoren werden alle Durchstoßpunkte an den betrachteten Gebäuden ermittelt. Damit ergibt sich für jedes Gebäude eine Trefferzahl, deren Verhältnis zur Gesamtzahl der simulierten Abstürze auf die gewählte Grundfläche aussagt, mit welcher Wahrscheinlichkeit ein bestimmtes Gebäude bei einem Absturz auf die gewählte Grundfläche getroffen wird.

Die Treffhäufigkeit für ein bestimmtes Gebäude A berechnet sich dann aus

$$h_{\text{Treff}}^A = h_{\text{Ab}} \cdot F \cdot \frac{n_A}{N_{\text{ges}}}$$

- mit h_{Ab} : standortspezifische Abstürzhäufigkeit ($9 \cdot 10^{-5}/\text{km}^2 \cdot \text{a}$)
 F : gewählte Grundfläche (1 km^2)
 n_A : Trefferzahl des Gebäudes A
 N_{ges} : Gesamtzahl der simulierten Abstürze

Diese Berechnung berücksichtigt noch nicht die Schutzwirkung vorgelagerter Bauwerke. Dazu wird für jeden Durchstoßpunkt einer Gebäudewand oder -decke eine Geschwindigkeitsreduzierung berechnet. Sie erfolgt auf der Basis des Impulssatzes für den inelastischen Stoß. Dabei wird für die Abschätzung der zu berücksichtigenden Bauteilmasse die Masse der getroffenen Wand oder Decke mit ihren jeweiligen, von den baulichen Gegebenheiten abhängigen Abmessungen herangezogen. Für die Anzahl der Wände und Decken und ihre Abmessungen werden allerdings vereinfachende Annahmen getroffen, um den Modellierungsaufwand in Grenzen zu halten. Die Stanzarbeit des Flugzeugs bleibt bei der Geschwindigkeitsreduzierung unberücksichtigt, da sie nur geringen Einfluß auf das Ergebnis hat.

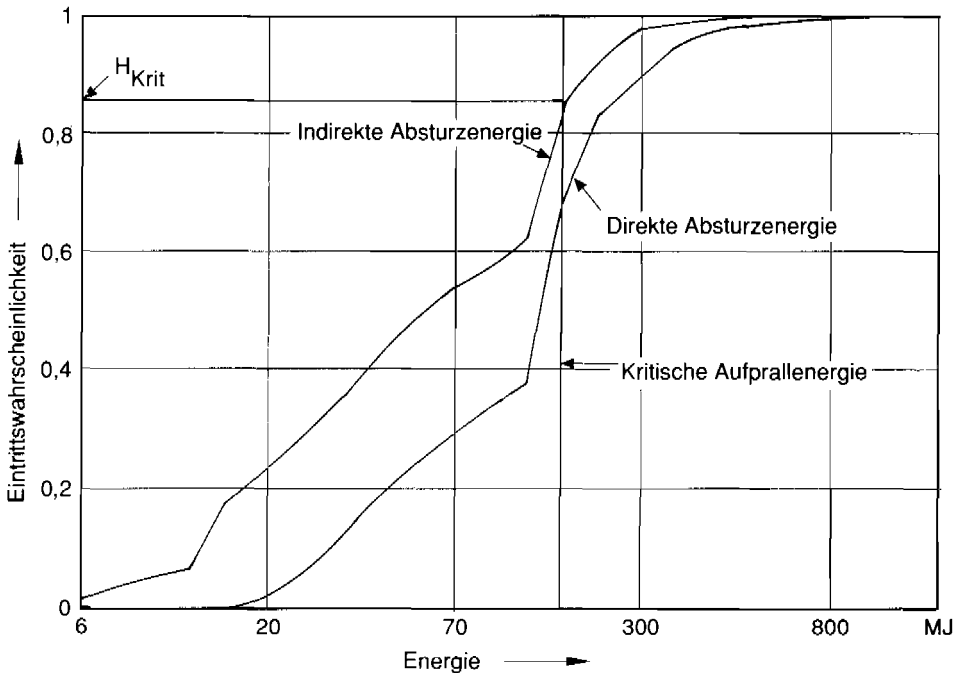


Bild 7-12: Absturzenergieverteilung

Die Wahrscheinlichkeit, mit der die Reaktorgebäudeaußenwand durchdrungen wird, erfolgt anhand einer vereinfachenden Abschätzung der Lastaufnahmefähigkeit. Dazu wird eine Untersuchung [ZER 77] für das Kernkraftwerk Unterweser (KKU) herangezogen. Darin wurden die von der Reaktorgebäudeaußenwand aufnehmbaren Lasten für Lastannahmen entsprechend der heutigen Auslegungspraxis ermittelt. Die Ergebnisse aus [ZER 77] zeigen, daß von den zu betrachtenden Versagensarten wie z. B. Perforation, Biegeversagen, Schubversagen bei der gegebenen Wanddicke (KKU: 0,8 m) das Biegeversagen maßgebend ist. Ein Biegeversagen der Zylinder- bzw. Kugelschale ist bei einer Flugzeugmasse von 20 000 kg (Phantommasse) aber erst bei Geschwindigkeiten > 108 m/s möglich. Die untere Schranke der dazugehörigen Energie wird als kritische Aufprallenergie bezeichnet.

Da das Reaktorgebäude der Anlage Biblis B und das vom Kernkraftwerk Unterweser mit gleichen Lastannahmen gegen Einwirkungen durch Flugzeugabsturz ausgelegt wurden (Starfighter mit 13 000 kg Startgewicht und 102 m/s Aufprallgeschwindigkeit), kann ähnliches Verhalten erwartet werden. Deshalb wird hier vereinfachend und ohne anlagenspezifische Untersuchungen für den jeweiligen Lastfall vom Verhalten der Anlage KKKU auf das Verhalten der untersuchten Anlage geschlossen. Aufgrund der größeren Dicke der Reaktorgebäudefwand der Anlage Biblis B (ca. 1 m) dürften die Ergebnisse für diese Anlage eher noch günstiger sein.

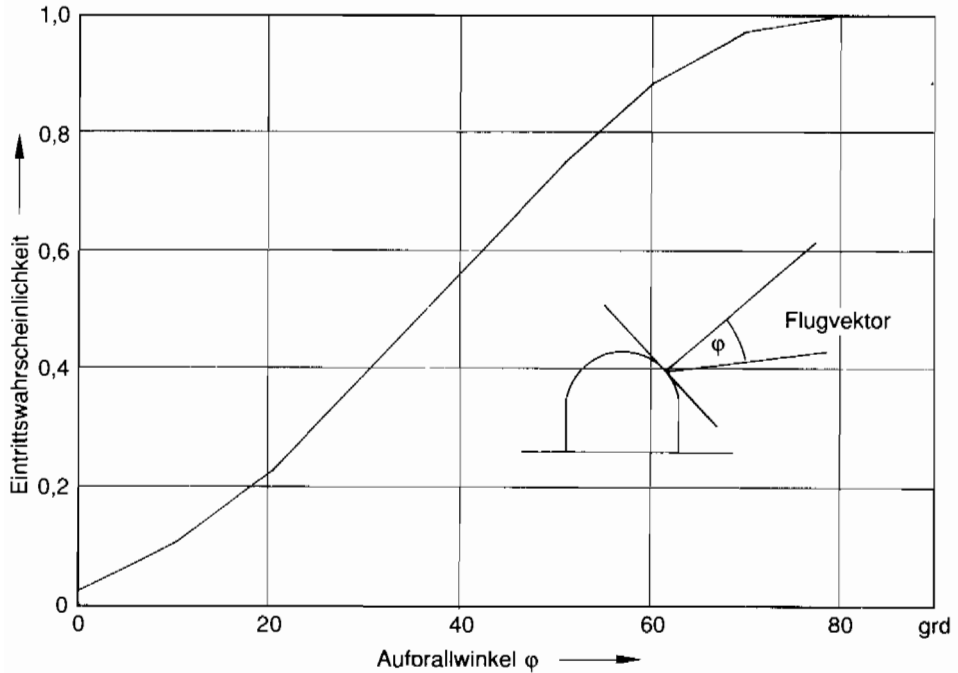


Bild 7-13: Aufprallwinkelverteilung

Im Simulationsmodell kann die als Kriterium für ein mögliches Eindringen aus [ZER 77] übernommene kritische Aufprallgeschwindigkeit von 108 m/s nicht unmittelbar verwendet werden. Denn neben der Geschwindigkeit sind auch die beiden anderen Einflußgrößen Masse und Aufprallwinkel statistisch bzw. zufällig verteilt.

Die für die Durchdringung relevante Geschwindigkeit ist die Normalkomponente der Aufprallgeschwindigkeit auf das Reaktorgebäude. Die mit dieser Geschwindigkeit berechnete Aufprallenergie (indirekte Absturzenergie) wird in Bild 7-12 mit der kritischen Aufprallenergie verglichen. Wie ersichtlich ist, liegt bei 85 % der Abstürze die indirekte Absturzenergie unter der kritischen Aufprallenergie. In Bild 7-12 ist auch die direkte Absturzenergie, wie sie sich aus der Absturzgeschwindigkeit und der Masse berechnet, dargestellt. Die deutliche Verschiebung der Verteilung der indirekten Energie zu kleineren Energien ist neben der Energiereduzierung durch vorgelagerte Gebäude, insbesondere durch die Aufprallwinkelverteilung (Winkel zwischen Absturzvektor und Aufprallnormalen) bedingt. Dies wird aus Bild 7-13 deutlich, das die Verteilungsfunktion des Aufprallwinkels darstellt.

Wesentliche Ergebnisse für die Treff- und Schadenshäufigkeit des Reaktorgebäudes sind:

- Anteil der Treffer des Reaktorgebäudes, bezogen auf die Gesamtzahl der simulierten Abstürze auf eine Fläche von 1 km^2 : $7 \cdot 10^{-3}$
- Anteil der Treffer mit Überschreiten der kritischen Energie: ca. 0,15

Mit dem Wert für die standortspezifische Absturzhäufigkeit beträgt dann die Häufigkeit für einen Flugzeugabsturz, bei dem die Reaktorwand durchdrungen werden könnte, ca. $1 \cdot 10^{-7}$ pro Jahr.

7.4.2.2 Systemtechnische Ereignisabläufe

Das Schutzkonzept der Anlage Biblis B gegen Einwirkungen durch Flugzeugabsturz sieht vor, daß Einwirkungen auf das Reaktorgebäude (einschließlich Armaturenkammer) durch bauliche Auslegung vorgebeugt wird. Bei den anderen Gebäuden ist eine spezielle Auslegung nicht gegeben. Deshalb geht das Schutzkonzept bei Einwirkungen auf diese Gebäude davon aus, daß sie zerstört werden können. Dieser Fall wird durch den Einsatz des Notstandssystems, d. h. die Stützung durch Block A beherrscht.

● Einwirkungen auf das Reaktorgebäude

Durchdringt das Flugzeug das Reaktorgebäude, so werden die Folgeereignisse insbesondere durch den Brand des eingebrachten Treibstoffs und durch die Brandausbreitung bestimmt. Demgegenüber werden die rein mechanischen Zerstörungen, von wenigen Auftreffpunkten wie z. B. der Kranbahn abgesehen, aufgrund der Staffelung massiver Zwischenwände lokal begrenzt bleiben. Deshalb erscheint auch eine unmittelbare Zerstörung von Komponenten des Primärsystems nur in bestimmten Bereichen, z. B. der Dampferzeuger, möglich. Da bei der Anlage Biblis B eine weitgehende räumliche Trennung von Systemen und Redundanzen im Reaktorgebäude gegeben ist, ist anzunehmen, daß Systeme zur Beherrschung von primär- oder sekundärseitigen Leckagen verfügbar sind. Solche Systeme können aber durch Brandwirkungen betroffen sein, wobei sich jedoch Brand und gleichzeitige Leckage aufgrund der Löschwirkung von Wasser oder Dampf je nach den Umgebungsbedingungen ausschließen können. Entscheidend für die Beherrschung des betrachteten Ereignisses ist, ob ein Brand so frühzeitig gelöscht werden kann, daß für die Beherrschung notwendige Systeme noch funktionieren. Die Bedingungen dafür sind bei der untersuchten Anlage günstig, weil die vorhandene Werksfeuerwehr beim Aufprall auf das Reaktorgebäude selbst nicht betroffen ist.

Da der Ereignisablauf und insbesondere der Erfolg der Brandbekämpfung nur schwer quantifizierbar ist, wird für die Risikobewertung die ermittelte Häufigkeit für das Eindringen in das Reaktorgebäude von $1 \cdot 10^{-7}/\text{a}$ als obere Grenzabschätzung für die Häufigkeit eines nicht beherrschten Anlagenzustandes verwendet. Für die Größe der Freisetzung radioaktiver Stoffe werden die gleichen Werte wie für den HD-Kernschmelzfall angenommen.

● Einwirkungen auf sonstige Gebäude

Anhand der Einwirkung auf das Schaltanlagegebäude wird exemplarisch gezeigt, daß der mit Einwirkungen auf andere Gebäude als das Reaktorgebäude verbundene Risikobeitrag vernachlässigbar gering ist.

Die Häufigkeit für einen Aufprall des Flugzeugs auf das Schaltanlagegebäude beträgt $3 \cdot 10^{-7}/a$. Aufgrund der Streuung von Wrackteilen, die bei diesem Gebäude auch zu Schäden führen können, kann die Treffhäufigkeit bis zu einem Faktor 3 größer sein. Wrackteile führen nur zu lokalen Schäden. Für die weitere Betrachtung wird davon ausgegangen, daß mit der Häufigkeit von $3 \cdot 10^{-7}/a$ ein Aufprall mit einer weitgehenden Zerstörung der Einrichtungen im Schaltanlagegebäude verbunden ist.

In diesem Fall werden durch das im Reaktorgebäude des Blocks B untergebrachte, geschützte Notstandsreaktorschutzsystem automatisch Maßnahmen wie Reaktorschnellabschaltung sowie Abschluß des Reaktorkühlkreislaufes und des Speisewasser-Dampf-Kreislaufes eingeleitet. Sie sorgen dafür, daß die Anlage im Zustand „unterkritisch, heiß“ bei einem Druck im Reaktorkühlkreislauf von ca. 15,5 MPa und einem Druck von ca. 8,0 MPa auf der Sekundärseite gehalten wird. Der Abschluß des Reaktorkühlkreislaufes und des Speisewasser-Dampf-Kreislaufes ist notwendig, weil davon ausgegangen werden muß, daß Fehlsignale aus dem zerstörten Schaltanlagegebäude zum Wasserverlust in beiden Kreisläufen führen könnte.

Durch Handmaßnahmen wird dann die Speisewasserversorgung über eine Verbindungsleitung von Block A wiederhergestellt. Die Nichtverfügbarkeit des Notstandssystems ist unter Berücksichtigung, daß die Handmaßnahmen innerhalb von 50 Minuten durchgeführt werden müssen, nach Abschnitt 5.3 mit $7 \cdot 10^{-2}$ pro Anforderung anzunehmen. Damit ergibt sich eine Häufigkeit für nicht beherrschte Anlagenzustände zu $2 \cdot 10^{-8}/a$.

7.4.3 Einflüsse von anlageninternen Notfallmaßnahmen auf die Ereignisablaufanalysen bei übergreifenden anlagenexternen Ereignissen

Anlageninterne Notfallmaßnahmen werden für die Einwirkungen aus Erdbeben und Flugzeugabsturz betrachtet. Dabei wird berücksichtigt, daß auch die für die anlageninternen Notfallmaßnahmen benötigten Hilfsmaßnahmen durch diese Einwirkungen betroffen sein können.

Da Erdbeben ein großflächig wirkendes Ereignis darstellt, bei dem die Umgebung der Anlage mit ihrer Infrastruktur ebenfalls mit betroffen ist, können z. B. auch externe Hilfsmaßnahmen möglicherweise mit größerem Zeitverzug oder geringerer Verfügbarkeit verbunden sein. Demgegenüber ist bei Flugzeugabsturz aufgrund der lokalen Einwirkung nur ein Teil der Anlage betroffen und der Einsatz externer Hilfskräfte, wie z. B. die Feuerwehr, kurzfristig möglich.

Flugzeugabsturz

Für das Ereignis Flugzeugabsturz auf das Reaktorgebäude sind mögliche Maßnahmen schon in Abschnitt 7.4.2.2 diskutiert. Bei Einwirkungen durch Flugzeugabsturz auf andere Anlagenbereiche, bei denen das Notstandssystem zum Einsatz kommt, sind die Häufigkeiten für nicht beherrschte Anlagenzustände so gering, daß auf die Diskussion von anlageninternen Notfallmaßnahmen hier verzichtet werden kann.

Erdbeben

Für Einwirkungen durch Erdbeben werden folgende anlageninternen Notfallmaßnahmen diskutiert:

- Sekundärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen zur Wiederherstellung der Speisewasserversorgung

- Primärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen zur Druckentlastung und Hochdruck-Einspeisung
- Druckentlastung des Sicherheitsbehälters bei ND- und ND*-Kernschmelzfällen

● Sekundärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen

Maßgeblich für den erdbebenbedingten Ausfall der Speisewasserversorgung ist das Versagen der Deionatbehälter im Zwischentrakt und die Nichtverfügbarkeit des Speisewassersystems im Maschinenhaus. Aufgrund der Ergebnisse der Versagensanalysen kann davon ausgegangen werden, daß andere Komponenten des Notspeisesystems, und zwar insbesondere die Notspeisepumpen, zur Verfügung stehen. Deshalb kann Wasser z. B. über Schlauchleitungen und mobile Pumpen auf die Saugseite der Notspeisepumpen eingespeist werden und dadurch die Speisewasserversorgung wieder hergestellt werden.

● Primärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen

Da die gezielte primärseitige Druckentlastung mit batteriegestützter Stromversorgung erfolgt, ist diese Maßnahme auch bei Ausfall der Notstromdiesel möglich. Insofern gibt es für diese Maßnahme keine Einschränkungen durch Erdbeben.

Die Hochdruck-Einspeisung setzt allerdings die Funktionsfähigkeit der Notstromdiesel und des Notkühlsystems voraus. Davon kann im Erdbebenfall jedoch nicht immer ausgegangen werden. Daher ist für diese Maßnahme hier auch eine erdbebenbedingte Versagenswahrscheinlichkeit zu berücksichtigen.

● Druckentlastung des Sicherheitsbehälters

Aus den in Abschnitt 7.5.2 aufgezeigten Ergebnissen der Versagensanalysen ergibt sich, daß eine Leckage des Sicherheitsbehälters nach Erdbeben der betrachteten Intensitätsbereiche nicht anzunehmen ist. Im folgenden wird untersucht, ob nach Erdbeben eine gezielte Druckentlastung durchführbar ist. Von wesentlichem Einfluß ist dabei die Stromversorgung zur Betätigung von Armaturen, deren Funktionsfähigkeit und die Integrität der notwendigen Rohrleitung.

Die möglicherweise ausgefallene Stromversorgung wird als unkritisch angesehen, da ausreichend Zeit für Hilfsmaßnahmen gegeben ist.

Inwieweit die für die Druckentlastung vorgesehenen Rohrleitungen und Armaturen durch ein Erdbeben geschädigt sein können, konnte im Rahmen der Studie aufgrund fehlender Detailinformationen nicht geklärt werden. Aufgrund vorhandener Kenntnisse kann für die Risikobewertung eine hohe Zuverlässigkeit der Druckentlastung auch nach einem Erdbeben unterstellt werden. Nach Vorliegen der notwendigen Detailinformationen wird dies im Hinblick auf Gültigkeit und gegebenenfalls auf notwendige Komponentenertüchtigung hin überprüft.

Die Tabelle 7-5 zeigt den Einfluß der anlageninternen Notfallmaßnahmen auf die bedingte Wahrscheinlichkeit nicht beherrschter Transienten infolge Erdbeben. Der Einfluß auf nicht beherrschte Leckagen durch erdbebenbedingte Kühlmittelverluststörfälle wird wegen deren geringen Häufigkeit nicht näher untersucht. Bei der quantitativen Bewertung werden nur die primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen (Nichtverfügbarkeit $3 \cdot 10^{-2}$ pro Anforderung) berücksichtigt. Die erwartete Häufigkeit des Hochdruck-Falls reduziert sich dadurch von $3 \cdot 10^{-6}/a$ auf $< 1 \cdot 10^{-7}/a$.

Tab. 7-5: Erwartete Häufigkeit/Jahr für systemtechnisch nicht beherrschte Transienten und erwartete Häufigkeit/Jahr für Kernschmelzen unter Berücksichtigung von anlageninternen Notfallmaßnahmen bei Einwirkungen durch Erdbeben

Auslösendes Ereignis Transiente durch Erdbeben		Wahrscheinlichkeit für erdbebenbedingte nicht beherrschte Transiente			Erwartete Häufigkeit/a für Kernschmelzen	
Intensitäts- bereich	Erwartete Eintritts- häufigkeit/a	ohne anlageninterne Notfallmaßnahmen	mit anlageninterne Notfallmaßnahmen	ohne anlageninterne Notfallmaßnahmen	mit anlageninterne Notfallmaßnahmen	
$I_1 = 6-7$	7 E-4	1 E-3	3,3 E-5	7 E-7 HD	2,3 E-8 HD	
$I_2 = 7-8$	9,5 E-5	2 E-2	6,1 E-4	1,9 E-6 HD	5,8 E-8 HD	
$I_3 = 8-9$	5 E-6	8,1 E-2	2,3 E-3	4 E-7 HD	1,2 E-8 HD	
Gesamtwert für HD-Fall:				3,0 E-6	9,3 E-8	
$I_1 = 6-7$	7 E-4	--	4,7 E-6	--	3,3 E-9 ND*	
$I_2 = 7-8$	9,5 E-5	--	4,8 E-4	--	4,6 E-8 ND*	
$I_3 = 8-9$	5 E-6	--	1,1 E-2	--	5,5 E-8 ND*	
Gesamtwert für ND*-Fall:				--	1,0 E-7	

Tab. 7-6: Übersicht über die in der Phase B untersuchten Bauteile und Komponenten

Bauteile

- Reaktorgebäude: Innenzylinder im unteren Bereich
- Reaktorgebäude: Innenzylinder unter dem Rundlaufkran
- Reaktorgebäude: Trennwand zwischen Brennelementbecken und Kerngerüstkammer
- Armaturen-kammerwand
- Maschinenhaus-Querrahmen
- Kamin im Reaktorhilfsanlagengebäude
- Reaktorhilfsanlagengebäude: Decke unter den Deionatbehältern
- Schaltanlagengebäude: Aussteifende Querwände
- Schaltanlagengebäude: Decke unter den Notstromdieseln

Komponenten

- Deionatbehälter im Zwischentrakt
- Notspeisepumpe im Zwischentrakt
- Pumpen und Rohrleitungen der Nebenkühlwasserversorgung im Pumpenbauwerk
- Not- und Nachkühlsystem innerhalb des Sicherheitsbehälters
- Notstromdieselaggregate im Schaltanlagengebäude
- Wärmetauscher zwischen nuklearem Zwischenkühlsystem und Nebenkühlwassersystem im Reaktorgebäude
- Brennelementlager
- Primärsystem einschließlich Druckhalter
- Traggestelle für elektrische oder elektronische Komponenten
- Sicherheitsbehälter

7.5 Untersuchungen zum Verhalten von Bauwerken, Bauteilen und Komponenten bei Einwirkungen durch Erdbeben

Die Auswahl der Bauteile und Komponenten für die Versagensanalysen erfolgt nach den Kriterien:

- Die Erdbebenlasten liefern nennenswerte Beiträge zur auslegungsbestimmenden Beanspruchung.
- Ein Versagen infolge Erdbeben löst einen für die Sicherheit der Anlage relevanten Ereignisablauf aus oder wirkt sich in einem anzunehmenden Ereignisablauf risikoe erhöhend aus.
- Die Auswahl sollte möglichst repräsentativ für das Gesamtverhalten einer Vielzahl von Bauteilen und Komponenten sein und hinsichtlich der Komponenten alle wesentlichen Systeme vertreten.

Tabelle 7-6 gibt eine Übersicht über die ausgewählten Bauteile und Komponenten.

Entsprechend der in Bild 7-1 gezeigten Vorgehensweise sind zunächst für alle Gebäude, die ausgewählte Bauteile oder Komponenten enthalten, dynamische Bauwerksrechnungen durchzuführen. Damit werden die Erdbebenerregungen in drei Koordinatenrichtungen an den Auflagerpunkten der auf ihre Versagenswahrscheinlichkeit hin zu untersuchenden Bauteile und Komponenten ermittelt. Die Bauwerksmodellierung erfolgt durch Stabelemente, wobei linear-elastisches Werkstoffverhalten vorausgesetzt wird. Die Abbildung des Baugrundes wird anhand frequenzunabhängiger Feder- und Dämpfungselemente durchgeführt, die in Abhängigkeit von standortspezifischen dynamischen Bodenkennwerten bestimmt werden.

Bei dem Pumpenbauwerk wird in einer Parameterstudie der Einfluß der vollständigen Einbettung im Untergrund auf die Bauwerksantworten festgestellt.

Als besonderer Aspekt werden die induzierten Erschütterungen von Bauwerken als Folge eines erdbebenbedingten Kühlturmeinsturzes untersucht. Die Kühltürme sind sicherheitstechnisch nicht von Bedeutung und dementsprechend nicht gegen Erdbeben ausgelegt. Somit ist zumindest abzuschätzen, ob deren Einsturz zu höheren Belastungen führen könnte als das Erdbeben selbst. Die Untersuchungen zeigen, daß im ungünstigsten Versagensfall des Kühlturmes im wesentlichen nur bei dem 80 m entfernten Pumpenbauwerk höhere Bodenbeschleunigungen als bei einem Erdbeben (Intensitätsbereich 7 bis 8) auftreten können. Unter Berücksichtigung der Dauer der induzierten Erschütterung, die deutlich unter der Starkbebendauer des Erdbebens liegt, sind aber die Einflüsse auf das Versagen der Nebenkühlwasserpumpen durch die durchgeführten Erdbeben-Versagensanalysen erfaßt.

Grundkonzept aller Versagensanalysen ist, Aufwand und Detaillierungsgrad an der Relevanz der Ergebnisse auszurichten. Es wird stets mit weniger aufwendigen und als konservativ bekannten Rechenmodellen begonnen. Erst wenn sich dabei ein nicht vernachlässigbarer Risikobeitrag abzeichnet, werden die Modelle stufenweise verfeinert.

7.5.1 Bauwerks- und Bauteilverhalten

Die Versagenswahrscheinlichkeit eines Bauteils wird mit den in [GRS 80] beschriebenen Methoden berechnet. Dabei sind die mechanischen Modelle zur Beschreibung der Beanspruchung und Beanspruchbarkeit bestimmter Bauteile verbessert, um das Tragverhalten im plastischen Bereich realistischer zu erfassen. Dies ist von Bedeutung beim Innenzylinder

der unter dem Rundlaufkran im Reaktorgebäude, beim Querrahmen des Maschinenhauses, bei den aussteifenden Querwänden des Schaltanlagegebäudes und der Decke unter den Notstromdieseln.

Die bedingten Versagenswahrscheinlichkeiten für die untersuchten Bauteile bei Erdbeben werden durch Faltung der Erdbebenbelastung und Belastbarkeit nach der Zuverlässigkeitstheorie I. Ordnung für die betrachteten Intensitätsbereiche berechnet. Sofern die Bauteilbeanspruchung im wesentlichen aus den logarithmisch verteilten Erdbebenlasten resultiert und die Beanspruchbarkeit von einem logarithmisch normalverteilten Materialkennwert bestimmt wird, kann die bedingte Versagenswahrscheinlichkeit $p_{f,I}$ geschlossen und mathematisch exakt ermittelt werden. In allen anderen Fällen ist eine iterative Berechnung erforderlich. Nachfolgend werden für die untersuchten Bauteile die Gesamtversagenhäufigkeiten (p_f aufsummiert über die Anteile aus den einzelnen Intensitätsbereichen unter Berücksichtigung der jeweiligen Eintrittshäufigkeiten des Erdbebens) angegeben und bewertet.

– Reaktorgebäude-Innenzylinder im unteren Bereich

Aufgrund der geringen Versagenhäufigkeit von $4 \cdot 10^{-14}/a$ ist eine weitere Betrachtung entbehrlich.

– Innenzylinder im Reaktorgebäude unter dem Rundlaufkran

Gravierende Folgeschäden, zum Beispiel durch Absturz des Krans oder der Krankatze, sind aufgrund weiterer Einflußgrößen wie der Kranstellung mit einer wesentlich geringeren Häufigkeit als der Versagenhäufigkeit von $1 \cdot 10^{-7}/a$ zu erwarten und werden deshalb nicht weiter betrachtet.

– Trennwand zwischen Brennelementbecken und Kerngerüstkammer

Die ermittelte Versagenhäufigkeit von $5 \cdot 10^{-7}/a$ ist ohne Bedeutung, da Auswirkungen auf den Reaktor nicht gegeben sind und ein Verlust der Dichtheit des Brennelementbeckens aufgrund seiner Stahlauskleidung nicht mit dem angenommenen Versagenskriterium der Stahlbetonwand gleichzusetzen ist.

– Armaturenkammerwand

Aufgrund der geringen Versagenhäufigkeit von $4 \cdot 10^{-9}/a$ ist eine weitere Betrachtung entbehrlich.

– Maschinenhaus-Querrahmen

Die Folgen eines Versagens des Maschinenhauses treten mit einer Häufigkeit ($9 \cdot 10^{-7}/a$) ein, die für das Risiko infolge Erdbeben unwesentlich ist.

– Kamin im Reaktorhilfsanlagegebäude

Der Kamin hat aufgrund seiner Auslegung gegen Windlasten selbst bei einem Erdbeben der Intensität $I_3 = 8,5$ eine bedingte Versagenswahrscheinlichkeit von $5 \cdot 10^{-2}$. Die Gesamtversagenhäufigkeit infolge Erdbeben ist mit $p_f \sim 1 \cdot 10^{-6}/a$ gering. Folgeschäden, die mehrere Redundanzen gleichzeitig betreffen, sind unwahrscheinlich. Deshalb ist eine weitere Betrachtung nicht mehr erforderlich.

– Decke unter den Deionatbehältern

Die Decke unter den Deionatbehältern versagt mit großer Wahrscheinlichkeit, wenn zuvor die obere Horizontalabstützung der Behälter erdbebenbedingt versagt hat. Dieser Fall wird bei den Komponentenuntersuchungen analysiert.

- Aussteifende Querwände im Schaltanlagegebäude

Maßgebend für erdbebenbedingte Schäden am Schaltanlagegebäude ist das Versagen der aussteifenden Querwände des Gebäudes. Es wird das Zusammenwirken aller aussteifenden Wandscheiben mit Schubkraftumlagerungen innerhalb des Bauteils modelliert und berücksichtigt, daß die relativ geringe Schubtragfähigkeit der Wandscheiben in natürlicher Weise den Energieeintrag vom Boden in das Bauwerk begrenzt.

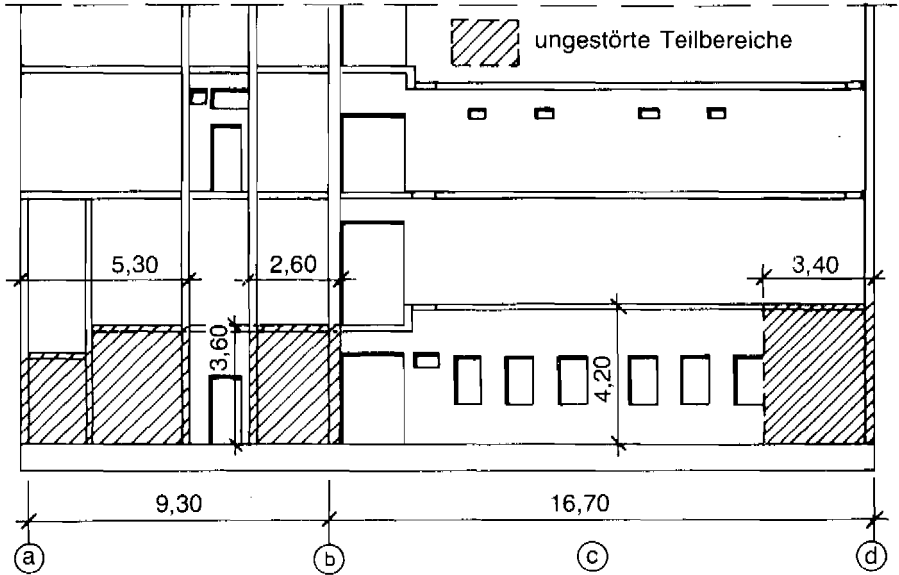


Bild 7-14: Wandscheibe in Achse R4, ungestörte Teilbereiche für die Schubübertragung im Untergeschoß

Bei der für Erdbebenwirkungen besonders empfindlichen Wandscheibe in Achse 334 (Bild 7-14) lassen sich in beiden Richtungen nur jeweils zwei ungestörte Teilbereiche für die Schubübertragung heranziehen. Eine Schubkraftumlagerung zwischen diesen Bereichen erfolgt nur durch die vorhandene horizontale Rückhängebewehrung; bei Überlastung dieser Rückhängebewehrung treten plastische Verformungen zwischen den Teilbereichen auf. Hierdurch erhält die Wandscheibe die Fähigkeit, die eingeleitete Bewegungsenergie teilweise durch Verformungsarbeit zu kompensieren: Sie verhält sich duktil.

Ausgehend von den vorstehenden Überlegungen ergeben sich für die Wandscheibe in Achse 334 bei Erdbeben die in Bild 7-15 dargestellten Arbeitslinien. Zur Absicherung der getroffenen Annahmen werden Versuchsergebnisse mit Schubwänden herangezogen. Sie werden in [HOS 85b] ausführlich diskutiert. Als Versagensgrenze für die Querwand wird das Überschreiten einer horizontalen Grenzverformung von 40 mm im Bereich des Untergeschosses angenommen. Dieser Fall tritt mit einer Gesamthäufigkeit von $2 \cdot 10^{-6}/a$ auf. Das Erreichen dieser Versagensgrenze ist aber noch nicht mit größeren Gebäudeschäden gleichzusetzen. Insbesondere ist eine nennenswerte Scherbeanspruchung von Kabeln in den Kabeldurchführungen der Wände ausgeschlossen.

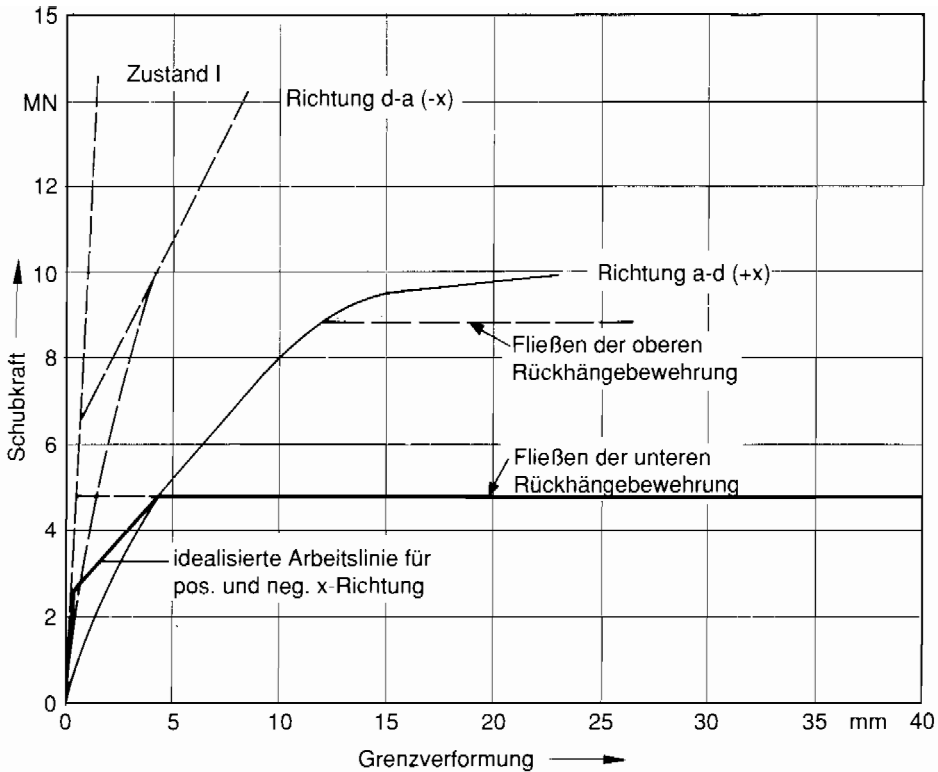


Bild 7-15: Schubkraft-Verformungslinien für die Wandscheibe in Achse R4

– Decke unter den Notstromdieseln im Schaltanlagegebäude

Die Berechnung der Tragfähigkeit der Decke ergibt eine Versagenshäufigkeit von $1,5 \cdot 10^{-8}/a$ und liegt damit deutlich unter der in diesem Fall maßgebenden Versagenshäufigkeit der Notstromdieselgeneratoren selbst.

7.5.2 Komponentenverhalten

Komponenten können je nach ihrer betrieblichen Aufgabe aus verschiedenen Ursachen versagen. In dieser Studie werden drei Ausfallarten untersucht [KLE 85]:

- Verlust der Standsicherheit, zum Beispiel eines Traggestells,
- Verlust der Integrität, zum Beispiel von Rohrleitungen und Behältern,
- Verlust der Funktionsfähigkeit, zum Beispiel des Notstromdieselgenerators.

Versagensverstärkende Faktoren, zum Beispiel aus Vorschädigungen infolge Verschleiß, bleiben unberücksichtigt. Es wird eine planungsgerechte, einwandfreie Ausführung der Komponenten zum Zeitpunkt der Erdbebeneinwirkung vorausgesetzt.

Im Detaillierungsgrad kann die Vorgehensweise bei den Versagensanalysen noch am ehesten mit der SSMRP-Methode („Seismic Safety Margins Research Program“) [LAW 81] verglichen werden. Es bestehen jedoch prinzipielle Unterschiede. Die drei wesentlichsten sind:

- die rechnerische Erfassung des Verhaltens der Komponenten gegenüber den auf Erfahrungswerten aufbauenden Annahmen bei der SSMRP-Methode,
- die direkte Ermittlung der Strukturantwort anstelle einer Verbindung von Simulationsverfahren mit statistischen Auswertungen wie in der SSMRP-Methode,
- die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit nach der Methode der zweiten Momente anstelle der Lösung des Faltungsintegrals und Rückführung der Beanspruchung und Beanspruchbarkeit auf einen charakteristischen Parameter bei der SSMRP-Methode.

Gegenüber der SSMRP-Methode wird also bei der gewählten Vorgehensweise das Versagensverhalten der Komponenten anlagenspezifisch erfaßt und durch die Formulierung der Versagensbedingung klarer definiert.

Als Ergebnis werden die bedingten Versagenswahrscheinlichkeiten für die einzelne Komponente, und zwar jeweils für die betrachteten Intensitätsbereiche eines Erdbebens ermittelt. In dieser Form fließen die Ergebnisse dann in die Ereignisablaufanalyse ein.

Die nachfolgende Diskussion der Einzelergebnisse beschränkt sich auf die Erläuterung der Versagenskriterien und die generelle Versagensrelevanz.

– Deionatbehälter

Linear-elastische Rechnungen können die Wechselwirkungen zwischen Deionatbehälter und tragender Decke nicht ausreichend erfassen. Die hierbei ermittelten Versagenswahrscheinlichkeiten beruhen auf hohen Einspannmomenten der oberen Deionatbehälterabstützung, die sich jedoch nur bei einer unrealistischen starren Kopplung zwischen Behälter und Gebäude aufbauen können. Deshalb werden detailliertere, nichtlineare Rechnungen zur Bestimmung der erdbebenbedingten Versagenswahrscheinlichkeit des Deionatbehälters durchgeführt, wobei die Wechselwirkungen des Behälters und der Decke durch eine nichtlineare Arbeitslinie berücksichtigt werden. Es ergeben sich folgende bedingte Versagenswahrscheinlichkeiten: $I_1: 6 \cdot 10^{-4}$; $I_2: 1,8 \cdot 10^{-2}$; $I_3: 6 \cdot 10^{-2}$.

Da beide nebeneinanderstehenden Deionatbehälter gleich ausgeführt sind und ihre Versagenswahrscheinlichkeit überwiegend von der für beide Behälter als gleich anzunehmenden Erdbebenbeanspruchung bestimmt wird, ist von einer strengen Korrelation zwischen den Versagenswahrscheinlichkeiten der beiden Behälter auszugehen. Dies ist von großer Bedeutung für die Ereignisablaufanalyse.

– Notspeisepumpen

Von den vier Notspeisepumpen wird repräsentativ eine der beiden im Zwischentrakt stehenden Pumpen untersucht. Denn hier ist die Erdbebenbelastung der Pumpen geringfügig ungünstiger als die der im Reaktorhilfsanlagegebäude aufgestellten Pumpen. Der Ausfall einer Pumpe infolge Erdbeben wird durch den Verlust ihrer Standsicherheit oder den Verlust ihrer Integrität verursacht, wobei sich das Kippen der Pumpe um ihre Längsachse als maßgebende Versagensart erwies. Da bei der Untersuchung des Kippvorgangs der Einfluß dynamischen Verhaltens nicht berücksichtigt wird, sind die ermittelten Versagenswahrscheinlichkeiten ($I_1: 1,0 \cdot 10^{-4}$; $I_2: 1,5 \cdot 10^{-3}$; $I_3: 6,5 \cdot 10^{-3}$) als obere Grenzwerte anzusehen.

– Pumpen und Rohrleitungen der Nebenkühlwasserversorgung

Maßgebend für das Versagen ist der Verlust der Funktionsfähigkeit der Pumpe infolge Überschreitens der elastischen Verformungsgrenze an der Schraubverbindung des Pumpengehäuses unterhalb des Fundamenttringes. Die Versagenswahrscheinlichkeiten für andere ebenfalls untersuchte Versagensarten liegen erheblich niedriger. Die ermittelten

Versagenswahrscheinlichkeiten (Tabelle 7-7) sind obere Grenzwerte, da die Begrenzung auf elastische Verformungen bei der Pumpe zum Nachweis der Funktionsfähigkeit konservativ ist. Diese Pumpe bleibt auch noch bei begrenzten plastischen Verformungen funktionsfähig.

Tab. 7-7: Bedingte Versagenswahrscheinlichkeiten der Nebenkühlwasserversorgung im Pumpenbauwerk

Versagensart	Versagenswahrscheinlichkeit		
	I = 6,5	I = 7,5	I = 8,5
Schraubverbindung des Pumpengehäuses unterhalb Fundamentring	$1 \cdot 10^{-4}$	$2 \cdot 10^{-4}$	$2 \cdot 10^{-3}$
Flanschanschluß am Pumpenstutzen	$2 \cdot 10^{-9}$	$1 \cdot 10^{-7}$	$5 \cdot 10^{-5}$

– Not- und Nachkühlssystem innerhalb des Sicherheitsbehälters

Die Untersuchung verfolgt zwei Ziele. Zum einen soll die Wahrscheinlichkeit erdbebenbedingter Leckagen in nicht absperrbaren Teilen des Not- und Nachkühlsystems ermittelt werden, zum anderen soll aber auch der Einfluß des Erdbebens auf die Ausfallhäufigkeit dieses für die Beherrschung von Kühlmittelverluststörfällen notwendigen Systems abgeschätzt werden. Für die Untersuchung wird Loop 2 innerhalb des Sicherheitsbehälters exemplarisch ausgesucht. Dazu wird das Gesamtsystem in 6, durch Armaturen getrennte Teilsysteme untergliedert und die Versagenswahrscheinlichkeit für jedes Teilsystem separat ermittelt. Berücksichtigt werden nur Rohrleitungen mit Nennweite $> DN 80$, da, wie in Abschnitt 7.4.1.1 schon erläutert, die erdbebenbedingten Wahrscheinlichkeiten kleiner Lecks mit einer anderen Vorgehensweise abgeschätzt werden müssen.

Tab. 7-8: Bedingte Versagenswahrscheinlichkeiten des Nachkühlsystems innerhalb des Sicherheitsbehälters

Nr.	Teilsystem	Versagenswahrscheinlichkeit		
		I = 6,5	I = 7,5	I = 8,5
1	druckseitige Haupteinspeiseleitung	$7 \cdot 10^{-5}$	$4 \cdot 10^{-4}$	$6 \cdot 10^{-4}$
2	saugseitige Haupteinspeiseleitung	$3 \cdot 10^{-5}$	$2 \cdot 10^{-4}$	$3 \cdot 10^{-4}$
3	Leitung zum Druckspeicher	$1 \cdot 10^{-5}$	$5 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-4}$
4	Niederdruck-Einspeisesystem	$5 \cdot 10^{-4}$	$2 \cdot 10^{-3}$	$4 \cdot 10^{-3}$
5	Hochdruck-Einspeisesystem	$5 \cdot 10^{-4}$	$2 \cdot 10^{-3}$	$4 \cdot 10^{-3}$
6	Saugleitung des Niederdrucksystems	$1 \cdot 10^{-5}$	$5 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-4}$

Als maßgebliche Versagensart wird der Integritätsverlust der Rohrleitungen einschließlich der Abzweigungen, direkt oder als Folge eines Versagens von Unterstützungen, untersucht. Bei der Ermittlung der bedingten Versagenswahrscheinlichkeiten der untersuchten

6 Teilsysteme (Tab. 7-8) wird ein wesentlicher Einfluß der Nennweiten auf die Versagenswahrscheinlichkeiten nicht festgestellt. Generell zeigt sich, daß bei hochdruckführenden Rohrleitungen die Versagenswahrscheinlichkeiten infolge Erdbebenbelastung geringer sind. Dies ist durch den relativ kleinen Anteil der aus Erdbeben herrührenden Spannungen an der Gesamtspannung in der Rohrleitungswand erklärbar. Ein vollständiges Plastizieren über den Querschnitt der Rohrleitungswand wird als Versagensart zugrunde gelegt. Bei

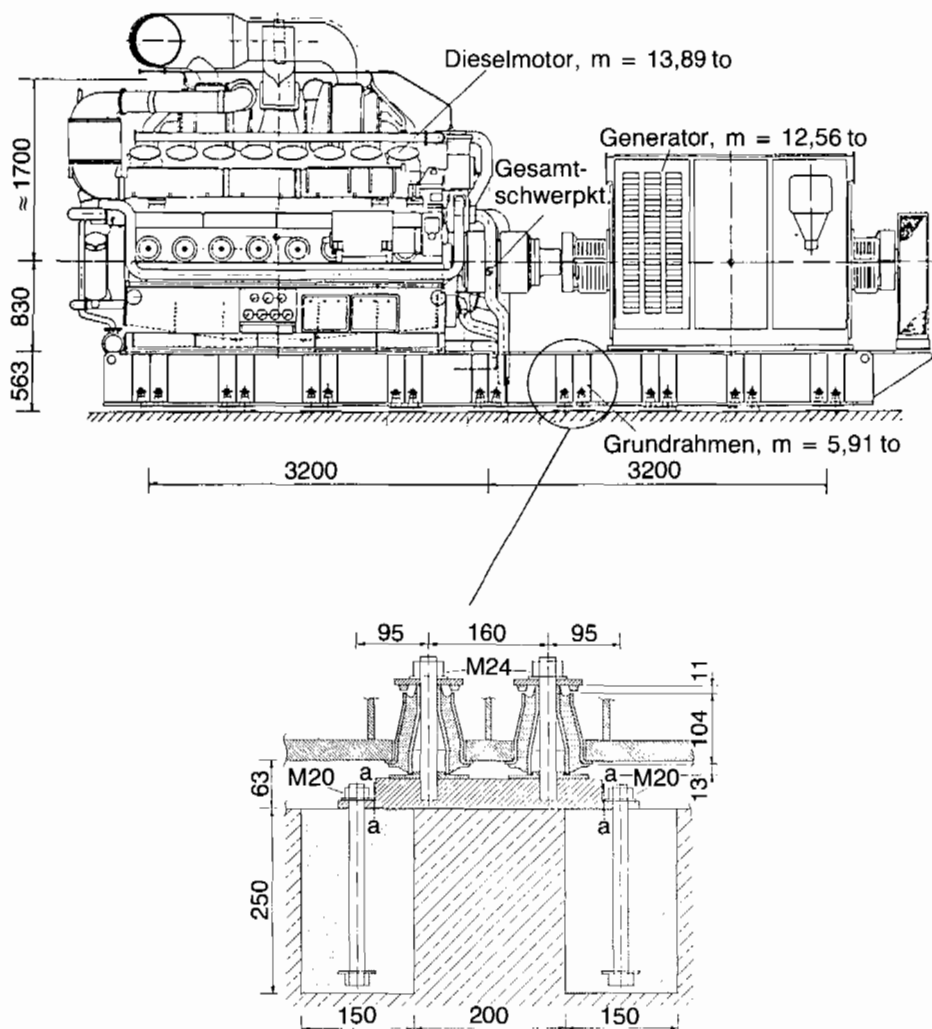


Bild 7-16: Anordnung des Notstromdieselgenerators und seiner Verankerung

diesem „Durchplastizieren über die Rohrwand“ sind bei hochdruckführenden Rohrleitungen keine wesentlichen Traglastreserven mehr vorhanden. Bei den druckfreien Rohrleitungen dagegen sind infolge von Lastumlagerung nach Plastizieren des Rohrleitungsquerschnittes noch Traglastreserven vorhanden. Die ermittelte Versagenswahrscheinlichkeit gilt für alle Loops des Not- und Nachkühlsystems innerhalb des Sicherheitsbehälters,

wobei wegen der gleichen, die Versagenswahrscheinlichkeit dominierenden Erdbebenerregung von einer strengen Korrelation ausgegangen werden muß. Hinsichtlich der Konservativität der Versagensannahme „Durchplastizieren=Leck“ wird auf die Diskussion zum Hauptkühlmittelsystem verwiesen.

– Notstromdieselaggregate im Schaltanlagegebäude

Die Notstromdieselaggregate müssen nach Ablauf eines Erdbebens zur Stromerzeugung in Betrieb gesetzt werden können. Dies ist nicht mehr gewährleistet, falls übergroße, bleibende Verformungen zu einer Zwängung der Antriebswelle zwischen Motor und Generator führen, falls durch Schrägstellung des Motors dessen Funktionsfähigkeit behindert wird oder falls Zu- und Ableitungen abreißen. Ein Versagen der Neben- und Hilfsaggregate ist analytisch kaum zu erfassen. Es ist jedoch zu erwarten, daß während des Betriebs oder beim Anfahren des Motors diese Aggregate größeren Erschütterungen ausgesetzt sind als beim Erdbeben.

Bild 7-16 zeigt die Anordnung von Dieselmotor und Generator und ausschnittsweise die Verankerung des Grundrahmens. Maßgebend für das Gesamtversagen ist das Versagen der Lagerelemente. Das schwächste Glied in der Traglastkette eines Lagerelementes ist die Haftfestigkeit des Vergußbetons in der Stahlbetondecke. Da die ermittelten Versagenswahrscheinlichkeiten ($I_1: 4 \cdot 10^{-3}$; $I_2: 8 \cdot 10^{-3}$; $I_3: 1,4 \cdot 10^{-2}$) auf einer konservativen Abschätzung der Haftfestigkeit in der Vergußfuge beruhen, realistischere Annahmen erfordern experimentelle Untersuchungen, werden zusätzlich die bedingten Versagenswahrscheinlichkeiten für das nächstschwächste Glied, die Stahlfußplatte unter zwei Konuslagern, untersucht. Diese hat einen um den Faktor ~ 4 geringere Versagenswahrscheinlichkeit. Alle anderen Versagensarten führen zu um mindestens eine Zehnerpotenz geringeren Versagenswahrscheinlichkeiten.

– Nuklearer Zwischenkühler

Als Versagen wird der Integritätsverlust des Zwischenkühlers einschließlich Rohrleitungsanschlüsse sowie die Tragfähigkeit der Unterstützungsstruktur untersucht. Maßgebend für die Versagenswahrscheinlichkeit ist das Versagen der Unterkonstruktion, das heißt des Trägerrostes mit Anschlüssen und der Verschraubung der Pratten auf dem Trägerrost. Dabei erweist sich die am ungünstigsten beanspruchte Prattenverschraubung als kritischste Stelle. Für diese Prattenverschraubung ergibt sich folgende Versagenswahrscheinlichkeit: $I_1: 3,6 \cdot 10^{-3}$; $I_2: 3,1 \cdot 10^{-2}$; $I_3: 4,6 \cdot 10^{-2}$. Durch Lastumlagerung auf die anderen Pratten ist jedoch auch bei Ausfall dieses Prattenanschlusses noch eine ausreichende Tragreserve für das Gesamtsystem vorhanden.

– Brennelementlager

Es wird die Wahrscheinlichkeit dafür berechnet, daß die Standfestigkeit eines einzelnen Lagergestells, die örtliche Fixierung der Neutronenabsorber oder der erforderliche Abstand der Brennelemente nicht mehr gewährleistet ist. In all diesen Fällen ist eine Herabsetzung der Kritikalitätssicherheit denkbar. Die ermittelten Wahrscheinlichkeiten für die Standfestigkeit der Lagerstelle (Tabelle 7-9) sind konservative Werte, da eine plastische Verformung des Schraubenschaftes noch nicht zum unmittelbaren Umkippen eines Lagergestells führt, sondern nach Lastumkehr sich wieder ein stabiler Ruhezustand einstellen wird. Eine Überprüfung der einzelnen Versagensarten im Hinblick auf die Reserven der Kritikalitätssicherheit zeigt, daß die durch Erdbeben ausgelösten Veränderungen tolerierbar sind.

Tab. 7-9: Bedingte Versagenswahrscheinlichkeit der Lagergestelle

Versagensart		Versagenswahrscheinlichkeit		
		I = 6,5	I = 7,5	I = 8,5
untere Verklammerung	Durchplast. der Schraube	0,003	0,059	0,19
	Überschreiten d. Haftfestigkeit	0,001	0,008	0,03
	maßgebend \cong	0,004	0,06	0,20
obere Verklammerung		$1 \cdot 10^{-5}$	$8 \cdot 10^{-4}$	$6 \cdot 10^{-3}$
Gestellfüße		$4 \cdot 10^{-5}$	$3 \cdot 10^{-3}$	$2 \cdot 10^{-2}$
Aufnahmebolzen		$5 \cdot 10^{-5}$	$3 \cdot 10^{-3}$	$2 \cdot 10^{-2}$
Gesamtvers. der Standfestigkeit		0,004	0,07	0,24

- Primärsystem

Es werden erdbebenbedingte Leckagen der vier Hauptkühlkreisläufe mit jeweils Hauptkühlmittelleitung, Dampferzeuger sowie Hauptkühlmittelpumpe untersucht. Die Druckhalter-Ausgleichsleitung mit dem Druckhalter wird als Teil des Systems betrachtet. Insbesondere wird das Versagen der Unterstützungsstrukturen von Dampferzeuger und Hauptkühlmittelpumpen sowie der Integritätsverlust von Rohrleitungen analysiert. Für die Abschätzung der bedingten Versagenswahrscheinlichkeit des Hauptkühlmittelsystems wird zur Verminderung des Berechnungsaufwandes nur ein Kühlkreislauf unter-

Tab. 7-10: Bedingte Versagenswahrscheinlichkeit des Primärsystems

Versagensart	Versagenswahrscheinlichkeit		
	I = 6,5	I = 7,5	I = 8,5
Integritätsverlust der:			
Hauptkühlmittelpumpe, heißer Strang am Dampferzeuger	$4 \cdot 10^{-4}$	$1,4 \cdot 10^{-3}$	$2,3 \cdot 10^{-3}$
Surgeline am Druckhalter	$2 \cdot 10^{-5}$	$5 \cdot 10^{-5}$	$1,5 \cdot 10^{-4}$
Abzweig der Surgeline	$5 \cdot 10^{-4}$	$1,7 \cdot 10^{-3}$	$2,6 \cdot 10^{-3}$
Tragpratzen an der Hauptkühlmittelpumpe	$3 \cdot 10^{-6}$	$4 \cdot 10^{-4}$	$6 \cdot 10^{-4}$
eingehängter Träger bei der Hauptkühlmittelpumpe	$1 \cdot 10^{-6}$	$1 \cdot 10^{-4}$	$2 \cdot 10^{-4}$
Gesamtverlust der Integrität \cong	$1 \cdot 10^{-3}$	$4 \cdot 10^{-3}$	$6 \cdot 10^{-3}$

sucht. Dabei wird Loop 2 mit der Druckhalter-Ausgleichsleitung entkoppelt vom Gebäude und den übrigen Kreisläufen mit linear-elastischen dynamischen Rechnungen analysiert, wobei Reaktordruckbehälter und Druckhalter als Festpunkte angenommen werden. Diese Vereinfachung liefert für die maßgebenden Schnittkräfte in den Unterstüt-

zungskonstruktionen von Dampferzeuger und Hauptkühlmittelpumpe sowie den Rohrleitungen ausreichend genaue Ergebnisse. Maßgebend ist das Versagen der Hauptkühlmittelleitung (heißer Strang) am Dampferzeuger und das Versagen des Abzweigs der Druckhalter-Ausgleichsleitung. Alle anderen Versagensarten sind erheblich unwahrscheinlicher. In Tabelle 7-10 sind die bedingten Wahrscheinlichkeiten für die maßgebenden Versagensarten zusammengestellt.

Als Versagenskriterium wird das Durchplastizieren über die Rohrwand zugrunde gelegt. Da bei dieser Versagensart bei hochdruckführenden Leitungen keine wesentlichen Tragreserven durch Lastumlagerung vorhanden sind, wird pessimistisch mit den ermittelten Wahrscheinlichkeiten ein mittleres bis großes Leck für die Ereignisablaufanalysen angenommen. Die Erkenntnisse aus aufgetretenen Erdbeben, aus Rütteltischversuchen und aus der Bruchmechanik zeigen aber, daß ein Durchplastizieren nicht zwangsläufig zu einem großen Leck führen muß. Eine Leckgrößenbestimmung macht aber sehr aufwendige Untersuchungen erforderlich. Da der erdbebenbedingte Kühlmittelverlust trotz der pessimistischen Annahme den Risikobeitrag aus Erdbeben nicht maßgebend bestimmt, wird auf weitergehende Untersuchungen verzichtet.

– Traggestelle für elektrische oder elektronische Komponenten

Untersucht werden Traggestelle und Befestigungen der Meßumformer des Reaktorschutzes im Reaktorgebäude, der Batterien mit den Batteriesammelschienen sowie der Gleichstromschienen von den Batterien in der 220-V-Gleichstromverteilung und der Rangierverteiler auf der 8,80-m-Ebene im Schaltanlagegebäude. Ein Ausfall der Meßumformer aufgrund des Versagens der Gestelle oder der Befestigung ist generell mit geringen Wahrscheinlichkeiten ($I_1: 5 \cdot 10^{-5}$; $I_2: 7 \cdot 10^{-4}$; $I_3: 4 \cdot 10^{-3}$) zu erwarten. Dies gilt auch für die untersuchten Komponenten der Gleichstromversorgung. Mit etwas höherer Wahrscheinlichkeit ist ein Versagen der Gestelle im Rangierverteiler ($I_1: 1 \cdot 10^{-3}$; $I_2: 1 \cdot 10^{-2}$; $I_3: 1 \cdot 10^{-2}$) zu erwarten, das zum Abreißen von Anschlüssen von Signalkabeln führen kann.

– Sicherheitsbehälter

Als Versagensarten für den Sicherheitsbehälter wird der Verlust der globalen Standsicherheit (Beulen der Schale im Einspannbereich) und Schwächung durch lokale Überbeanspruchung (z. B. im Bereich der Personenschleuse) untersucht. Überschlagsrechnungen zeigen, daß die Beanspruchungen der Stahlhülle an der Notschleuse, an den Rohrleitungs- und Kabeldurchführungen und auch der Spannungszustand an der Einspannung gegenüber den Beanspruchungen an der Personenschleuse vernachlässigbar sind.

Die Versagenswahrscheinlichkeit der Personenschleuse wird mit der Annahme einer Gleichverteilung aller möglichen Phasenverschiebungen zwischen Gleichphasigkeit und Gegenphasigkeit der Vertikalbeschleunigung, und zwar für die Stahlhülle am Schleusenstutzen sowie für den Auflagerpunkt des Waagebalkens auf der Betonhülle abgeschätzt. Als Versagenskriterium wird das Überschreiten einer fiktiven Spannungsgrenze definiert, mit der das lokale Durchplastizieren durch die Sicherheitsbehälterwand berücksichtigt wird. Diese Grenzbedingungen im Modell und im Versagenskriterium sind konservativ, so daß eine kritische Vorschädigung der Stahlsicherheitshülle erst mit deutlich geringerer als der ermittelten Versagenswahrscheinlichkeit ($I_1: 6 \cdot 10^{-3}$; $I_2: 8 \cdot 10^{-2}$; $I_3: 1,2 \cdot 10^{-1}$) eintritt. Die lokale Durchplastizierung ist für die Wahrscheinlichkeit des Überdruckversagens des Sicherheitsbehälters nach erdbebenbedingtem Kernschmelzen jedoch unkritisch.

Die ausgewählten Komponenten werden unter Berücksichtigung ihrer konstruktiven Besonderheiten untersucht. Eine Übertragung der Ergebnisse auf andere Komponenten ist deshalb nur teilweise möglich. Bei baugleichen Komponenten kann die Versagenswahr-

scheinlichkeit über einen Vergleich der Erdbebeneregung am Standort der Komponenten abgeschätzt werden. Großkomponenten verschiedenen Typs oder unterschiedlicher Ausführung erfordern dagegen eine vergleichende Beurteilung im Einzelfall. Für die Studie werden Umfang und Detaillierungsgrad der Untersuchungen als ausreichend eingeschätzt. Zur weiteren Absicherung der Ergebnisse wären vor allem noch Kleinkomponenten, wie Klappen, Ventile und elektrotechnische Komponenten, zum Beispiel Relais, zu untersuchen.

7.6 Bewertung der Ergebnisse der Ereignisablaufanalysen

7.6.1 Übergreifende anlageninterne Ereignisse

Die Ergebnisse der Untersuchungen zu den Einwirkungen durch die einleitenden Ereignisse Brand und Überflutung sind in Tabelle 7-11 dargestellt. Für das auslösende Ereignis wird die Eintrittshäufigkeit und die Nichtverfügbarkeit der Systeme für die Ereignisabläufe, die zum Ausfall der primär- bzw. sekundärseitigen Wärmeabfuhr (nicht beherrschte Anlagenzustände) führen, angegeben. Weiterhin werden die Hauptbeiträge für die Nichtverfügbarkeit von Systemen genannt.

Die in Tabelle 7-11 gezeigten Häufigkeiten für nicht beherrschte Anlagenzustände werden in Tabelle 7-12 unter Berücksichtigung von anlageninternen Notfallmaßnahmen mit den Kernschmelzfällen ND, ND* oder HD verknüpft.

Das maßgebende einleitende Ereignis bei Brand ist ein Schadensfeuer im Bereich der gesicherten 220-V-Gleichstromanlagen (Eintrittshäufigkeit $2,5 \cdot 10^{-3}/a$). Im brandspezifischen Ereignisablauf werden diejenigen Fälle verfolgt, in denen beide Redundanzen dieser Stromversorgung versagen.

Die daraus resultierende Häufigkeit für systemtechnisch nicht beherrschte Anlagenzustände (ohne anlageninterne Notfallmaßnahmen) ist $1,7 \cdot 10^{-7}/a$. Die geringere Häufigkeit selbst ist so zu erklären, daß erst eine Verkettung ungünstiger Randbedingungen im Brandverlauf zu einem redundanzübergreifenden Ausfall führt und dann noch das Notstandssystem ausfallen muß.

Darüber hinaus sind aber auch anlageninterne Notfallmaßnahmen möglich, so daß auch ohne Stützung durch das Notstandssystem das Ereignis mit blockeigenen Systemen beherrscht werden kann. Selbst wenn das Ereignis nicht beherrscht wird, sind immer noch primärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen möglich, um zumindest vom HD-Fall in den ND*-Fall zu gelangen. Insgesamt ergibt diese Bewertung, daß der anlageninterne Brand mit $< 1 \cdot 10^{-8}$ pro Jahr zum HD-Fall und mit ca. $1 \cdot 10^{-7}$ pro Jahr zum ND*-Fall beiträgt. Für die gezielte Druckentlastung des Sicherheitsbehälters im ND*-Fall ergeben sich aufgrund des Brandfalls in den für Schalthandlungen zur Verfügung stehenden Zeiträumen keine Einschränkungen.

Die Untersuchungen von Einwirkungen durch Überflutung zeigen, daß im wesentlichen nur die Überflutung des Ringraums durch das nukleare Nebenkühlwassersystem zu betrachten ist. Die maßgebenden einleitenden Ereignisse für eine Überflutung sind Instandhaltungsfehler, die zu einem großen Leck führen, sowie Brüche der Wandung des wasserfördernden Systems, insbesondere Rohrleitungsbrüche. Die Eintrittshäufigkeit eines großen Lecks im Nebenkühlwassersystem wird mit $5 \cdot 10^{-3}/a$ abgeschätzt. Für die

Tab. 7-11: Nichtverfügbarkeiten von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen durch übergreifende anlageninterne Ereignisse

Einleitendes Ereignis	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Auslösendes Ereignis	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Nichtverfügbarkeiten von Systemfunktionen			Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen		
				Mittelwert	Hauptbeiträge von den Systemen:	Anteil %	Ausfall Sekundärseite SP	Ausfall Primärseite SP	Ausfall Primär- und Sekundärseite SP
Brand im Bereich der gesicherten 220-V-Gleichstromversorgung	2,5 E-3	Brandbedingter Ausfall der gesicherten 220-V-Gleichstromversorgung	4,0 E-6	4,2 E-2	Speisewasserversorgung	100	1,7 E-7 ≥ 70/95 HD	--	
Leck des Neben Kühlwassersystems im Ringraum bei abgeschaltetem Reaktor	1,0 E-3	Ringraumüberflutung über 70 cm bei abgeschaltetem Reaktor	9,0 E-7	< E-1	Einspeisung von boriertem Wasser mit dem Notstandsystem	100	--	< 1 E-7 180/- ND	
Leck des Neben Kühlwassersystems im Ringraum bei Leistungsbetrieb	4,0 E-3	Ringraumüberflutung über 90 cm im Leistungsbetrieb	4,0 E-6	< 5 E-2	Speisewasserversorgung	100	< 2 E-7 ≥ 70/95 HD	--	

Auswirkungen auf die Reaktoranlage ist die Überflutungshöhe im Ringraum von wesentlicher Bedeutung. Dabei ist zu unterscheiden zwischen abgeschaltetem Reaktor mit abgesenktem Füllstand und Reaktor bei Leistungsbetrieb. Eine Überflutung über 70 cm stellt bei abgeschaltetem Reaktor ein auslösendes Ereignis (Eintrittshäufigkeit $9 \cdot 10^{-7}/a$) für den Ausfall der primärseitigen Wärmeabfuhr dar. Im Leistungsbetrieb sind bis zu einer Überflutungshöhe von 90 cm ausreichend Systeme zur Beherrschung der Störungen vorhanden und auch auslegungsgemäß verfügbar. Deshalb ergibt sich in diesen Fällen ein geringerer Beitrag zur Häufigkeit nicht beherrschter Anlagenzustände als im folgenden Fall.

Tab. 7-12: Häufigkeitsbeiträge der Schadenszustände zu den Kernschmelzfällen für übergreifende anlageninterne Ereignisse

Schadenszustände und Zeit für interne Notfallmaßnahmen			Erwartete Häufigkeiten/a für Kernschmelzen		
1. Zahl:	Zeit für Verhinderung Kernschmelzen				
2. Zahl:	Zeit für Verhinderung HD-Kernschmelzen				
3. Zahl:	Erwartete Häufigkeit/a		HD	ND*	ND
SPR	$\geq 70/95$	$1,7 \text{ E-}7$			
Brand		HD	$< 1 \text{ E-}8$	$1 \text{ E-}7$	--
SPR	180/-	$\leq 1 \text{ E-}7$			
Überflutung bei abgesch. Reaktor		ND	--	--	$< 1 \text{ E-}7$
SPR	$\geq 70/95$	$< 2 \text{ E-}7$			
Überflutung bei Leistungsbetrieb		HD	$< 6 \text{ E-}9$	$< 2 \text{ E-}7$	

Bei einer Überflutungshöhe von über 90 cm (Eintrittshäufigkeit $4 \cdot 10^{-6}/a$) bestimmt der Ausfall der Speisewasserversorgung der Dampferzeuger, für die sich eine Nichtverfügbarkeit von $5 \cdot 10^{-2}$ ergibt, den Beitrag der Häufigkeit für nicht beherrschte Anlagenzustände von kleiner $2 \cdot 10^{-7}/a$. Bei Ausfall der Dampferzeugerbespeisung können primärseitige Maßnahmen zur Absenkung des Primärkreisdruckes durchgeführt werden.

Tab. 7.13: Nichtverfügbarkeiten von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen für übergreifende und anlagenexterne Ereignisse

Auslösendes Ereignis	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen ¹			Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen		
		Mittelwert	Hauptbeiträge von den Systemen:	Anteil %	Ausfall Sekundärseite <u>SP</u>	Ausfall Primärseite <u>SP</u>	Ausfall Primär- und Sekundärseite <u>SP</u>
Transiente durch Erdbeben des Intensitätsbereiches 1	7,0 E-4	1,0 E-3	Speisewasserversorgung	100	7,0 E-7 HD		
Transiente durch Erdbeben des Intensitätsbereiches 2	9,5 E-5	2,0 E-2	Speisewasserversorgung	99	1,9 E-6 HD		
Transiente durch Erdbeben des Intensitätsbereiches 3	5,0 E-6	8,1 E-2	Speisewasserversorgung	86	4,0 E-7 HD		
Flugzeugabsturz auf das Reaktorgebäude	6,3 E-7	< 0,15	Containmentpenetration	100			< 1,0 E-7 HD

¹ Bei Flugzeugabsturz zusätzlich auch bedingte Wahrscheinlichkeit für Containmentpenetration

7.6.2 Übergreifende anlagenexterne Ereignisse

Die Ergebnisse der Analysen zu den Einwirkungen durch Erdbeben und Flugzeugabsturz sind in den Tabellen 7-13 und 7-14 dargestellt.

Transienten infolge Erdbeben liefern ohne anlageninterne Notfallmaßnahmen mit $3,0 \cdot 10^{-6}/a$ einen maßgeblichen Beitrag zum HD-Fall. Demgegenüber sind die Beiträge von erdbebenbedingten Kühlmittelverluststörfällen ($< 1 \cdot 10^{-8}/a$) zu vernachlässigen.

Tab. 7-14: Häufigkeitsbeiträge der Schadenszustände zu den Kernschmelzfällen für übergreifende anlagenexterne Ereignisse

Schadenszustände und Zeit für interne Notfallmaßnahmen			Erwartete Häufigkeiten/a für Kernschmelzen		
1. Zahl:	Zeit für Verhinderung Kernschmelzen				
2. Zahl:	Zeit für Verhinderung HD-Kernschmelzen				
3. Zahl:	Erwartete Häufigkeit/a		HD	ND*	ND
<u>SP</u>	$\geq 70/95$	$3,0 \text{ E-}6$			
Erdbeben		HD	$< 1 \text{ E-}7$	$< 1 \text{ E-}7$	--
<u>SP</u>		$< 1 \text{ E-}7$			
Flugzeugabsturz		HD	$< 1 \text{ E-}7$	--	--

Die Transienten werden im wesentlichen durch den Ausfall von Komponenten des Speisewasser-Dampf-Kreislaufs ausgelöst. Der Ereignisablauf wird insbesondere durch das Versagen der Deionatbehälter (als Speisewasserreservoir) bestimmt. Bei der Bewertung der anlageninternen Notfallmaßnahmen nach Erdbeben ist zu berücksichtigen, daß auch für deren Durchführung benötigte Systeme und Komponenten durch diese Einwirkung betroffen sein können. Trotzdem läßt sich für die Transienten infolge Erdbeben bei Einsatz von primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen der Beitrag für die Häufigkeit nicht beherrschter Anlagenzustände im HD-Fall von $3,0 \cdot 10^{-6}/a$ auf kleiner $10^{-7}/a$ reduzieren. Der ND*-Fall ergibt sich mit einer Häufigkeit von ca. $1 \cdot 10^{-7}/a$.

Beim Ereignis Flugzeugabsturz ist nur ein Absturz auf das Reaktorgebäude für die Risikobewertung zu berücksichtigen. Ein Absturz auf andere Gebäude führt aufgrund der Stützung durch das Notstandssystem zu vernachlässigbaren Beiträgen. Wird das Reaktorgebäude getroffen (Eintrittshäufigkeit $6,3 \cdot 10^{-7}/a$), so ist lediglich bei 15 % der Fälle mit einem Durchdringen des Gebäudes zu rechnen. In der Studie wird für dieses Ereignis ($< 10^{-7}/a$) ein nicht beherrschter Anlagenzustand im HD-Fall angenommen.

Tabelle 7-15 faßt die Ergebnisse der Untersuchungen für übergreifende anlageninterne und -externe Ereignisse zusammen.

Bild 7-17 zeigt für übergreifende anlageninterne und -externe auslösende Ereignisse die Beiträge einzelner Ereignisgruppen zu der Summe der erwarteten Häufigkeiten der Scha-

Tab. 7-15: Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen durch übergreifende anlageninterne und anlagenexterne Ereignisse

Nummer und Art des auslösenden Ereignisses	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen ^{1,2}			Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen ³			
		Mittelwert	Hauptbeiträge von Systemfunktionen	Anteil %	SP	SP	SP	Insgesamt
26. Brandbedingter Ausfall der gesicherten 220-V-Gleichstromversorgung	4,0E-6	4,2E-2	Speisewasserversorgung	100	1,7E-7 > 70/95 HD			1,7E-7
27. Ringraumüberflutung über 70 cm bei abgeschaltetem Reaktor	9,0E-7	< E-1	Einspeisung von boriiertem Wasser mit dem Notstandssystem	100		<1,0E-7 180/- ND		<1,0E-7
28. Ringraumüberflutung über 90 cm im Leistungsbetrieb	4,0E-6	<5,0E-2	Speisewasserversorgung	100	<2,0E-7 > 70/95 HD	--		<2,0E-7
29. Erdbeben der Intensitätsstufe 1	7,0E-4	1,0E-3	Speisewasserversorgung	100	7,0E-7 > 70/95 HD			7,0E-7
30. Erdbeben der Intensitätsstufe 2	9,5E-5	2,0E-2	Speisewasserversorgung	99	1,9E-6 > 70/95 HD			1,9E-6
31. Erdbeben der Intensitätsstufe 3	5,0E-6	8,1E-2	Speisewasserversorgung	86	4,0E-7 > 70/95 HD			4,0E-7

Tab. 7-15: Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen durch übergreifende anlageninterne und anlagenexterne Ereignisse

Nummer und Art des auslösenden Ereignisses	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen ^{1,2}			Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen ³			
		Mittelwert	Hauptbeiträge von Systemfunktionen	Anteil %	SP	SP	SP	Insgesamt
32. Flugzeugabsturz auf das Reaktorgebäude	6,3E-7	<0,15	Containmentpenetration	100			<1,0E-7 HD	<1,0E-7
Summe					<3,4E-6	<1,0E-7	<1,0E-7	<3,6E-6

¹ Bei Flugzeugabsturz zusätzlich auch bedingte Wahrscheinlichkeit für Containmentpenetration

² Aufgrund vereinfachter Vorgehensweise bei der Ereignisablaufanalyse werden CC- und MF-Anteile nicht ausgewiesen

³ Bedeutung der Abkürzungen: vgl. Tabelle 2-3 bzw. 2-5

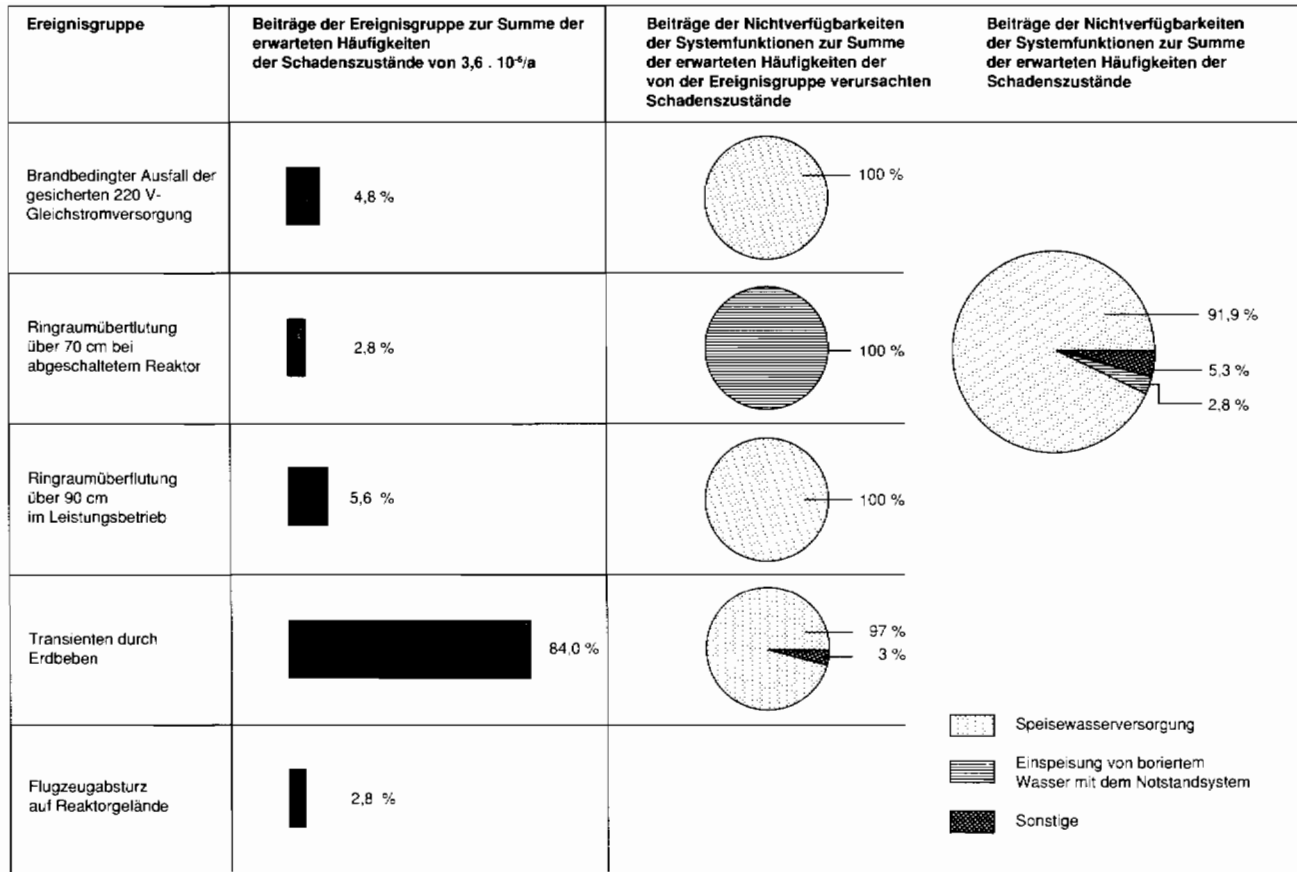


Bild 7-17: Übergreifende anlageninterne und anlageexterne Ereignisse

denzustände, sowie die Beiträge der Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktionen zur Summe der erwarteten Häufigkeiten der von der Ereignisgruppe verursachten Schadenszustände und zur Summe der erwarteten Häufigkeit der Schadenszustände.

Literatur

- [APO 80] Apostolakis, G., M. Kazarians: The Frequency of Fires in Light Water Reactor Compartments Presented at the ANS/ENS Topical Meeting of thermal Reactor Safety Knoxville, Tennessee, April 7-11, 1980
- [APO 81] Apostolakis, G., M. Kazarians: Fire Risk Analysis for Nuclear Power Plants NUREG/CR-2258, Sep. 81
- [FLE 79] Fleming, Houghton, Scaletta: A Methodology for Risk Assessment of Major Fires and its Application to an HTGR-Plant GA-A 15401, General Atomic Company, 1979
- [GAL 80] Gallucci, R.: A Methodology for Evaluating the Probability for Fire Loss of Nuclear Power Plant Safety Functions, Rensselaer Polytechnic Institute, PH.D., 1980
- [GRS 80] Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke, Fachband 4: Einwirkungen von außen (einschließlich anlageninterner Brände), Verlag TÜV Rheinland GmbH, Köln, 1980
- [GRS 85] Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Optimierung von Brandschutzmaßnahmen und Qualitätskontrollen in Kernkraftwerken, ISBN 3-923875-10-X, GRS-62, September 1985
- [HOC 81a] Hockenbury, R. W., M. L. Yeater: Development and Testing of a Model for Fire Potential in Nuclear Power Plants NUREG / CR-1819
- [HOC 81b] Hockenbury, R. W., R. C. Gallucci, D. Parker, M. L. Yeater: Occurrence Rates of Fire in Nuclear Power Plants Nuclear Engineering and Design, 66 (1981), 233-240
- [HOS 82] Hosser, D., K. Wörner: Risikoorientierte Analyse zum SNR-300, Erdbebenrisiko durch Bauteilversagen Abschlußbericht im Auftrag der Gesellschaft für Reaktorsicherheit, erstellt durch König & Heunisch, Frankfurt, April 1982
- [HOS 83] Hosser, D., H. Klein: Realistische seismische Lastannahmen für Bauwerke mit erhöhtem Sekundärrisiko, Abschlußbericht eines gemeinsamen Forschungsvorhabens von König und Heunisch, Professor Ahorner, Professor Berchheimer und Professor Schneider im Auftrag des Instituts für Bautechnik, Frankfurt/Main, Dezember 1983
- [HOS 85a] Hosser, D.: Deutsche Risikostudie Phase B, Abschlußbericht zum Teilaspekt „Erdbebenrisiko durch Bauteilversagen“, König und Heunisch, Beratende Ingenieure, Frankfurt/Main, Januar 1985
- [HOS 85b] Hosser, D., u. a.: Deutsche Risikostudie Phase B Nachträgliche Untersuchungen zum Teilaspekt „Erdbebenrisiko durch Bauteilversagen“ König und Heunisch, Beratende Ingenieure Frankfurt/Main, August 1985
- [KAZ 78] Kazarians, M., G. Apostolakis: Some Aspects of the Fire Hazard in Nuclear Power Plants Nuclear Engineering and Design, 1978, Vol. 47, pp. 157-168
- [KFK 87] Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH (KfK): 11. Statusbericht des Projektes HDR-Sicherheitsprogramm, Dezember 1987

- [KLE 85] Klein, D., M. Schalk: Deutsche Risikostudie, Phase B Ermittlung von Wahrscheinlichkeiten für erdbebenbedingten Ausfall von Komponenten der Sicherheitssysteme als Beitrag zur Quantifizierung des durch Erdbeben verursachten Risikos (Abschlußbericht) Wölfel, Beratende Ingenieure Würzburg, November 1985
- [KTA 81] Kerntechnischer Ausschuß (KTA): KTA-Dok.-Nr. 2101/81/1 „Beziehungen zwischen anzunehmenden Ereignissen und Brand“, Köln, Jan. 1981
- [LAW 81] Lawrence Livermore Laboratory: Seismic Safety Margins Research Program, Phase I, Final Report — Overview, NUREG/CR-2015, Vol. 1, April 1981
- [NRC 76] USNRC, Special Review Group: Recommendations Related to Browns Ferry Fire NUREG — 0050 (1976)
- [PRO 84] Procaccia, H., N. Di Fabio: Prise en compte des risques liés aux chutes d'avions dans un environnement nucléaire, Electricite de France (EDF), 1984
- [ZER 77] Zerna, W.: Gutachtliche Stellungnahme zum Ereignis „Flugzeugabsturz“ beim Kernkraftwerk Unterweser Bochum, August 1977 Az.: T-G.133.0

8 Analysen zur Funktion des Sicherheitsbehälters bei Kernschmelzunfällen

8.1 Einführung

Schadenszustände führen zum Kernschmelzen, wenn eine ausreichende Wärmeabfuhr durch anlageninterne Notfallmaßnahmen nicht wieder hergestellt werden kann.

Die Vorgänge beim Kernschmelzen selbst und die dabei auftretenden Phänomene werden im folgenden beschrieben. Danach werden die Übergänge von Schadenszuständen zu verschiedenen Kernschmelzfällen bewertet.

Wenn der Reaktorkern unzureichend gekühlt wird und sich dadurch aufheizt, bersten zunächst die Brennstabhüllen. Anschließend schmelzen die Materialien, aus denen der Kern aufgebaut ist. Damit werden die „inneren“ Spaltproduktbarrieren (Kristallgitter des Brennstoffs und Brennstabhüllen) unwirksam. Für das Ausmaß der Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung ist dann der Zustand der „äußeren“ Spaltproduktbarrieren (Reaktorkühlkreislauf und Sicherheitsbehälter) entscheidend. In der Studie wird daher untersucht, ob und mit welcher Wahrscheinlichkeit bei einem Schmelzen des Reaktorkerns damit zu rechnen ist, daß die zunächst noch wirksamen Spaltproduktbarrieren versagen.

Beim Kernschmelzen und den durch das Kernschmelzen verursachten Belastungen des Reaktorkühlkreislaufs und des Sicherheitsbehälters spielen sich komplexe physikalisch-chemische Phänomene ab. Seit Anfang der siebziger Jahre wurden in dem vom Bundesminister für Forschung und Technologie geförderten Forschungsprojekt „Kernschmelzen“ experimentelle Untersuchungen durchgeführt und theoretische Simulationsmodelle entwickelt, um die methodischen Grundlagen für die Analyse von Unfällen mit Kernschmelzen in einem Leichtwasserreaktor zu schaffen.

Bei den Untersuchungen der Kernschmelzfälle wird unterschieden zwischen

- Vorgängen im Reaktorkühlkreislauf, insbesondere im Reaktordruckbehälter („in-vessel“), siehe Abschnitt 8.1.1, und
- Vorgängen im Sicherheitsbehälter („ex-vessel“), siehe Abschnitt 8.1.2.

In Abschnitt 8.1.3 werden die Methoden geschildert, die zur Analyse von Unfällen mit Kernschmelzen verwendet werden.

8.1.1 Vorgänge im Reaktorsystem („in-vessel“)

Wird der Reaktorkern unzureichend gekühlt, so kann sich der Brennstoff bis auf Schmelztemperatur aufheizen. Ereignisse, die zu einer derartigen Situation führen, sind in Kapitel 4 beschrieben. Das Ausmaß möglicher Schäden an den Brennstäben bzw. dem Kernaufbau wird in drei Kategorien unterteilt:

- I Die maximalen Hüllrohrtemperaturen sowie das Ausmaß von Brennstabschäden überschreiten nicht die Grenzwerte, die in der Genehmigung der Anlage festgelegt sind.
- II Gravierende Kernschäden bis hin zum lokalen Schmelzen treten auf, doch bleibt der Kern kühlbar und die Nachwärme kann langfristig aus dem Kernbereich abgeführt werden.
- III Der Kern wird vollständig zerstört, in der Folge versagt auch der Reaktordruckbehälter.

Der phänomenologische Überblick befaßt sich ausschließlich mit den Kategorien II und III.

In der Deutschen Risikostudie, Phase A, wurde unterstellt, daß der Reaktorkern vollständig schmilzt, wenn genehmigungsspezifische Grenzwerte für eine ausreichende Nachwärmeabfuhr nicht eingehalten werden. Der Unfall in Three Mile Island/USA (TMI) und die Möglichkeit, Auslegungsreserven zur Störfallbeherrschung oder Schadenseingrenzung zu nutzen, gaben Veranlassung, Unfallabläufe differenzierter zu betrachten.

Die Entstehung von Kernschäden im Vorfeld des Kernschmelzens, insbesondere die Oxidation der Zirkaloy-Hüllrohre bei hoher Temperatur und die Wechselwirkung des Hüllrohrmaterials mit dem Brennstoff, wurde experimentell eingehend untersucht [LEI 83, HAG 86]. Auch die Analyse des Kernzustandes der TMI-Anlage nach dem Unfall ergab wichtige Hinweise auf den Ablauf einer Kernzerstörung. Auf der Basis dieser Erkenntnisse wurden Simulationsprogramme entwickelt, die u. a. das Bersten von Hüllrohren, die Hüllrohr-Oxidation (Zirkonium-Wasserdampf-Reaktion) sowie die Wechselwirkungen zwischen Brennstoff und Hüllrohr („liquefaction“) bis hin zum lokalen Aufschmelzen von Brennstabmaterialien beschreiben. Noch nicht vollständig geklärt ist die Frage, welchen Einfluß das relativ frühe Versagen von Steuerstäben aus nichtrostendem Stahl (Schmelztemperatur: ca. 1700 K) auf den Ablauf einer Kernzerstörung hat. Mit erheblichen Unsicherheiten behaftet ist auch die Analyse der Vorgänge bei der Einspeisung von kaltem Wasser in den hoch aufgeheizten Reaktorkern (vor allem Thermospannungen in der Wandung des Reaktordruckbehälters, Versagen von oxidiertem Hüllrohrmaterial, Kopplung zwischen Wiederbenetzungsvorgängen hochoberhitzer Brennstäbe und verstärkter Zirkonium-Dampf-Reaktion). Der Unfall in TMI hat gezeigt, daß trotz schwerer Kernschädigung eine Langzeitkühlung möglich ist, die ein vollständiges Kernschmelzen verhindert. Allerdings konnte eine ausreichende Abfuhr der Nachwärme erst erreicht werden, nachdem ein größerer Teil der geschmolzenen Materialien in das untere Plenum „ausgelaufen“ war. Je umfangreicher die Kernschädigung ist, um so schwieriger wird die theoretische Erfassung der Vorgänge, da sich die Geometrie des Systems zunehmend durch Materialbewegungen verändert. Der Übergang von Kategorie II nach III ist daher gleitend. Eindeutige Grenzbedingungen für einen Zustand, der zwangsläufig zum vollständigen Kernschmelzen führt („point of no return“), können nicht definiert werden.

Im Bereich der Kategorie II wird der weitere Ablauf des Unfalls insbesondere durch das Ausmaß der Oxidation des Hüllrohrmaterials Zirkaloy in Dampf bei Temperaturen oberhalb 1500 K beeinflusst. Da diese chemische Reaktion stark exotherm verläuft, beschleunigt sie den Aufheizvorgang im Kernbereich. Zudem entsteht Wasserstoff. Das Ausmaß der Reaktion wird bestimmt durch die Verfügbarkeit von Wasserdampf an hochaufgeheizten Hüllrohroberflächen. Kühlkanalverengungen und Blockaden durch Hüllrohrdehnung und Abschmelzvorgänge behindern den Transport von Wasserdampf durch den Kern.

Konvektionsvorgänge im Reaktorsystem, hervorgerufen durch Temperaturdifferenzen (freie Konvektion) oder durch Öffnen von Entlastungs- oder Sicherheitsventilen (erzwungene Konvektion), beeinflussen nicht nur den Ablauf chemischer Reaktionen und damit die Wasserstoffbildung im Kernbereich. Sie sorgen auch dafür, daß die im Kernbereich freiwerdende Energie im Reaktorsystem verteilt wird. Abgelagerte Spaltprodukte, die durch Gasströmungen aus dem Kernbereich transportiert wurden, verstärken durch die Nachzerfallswärme die Aufheizung einzelner Strukturbereiche, z. B. der oberen Kerntragekonstruktion, Primärkühlmittelleitungen, Dampferzeuger-Heizrohre, Pumpendichtungen und Ventile. Die erhöhte Temperaturbeanspruchung kann zu einem Versagen einzelner Komponenten führen und auf diese Weise den weiteren Unfallablauf beeinflussen. Von besonderem Interesse ist hierbei die Frage, ob bei einem Kernschmelzen unter hohem Druck eine Primärkühlmittelleitung versagt und so der Systemdruck auf niedrige Werte absinkt, bevor der Boden des Reaktordruckbehälters versagt.

Die Verfügbarkeit von Wasserdampf bestimmt den Grad der Hüllrohroxidation und somit die Masse an Wasserstoff, die aus dem System in den Sicherheitsbehälter freigesetzt wird. Je nach Unfallablauf ist zu erwarten, daß 40–60 % des Hüllrohrmaterials oxidiert werden. Dem entspricht eine erzeugte H_2 -Masse von 540–810 kg.

Die Oxidation des Hüllrohrmaterials beeinflußt nicht nur durch Bildung brennbarer Gasmische im Sicherheitsbehälter die weitere Entwicklung des Unfalls. Der Grad der Hüllrohroxidation bestimmt auch den Vorgang der Kernzerstörung und beeinflußt wesentlich die Konfiguration, die sich im Kernbereich einstellt.

Sind die Brennstabhüllen stark oxidiert, so kann die ursprüngliche Stabgeometrie noch bei 2400 K erhalten sein. Wird in einen solchen Kern kaltes Wasser eingespeist, so kommt es durch Thermoschock zu einem spröden Versagen der Brennstabhüllen. Die entstehende Schüttung von Brennstabbruchstücken im Reaktordruckbehälter kann kühlbar sein. Voraussetzung für einen solchen Ablauf ist z. B., daß der Reaktorkern über einen längeren Zeitraum von Dampf durchströmt wurde, die Wärmeabfuhr durch den Dampf aber nicht ausreichte, eine Aufheizung des Kerns zu verhindern.

Werden dagegen die Brennstabhüllen nur teilweise oxidiert, sind zwischen dem Uranoxid (UO_2) und dem metallischen Zirkaloy chemische Wechselwirkungen zu erwarten, welche die Integrität der Brennstäbe stark beeinflussen. Je nach dem Grad des Festkörperkontaktes zwischen UO_2 und Zirkaloy löst sich ab 1750 K, spätestens aber bei der Schmelztemperatur des Zirkaloy von 2030 K, die UO_2 -Matrix auf. Es entsteht eine Uran-Zirkonium-Legierung, die je nach Zirkonium-Gehalt bereits ab 1400 K flüssig ist. Damit treten bereits 1000 K unterhalb der Schmelztemperatur des UO_2 Materialverlagerungen im Kern („slumping“) auf. Zugleich werden gasförmige und leichtflüchtige Spaltprodukte aus dem Brennstoff freigesetzt.

Die früh schmelzenden, im wesentlichen metallischen Kernmaterialien (Regelstäbe, Regelstabführungen und Uran-Zirkonium-Legierung) fließen in untere Bereiche des Kerns und erstarren dort an den „kalten“ Strukturen (z. B. nichtaktives unteres Ende der Brennstäbe, untere Abstandshalter, Brennelement-Endplatten und Brennelementfüße). Da die angelagerten Materialien keine wesentlichen Nachwärmequellen aufweisen, ist zunächst nicht mit einem erneuten Aufschmelzen zu rechnen. Es bildet sich deshalb – radial ausweitend – eine vorwiegend metallische Kruste. Dieser Vorgang wird durch die Auswertung des TMI-Unfalls sowie durch experimentelle Ergebnisse [MAR 85, BRO 87] belegt.

Aussagen zum Verhalten des Kerns bei Schäden im Bereich der Kategorie III sind nicht nur wegen der quasistochastischen Vorgänge in der Abschmelzphase mit erheblichen Unsi-

cherheiten behaftet, auch die thermohydraulischen Randbedingungen der Analyse lassen sich nicht exakt festlegen.

Die bestehenden Unsicherheiten erschweren die Beantwortung der Frage, ob der Absturz von geschmolzenem Kernmaterial in das Restwasser, das im unteren Plenum des Reaktordruckbehälters noch vorhanden ist, zu einer Dampfexplosion führen kann, die den Reaktordruckbehälter zerstört. Auf diese Frage wird detailliert in Abschnitt 8.3.3 eingegangen.

Die Restwasserverdampfung nach dem Absturz geschmolzener Kernmaterialien beeinflusst in mehrfacher Weise die weitere Unfallentwicklung. Von besonderem Interesse ist dabei das Druckniveau zu dem Zeitpunkt, bei dem der Reaktordruckbehälter im unteren Bodenbereich versagt.

Durch die starke Dampfbildung bei der Wärmeentspeicherung der Schmelze im unteren Plenum des Reaktordruckbehälters setzt im hoch aufgeheizten Reaktorkern die Oxidation des noch vorhandenen Zirkalloys wieder ein. Dies hat einen erneuten Temperaturanstieg und die Bildung von weiterem Wasserstoff zur Folge. Wenn der entstehende Dampf nicht schnell genug über eine Öffnung im Reaktorkühlkreislauf abströmen kann, steigt der Druck während der Restwasserverdampfung wieder an. Der Druckanstieg hängt ab vom Öffnungsquerschnitt sowie von der pro Zeiteinheit abstürzenden Schmelzmasse, vom Grad der Fragmentation und von der Zugänglichkeit von Wasser zur Oberfläche der Fragmente. Für diese Vorgänge gibt es verschiedene Modellvorstellungen [WOO 84, DHI 77], die an Experimenten überprüft wurden.

Bei hohem Fragmentationsgrad wird der größte Teil der aus der Schmelze freigesetzten Wärme sehr rasch an das Wasser abgegeben. Damit ergibt sich zwar ein hoher Druck im System (Extremfall: Dampfexplosion), doch wird die Schmelze stark abgekühlt, so daß die Reaktordruckbehälter-Wandung beim Kontakt mit der Schmelze langsamer aufgeheizt wird.

Eine langsamere Entspeicherung der Wärme aus der Schmelze in das Wasser führt zu einem geringeren Druckanstieg, dafür kommt heißes Kernmaterial früher mit der Wandung des Reaktordruckbehälters in Kontakt.

Wenn der Reaktordruckbehälter unter höherem Druck großflächig im unteren Bereich versagt, ist mit einem Folgeversagen der Reaktordruckbehälter-Verankerung zu rechnen. Die Auswirkungen können zu einem Versagen des Sicherheitsbehälters führen (Abschnitt 8.5.2.7).

8.1.2 Vorgänge im Sicherheitsbehälter („ex-vessel“)

Die Freisetzung von Wasserdampf aus dem Kühlkreislauf führt zu einem Anstieg von Druck und Temperatur im Sicherheitsbehälter. Da der Sicherheitsbehälter u. a. gegen die Belastungen bei einem großen Leck in einer Hauptkühlmittelleitung ausgelegt ist, wird er bei einem Kernschmelzen durch das langsam ausdampfende Kühlmittel des Primärkreises nicht gefährdet. Es ist allerdings zu beachten, daß beim Kernschmelzen erhebliche Mengen Wasserstoff in den Sicherheitsbehälter freigesetzt werden. Auf diese Problematik wird in Abschnitt 8.4.3 eingegangen.

Daneben treten weitere Belastungen auf, deren Höhe u. a. davon abhängt, wie hoch der Druck im Reaktorkühlkreislauf zu dem Zeitpunkt ist, bei dem der Reaktordruckbehälter durch die Einwirkung der Schmelze versagt. In dieser Studie wird zwischen drei Fällen unterschieden:

- „ND-Fall“: Zum Zeitpunkt des Reaktordruckbehälter-Versagens herrscht im Reaktorkühlkreislauf niedriger Druck („ND“), da der Störfall durch ein großes oder mittleres Leck ausgelöst wurde und über das Leck Druckausgleich zwischen Reaktorkühlkreislauf und Sicherheitsbehälter eingetreten ist.
- „HD-Fall“: Beim Zeitpunkt des Reaktordruckbehälter-Versagens herrscht im Reaktorkühlkreislauf hoher Druck („HD“). Dieser Fall tritt ein, wenn nach einem Kernschmelzen der Abströmquerschnitt aus dem Reaktorkühlkreislauf nicht ausreicht, um den Druck unter 2 MPa abzusenken.
- „ND*-Fall“: Dieser Fall würde ohne gezielte Maßnahmen in einen HD-Fall münden. Durch das Öffnen von Druckhalterventilen (oder andere Maßnahmen) wird der Druck im Reaktorkühlkreislauf auf Werte unter 2 MPa gebracht, bevor der Reaktordruckbehälter versagt.

Beim ND-Fall stürzen nach dem Versagen des Reaktordruckbehälters die geschmolzenen Kernmaterialien (zusammen mit Anteilen von Reaktordruckbehälter-Einbauten und Reaktordruckbehälter-Kalotte) in die Reaktorgrube. Eine unmittelbare Zerstörung umgebender Strukturen ist nicht zu erwarten.

Beim ND*-Fall hält die Reaktordruckbehälter-Verankerung den auftretenden Belastungen stand. Es ist zu erwarten, daß Betonstrukturen im Bereich der Reaktorgrube zerstört werden, ohne daß jedoch die Integrität des Sicherheitsbehälters unmittelbar gefährdet ist. Beim HD-Fall versagt der Reaktordruckbehälter im Bodenbereich unter einem Druck von mehr als 2 MPa (siehe Abschnitt 8.5.2.7). In diesem Fall ist damit zu rechnen, daß die Reaktordruckbehälter-Verankerung versagt und der Sicherheitsbehälter gefährdet wird. Für den ND*-Fall und den HD-Fall ist die Relevanz eines Phänomens zu untersuchen, das als „Direct Containment Heating“ (DCH) bezeichnet wird.

Wird die Schmelze unter höherem Druck aus dem Reaktordruckbehälter ausgetrieben, so kann es zu einer Feinfragmentation und zum Transport heißer Teilchen in entferntere Raumbereiche des Sicherheitsbehälters kommen. Dort kann der Druck durch direkte Aufheizung der Atmosphäre, durch Oxidation metallischer Partikel und durch Wasserstoffverbrennung erhöht werden.

Untersucht wird diese Problematik vor allem in den USA, in Großbritannien und Schweden für Reaktoren [FRI 88, MOR 88, PIL 86], bei denen die Reaktorgrube als offene Kaverne ausgebildet ist.

Bei der Referenzanlage dieser Studie wird dagegen der Reaktordruckbehälter durch die Reaktorgrube eng umschlossen. „Direct Containment Heating“ könnte unter dieser Voraussetzung nur dann zu einer Gefährdung der Integrität des Sicherheitsbehälters führen, wenn der Reaktordruckbehälter unter höherem Druck (z. B. ≥ 2 MPa) versagt. Da für diesen Fall ein Versagen der Reaktordruckbehälter-Verankerung und die Möglichkeit des Sicherheitsbehälterversagens angenommen wird, wird „Direct Containment Heating“ nicht weiter untersucht.

Unmittelbar vor einem Versagen des Reaktordruckbehälters befindet sich kein Wasser in der Reaktorgrube unterhalb des Reaktordruckbehälters. Zu diesem Zeitpunkt tritt daher beim ND- und ND*-Fall keine Wechselwirkung zwischen Schmelze und Wasser auf. Spätere Kontakte von Schmelze mit Wasser werden in Abschnitt 8.4.4 bzw. 8.4.1.2 diskutiert. Beim HD-Fall kann es als Folge der mechanischen Schädigung der Reaktorgrube nach Reaktordruckbehälter-Versagen und der Entleerung der Druckspeicher in die Reaktorgrube zu einer starken Dampfbildung, einem „steam spike“, im Sicherheitsbehälter kommen. Untersuchungen zur schnellen Wärmeentspeicherung der Schmelze in der

Grube zeigen [BRA 83b], daß durch den daraus resultierenden Druckaufbau der Sicherheitsbehälter nicht gefährdet wird.

Der Ablauf der Schmelze-Beton-Wechselwirkung wird bestimmt durch:

- den thermodynamischen Zustand sowie die Masse und die chemische Zusammensetzung der Schmelze zum Zeitpunkt der Freisetzung sowie
- die räumliche Ausbreitung der Schmelze,
- den Zeitpunkt sowie die Umstände eines Kontaktes der Schmelze mit Wasser,
- die Zusammensetzung des von der Schmelze bedeckten Betons.

Eine wirklichkeitsnahe Simulation der Schmelze-Beton-Wechselwirkung setzt ferner die Kenntnis der physikalischen Eigenschaften der beteiligten Komponenten voraus (z. B. Schmelztemperatur des Betons sowie Schmelz- und Erstarrungstemperatur der einzelnen metallischen und oxidischen Bestandteile der Schmelze).

Versagt der Reaktordruckbehälter bei niedrigem Druck, wird frühestens nach Stunden der Beton in radialer Richtung so weit erodiert, daß ein begrenzter Kontakt von Schmelze mit Sumpfwasser auftreten kann. Der Kontakt der nach Stunden bereits mit Krusten überzogenen Oberfläche der Schmelzmasse mit Wasser führt zu einer Zunahme des Dampfgehaltes und einem entsprechenden Druckanstieg im Sicherheitsbehälter. Ob es zum Kontakt von Schmelze und Wasser kommt, läßt sich nicht vorhersagen. Die Möglichkeit einer vom Betriebspersonal veranlaßten Wassereinspeisung über das Reaktorkühlsystem und den durchschmolzenen Reaktordruckbehälter in die Reaktorgrube wird in dieser Studie nicht untersucht.

Hat sich bei einer anfänglich „trockenen“ Schmelze-Beton-Wechselwirkung die heiße Schmelze bereits in den Betonboden „eingelagert“, so ist auch durch eine nachfolgende Wasserüberdeckung die weitere Schmelze-Beton-Wechselwirkung nicht aufzuhalten. Die Schmelze kann in einem solchen Fall das Fundament durchdringen. Es ist zu erwarten, daß die Schmelze anschließend in den Sand- und Kiesschichten unterhalb des Fundaments erstarrt. Die langzeitige Auslaugung kann zur Kontaminierung von Grundwasser führen. Im Fall einer Schmelze-Beton-Wechselwirkung wird zunächst das Zirkonium oxidiert, das sich noch in der Schmelze befindet. Durch die anschließende Oxidation der Chrom- und Eisenbestandteile in der Schmelze bilden sich weiterhin – auch über längere Zeit – die brennbaren Gase Wasserstoff und Kohlenmonoxid. Wasserstoff und Kohlenmonoxid können nur dann brennen, wenn genügend Sauerstoff vorhanden und der Dampfgehalt nicht zu hoch ist. Durch höheren Dampfgehalt wird die Zündung eines Gasgemisches behindert, bei einer Verbrennung werden die maximalen Temperaturen verringert. Die Analysen zur Zündfähigkeit der Gasgemische und der möglichen Gefährdung des Sicherheitsbehälters durch Wasserstoffverbrennung werden in Abschnitt 8.4.3 detailliert beschrieben. Der Druck- und Temperaturverlauf im Sicherheitsbehälter, der sich aus dem langzeitigen Energie- und Masseneintrag ergibt, wird in Abschnitt 8.4.1 dargestellt. Dabei wird auch auf die Begrenzung des Druckes im Sicherheitsbehälter durch gefilterte Druckentlastung eingegangen.

8.1.3 Rechenprogramme

Unfallabläufe mit Kernschmelzen werden mit folgenden Rechenprogrammen analysiert (siehe Bild 8-1).

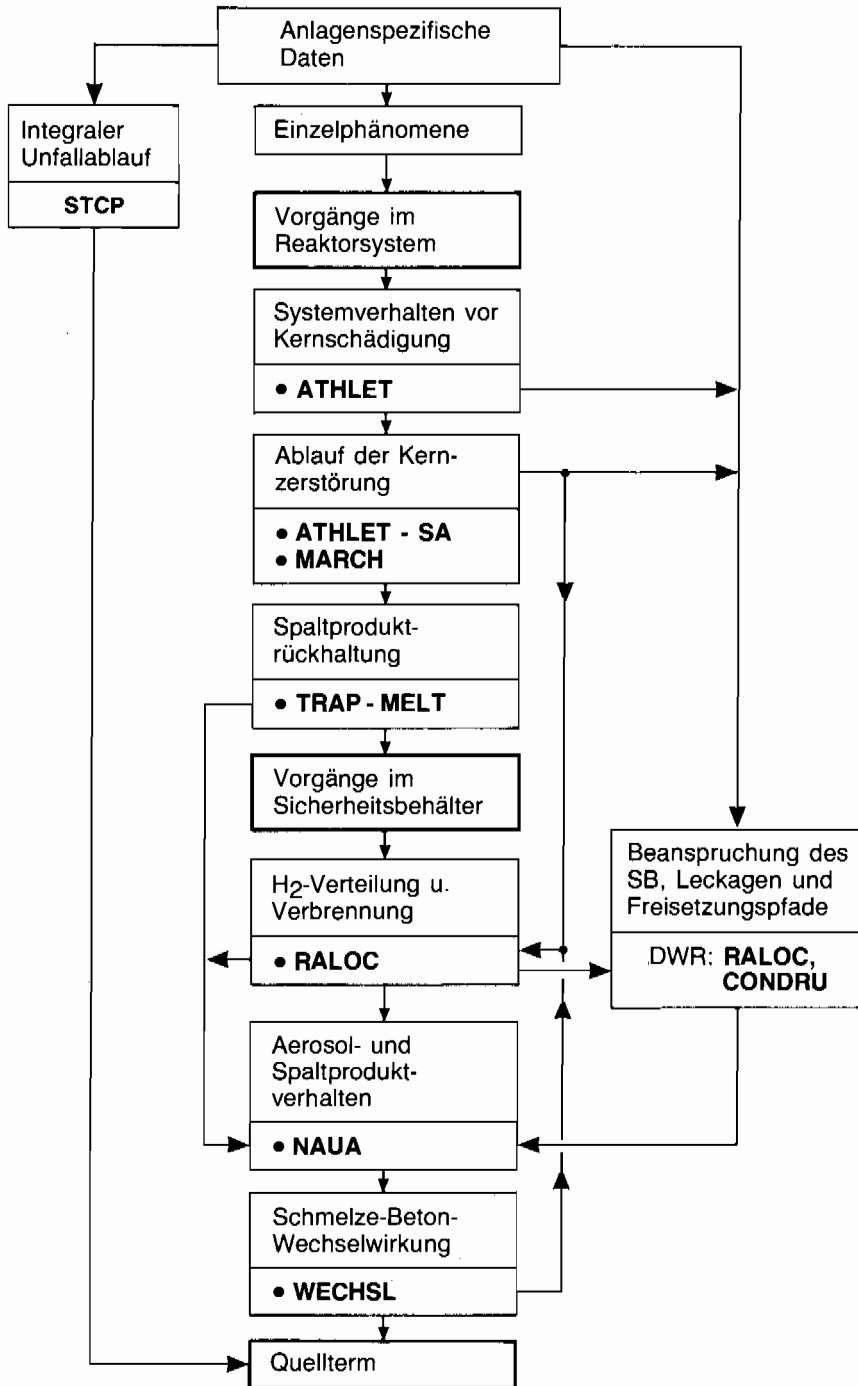


Bild 8-1: System eingesetzter Rechenprogramme, Gesamtübersicht

● Rechenprogramm MARCH

Mit MARCH [WOO 84] kann der Unfallablauf vom Eintritt des Störfalls bis zu einem Aufschmelzen des Betonfundaments analysiert werden. Das Programm beschreibt das thermische Verhalten des Reaktorkerns, die Thermohydraulik des Primärkreislaufes, die Freisetzung von Spaltprodukten im Kern und die Thermohydraulik des Sicherheitsbehälters.

MARCH, von Battelle/Columbus entwickelt, wurde u. a. im Auftrag der USNRC bei Sandia National Laboratories und bei Brookhaven National Laboratories an Experimenten überprüft (siehe [RIV 81, NRC 81]). In der vorliegenden Studie wird die Version MARCH 3.0 aus dem Programmpaket STCP (Source Term Code Package) der USNRC [BAT 86] angewandt.

● Rechenprogramm CONDRU

CONDRU berechnet die Druck- und Temperaturbelastungen des Sicherheitsbehälters, wie sie bei Leichtwasserreaktoren nach Störfällen mit Kühlmittelverlust im Sicherheitsbehälter auftreten können. CONDRU verwendet ein Zweiphasen- (Wasser und Wasserdampf), Dreikomponenten- (Wasser, Luft, beliebiges Gas) und Dreizonen-Punkt-Modell. In den einzelnen Zonen wird im allgemeinen eine homogene Mischung der drei Komponenten und thermisches Gleichgewicht angenommen. Zwischen Wasser- und Gasphase kann thermisches Ungleichgewicht berücksichtigt werden.

Das Rechenprogramm CONDRU wird im Genehmigungsverfahren für Kernkraftwerke seit etwa 1968 eingesetzt. Für zahlreiche Experimente (CVTR, RS 50, RS 123) wurden Auslegungs-, Voraus- und Nachrechnungen, zum Teil auch im Rahmen von Standardproblemen (z. B. RS 50 CASP-2, DSP Nr.6, ISP 16), durchgeführt.

● Rechenprogramm RALOC

Das Programm RALOC wurde zur Berechnung von Radiolyse und Lokalkonzentrationen im Containment entwickelt.

In RALOC werden beliebige Raumanordnungen und Raumgeometrien in Kontrollzonen (bis zu 100) unterteilt. Die Zonen werden durch Verbindungen (bis zu 200) miteinander verknüpft. Zur Simulation der Wärmeabfuhr aus den Zonen durch Wände und Einbauten können den Zonen bis zu insgesamt 500 Strukturen zugeordnet werden. Auf diese Weise können Innenwände, Rohrleitungen und andere Einbauten, Zwischenwände und Außenwände abgebildet werden.

Zur Bestimmung der Zustände in den Kontrollzonen werden folgende Modellannahmen getroffen:

- 4 Gaskomponenten können berücksichtigt werden: Dampf als reales Gas und 3 weitere, beliebige Gase, die als ideale Gase betrachtet werden. Die Gase werden durch Vorgabe des Molekulargewichtes, der Gaskonstante, der Diffusionskonstanten und der spezifischen Wärme ($c_p = \text{konst.}$ oder $c_p = f(T)$) beschrieben.
- Wasserdampf wird als Gas und/oder Flüssigkeit (Wasser) entsprechend den Zonenzuständen berücksichtigt. Es können überhitzte und gesättigte Zustände auftreten.
- Es wird angenommen, daß innerhalb jeder Zone Gaskomponenten homogen vermischt sind. Sie befinden sich im thermischen Gleichgewicht, d. h. sie besitzen alle die gleiche Temperatur.
- Thermisches Ungleichgewicht kann zwischen Atmosphäre und Sumpf simuliert werden.

Die Leistungsfähigkeit von RALOC als Programm zur Berechnung lokaler Gaskonzentrationen wurde schon in den frühen achtziger Jahren durch Voraus- und Nachrechnungen zu Versuchen bei Battelle, Frankfurt [JAH 81] und den Tests in Hanford Engineering Development Laboratory [JAH 82] nachgewiesen.

Voraus- und Nachrechnungen zu „Blowdown“- und Brandversuchen am HDR in Karlsruhe zeigten auch für stark transiente Vorgänge gute Übereinstimmung der berechneten thermodynamischen, lokal unterschiedlichen Zustandsgrößen mit den experimentellen Daten [JAH 85, HUE 85, SCH 88].

Das Mehrraum-Modell RALOC ist geeignet, lokal begrenzte Deflagrationsvorgänge zu simulieren. Zündzeitpunkt und Flammfrontgeschwindigkeit werden vorgegeben, die Modellierung entspricht einem Deflagrationsablauf mit zentraler Zündung in einer kugelförmigen Zone.

Verbrennungsmodelle in RALOC (und CONDRU) wurden durch Nachrechnungen der Einraum-Deflagrationsexperimente der „Nevada Test Site Facility“ (Sandia National Laboratories) überprüft. Die Abweichungen von den Meßergebnissen lagen innerhalb der Meßgenauigkeiten. Mit Hilfe von Experimenten im Modell-Sicherheitsbehälter von Battelle, Frankfurt sowie in der HDR-Versuchsanlage, die gegenwärtig durchgeführt bzw. geplant werden, sollen die Modellansätze in RALOC für Verbrennungen in Mehrraumgeometrien weiterentwickelt werden.

● Rechenprogramm WECHSL

Zur analytischen Beschreibung der Wechselwirkung zwischen Schmelze und Beton wird das Programm WECHSL [REI 81b, REI 87] verwendet. Das Programm wurde seit 1977 im Kernforschungszentrum Karlsruhe entwickelt. Aus dem Rechenprogramm KAVERN [SCH 83] wurden im Rahmen der Weiterentwicklung Modellierungen zum Langzeitverhalten im Fundamentbereich übernommen.

WECHSL behandelt die Betonerosion bei anfangs trockener, nicht mit Sumpfwasser gefluteter Reaktorkaverne in Zylindergeometrie.

Die wichtigsten Ergebnisse von WECHSL-Rechnungen sind Temperatur und Zusammensetzung des Schmelzbades, die Gasströme aus der Schmelze in den Sicherheitsbehälter nach Gasrate, Temperatur und Zusammensetzung und der örtliche und zeitliche Verlauf der Erosionsfront im Fundament.

Aufgrund der BETA-Experimente wurden die Wärmeübergangsmodelle, die Erstarrungsmodelle, die Modellierung des Oxidationsverhaltens, die Berechnung des Blasenanteils in der Schmelze und Berechnungsdetails zur Ausbildung der Kaverne verbessert.

Bild 8-2 vergleicht die Ergebnisse einer WECHSL-Rechnung mit einem BETA-Experiment, das für die Wechselwirkung bei hohen Temperaturen der Schmelze charakteristisch ist. Unter diesen Bedingungen dominiert der Schmelzefortschritt nach unten, während die Schmelze seitlich nur wenig in den Beton eindringt. Dieses Verhalten wird von der Rechnung richtig wiedergegeben. Auch BETA-Experimente zum Langzeitverhalten der Schmelze, bei denen der Schmelzefortschritt sehr langsam erfolgt und Krusten gebildet werden [REI 87], werden durch WECHSL mit guter Übereinstimmung simuliert.

WECHSL macht keine Aussage über die Aerosol- bzw. Spaltproduktfreisetzung bei der Schmelze-Beton-Wechselwirkung. Hierfür steht das in den USA entwickelte Programm VANESA zur Verfügung, das von WECHSL oder anderen Programmen berechnete Eingabedaten wie Schmelzbadtemperatur, -zusammensetzung und Gasrate verwendet.

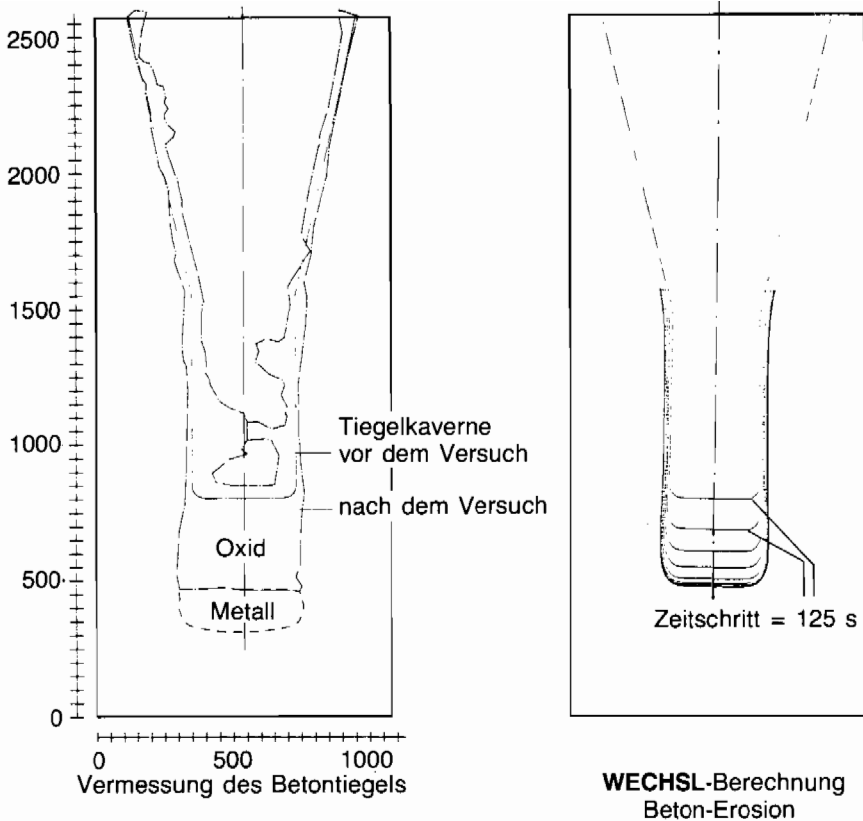


Bild 8-2: Vergleich der Erosion des Betontiegels im BETA-Experiment VI.8 mit einer WECHSL-Rechnung

8.2 Ereignisabläufe

In dieser Studie wird für folgende Unfallsequenzen die Funktion des Sicherheitsbehälters untersucht:

- ND-Fall: (Druckentlastung des Reaktorkühlkreislaufs durch einleitendes Ereignis)
 - Doppelendiger Bruch einer Hauptkühlmittelleitung mit vollständigem Ausfall der Nachwärmeabfuhr bei Übergang zum Sumpfpumwälzbetrieb (20 min nach Störfalleintritt)
- HD-Fall: (Druckentlastung des Reaktorkühlkreislaufs durch Versagen des Reaktor-druckbehälters nach Schmelzen des Kerns)
 - Ausfall Hauptspeisewasserversorgung mit vollständigem Versagen der Dampferzeugerbespeisung
 - Notstromfall mit vollständigem Ausfall der Drehstromversorgung (Station Black-out) und des Notstandsystems
- ND*-Fall: (Druckentlastung des Reaktorkühlkreislaufs durch Notfallmaßnahme)
 - Ausfall der Dampferzeugerbespeisung und Ausfall der Sicherheitseinspeisepumpen

- Nicht beherrschtes Primärkreisleck im Ringraum
 - Bruch einer Nachkühlleitung im Ringraum als Folge des Versagens der Rückschlagarmaturen
- Nicht beherrschter Dampferzeuger-Heizrohrbruch
 - Bruch von Dampferzeuger-Heizrohren mit Versagen eines Frischdampf-Sicherheitsventils in Offenstellung

Die Funktion des Sicherheitsbehälters kann bei einem Kernschmelzunfall durch verschiedene physikalische Prozesse gefährdet werden (Dampfexplosion im Reaktordruckbehälter, Versagen des Reaktordruckbehälters unter hohem Druck, Verbrennung von Wasserstoff und anderen Gasen, Betonerosion, Wasserverdampfung).

Auch ohne eine Überbeanspruchung durch unfallbedingte Phänomene kann die Funktion des Sicherheitsbehälters beeinträchtigt sein oder ausfallen, wenn der Lüftungsabschluß versagt oder wenn der Sicherheitsbehälter bereits vor dem Unfall undicht ist. Beim Dampferzeuger-Heizrohrbruch und beim Bruch einer Nachkühlleitung im Ringraum können die Spaltprodukte ebenfalls nicht zurückgehalten werden, da die Freisetzung in Anlagenteile außerhalb des Sicherheitsbehälters erfolgt („Bypass“).

Nachfolgend werden neben den Belastungen des Sicherheitsbehälters nach einem Kernschmelzen auch solche anlageninternen Notfallmaßnahmen diskutiert, die darauf abzielen, die Funktion des Sicherheitsbehälters aufrechtzuerhalten.

Bei den Analysen für die Abläufe ND, ND* und HD wird angenommen, daß der Sicherheitsbehälter zunächst bis auf die Auslegungsleckage dicht ist. Für den Ablauf ND* werden zusätzlich Fälle mit erhöhter Sicherheitsbehälterleckage und Sicherheitsbehälterversagen durch H₂-Verbrennung analysiert.

8.3 Untersuchungen zum Unfallablauf im Reaktorsystem

8.3.1 Thermodynamische Untersuchungen zum Kernschmelzen

In den folgenden Abschnitten (8.3.1.1–8.3.1.5) werden die thermodynamischen Untersuchungen für verschiedene Abläufe eines Kernschmelzunfalls bis hin zum Versagen des Primärkreislaufs oder des Reaktordruckbehälters zusammenfassend dargestellt.

8.3.1.1 Kernschmelzen bei niedrigem Druck im Primärsystem (ND-Fall)

Referenzfall für ein Kernschmelzen bei niedrigem Druck ist der Ausfall der Nachwärmeabfuhr bei Umschaltung auf Sumpf-Umwälzbetrieb nach einem großen Leck in einer Hauptkühlmittelleitung [BRA 83a].

Zum Zeitpunkt des Ausfalls der Nachwärmeabfuhr (ca. 20 min nach Störfalleintritt) ist der Kern vollständig geflutet und somit hinreichend gekühlt. Da weiterhin Nachwärme entsteht, dampft der Reaktordruckbehälter nach Ausfall der Wärmeabfuhr allmählich aus. Der Wasserspiegel ist etwa 35 min nach Störfalleintritt bis auf die Kernoberkante gesunken. Bei weiter absinkendem Wasserspiegel steigen die Temperaturen im unbedeckten Teil des Kerns stark an. Die Kernaufheizung wird durch die ab ca. 1200 K einsetzende exotherme Zirkonium-Wasserdampf-Reaktion beschleunigt, die gleichzeitig zur Bildung von erheblichen Mengen an Wasserstoff führt. Nach ca. 1,0 h setzt Kernschmelzen ein (Bild 8-3). Makroskopisches Kernschmelzen wird dann unterstellt, wenn lokal im Kern eine Temperatur von ca. 2500 K erreicht ist.

Der Ablauf der Kernzerstörung ist sehr komplex und nicht in allen Details beschreibbar. Die Ergebnisse von Experimenten [HAG 77] lassen erwarten, daß aufgeschmolzenes Brennstabmaterial in den Kühlkanälen abläuft, in tieferliegenden, kälteren Kernbereichen wieder erstarrt, um zu einem späteren Zeitpunkt erneut aufzuschmelzen. Dieser Vorgang kann sich mehrfach wiederholen. Krustenbildung in den Kühlkanälen kann zu lokalen Schmelzeansammlungen innerhalb des Kerns führen. Bei starker Oxidation von Zirkaloy infolge der Zirkonium-Wasserdampf-Reaktion ist unter bestimmten Bedingungen auch sprödes Versagen von Brennstäben möglich, so daß Schüttungen aus Brennstabtrümmern entstehen können.

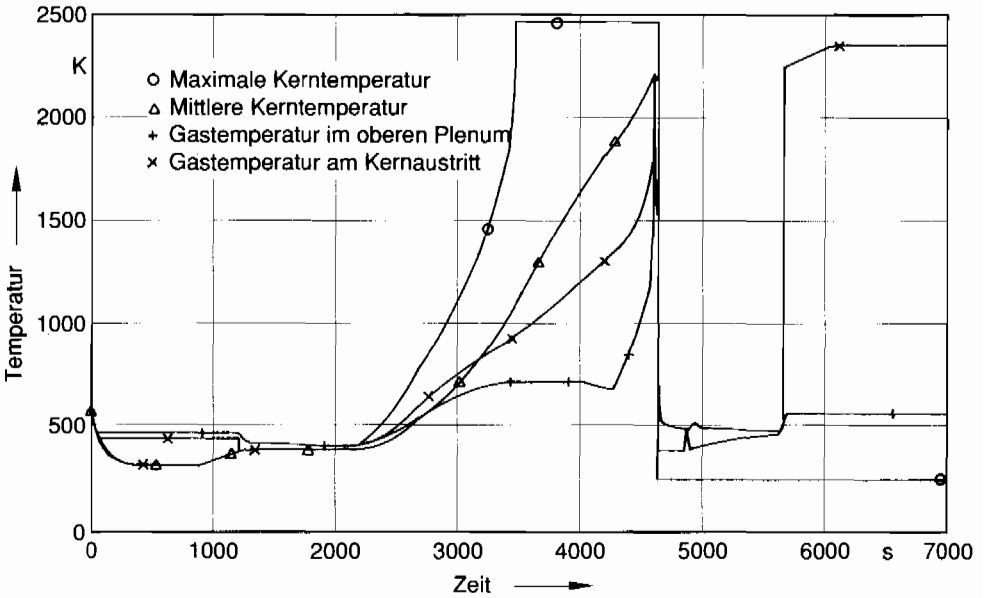


Bild 8-3: Kern- und Gastemperaturen im Reaktordruckbehälter beim ND-Fall

Wegen der dichten Anordnung der Brennstäbe im Kern und aufgrund der Geometrie des Brennelementfußes ist davon auszugehen, daß Kernmaterial in größeren Mengen erst in das untere Plenum stürzt, wenn die untere Kerntragestruktur versagt.

Die Kerntragestruktur versagt nach derzeitigem Wissensstand zunächst nur lokal, so daß anfangs nur geringe Mengen an Kernmaterial in das untere Plenum gelangen können. Bei fortschreitender Kernzerstörung ist ab ca. 1,3 h (4700 s) zu erwarten, daß größere Mengen an Kernmaterial ins untere Plenum des Reaktordruckbehälters gelangen und damit das dort vorhandene Restwasser verdampft wird.

Wenn das Restwasser verdampft ist, heizt sich das vorübergehend abgekühlte Kernmaterial erneut auf. Etwa 2,0 h nach Unfälleintritt wird der Reaktordruckbehälter schließlich im unteren Kalottenbereich versagen. Damit stürzen Kernschmelze und Kerntrümmer aus dem Reaktordruckbehälter auf den Betonboden der zunächst trockenen Reaktorgrube ab. Während der Kernaufheizung, Kernzerstörung und Restwasserverdampfung werden außer Dampf auch flüchtige Spaltprodukte sowie in erheblichen Mengen Wasserstoff in den Sicherheitsbehälter freigesetzt. Bild 8-4 zeigt den Verlauf der gesamten Wasserstoffproduktion und der im Primärsystem verbleibenden Wasserstoffmasse.

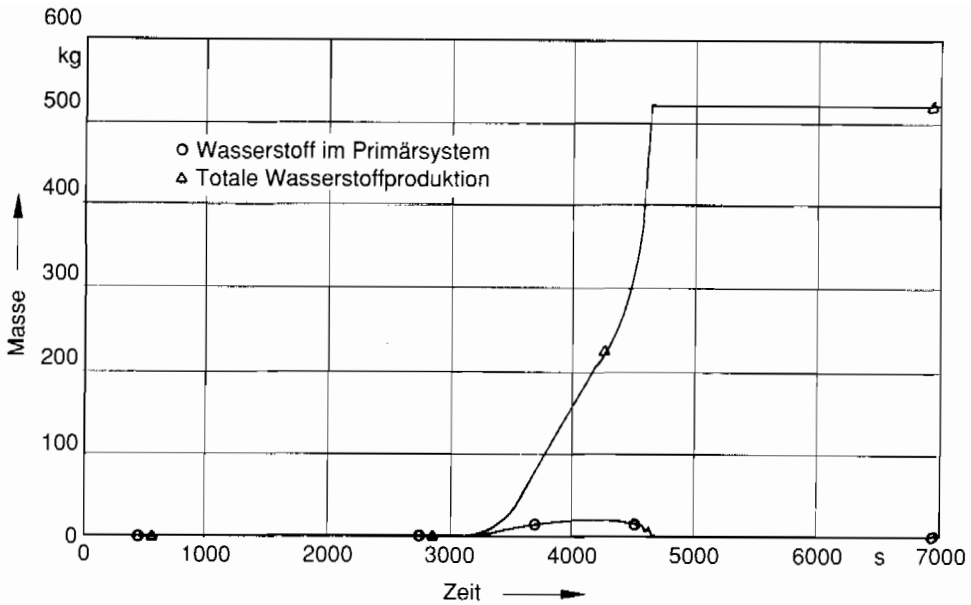


Bild 8-4: Wasserstoffmasse im Primärsystem beim ND-Fall

Nach den Ergebnissen der MARCH-Rechnungen werden bis zum Ende der Restwasserverdampfung ca. 42 % des Zirkaloys oxidiert.

Die nach dem Versagen des Reaktordruckbehälters einsetzende Schmelze-Beton-Wechselwirkung führt zur Aufheizung und schließlich zum Aufschmelzen des Betons (siehe Abschnitt 8.4.4).

8.3.1.2 Kernschmelzen bei hohem Druck im Primärsystem (HD-Fall)

Die Untersuchungen zum Kernschmelzen bei hohem Druck im Primärkreis behandeln zwei Referenzfälle:

- den nicht beherrschten Notstromfall (Station Blackout) (vgl. auch Abschnitt 6.4.1),
- den nicht beherrschten Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung (vgl. auch Abschnitt 6.4.2).

Der phänomenologische Störfallablauf stimmt für beide Fälle weitgehend überein, doch unterscheidet sich der zeitliche Ablauf.

Beim Notstromfall laufen die Hauptkühlmittel-, Speisewasser- und Kondensatpumpen aus, da sie nicht mehr mit elektrischer Energie versorgt werden.

Sobald die Drehzahl der Hauptkühlmittelpumpen 93 % der Nenndrehzahl unterschreitet, wird eine Reaktorschnellabschaltung (RESA) ausgelöst. Unmittelbar darauf folgt der Turbinenschnellschluß (TUSA), da die Frischdampf-Umleitstation nicht zur Verfügung steht. Die Energie wird dann in Form von Dampf über die Sicherheitsventile der Sekundärseite an die Umgebung abgegeben.

Bei dem hier angenommenen Fall kann der über die Sicherheitsventile abgegebene Dampf durch die Notspeisesysteme bzw. das Notstandssystem nicht ersetzt werden. Daher sinkt der Füllstand auf der Sekundärseite der Dampferzeuger stetig ab (Bild 8-5).

Ungefähr eine Stunde nach Störfalleintritt sind die Dampferzeuger vollständig ausgedampft. Damit kann die Nachwärme nicht mehr an die Sekundärseite übertragen werden.

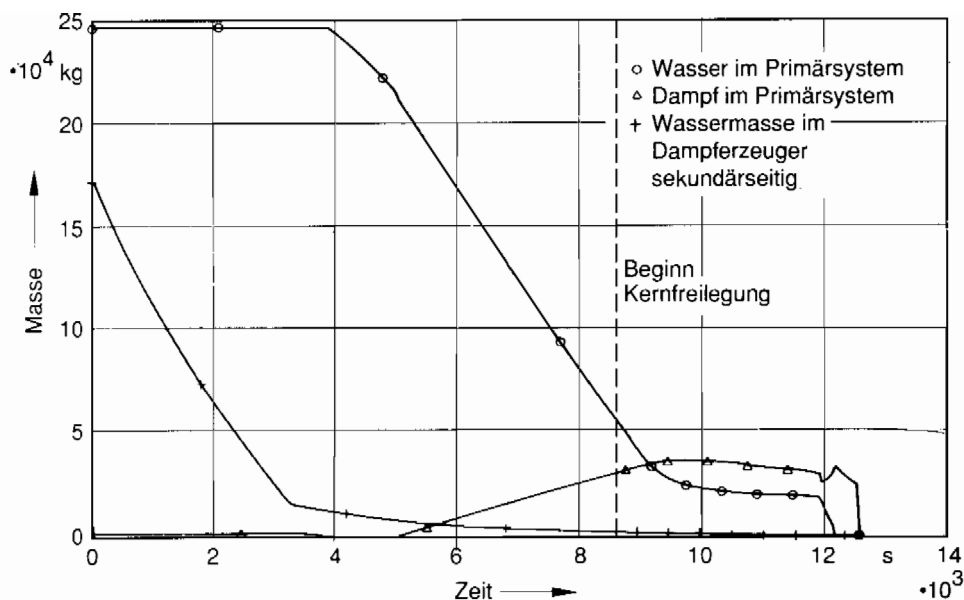


Bild 8-5: Masseninhalte im System beim HD-Fall

Die Primärseite heizt sich auf, der Druck steigt bis zum Ansprechdruck der Druckhalterventile.

Zunächst wird der Dampf aus dem oberen Bereich des Druckhalters über die Ventile abgeführt. Damit steigt der Druckhalter-Füllstand rasch an, bis schließlich der Druckhalter vollständig mit Wasser gefüllt ist.

Da über die Druckhalter-Entlastungsventile die Nachwärmeleistung vollständig in den Sicherheitsbehälter abgeführt werden kann, dampft der Reaktor-druckbehälter über die Druckhalterventile aus. Der Druck im Primärkreis wird bei Ansprechdruck des ersten Druckhalter-Abblaseventils ($16,3 \text{ MPa}$) begrenzt. Etwa $2,4 \text{ h}$ (8600 s) nach Eintritt des Störfalls ist der Wasserspiegel im Reaktor-druckbehälter bis zur Oberkante des aktiven Kerns abgesunken. Mit dem weiteren Absinken des Wasserspiegels heizt sich der Kern allmählich auf und erreicht schließlich Schmelztemperatur. Bild 8-6 zeigt, daß ca. 20 min nach Beginn der Kernfreilegung ($2,7 \text{ h} = 9700 \text{ s}$) im Kern eine Temperatur von ca. 1300 K erreicht wird. Da bei diesen Temperaturen die exotherme Zirkonium-Wasser-Reaktion einsetzt, wird die weitere Aufheizung stark beschleunigt. Die Kerntemperaturen steigen innerhalb von wenigen Minuten bis auf ca. 2500 K an. Etwa 25 min nachdem der Wasserspiegel die Kernoberkante erreicht hat, beginnt der Kern zu schmelzen.

Bild 8-7 zeigt, daß ca. 35 min nach Beginn der Kernfreilegung der Kern zu 20% , nach etwa 50 min zu 50% und nach ca. 55 min zu 80% geschmolzen ist. Bild 8-8 zeigt den zeitlichen Verlauf der gesamten Wasserstoffproduktion und der im Primärsystem befindlichen H_2 -Masse während der Unfallphase.

Ca. $3,3 \text{ h}$ (12000 s) nach Störfalleintritt stürzt der Kern in das untere Plenum ab. Die rasche Verdampfung des Restwassers im unteren Plenum durch die heiße Schmelzmasse führt zu einem Anstieg des Drucks im Primärsystem, der aber durch die Dampf-abströmung über

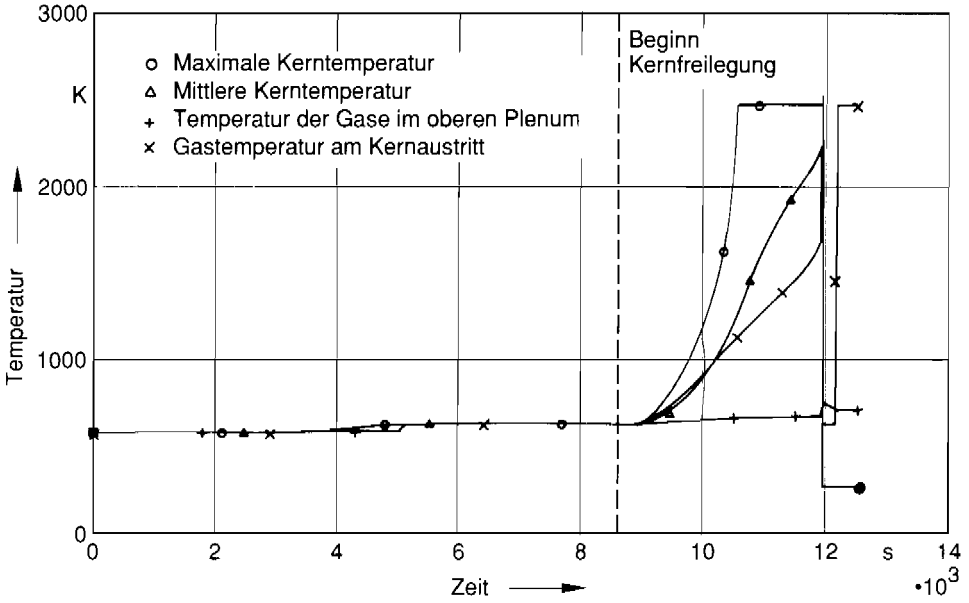


Bild 8-6: Kern- und Gastemperaturen im Reaktordruckbehälter beim HD-Fall

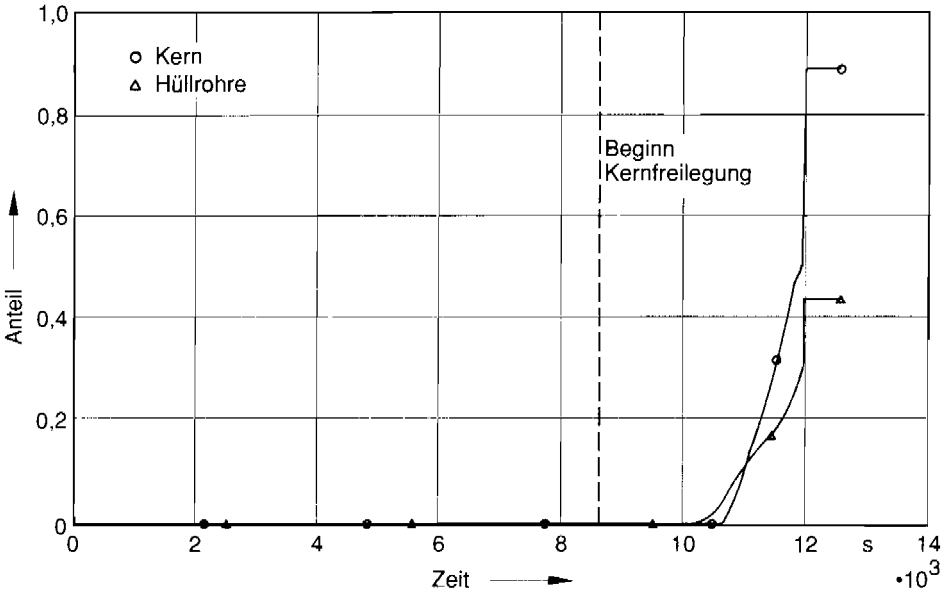


Bild 8-7: Anteil des geschmolzenen Kerns und der oxidierten Hüllrohre beim HD-Fall

die Druckhalterventile begrenzt wird. Der Boden des Reaktordruckbehälters wird durch die Schmelze aufgeheizt und versagt nach ca. 3,5 h (12 000 s) bei hohem Druck.

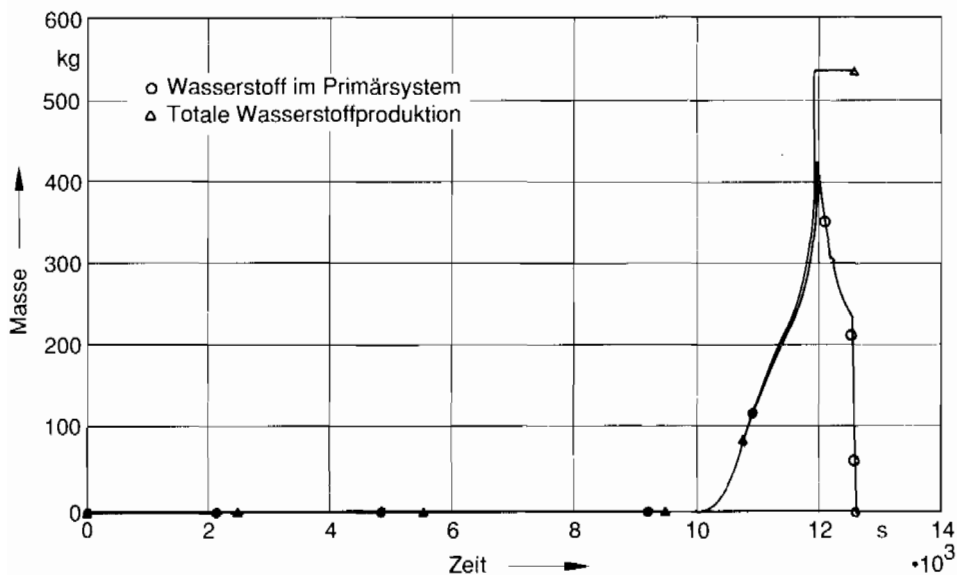


Bild 8-8: Wasserstoffmasse im Primärsystem beim HD-Fall

Bei einem nicht beherrschten Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung verläuft der Unfall ähnlich. Allerdings wird die Reaktorschnellabschaltung erst durch das Signal „Füllstand tief im Dampferzeuger“ und damit später als beim Notstromfall ausgelöst. Damit wird noch für ca. 40 s die volle Reaktorleistung erzeugt, so daß die Dampferzeuger im Vergleich zum „Station Black-out“ schneller ausdampfen. Außerdem laufen die Hauptkühlmittelpumpen weiter. Damit wird dem Primärkreis zusätzlich Energie zugeführt. In Bild 8-9 ist der zeitliche Verlauf der Kerntemperaturen für den nicht beherrschten Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung dargestellt. Dieser Fall führt nach 1,8 h zum Kernschmelzen, nach 2,3 h zum Versagen des Reaktordruckbehälters unter hohem Druck. Hierauf wird in Abschnitt 8.5 eingegangen.

In Tabelle 8-1 ist der zeitliche Verlauf der HD-Fälle zusammenfassend dargestellt.

8.3.1.3 Kernschmelzen nach Absenken des Drucks im Primärsystem (ND*-Fall)

Kernschmelzen bei hohem Druck im Primärsystem kann zu einem frühzeitigen Versagen des Sicherheitsbehälters führen. Eine Gefährdung des Sicherheitsbehälters wird vermieden, wenn der Druck im Primärsystem vor dem Versagen des Reaktordruckbehälters auf einen niedrigen Wert abgesenkt wird. Ein solcher Ereignisablauf wird als ND*-Fall bezeichnet.

Referenzfall für die Rechnungen mit MARCH ist der Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung mit Versagen der Notspeisewasserversorgung sowie der sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen. Weiterhin wird bei diesem Fall angenommen, daß die Hochdruck-Sicherheitseinspeisung ausgefallen ist. In diesem Fall steht nur relativ wenig

Tab. 8-1: Zeitlicher Ablauf von Kernschmelzunfällen unter hohem Systemdruck (HD-Fall)

HD-Fall		
Auslösendes Ereignis	Notstromfall	Ausfall Hauptspeisewasserpumpen
Referenzfall	vollständ. Ausfall der Stromversorgung	vollständ. Ausfall der Speisewasserversorgung
Wasserspiegel Kernoberkante	2,4 h	1,4 h
Kernschmelzbeginn	2,9 h	1,8 h
Versagen Reaktor-druckbehälter	3,5 h	2,3 h

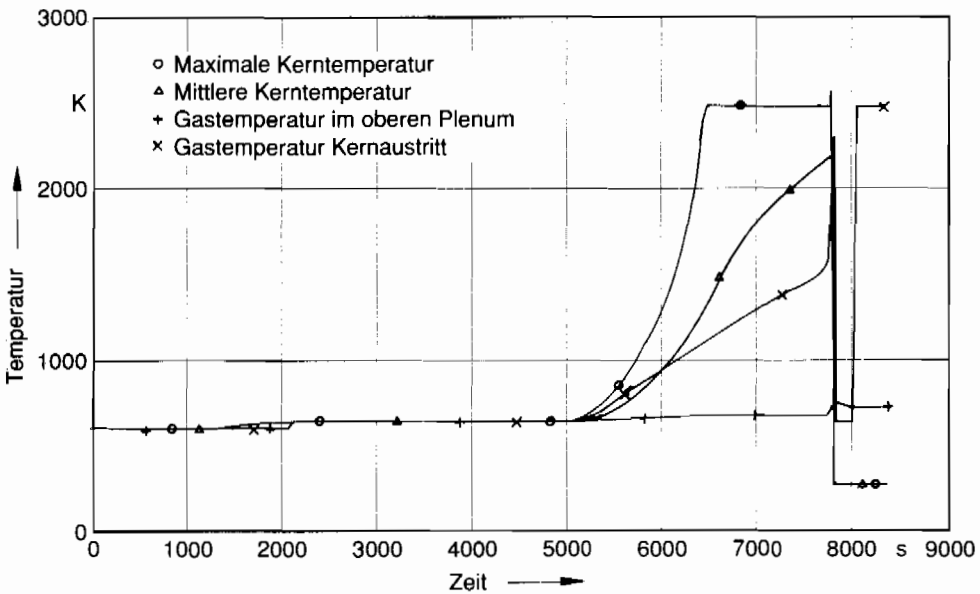


Bild 8-9: Kern- und Gastemperaturen im Reaktordruckbehälter beim HD-Fall

Zeit zur Verfügung, durch primärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen Kernschmelzen unter hohem Druck zu verhindern.

Zwanzig Minuten nach dem Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung sind die vier Dampferzeuger sekundärseitig ausgedampft. Daraufhin heizt sich der Primärkreis auf, der Druck steigt bis zum Ansprechdruck der Abblaseventile am Druckhalter (Bild 8-10). Damit gelangt Kühlmittel aus dem Primärkreis in den Sicherheitsbehälter. Der Füllstand

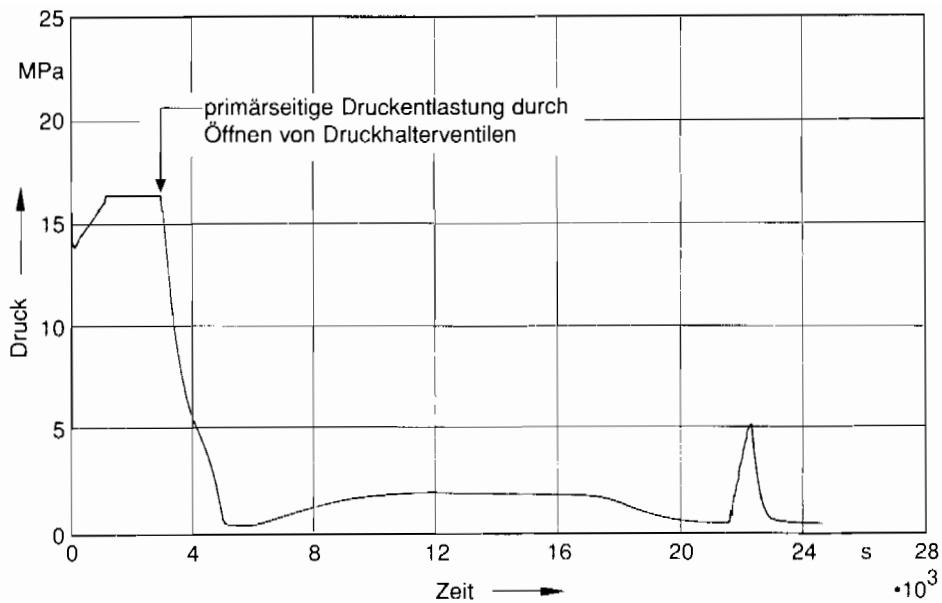


Bild 8-10: Druck im Primärsystem beim ND*-Fall

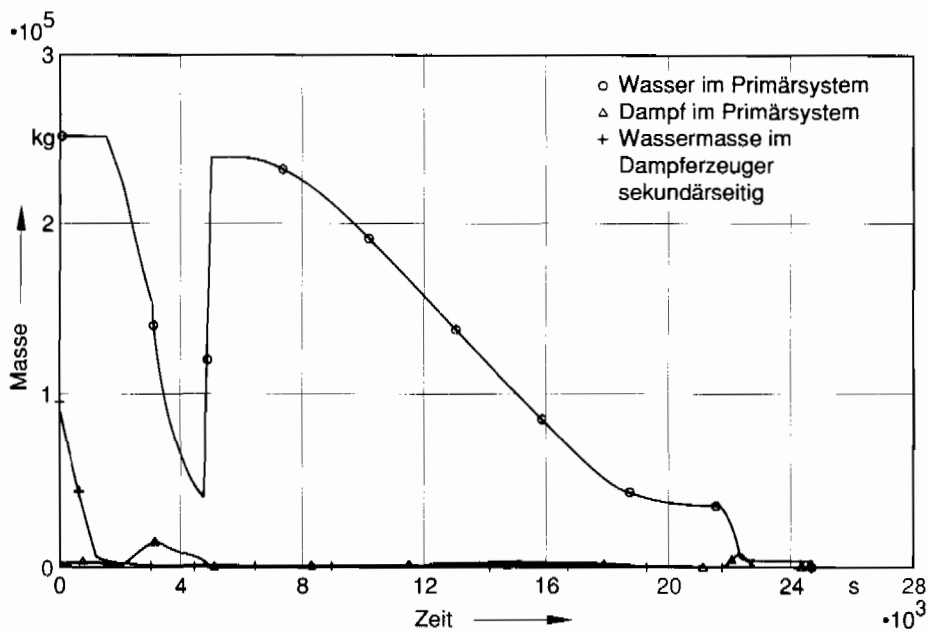


Bild 8-11: Masseninhalte im System beim ND*-Fall

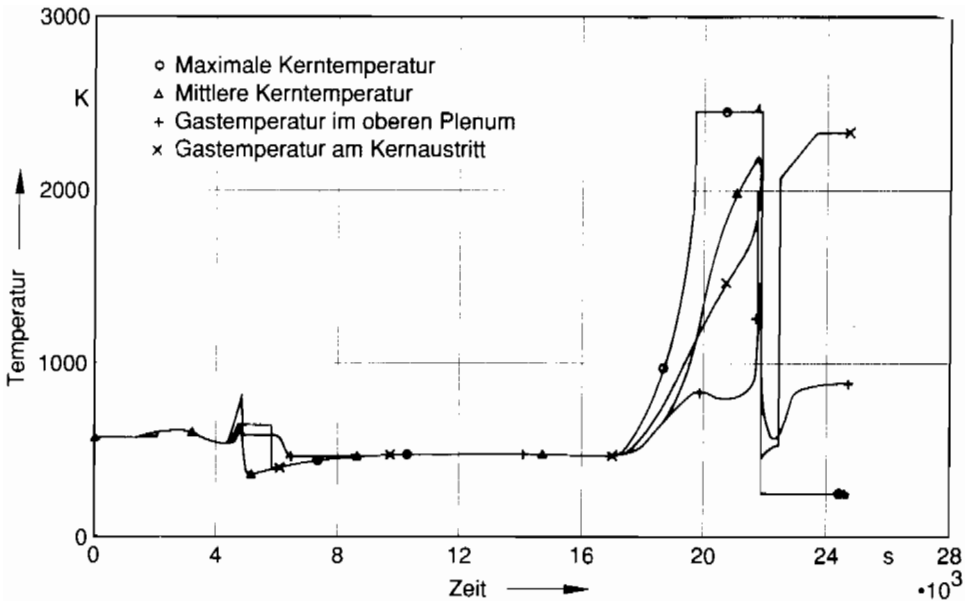


Bild 8-12: Kern- und Gastemperaturen im Reaktordruckbehälter beim ND*-Fall

im Reaktordruckbehälter (Bild 8-11) sinkt ab, bis nach ca. 1 h das Wasserinventar im Primärsystem soweit verringert ist, daß sich der Kern aufheizt (Bild 8-12).

Werden nicht spätestens zu diesem Zeitpunkt Gegenmaßnahmen ergriffen, kommt es zum Kernschmelzen unter hohem Primärkreisdruck (HD-Fall).

Die Analyse für den ND*-Fall geht davon aus, daß durch Öffnen des 1. und 2. Druckhalter-Abblaseventils der Druck im Primärsystem abgesenkt wird.

Sind die Sicherheitseinspeisepumpen nicht verfügbar, kommt es erst bei einem Druck von 2,6 MPa zur Einspeisung von Notkühlwasser aus den Druckspeichern. Der Ansprechdruck der Druckspeicher wird ca. 30 min nach Einleitung der Druckentlastung erreicht. Die Rechnungen mit MARCH zeigen, daß der Primärkreis dadurch wieder mit Notkühlwasser aufgefüllt wird (Bild 8-11) und der Temperaturanstieg im Kern nach ca. 1,2 h beendet wird (Bild 8-12).

Im Unterschied zu den MARCH-Rechnungen zeigen Analysen mit dem Programm DRUFAN, daß die Einspeisung aus den Druckspeichern zyklisch erfolgt, der Kern nur teilweise aufgefüllt wird und die Kerntemperaturen längerfristig nicht begrenzt werden können (siehe Abschnitt 6.5.3). Das Wasser in den Druckspeichern kann nach den DRUFAN-Rechnungen nur zum Teil für die Kernkühlung genutzt werden. Die Wirksamkeit der Druckspeicher-Einspeisung wird also durch MARCH höher eingeschätzt. Für die weitere Analyse des Kernschmelzunfalls ist dieser Unterschied, der sich nur auf den zeitlichen Ablauf auswirkt, von geringer Bedeutung.

Zum Zeitpunkt der Druckspeicher-Einspeisung werden mit MARCH maximale Kerntemperaturen von 850 K ermittelt. Durch die volle Nutzung des Druckspeicherwassers (Bild 8-11) und die dadurch erreichte Kühlung des Kerns wird für ca. 3 h eine Kernfreilegung verhindert. Die Zeit, die durch diese Maßnahme gewonnen wird, kann für weitere

Notfallmaßnahmen bzw. für die Wiederherstellung der Sicherheitseinspeisung genutzt werden. Gelingt dieses nicht, so sinkt nach etwa 4,7 h der Wasserspiegel wieder unter die Kernoberkante und die Kernaufheizung beginnt erneut (Bild 8-12). Das weitere Ausdampfen des Kühlmittels führt schließlich zum Kernschmelzen bei niedrigem Druck und zum Absturz des Kerns in das untere Plenum des Reaktordruckbehälters. In Bild 8-12 sind neben den Brennstofftemperaturen im Kern auch die Temperaturen der Gase am Kernaustritt und im oberen Plenum dargestellt. Sie liegen deutlich unterhalb der Kerntemperaturen.

Wenn der Kern in das untere Plenum abstürzt, sind ca. 43 % des Zirkoniums oxidiert. Dabei werden ca. 530 kg Wasserstoff erzeugt (Bild 8-13).

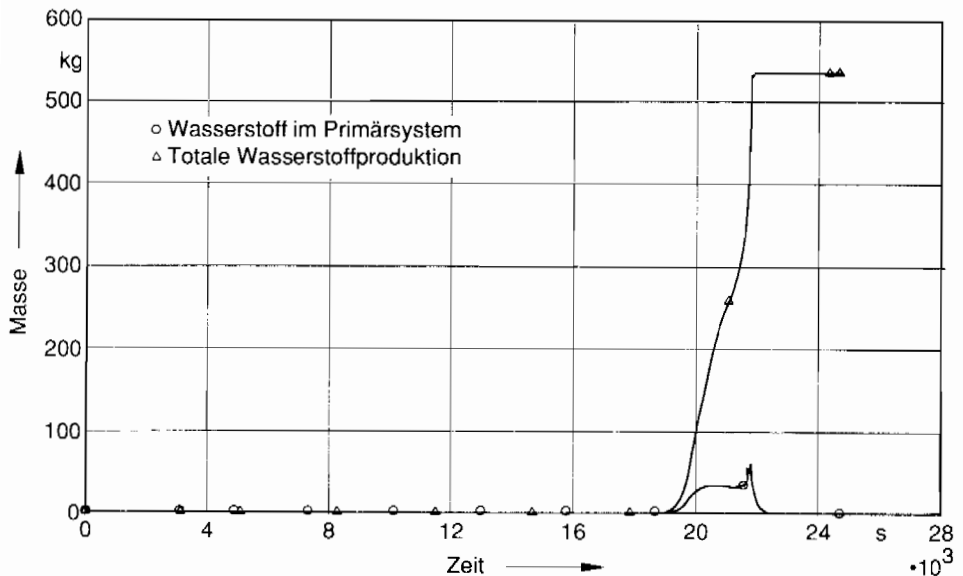


Bild 8-13: Wasserstoffmasse im Primärsystem beim ND*-Fall

Beim ND*-Fall werden Dampf und Gase – insbesondere Wasserstoff – über die Druckhalterventile freigesetzt (Bild 8-14 und 8-15). Während des Kernabsturzes strömen kurzfristig bis zu 1,2 kg Wasserstoff pro Sekunde in den Sicherheitsbehälter (Bild 8-15). Nach dem Absturz des Kerns, etwa 6 h nach Eintritt des Störfalls, verdampft das Restwasser innerhalb von ca. 10 min. Dadurch steigt der Druck im Primärkreis (Bild 8-10) wieder an, und der Dampf aus dem Primärkreis strömt über die Ventile in den Sicherheitsbehälter (Bild 8-14).

Der Druckanstieg und die Ausströmräte hängen ab von der Absturzgeschwindigkeit der Schmelzmasse, vom Fragmentierungsgrad sowie von der Zugänglichkeit von Wasser zur Oberfläche der Fragmente. Für die Festlegung dieser Parameter gibt es verschiedene Modellvorstellungen, die an unterschiedlichen Experimenten überprüft wurden. Die drei untersuchten Modelle führen zu den in Bild 8-16 gezeigten Druckverläufen (siehe Abschnitt 8.5.2.1).

Bei zwei Modellen wird angenommen, daß die Kerntrümmer kugelförmig in der Reaktordruckbehälter-Kalotte aufeinandergeschichtet sind. Dabei wird beim ersten Mo-

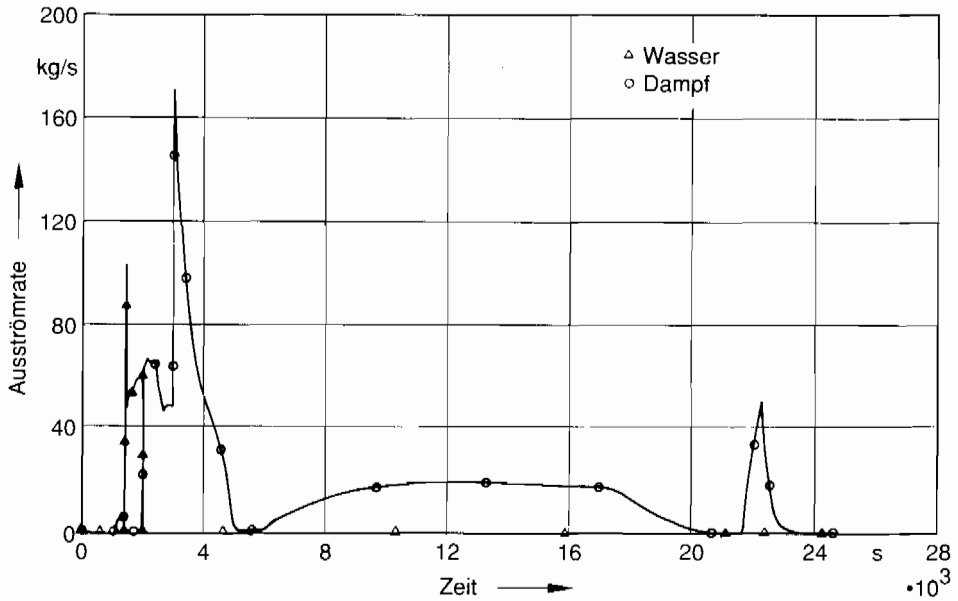


Bild 8-14: Ausströmrates durch das Druckhalter-Abblaseventil beim ND*-Fall

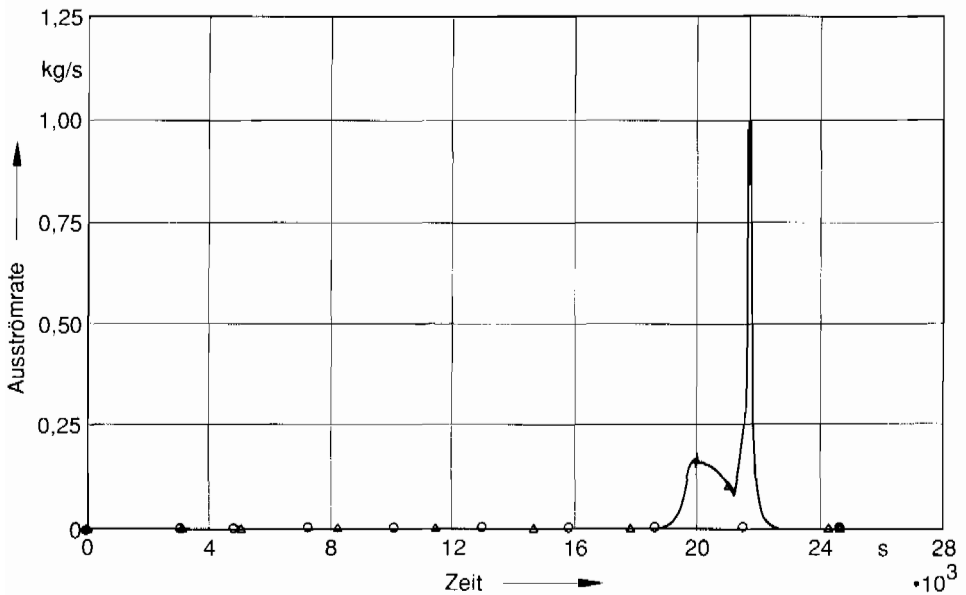


Bild 8-15: Ausströmrates von Wasserstoff aus dem Druckhalterventil beim ND*-Fall

dell („Rapid Quench“) ein ungehinderter Zutritt von Wasser zu allen Fragmenten unterstellt. Beim zweiten Modell („Lipinski“) wird aufgrund von Dampf-Gegenströmung das für die Benetzung der Kerntrümmers zur Verfügung stehende Kühlmittelangebot

begrenzt. Dieses Modell wird von den Entwicklern des Source Term Code Package (STCP) für die Modellierung der Restwasserverdampfung empfohlen. Beim dritten Modell („No Fragmentation“) wird angenommen, daß die gesamte Schmelze unfragmentiert auf den Boden der Reaktordruckbehälter-Kalotte gelangt. Dieses Modell wird für Grenzschatzungen herangezogen. Für die Berechnung des Wärmeübergangs an das Wasser wird die Modellvorstellung einer ebenen Platte zugrunde gelegt.

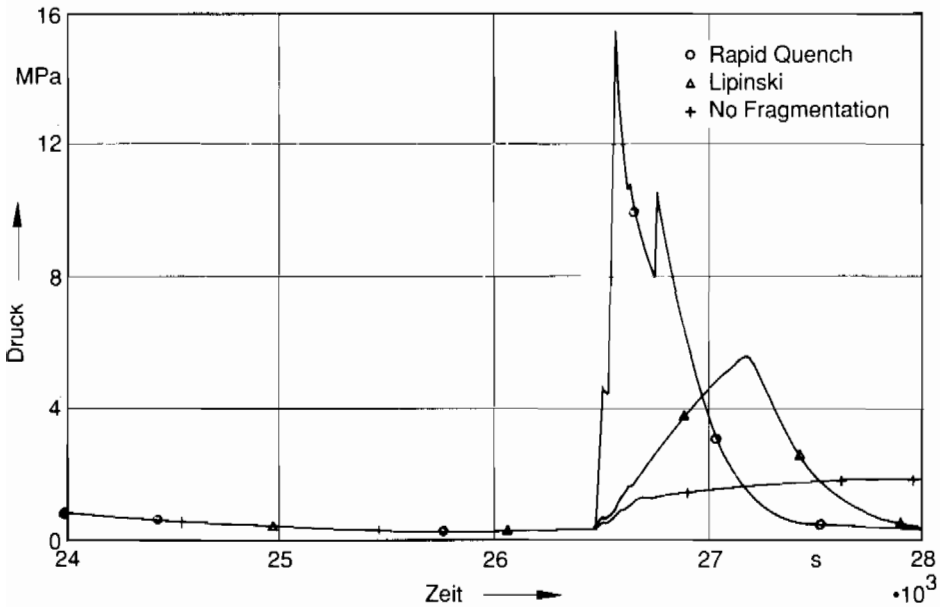


Bild 8-16: Einfluß unterschiedlicher Quench-Modelle auf den Druckaufbau im Primärsystem

Das dritte Modell führt zu einer langsamen Verdampfung des Restwassers und folglich zu einem geringen Druckanstieg im Primärkreis (Bild 8-16). Jedoch wird die Reaktordruckbehälter-Wand durch den direkten Kontakt mit der Schmelze auch schneller aufgeheizt. Nach dieser Rechnung versagt der Reaktordruckbehälter bei ca. 1,8 MPa Primärkreisdruck. Bei den beiden anderen Modellen wird das Versagen der Reaktordruckbehälter-Kalotte wegen der schnelleren Restwasserverdampfung bei Drücken unter 1,0 MPa erwartet. Mit dem ersten Modell wird ein sehr schneller Druckanstieg auf 15 MPa unmittelbar nach dem Kernabsturz ermittelt. Der Druck wird jedoch durch die offenstehenden Druckhalterventile innerhalb von ca. 10 min wieder auf 1 MPa abgebaut. Die schnelle Restwasserverdampfung führt zu einer starken Abkühlung der Kerntrümmer und somit auch zu einer verzögerten Aufheizung der Reaktordruckbehälter-Kalotte. Die Auswirkungen der verschiedenen Modelle auf die Festigkeit und die Spannungsverhältnisse in der Reaktordruckbehälter-Wand werden in Abschnitt 8.5.2 beschrieben und diskutiert.

Nach dem Ausdampfen des Restwassers wird der Reaktordruckbehälter-Boden aufgeheizt und z. T. aufgeschmolzen, bis es zum Versagen der Reaktordruckbehälter-Bodenkalotte kommt.

Die anschließende Betonzerstörung durch die hoch aufgeheizte Schmelze verläuft dann wie beim ND-Fall.

Tab. 8-2 gibt einen Überblick über den zeitlichen Ablauf des ND*- Falls, wie er sich aus den MARCH-Rechnungen ergibt.

Tab. 8-2: Zeitlicher Ablauf des ND*-Falles

Ergebnis	Zeit
Austrocknen der Dampferzeuger	20 min
1. Freilegung des Kerns und Wiederauffüllen durch Druckspeicher	70 min
2. Freilegung des Kerns	4 h 45 min
Beginn Kernschmelzen	5 h 30 min
Beginn Kernabsturz	6 h
Ende Restwasserverdampfung	6 h 13 min
Reaktordruckbehälter-Versagen	6 h 50 min

8.3.1.4 Kernschmelzen nach Bruch einer Nachkühlleitung im Ringraum

Als Referenzfall für Kühlmittelverluststörfälle mit Lecks in primärkühlmittelführenden Leitungen außerhalb des Sicherheitsbehälters wird der Bruch einer Nachkühlleitung im Ringraum betrachtet, der aufgrund des Versagens von zwei hintereinandergeschalteten Abschlußarmaturen eintreten kann.

In der amerikanischen Literatur wird ein solcher Unfallablauf, bei denen Primärkühlmittel in Räume außerhalb des Sicherheitsbehälters freigesetzt wird, als „Interfacing Systems LOCA“ bezeichnet. Der Sicherheitsbehälter wird in diesem Fall nicht als Aktivitätsbarriere wirksam.

Bei einem Versagen der Abschlußarmaturen, die den Hochdruckteil vom Niederdruckteil des Not- und Nachkühlsystems trennen, wird der Niederdruckteil mit dem hohen Primärkreisdruck beaufschlagt. Als Folge dieser Belastung versagt die Nachkühlleitung außerhalb des Sicherheitsbehälters und Primärkühlmittel gelangt in den Ringraum. Dies führt zu hoher Temperatur- und Feuchtebelastung im Ringraum und als Folge zu einem Ausfall des Notkühlsystems. Selbst bei Funktion des Notkühlsystems würde dieses Ereignis spätestens nach Entleerung der Flutbehälter zum Kernschmelzen führen, da das Notkühlwasser nicht in den Sumpf des Sicherheitsbehälters gelangt und deshalb kein Sumpf-Umwälzbetrieb möglich ist.

Nach einem Bruch der Nachkühlleitung, der nach dem Leckquerschnitt einem „mittlerem Leck“ entspricht, kommt es zur Einspeisung von Notkühlwasser aus den Druckspeichern. Nachdem die Druckspeicher entleert sind, wird kein weiteres Notkühlwasser in den Reaktordruckbehälter eingespeist, da ein Ausfall der übrigen Notkühlssysteme angenommen wird. Das Kühlmittel dampft langsam aus. Der Kern wird zunächst soweit aufgeheizt, daß die Zirkonium-Wasser-Reaktion einsetzt und Wasserstoff produziert wird, der mit dem Dampf über das Leck in den Ringraum gelangt. Schließlich wird der Kern bis zur Schmelztemperatur aufgeheizt, die Tragestrukturen versagen und die Schmelze stürzt in

das untere Plenum. Dort wird das Restwasser verdampft. Aufschmelzen und Versagen des Reaktordruckbehälter-Bodens laufen wie beim ND-Fall ab.

Die während der Schmelzphase freigesetzten Spaltprodukte gelangen unter Umgehung des Sicherheitsbehälters direkt in den Ringraum (s. a. Abschnitt 9.3.2).

● **Ergebnisse der Untersuchungen mit dem MARCH-Programm**

Mit dem Rechenprogramm MARCH werden der Sicherheitsbehälter, der Ringraum, das angrenzende Hilfsanlagegebäude und die Umgebung simuliert. Die Bruchöffnung befindet sich im Ringraum.

Tab. 8-3: Zeitlicher Ablauf des Kernschmelzens beim Bruch einer Nachkühlleitung im Ringraum

Ereignis	Zeit (min)
Kernfreilegung	7,45
Beginn Kernschmelzen	82,0
Beginn Kernabsturz	110,0
Beginn Aufheizen des Reaktor- druckbehälterbodens	114,0
Ausdampfen Reaktordruck- behälter	125,0
Reaktordruckbehälter-Ver- sagen	141,0
Beginn Schmelze-Beton- Wechselwirkung	142,0

Tabelle 8-3 gibt einen Überblick über den zeitlichen Ablauf des Kernschmelzens beim Bruch einer Nachkühlleitung im Ringraum.

Infolge der hohen Ausströmrates in den Ringraum sinkt der Druck im Primärsystem sehr rasch auf den Ansprechdruck der Druckspeicher (2,6 MPa) ab (Bild 8-17). Aufgrund der Notkühlmitteleinspeisung aus den Druckspeichern sinkt der Druck noch weiter bis auf ca. 0,5 MPa. Der Primärkreis wird durch die Druckspeicher z. T. wiederaufgefüllt. Nach ca. 700 s sind die Druckspeicher entleert. Anschließend kommt es zu einer Erhöhung der Primärkreistemperatur und zum Druckanstieg auf ca. 1,0 MPa bei gleichzeitiger Dampfausströmung aus dem Leck.

Nach etwa 50 min (3100 s) unterschreitet der Wasserstand im Primärsystem die Kernoberkante. Daraufhin steigen die Temperaturen im Kern bis zur Schmelztemperatur (Bild 8-18). Zur Zeit des Kernabsturzes sind ca. 87 % des Kerns geschmolzen und ca. 45 % des Zirkoniums oxidiert. Insgesamt werden ca. 550 kg H₂ produziert, die in den Ringraum gelangen und dort zu zündfähigen Gemischen führen können. Zu einem nochmaligen Druckanstieg infolge Dampfproduktion kommt es nach dem Absturz des Kerns (6600 s) in das untere Plenum. Die daraus resultierende erhöhte Dampfgeschwindigkeit in der Nachkühlleitung beeinflusst wesentlich das Verhalten der vorher abgelagerten Spaltprodukte.

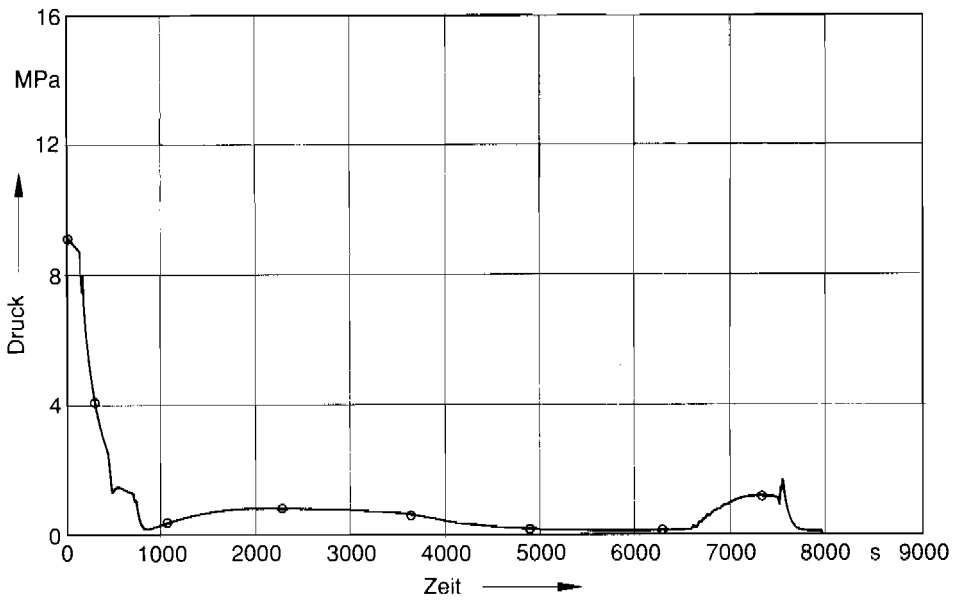


Bild 8-17: Druck im Primärsystem beim Bruch einer Nachkühlleitung im Ringraum

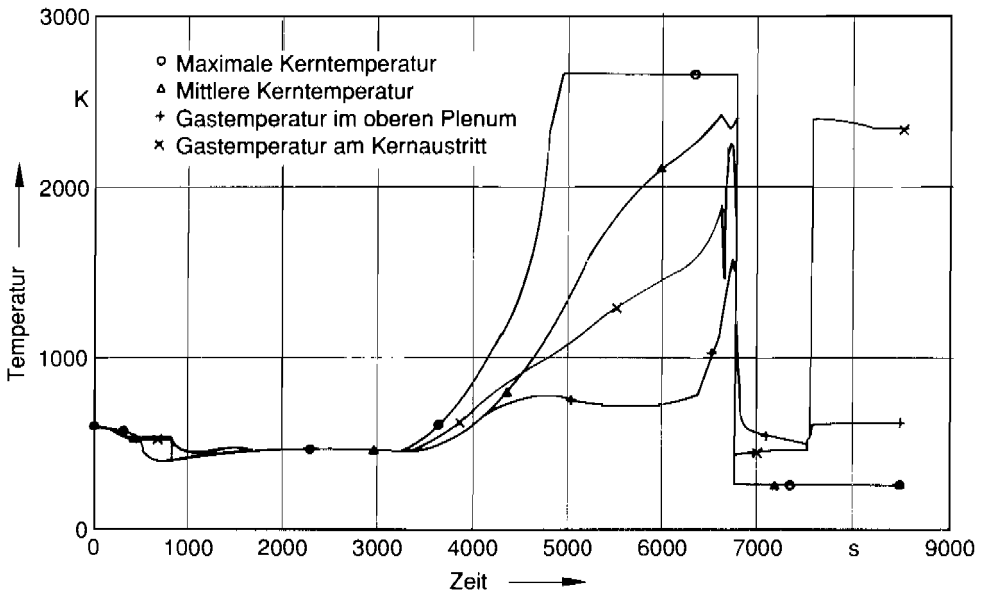


Bild 8-18: Kern- und Gastemperaturen im System beim Bruch einer Nachkühlleitung im Ringraum

Der Boden des Reaktordruckbehälters versagt nach ca. 2 h. Die sich anschließende Phase der Beton-Schmelze-Wechselwirkung verläuft wie beim ND-Fall.

8.3.1.5 Kernschmelzen nach einem nicht beherrschten Dampferzeuger-Heizrohrleck

Die Kernschmelzuntersuchungen werden für ein 60-cm^2 -Leck zwischen Primär- und Sekundärseite eines Dampferzeugers durchgeführt, obwohl ein solches Leck, das dem vollständigen Abriß von 10 Heizrohren entspricht, extrem unwahrscheinlich ist. Die Analyse stellt eine Grenzbetrachtung für kleinere Leckquerschnitte dar.

Bei einem Dampferzeuger-Heizrohrbruch gelangt Primärkühlmittel auf die Sekundärseite der Dampferzeuger. Durch den Verlust von Primärkühlmittel sinkt der Wasserstand im Druckhalter.

Bei einem Bruch mehrerer Heizrohre werden die Notkühlkriterien durch niedrigen Füllstand im Druckhalter und niedrigen Druck im Primärkreis auch ohne zusätzliche Systemausfälle frühzeitig erreicht (siehe Abschnitt 4.3.3 und 4.4.3). Durch die anschließende Sicherheitseinspeisung wird dann innerhalb von ca. 10 min der defekte Dampferzeuger überspeist, wenn die automatische Abschaltung der Sicherheitseinspeisungen versagt. Der Grenzwert für den zulässigen Druckgradienten im Sekundärsystem ($\Delta p/\Delta t > 0,4 \text{ MPa/min}$) wird infolge von Kondensationsvorgängen überschritten, so daß der Sekundärkreisabschluß ausgelöst wird. Durch die Hochdruck-Sicherheitseinspeisung wird die Frischdampfleitung über die defekten Dampferzeuger-Heizrohre bis zu den Frischdampf-Sicherheitsventilen mit Wasser aufgefüllt. Die Förderhöhe der Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpe liegt über dem Ansprechdruck des 15- %-Frischdampf-Sicherheitsventils. Dieses öffnet und schließt in rascher Folge, und Primärkühlmittel strömt in die Umgebung. In der Analyse wird unterstellt, daß das Ventil nach einer größeren Zahl von Öffnungs- und Schließvorgängen versagt. Versagt es in Offenstellung, kann das vorgelagerte Absperrventil geschlossen werden. Versagt das 15- %-Frischdampf-Sicherheitsventil im geschlossenen Zustand bei laufender Hochdruck-Sicherheitseinspeisung, so öffnet und schließt das 100- %-Frischdampf-Sicherheitsventil zyklisch. Die Analyse geht davon aus, daß das 100- %-Ventil in Offenstellung versagt. Da diese Ventile nicht für Wasserausströmung ausgelegt sind, ist ein Versagen sehr wahrscheinlich. Damit strömt Primärkühlmittel durch ein außerhalb des Sicherheitsbehälters liegendes und nicht mehr absperrbares Leck in die Umgebung. Das Primärkühlmittel steht somit für die Notkühlung nicht mehr zur Verfügung. Die Kernkühlung durch die Sicherheitseinspeisung ist nur noch solange gesichert, bis die Wasservorräte in den Flutbehältern erschöpft sind.

Anschließend dampft der Reaktorkühlkreislauf aus. Der Reaktorkern heizt sich auf und schmilzt schließlich. Die Spaltprodukte gelangen dabei auf direktem Wege über die offenen sekundärseitigen Sicherheitsventile in die Umgebung.

Die MARCH-Rechnungen simulieren den Ereignisablauf bei einem Bruch von zehn Dampferzeuger-Heizrohren. Bis zur Entleerung der Flutbehälter prägen die Sicherheitseinspeisepumpen dem System einen Druck von ca. 2,7 MPa auf (Bild 8-19). Nach ca. 1,7 h beginnt die Einspeisung von Kühlmittel aus den Druckspeichern. Dadurch wird der Primärkreis gefüllt gehalten. Nachdem die Druckspeicher entleert sind, steigen die Temperaturen im Primärkreis zunächst leicht an. Auf einem Druckniveau von ca. 1,2 MPa verliert der Primärkreis über das Heizrohrleck ständig Kühlmittel (s. Bild 8-20), bis nach 7,8 h die Kerntemperaturen stark ansteigen (Bild 8-21). Nach einer weiteren Stunde beginnt der Kern zu schmelzen. Beim Absturz des Kerns nach ca. 9,5 h herrscht niedriger Druck im Primärkreis, so daß die anschließende Restwasserverdampfung und das Versagen des Reaktordruckbehälters wie beim ND*-Fall verlaufen. Kann bei einem kleineren Leck an Dampferzeuger-Heizrohren Kernschmelzen nicht verhindert werden, so muß durch Öffnen von Druckhalterventilen der Druck im Reaktorkühlkreislauf abgesenkt werden, um das Kernschmelzen vom HD-Fall in den ND*-Fall zu überführen. Beim

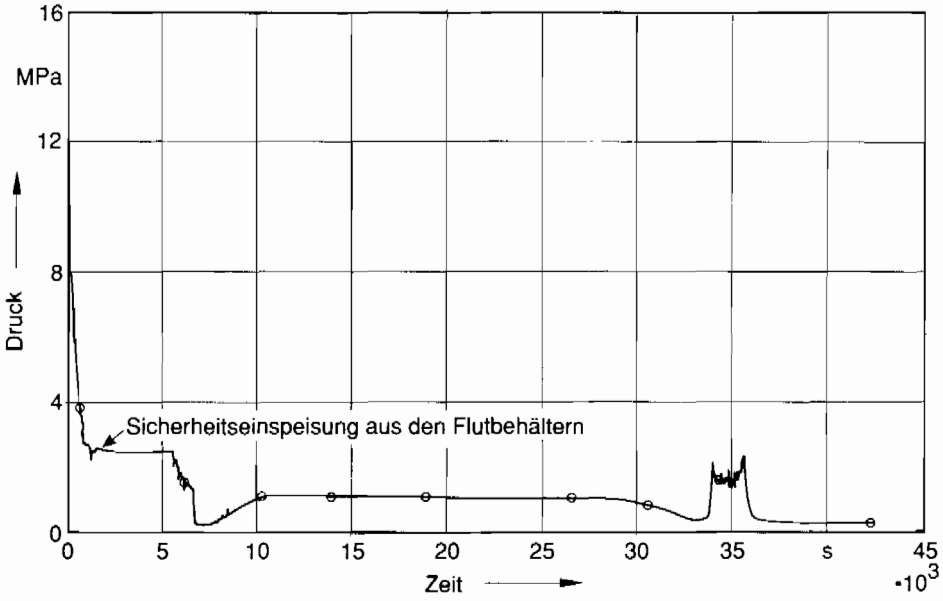


Bild 8-19: Druck im Primärsystem beim Dampferzeuger-Heizrohrleck

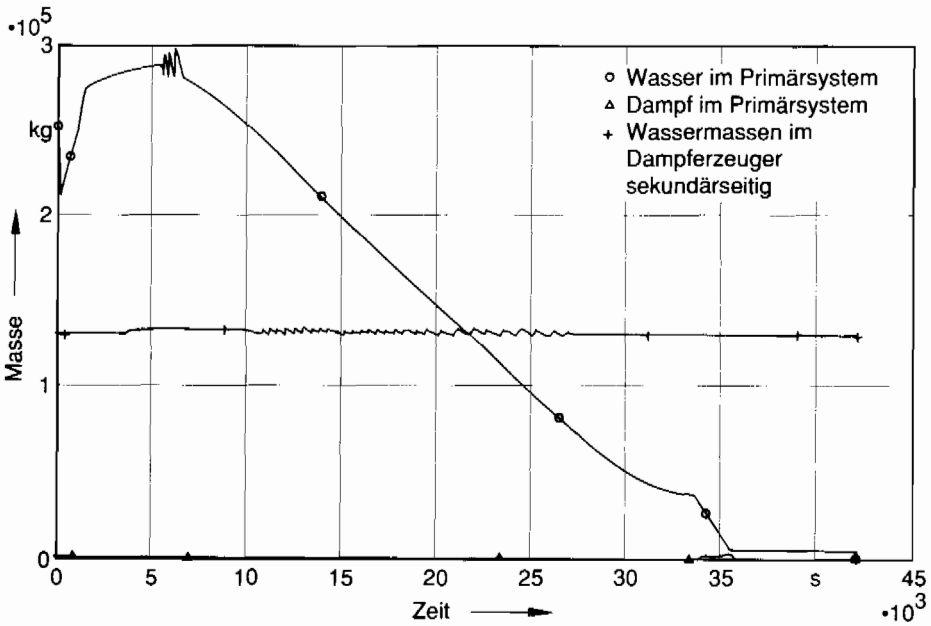


Bild 8-20: Masseninhalte im System beim Dampferzeuger-Heizrohrleck

Bruch von ein bis zwei Heizrohren muß die Druckentlastung nach spätestens 85 min eingeleitet werden.

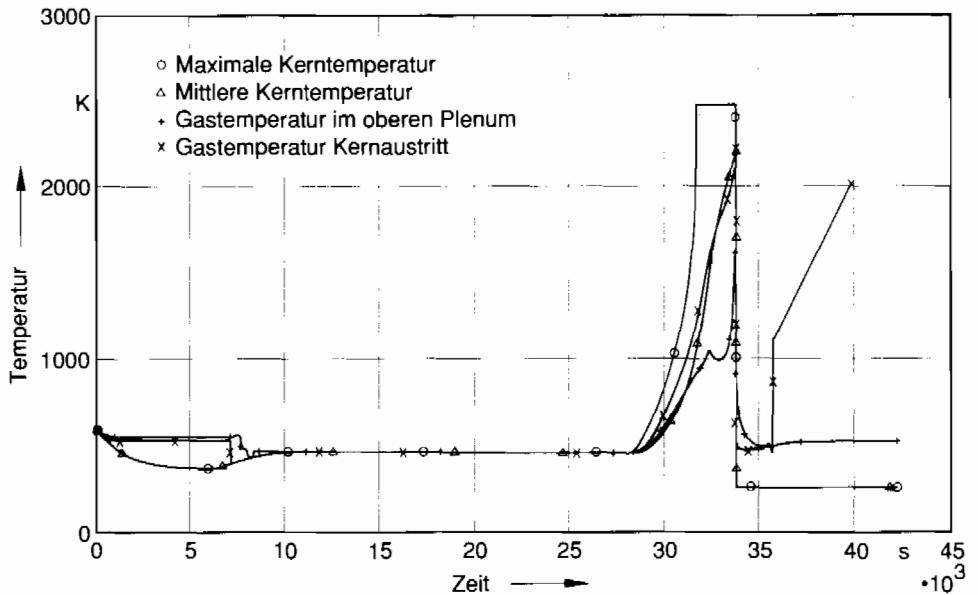


Bild 8-21: Kern- und Gastemperaturen im Reaktor-druckbehälter beim Dampferzeuger-Heizrohrleck

Bis zum Versagen des Reaktor-druckbehälters werden ca. 650 kg Wasserstoff erzeugt. Der Wasserstoff wird über das Dampferzeugerleck in die Umgebung freigesetzt.

Bei dem untersuchten Fall ist die Sekundärseite des defekten Dampferzeugers ca. 3 h nach Störfallbeginn ausgedampft. Wenn es gelingt, durch anlageninterne Notfallmaßnahmen den defekten Dampferzeuger wieder mit Wasser aufzufüllen, bevor Spaltprodukte aus dem Brennstoff freigesetzt werden, kann ein großer Teil der Spaltprodukte durch das Wasser zurückgehalten werden. Für die Bespeisung des defekten Dampferzeugers steht in diesem Fall eine Zeitspanne von bis zu ca. 4 h zur Verfügung. Die Wirksamkeit der Maßnahmen hängt auch davon ab, an welcher Stelle sich das Heizrohrleck befindet.

8.3.2 Untersuchungen zur Aufheizung von Rohrleitungen bei Kernschmelzen unter hohem Druck

Bei Unfallabläufen, die zur Kernzerstörung bis zum vollständigen Kernschmelzen führen, treten im Bereich des Kerns Temperaturen über 2000 K auf. Der Wärmeaustausch durch Strahlung und Konvektion sowie der Transport und die Ablagerung von Spaltprodukten bewirken auch eine Aufheizung der Hauptkühlmittelleitungen und der Rohre in den Dampferzeugern. Derzeitig ist nicht zu quantifizieren, ob mit einem Versagen dieser Komponenten vor Versagen des Reaktor-druckbehälter-Bodens zu rechnen ist, wenn im Primärsystem hoher Druck herrscht (HD- Fall).

Bei einem Kernschmelzen unter hohem Druck ist mit einer Beschädigung des Sicherheitsbehälters zu rechnen, wenn der Reaktordruckbehälter im Bodenbereich großflächig versagt. Falls vorher die (heiße) Hauptkühlmittelleitung versagt, wird der Primärkreis entlastet, ohne daß eine unmittelbare Gefährdung des Sicherheitsbehälters zu befürchten ist. Zu dieser Problematik liegen mehrere Analysen für Reaktoren amerikanischer Bauart vor [BAY 87, NRC 87]. Im Rahmen dieser Studie wurden Untersuchungen für die Referenzanlage mit dem Rechenprogramm ATHLET durchgeführt. Allerdings zeigt sich, daß eine verlässliche Aussage, ob und wann es zum Versagen des Primärkreises an anderen Stellen als dem Reaktordruckbehälter-Boden kommt, mit den verfügbaren analytischen Hilfsmitteln auch unter definierten Randbedingungen nicht zu gewinnen ist. Darüber hinaus sind wesentliche Randbedingungen für eine Berechnung der Strukturaufheizung nicht eindeutig festzulegen.

Beim Unfall in TMI [TOL 86] stand zwar der Primärkreis während des Kernschmelzens unter hohem Druck, jedoch wurde beim intermittierenden Betrieb der Hauptkühlmittelpumpen und der Sicherheitseinspeisepumpen durch Dampfkühlung nicht nur ein weiteres Ansteigen der Temperaturen auf extrem hohe Werte verhindert, sondern auch die heiße Kühlmittelleitung abgekühlt. Wie aus dem gemessenen Temperaturverlauf in TMI geschlossen werden kann, überschritten die maximalen Temperaturen nur unwesentlich die Meßbereichsgrenze von 710 K. Dies bedeutet, daß während der Aufheizphase eine zeitweilige Kühlung, z. B. durch einen Dampfstoß, ausreicht, ein thermisch bedingtes Versagen der „heißen“ Hauptkühlmittelleitung zu verhindern.

Beim derartigen Kenntnisstand kann nicht entschieden werden, ob es vor dem Versagen des Reaktordruckbehälter-Bodens zu einem Versagen des Primärkreises an anderer Stelle kommt. Um diese Frage zu klären, sind weitere Untersuchungen erforderlich.

8.3.3 Untersuchungen zur Dampfexplosion

8.3.3.1 Voraussetzungen für eine Dampfexplosion

Gelangen geschmolzene Kernmaterialien in Kontakt mit Wasser, kommt es zu einer Verdampfung des Wassers. Da mit der Verdampfung eine sehr starke Volumenausdehnung verbunden ist, steigt der Druck an. Der Druckanstieg ist um so heftiger, je intensiver und rascher die Wärme aus der heißen Schmelze an das Wasser abgegeben wird. Im Extremfall werden durch die schnelle Verdampfung Druckwellen erzeugt. Dieser Vorgang wird als Dampfexplosion bezeichnet.

Eine Dampfexplosion ist möglich, wenn die folgenden Voraussetzungen erfüllt sind:

- Hinreichend homogene Vorvermischung zwischen Schmelze und Wasser („premixing“) innerhalb weniger Sekunden,
- Feinfragmentation der Schmelze mit einem Teilchendurchmesser zwischen 10^{-6} und 10^{-3} m („Kontaktflächenbedingung“) und hinreichend langer und inniger Kontakt mit dem Wasser („Kontaktzeitbedingung“),
- Feinfragmentation innerhalb einiger Hundertstelsekunden, um eine gleichzeitige Reaktion der beteiligten Massen zu erreichen („Kohärenzbedingung“).

Sind diese Bedingungen nicht gleichzeitig erfüllt, kann es zwar zu einer raschen Verdampfung oder auch zu einer begrenzten Dampfexplosion kommen, eine Zerstörung des Reaktordruckbehälters und eine Gefährdung der umgebenden Strukturen sind dann jedoch ausgeschlossen.

Zu einer Dampfexplosion kann es kommen, wenn gegen Ende der Kernaufheiz- und Kernzerstörungsphase geschmolzenes Kernmaterial in das Restwasser des Reaktordruckbehälters abstürzt.

In anderen Situationen, bei denen Wasser mit der Schmelze in Kontakt kommt (z. B. Einspeisen von Wasser auf die Schmelze, Überflutung der Schmelze durch Sumpfwasser), kann zwar eine rasche Verdampfung auftreten. Die Voraussetzungen für eine heftige Dampfexplosion liegen jedoch nicht vor [ALS 87a, PEE 80, FRI 81].

Nachfolgend werden die Bedingungen für eine Dampfexplosion im Zusammenhang mit Ergebnissen der dazu durchgeführten Experimente und Analysen erläutert [BER 86a, BER 87, GIN 85, OH 85, SWE 84, THE 87]. Weiterhin werden die Ergebnisse der Untersuchungen zur Belastung des Reaktordruckbehälters diskutiert.

Die Untersuchungen konzentrieren sich auf Kernschmelzen unter niedrigem Druck, da in diesem Fall die Wahrscheinlichkeit für eine heftige Dampfexplosion größer ist als beim HD-Fall. Zudem ist beim HD-Fall die Integrität des Sicherheitsbehälters unmittelbar gefährdet.

8.3.3.2 Thermische Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und Kühlmittel

● Verfügbare Massen an Wasser und Schmelze im unteren Plenum

Die Massen an Wasser und Schmelzen, die sich gleichzeitig im interessierenden Zeitbereich in der unteren Reaktordruckbehälter-Kalotte befinden können, werden in [BRA 80, BIS 80, THE 87] abgeschätzt.

Die thermohydraulischen Rechnungen zum Ausdampfvorgang im Reaktordruckbehälter beim Kernschmelzen lassen erwarten, daß sich beim Absturz des Kerns noch zwischen 20 und 30 m³ Wasser im Reaktordruckbehälter befinden.

Unterschiedliche Ausgangssituationen für eine Kernaufheizung, der schwer abschätzbare Einfluß der Wärmeleitung in den unteren Strukturen der Kerntragekonstruktion und der Wärmestrahlung während der Kernzerstörung auf die Verdampfung von Wasser sowie die Möglichkeit eines frühzeitigen Abtropfens von Materialien mit relativ niedriger Schmelztemperatur (vor allem Steuerstabmaterialien) in das untere Plenum mit entsprechender Dampfbildung führen zu den angegebenen Unsicherheiten bei der Abschätzung der Restwassermenge.

Auch die Schmelzmasse, die nach dem Versagen von Bauteilen der unteren Kerntragekonstruktion innerhalb der ersten Sekunden in das Restwasser abstürzen kann, läßt sich nur grob abschätzen, da sich der Ablauf der Kernzerstörung sowie die Versagensart der unteren Kerntragestrukturen nicht genau vorhersagen lassen. Die zu dieser Problematik durchgeführten Untersuchungen (z. B. [BRA 80, BIS 80, THE 87]) kommen zu dem Schluß, daß mit größter Wahrscheinlichkeit ein lokales, begrenztes Versagen zu erwarten ist. Dieses Ergebnis wird durch die Analyse des TMI-Unfalls (z. B. [EID 88]) gestützt.

Die Auswertung des TMI-Unfalls und neuere Forschungsergebnisse [HAG 87] lassen erwarten, daß sich zunächst größere Massen erschmolzener Kernmaterialien im Kernbereich in einem „Schmelzen-Pool“ ansammeln. Die geringe Leistungserzeugung im unteren Kernbereich sowie die dort vorhandenen „kalten“ Strukturen (inaktive Brennstablänge, Brennelementfuß einschließlich Endplatte, Kerntragekonstruktion und Stauplatte, siehe Bild 8-22) fördern eine sich radial ausweitende Krustenbildung aus wiedererstarteten (vor allem metallischen) Materialien mit niedrigen Schmelztemperaturen. In diesen Materialien entsteht kaum Nachwärme, so daß sie zunächst nicht erneut aufschmelzen. Erst wenn wesentliche Massen an keramischen/oxidischen Kernmaterialien geschmolzen sind und

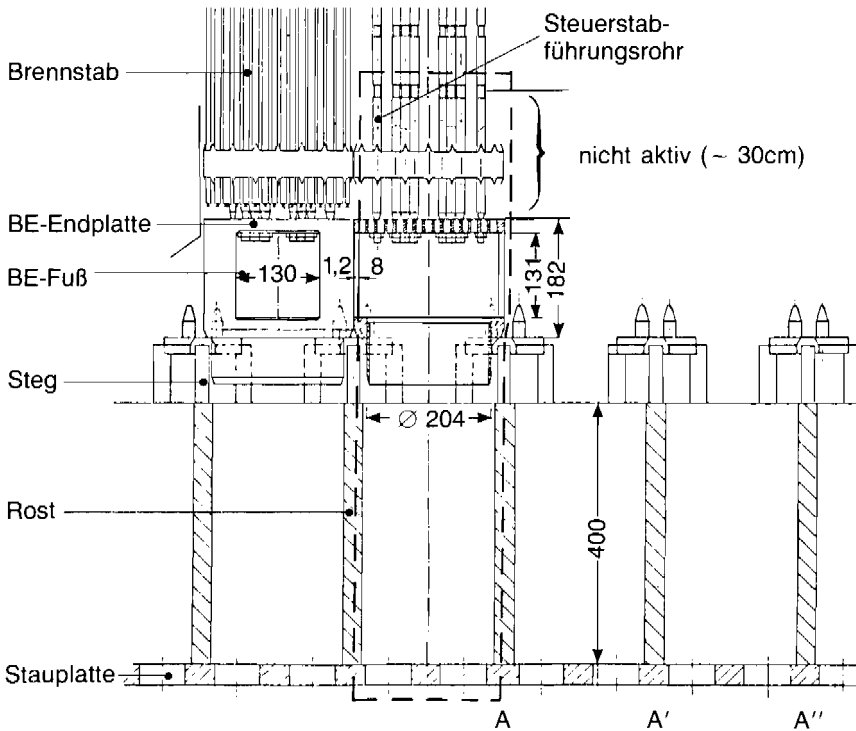


Bild 8-22: Untere kerntragende Struktur

sich oberhalb der Kruste ansammeln, wird es zur thermischen Zerstörung der Kruste in ihrem unteren Bereich kommen. Möglich ist auch, daß der Schmelzen-Pool seitlich überläuft und die abfließende Schmelze in das untere Plenum durchbricht, wie es in der TMI-Anlage aufgetreten ist (Bild 8-23).

Nach dem Versagen der Kruste muß die aus dem Pool abfließende Schmelzenmasse sich zunächst einen Weg durch den unteren nichtaktiven Bereich des Brennelements, den Brennelementfuß und die Kerntragekonstruktion schaffen, ehe sie in das Restwasser gelangen kann. Wesentliches Hindernis auf diesem Wege stellen die Brennelement-Endplatten dar. Nach ihrem Versagen begrenzen die Öffnungen im Brennelementfuß den Massenstrom der Schmelze. Abschätzungen [BRA 80, BIS 80] ergeben, daß nach dem vollständigen Versagen einer Endplatte eine Schmelzmasse von einigen 100 kg bis zu 3000 kg innerhalb der ersten drei Sekunden in das Restwasser abstürzen kann. Der zeitliche Ablauf des Versagens der Endplatte, der Strömungswiderstand durch die untere Tragekonstruktion sowie die Höhe der geschmolzenen Materialien in der Krustenwanne bestimmen die Bandbreite des Schätzwertes. Der Schmelzenfluß wird vorrangig den entstandenen Strömungskanal nutzen und diesen durch Lochabtragung (hole ablation) aufweiten. Zu diesem Vorgang liegen experimentelle Erkenntnisse vor [TAR 86].

Ein gleichzeitiges Versagen mehrerer Brennelement-Endplatten, bei dem die theoretisch mögliche Querschnittsfläche durch die Brennelementfüße und die darunter angeordneten Strukturen freigegeben wird, ist unwahrscheinlich. Trotzdem wird im folgenden angenommen, daß innerhalb von drei Sekunden 10000 kg Schmelzmasse ins Restwasser abstürzen. Dieser Wert ergibt sich als obere Grenze beim gleichzeitigen Versagen von drei Endplatten.

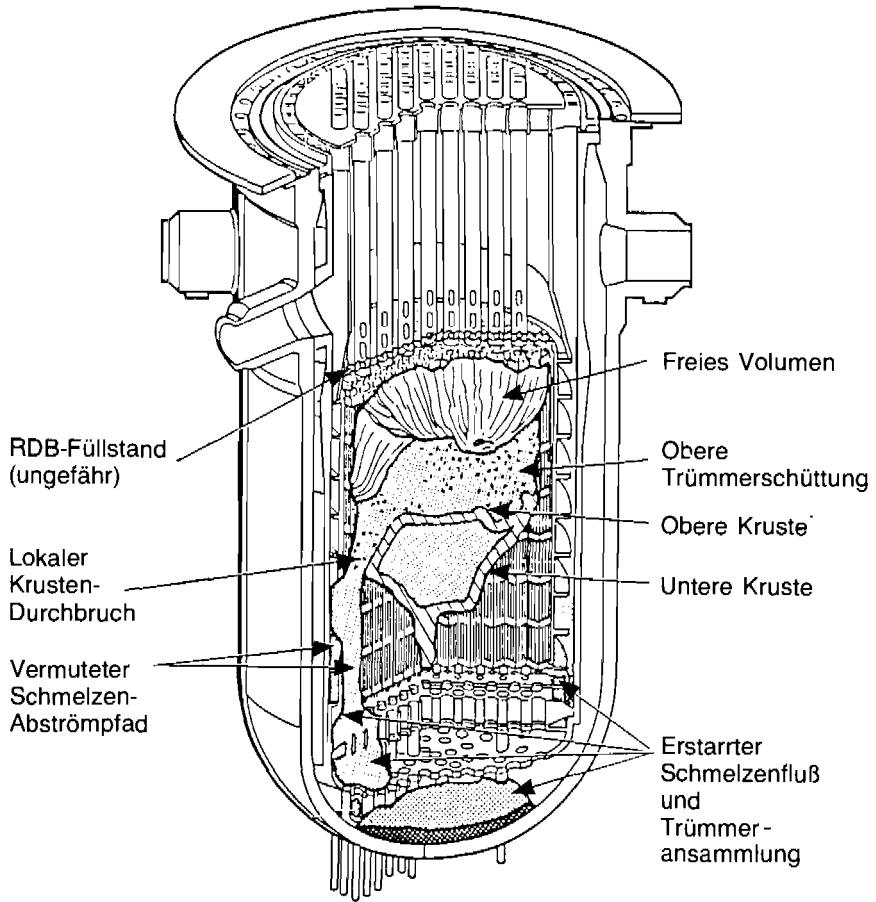


Bild 8-23: Endzustand des teilerstörten Kernaufbaues der TMI-Anlage

Nach [BER 86a] kann nicht ausgeschlossen werden, daß eine erste „milde“ Dampfexplosion im unteren Plenum die Kerntagekonstruktion und die Brennelement-Endplatten zerstört und damit den Absturz größerer Massen an erschmolzenen Materialien auslöst. Eine Reaktion, die lokale Bereiche der unteren Tragkonstruktion zerstört, setzt einen entsprechend hohen Energieeintrag in das Wasser im unteren Plenum des Reaktordruckbehälters voraus. Durch die starke Dampfbildung und die damit verbundene Expansion wird Wasser bis zu hoch aufgeheizten Strukturmaterialien im Reaktordruckbehälter mitgerissen. Deren Oberflächen werden unter weiterer Dampfbildung abgekühlt. Befindet sich nach der ersten Reaktion noch fragmentiertes Material zusammen mit Wasser im unteren Plenum, so bildet sich ein „aufgeschäumter“ zweiphasiger Gemisch-Pool. Eine nachfolgende „starke“ Dampfexplosion ist unter diesen Voraussetzungen kaum möglich, da zu wenig Wasser zur Verfügung steht und in einem Zweiphasengemisch eine Feinfragmentierung nicht zu erwarten ist.

Abhängig vom Ablauf der Kernaufheizung und des Kernschmelzens beträgt die spezifische thermische Energie der in das untere Plenum abstürzenden Schmelzmasse nach [SWE 84] etwa 800 bis 1600 kJ/kg. Mit dem Programm MARCH werden Werte von 1000 bis 1300 kJ/kg errechnet. Für die weitere Analyse wurde ein Wert von 1300 kJ/kg angenommen.

● Wärmeübertragung an das Kühlmittel

Für die Beurteilung der Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und Wasser sind vor allem die experimentellen Untersuchungen mit Schmelzmassen im Kilogramm-Bereich in den Forschungszentren Sandia und Winfrith von großer Bedeutung.

In Sandia wurden u. a. Experimente mit einem die Kernschmelze simulierenden Material aus Eisen-Aluminium-Oxid und mit dem unter Unfallbedingungen vorliegenden Kernmaterial „Corium A + R“ unter verschiedenen Umgebungsbedingungen und mit unterschiedlichen Wassermassen durchgeführt. Die Versuche umfaßten Kernschmelzmassen bis zu 20 kg. In den Versuchsreihen MD (19 Versuche), FITSA (5 Versuche), FITSB (9 Versuche) und RC (2 Versuche) wurde das Simulationsmaterial Eisen-Aluminium-Oxid verwendet. Bei der Versuchsreihe MD, die in der offenen EXO-FITS-Anordnung durchgeführt wurde, wurden maximal 3 % der thermischen Energie in der Kernschmelze in mechanische Energie umgewandelt (abgeschätzt anhand der kinetischen Energie). Der maximale Druck in der Reaktionszone wurde auf 60 MPa geschätzt [BUE 87, COR 81, MIT 81].

Die in einem geschlossenen Gefäß mit bis zu 5,5 kg Schmelze durchgeführte FITSA-Versuchsreihe ergab einen maximalen Umsetzungsgrad von 3 % (kinetische Energie). Auch hier wurde der Druck in der Reaktionszone zu maximal 60 MPa abgeschätzt [COR 81, COR 84, MIT 81].

In der FITSB-Reihe mit 10 bis 20 kg Simulationsmaterial in einem geschlossenen Gefäß ergaben sich in der Regel Umsetzungsgrade von einigen Prozenten; maximal wurde ein Wert von 10 % (kinetische Energie plus Druckänderungsarbeit) festgestellt. Dabei wurde ein maximaler Druck von 39 MPa in der Reaktionszone abgeschätzt [MIT86, OH87].

Bei einem Versuch der RC-Reihe mit 19 kg Simulationsmaterial in einem offenen starren Behälter trat keine Dampfexplosion auf. Für die im zweiten Versuch mit 18,5 kg Simulationsmaterial aufgetretene Dampfexplosion wurde ein Umsetzungsgrad zwischen 6 und 17 % (kinetische Energie) abgeschätzt. Der gemessene Druck betrug maximal 75 MPa [BER 86b].

Mit 5 bis 20 kg Kernschmelzmaterial „Corium A + R“ wurde die Versuchsreihe MDC in einer offenen Anordnung durchgeführt. Die Versuche ergaben in der Regel nur sehr geringe Umsetzungsgrade, maximal wurden 2,6 % (kinetische Energie) erreicht [BER 82]. In Winfrith wurden in der Versuchsreihe SUW 20 Versuche mit 0,5 bis 20 kg Uranoxid-Molybdän in einem geschlossenen Gefäß durchgeführt. Der Umsetzungsgrad betrug maximal 2,4 % (Druckänderungsarbeit) [BIR 81, BIR 84].

Da die Versuche und die Abschätzung des Umsetzungsgrades nicht einheitlich durchgeführt wurden, ist ein Vergleich der Ergebnisse schwierig. Die Sandia-Versuche in der offenen Anordnung (Reihen MD und MDC) zeigen, daß die freigesetzte kinetische Energie beim Simulationsmaterial Eisen-Aluminium-Oxid und dem Kernschmelzmaterial Corium in etwa übereinstimmen [MIT 86]. Ein solcher Vergleich für die Sandia-Versuche in einem geschlossenen Gefäß ist nicht bekannt. Aufgrund der Winfrith- und der Sandia-Versuche (Reihe FITSB) ist jedoch in einem geschlossenen Gefäß bei der Brennstoffschmelze eine mildere Dampfexplosion als bei dem Simulationsmaterial zu erwarten. Die Anwesenheit

von nicht kondensierbaren Gasen und die Erstarrung der Kernschmelzoberfläche, die in einer realen Situation und bei Kernschmelzmassen im Tonnen-Bereich zu erwarten sind, können den für eine Dampfexplosion erforderlichen innigen Kontakt zwischen Schmelze und Flüssigkeit erschweren und den Umsetzungsgrad vermindern [COR 81].

Bei der Übertragung der Erkenntnisse aus den Versuchen im Kilogramm-Bereich auf reale Bedingungen mit Kernschmelzmassen im Bereich von einigen Tonnen spielen die Fragmentation dieser Kernschmelzmassen und die Kohärenz bei der Wärmeübertragung eine bedeutende Rolle. Durch die Einbauten im unteren Plenum können die Vermischungsvorgänge beeinträchtigt werden. In der wissenschaftlichen Diskussion zur Fragmentation großer Kernschmelzmassen besteht prinzipiell Übereinstimmung, daß der Anteil der Kernschmelze, der sich mit dem Kühlmittel ausreichend vermischen läßt, mit zunehmender Schmelzmasse abnimmt. Die an der Wechselwirkung beteiligte Kernschmelzmasse kann bis zu einem Faktor zehn geringer als die verfügbare Masse sein. Damit wird auch die freigesetzte mechanische Energie deutlich verringert.

Wird eine ausreichend feine und schnelle Fragmentation der Kernschmelze postuliert, so können der zeitliche Ablauf des Energieübertrags vom Brennstoff zum Kühlmittel sowie die Umsetzung in mechanische Energie berechnet werden. Die mit verschiedenen Rechenmodellen ermittelten Energiefreisetzungen stimmen zufriedenstellend überein [POT 73, SWE 84, OH 85]. Die Rechenmodelle liefern unter ungünstigsten Annahmen Umsetzungsgrade, die bis in die Größenordnung von 10 % reichen. Dabei ist zu berücksichtigen, daß bei einem Reaktorunfall durch die Anwesenheit von nicht kondensierbaren Gasen, durch die Erstarrung der Brennstoffoberfläche und durch zahlreiche Siedekeime die Intensität einer Dampfexplosion deutlich verringert wäre.

Die Kenntnisse zu den beteiligten Kernschmelzmassen und zu den notwendigen Bedingungen lassen die Schlußfolgerung zu, daß eine Dampfexplosion mit einer größer werdenden mechanischen Energiefreisetzung tendenziell zunehmend unwahrscheinlicher wird. Aufgrund des derzeitigen Kenntnisstandes ist eine Dampfexplosion, an der eine kohärent fragmentierte Kernschmelzmasse von mehreren Tonnen beteiligt ist und bei der ein Umsetzungsgrad bis zu 10 % auftritt, als sehr unwahrscheinlich anzusehen.

Im folgenden wird untersucht, ob unter diesen Annahmen das Potential der Lastabtragung durch den Reaktordruckbehälter und die vorhandenen Sicherheitsreserven ausreichen, eine Schädigung des Sicherheitsbehälters zu verhindern.

8.3.3.3 Belastung der Strukturen

Bei einer Dampfexplosion treten aufgrund der einphasigen Volumenausdehnung und der sehr raschen Verdampfung hohe Druckspitzen auf, die im Millisekunden-Bereich wieder abgebaut werden. In dieser „akustischen“ Phase wird der Reaktordruckbehälter-Kugelboden vor allem durch die vom Wasser übertragene Druckwelle belastet. Nachfolgende Reflexionen im Wasser und in der Struktur führen ebenfalls zu einer Belastung des Kugelbodens, tragen jedoch nur unwesentlich zur weiteren Dehnung bei. Die an die akustische Phase anschließende Inertialphase ist durch einen monotonen Druckabbau in der Expansionszone gekennzeichnet, der nicht zu einer nennenswerten Belastung der umgebenden Struktur führt.

Neben dem unmittelbar belasteten Kugelboden ist auch der Reaktordruckbehälter-Deckel als kritisches Konstruktionselement anzusehen. Die Belastung kann je nach Ablauf der Dampfexplosion über mehrere Pfade zeitlich versetzt erfolgen. Die zeitlich ersten Belastungsarten werden durch die Druckwellenausbreitung hervorgerufen. Die unmittelbare Fortpflanzung der Druckwelle zum Deckel wird entscheidend durch das Dampfvolu-

men über dem Restwasser im Reaktordruckbehälter beeinflusst. Der größte Teil der Energie der Druckwelle wird an der Wasseroberfläche reflektiert. Der übertragene Anteil wird durch die Kompressibilität des Dampfes und den Reflexionen an den Einbauten so stark abgeschwächt, daß eine Gefährdung des Deckels durch die erste Druckwelle nicht dominierend ist. Zeitlich parallel hierzu tritt eine indirekte Belastung auf, die als kritischer anzusehen ist. Als Folge des Druckverlaufs in der Expansionszone baut sich ein Differenzdruck über die unteren Kerntragstrukturen auf. Die daraus resultierende, nach oben gerichtete Kraft wird über den Kernmantel und den Kernmantelflansch teilweise in den Deckel eingeleitet.

Zusätzlich zu diesen Belastungsarten ist eine Beaufschlagung durch Wasser, das nach oben beschleunigt wird, denkbar. Dies kann zum einen durch Öffnungen in der unteren Kerntragstruktur geschehen, die während des Schmelzvorgangs entstanden sind, und zum anderen seitlich durch den Ringraum. Das durch die untere Kerntragstruktur strömende Wasser wird seine Bewegungsenergie zum Teil an die Einbauten übertragen (Reibung, Staudruck) und so zur Krafterleitung auf dem zuvor beschriebenen Weg über den Kernmantel und Kernmantelflansch in den Deckel beitragen.

Dieser rein fluiddynamische Vorgang wird durch eine thermische Wechselwirkung des Wassers mit den heißen Kernmaterialien überlagert. Ein großer Teil der Energie kann als Deformationsarbeit von den Reaktordruckbehälter-Einbauten abgetragen werden. Die Formierung eines größeren Wasserhammers, der unmittelbar den Deckel beaufschlägt, wird daher sehr unwahrscheinlich. Aufgrund der geringeren Strömungswiderstände wird der Hauptanteil des nach oben beschleunigten Wassers in den Ringraum strömen. Sofern genügend Energie zur Verfügung steht, wird das Wasser einen Teil seiner kinetischen Energie in den Kernmantelflansch und damit in den Deckel einleiten.

Rechnungen mit dem Programm SEURBNUK [YER 84] zur Eingrenzung des Lastabtragungspotentials des Reaktordruckbehälters unterstellen, daß die in die Dampfexplosion eingebrachte thermische Energie 15 000 MJ entspricht und der Anfangsdruck 75 MPa beträgt. Dies entspricht einer beteiligten Kernschmelzmasse von ca. 11,5 Mg mit einer thermischen Energie von 1300 kJ/kg. Die Belastung des Reaktordruckbehälters durch die vom Wasser transportierten Druckwellen ist am höchsten im Pol des Kugelbodens. Hier treten die maximalen Dehnungen auf, die nach der akustischen Phase im wesentlichen abgeschlossen sind. Die maximale Vergleichsdehnung beträgt hier $\epsilon_v = 2,5\%$. Der Dehnungszustand ist hauptsächlich durch Membrandehnungen bestimmt, der Biegedehnungsanteil beträgt maximal 10 % der Membrandehnung. In Richtung des Anschlusses an den zylindrischen Teil des Reaktordruckbehälters nimmt die Dehnung kontinuierlich ab, im zylindrischen Teil selbst liegen alle Dehnungskomponenten im elastischen Bereich.

Zur Ermittlung der Tragfähigkeit des Reaktordruckbehälters wird die das Bauteil beanspruchende einachsige Membranvergleichsdehnung einer zulässigen Dehnung gegenübergestellt. Diese wird gewonnen aus der Gleichmaßdehnung des Werkstoffs, abgemindert nach Maßgabe des Faktors der Spannungsmehrachsigkeit sowie möglicher Fehler-, Schweißnaht- und Alterungseinflüsse.

Da die ausgewiesenen Dehnungsbeanspruchungen im Kugelboden größere Werte nur zwischen Polstelle und 45° aufweisen, also an Stellen, die ohne Schweißnaht ausgeführt sind, muß die Gleichmaßdehnung nicht durch Schweißnahteinfluß, Fehlereinfluß, thermische Alterung oder zyklische Ermüdung abgemindert werden. Eine Abminderung der Dehnfähigkeit infolge des Dehngeschwindigkeitseinflusses und des Mehrachsigkeitsfaktors wird jedoch berücksichtigt. Sie reduziert die an Großproben mindestens vorhandene

Gleichmaßdehnung von 7 % auf einen zulässigen einachsigen Dehnungswert von 3 % im Kugelbereich.

Die oben ausgewiesenen Beanspruchungen durch die Dampfexplosion (maximale Membranvergleichsdehnung von 2,5 %) führen daher nicht zum Versagen des Reaktordruckbehälters im Kugel- und Zylinderbereich. Ausgehend von der in der Rechnung ermittelten Geschwindigkeit des nach oben beschleunigten Wassers läßt sich die Belastung des Deckels durch die oben beschriebenen Mechanismen konservativ abschätzen. Dabei zeigt sich, daß ein katastrophales Versagen des Deckels nicht zu erwarten ist.

8.3.3.4 Schlußfolgerung

Die Untersuchungen zeigen, daß eine heftige Dampfexplosion, die den Reaktordruckbehälter zerstört und die Integrität des Sicherheitsbehälters gefährdet, sehr unwahrscheinlich ist. Dies wird durch andere Untersuchungen [GIN 85, THE 87] unterstützt. Demnach ist der Erwartungswert der bedingten Wahrscheinlichkeit für eine heftige Dampfexplosion, die die Integrität des Sicherheitsbehälters gefährdet, kleiner als 10^{-2} . Eine weitergehende Analyse zur Eingrenzung der noch vorhandenen Sicherheitsmarge wurde nicht durchgeführt, da bereits bei der bedingten Wahrscheinlichkeit 10^{-2} der Ereignisablauf mit einer heftigen Dampfexplosion so unwahrscheinlich ist, daß er in der Studie nicht weiter behandelt wird.

8.4 Untersuchungen zu den Belastungen des Sicherheitsbehälters und umgebender Strukturen

8.4.1 Druckaufbau im Sicherheitsbehälter

Die globalen Druck- und Temperaturverläufe werden mit dem Programmsystem CONDRU berechnet. Lokale Temperaturen, die Zusammensetzung der Sicherheitsbehälteratmosphäre sowie Freisetzungsraten von Gasen aus dem Sicherheitsbehälter in angrenzende Raumbereiche (Reaktorgebäude, Maschinenhaus) werden dagegen mit dem Programm RALOC ermittelt. Die Bilder 8-24 und 8-25 zeigen – im Vergleich – Ergebnisse von CONDRU- und RALOC-Rechnungen für den ND-Fall.

Einen Überblick über die Rechnungen zur Druck-, Druckdifferenz- und Temperaturbelastung des Sicherheitsbehälters bei unterschiedlichen Unfallabläufen zeigt Tabelle 8-4.

Im folgenden werden zunächst Randbedingungen und Eingabedaten für die Rechnungen zu verschiedenen Unfallabläufen beschrieben und die Systemabbildung (Nodalisation) in den eingesetzten Programmen erläutert. Anschließend werden die durchgeführten Analysen detailliert beschrieben und die wesentlichen Ergebnisse diskutiert. Abschließend werden die möglichen Freisetzungspfade unterschiedlicher Gasströme in die den Sicherheitsbehälter umgebenden Gebäude dargestellt. Diese Ergebnisse sind wesentliche Grundlage für die in Kapitel 9 beschriebenen Untersuchungen zur Spaltproduktfreisetzung.

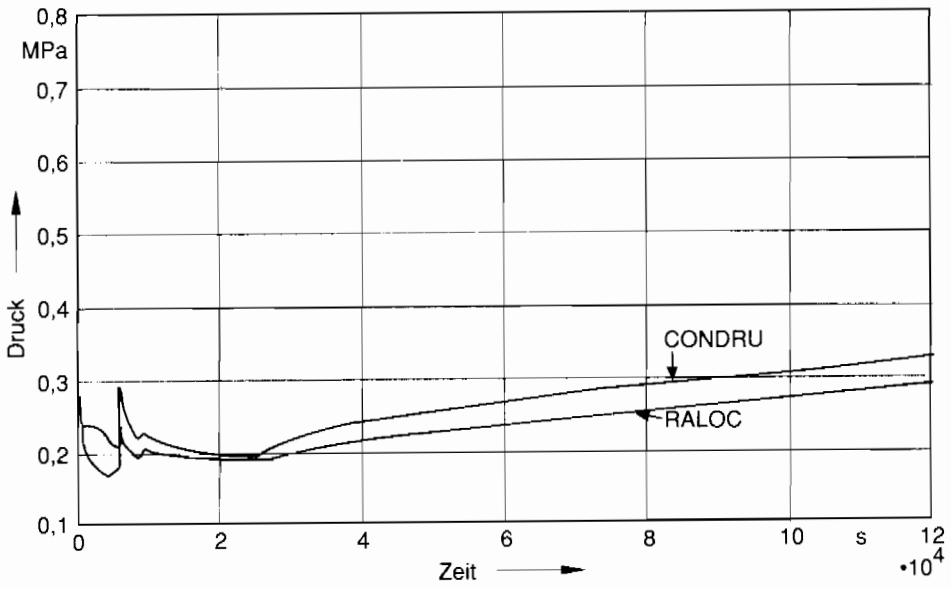


Bild 8-24: Druckverlauf im Sicherheitsbehälter; Vergleich CONDRO-RALOC

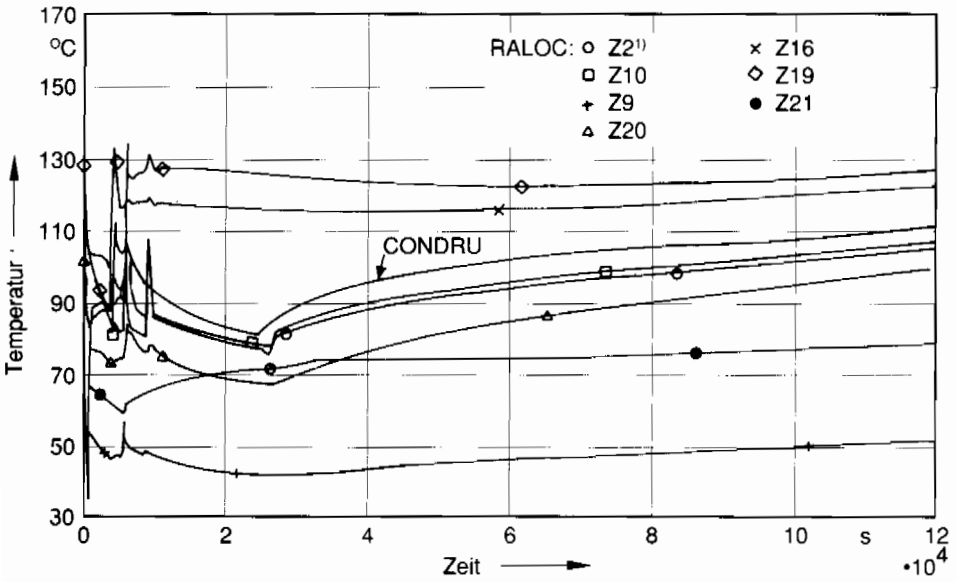


Bild 8-25: Temperaturverlauf im Sicherheitsbehälter; Vergleich CONDRO - RALOC (Zonen-Nr. siehe Bild 8-51)

Tab. 8.4: Übersicht über die durchgeführten Rechnungen zu Belastungen des Sicherheitsbehälters (ohne H₂-Verbrennung)

Nr.	Kernschmelzfall	Rechenprogramm	Modellräume	Spezifische Randbedingungen	Zweck der Untersuchung	Zustand des Sicherheitsbehälters	Bemerkung
1	ND	RALOC	8	Türen im Tr.-schutz-Zykl. öffnen Δp -abhängig	Druck- und Temperaturbelastung im Sicherheitsbehälter	dicht (Auslegungsleckage)	Sicherheitsbehältervolumen = eine Zone Sumpfwasserkontakt
2 3	ND HD ¹	RALOC	8	Türen im Tr.-schutz-Zykl. öffnen Δp -abhängig	Sicherheitsbehälter Druckentlastung ab 0,7 MPa	bis Druckentlastung: dicht	Sicherheitsbehältervolumen = eine Zone Sumpfwasserkontakt Venten mit 3 kg/s
4 5	ND HO ¹	RALOC	8	Türen im Tr.-schutz-Zykl. öffnen Δp -abhängig	Freisetzungsberechnung	offener Sicherheitsbehälter Lüftungsleitung 300 Ø	Großes Leck im Sicherheitsbehälter von Anfang an
6	ND	RALOC	28	Türen im Tr.-schutz-Zykl. auf: TA	Wasserstoffverteilung im Sicherheitsbehälter	dicht: (Auslegungsleckage)	Rechnung bis 120 000 s
7	ND	RALOC	28	Türen im Tr.-schutz-Zykl. zu: TZ	Wasserstoffverteilung im Sicherheitsbehälter	dicht: (Auslegungsleckage)	Rechnung bis 11 700 s
8	ND*	RALOC	28	Türen im Tr.-Schutzzykl. zu: TZ	Wasserstoffverteilung im Sicherheitsbehälter	dicht: (Auslegungsleckage)	Rechnung bis 24 000 s (Ende In-vessel Phase)
9	Bruch der Nachkühlleitung im Ringraum (V-Sequenz)	RALOC	21	Freisetzung von Primärkühlmittel außerhalb des Sicherheitsbehälters	Freisetzungsberechnung	dicht: (Auslegungsleckage)	Bruch einer Nachkühlleitung am Ringraum

Tab. 8.4: Übersicht über die durchgeführten Rechnungen zu Belastungen des Sicherheitsbehälters (ohne H₂-Verbrennung)
(1. Fortsetzung)

Nr.	Kernschmelzfall	Rechenprogramm	Modellräume	Spezifische Randbedingungen	Zweck der Untersuchung	Zustand des Sicherheitsbehälters	Bemerkung
10	ND*	RALOC	22		Freisetzungsberechnung	10 cm ² -Leck im Sicherheitsbehälter	
11	ND	CONDUR	SB,RR Umwelt	kein Sumpfwasserkontakt	Druck- und Temperaturbelastung im Sicherheitsbehälter	dicht: (Auslegungsleckage)	Trockene Schmelze-Beton-Wechselwirkung
12	ND	CONDUR	SB,RR Umwelt	mit Sumpfwasserkontakt	Druck- und Temperaturbelastung im Sicherheitsbehälter	dicht: (Auslegungsleckage)	
13	ND*	CONDUR	SB,RR Umwelt	kein Sumpfwasserkontakt	Druck- und Temperaturbelastung im Sicherheitsbehälter	dicht: (Auslegungsleckage)	Trockene Schmelze-Beton-Wechselwirkung
14	ND*	CONDUR	SB,RR Umwelt	mit Sumpfwasserkontakt	Druck- und Temperaturbelastung im Sicherheitsbehälter	dicht: (Auslegungsleckage)	
15	ND*	CONDUR	SB,RR Umwelt	mit Sumpfwasserkontakt, kontinuierliche H ₂ -Verbrennung, zusätzliche Wassereinspeis. in Sumpf	Druckentlastung im Sicherheitsbehälter bei Erreichen von 0,6 MPa ohne Wassereinspeisung	dicht bis Zeitpunkt der Druckentlastung dann Querschnitt entsprechend 4 kg/s	
16	ND*	CONDUR	SB,RR Umwelt	wie Nr. 15 jedoch mit Wassereinspeisung: 10 kg/s	Druckentlastung im Sicherheitsbehälter bei Erreichen von 0,6 MPa	dicht bis Zeitpunkt der Druckentlastung dann Querschnitt entspr. 4 kg/s	

Tab. 8.4: Übersicht über die durchgeführten Rechnungen zu Belastungen des Sicherheitsbehälters (ohne H₂-Verbrennung)
(2. Fortsetzung)

Nr.	Kernschmelzfall	Rechenprogramm	Modellräume	Spezifische Randbedingungen	Zweck der Untersuchung	Zustand des Sicherheitsbehälters	Bemerkung
17	HD ¹	CONDRU	SB,RR Umwelt	Venten ab 0,7 MPa mit 3 kg/s	Druckentlastung im Sicherheitsbehälter bei Erreichen von	dicht: (Auslegungsleckage) bis zum Vent-Zeitpunkt	mit Sumpfwasserkontakt u. Schmelze-Beton-Wechselwirkung
18	HD ¹	CONDRU	SB,RR Umwelt	100 % Nachzerfallswärme ins Sumpfwasser, Venten mit 3 kg/s	Druckentlastung im Sicherheitsbehälter bei Erreichen von 0,7 MPa	dicht: (Auslegungsleckage) bis zum Vent-Zeitpunkt	keine Schmelze-Beton-Wechselwirkung
19	HD ¹	CONDRU	SB,RR Umwelt	100 % Nachzerfallswärme ins Sumpfwasser, Venten mit verschiedenen Durchsätzen	Druckentlastung im Sicherheitsbehälter bei Erreichen von 0,57 MPa (Auslegungsdruck), Wassereinspeisung mit verschiedenen Systemen	dicht: (Auslegungsleckage) bis zum Vent-Zeitpunkt	keine Schmelze-Beton-Wechselwirkung Parameterstudien

¹ Bei diesen Rechnungen wurde unterstellt, daß der Reaktordruckbehälter bei Versagen in seiner Position verbleibt.

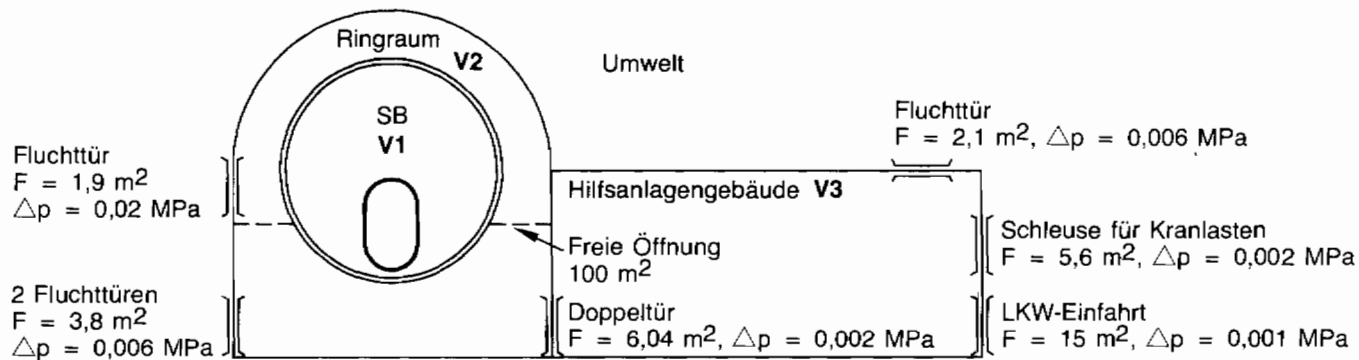


Bild 8-26: Verbindungen von Ringraum und Hilfsanlagengebäude mit der Umwelt

8.4.1.1 Randbedingungen, Eingabedaten und Nodalisation

Die in Abschnitt 8.1.3 beschriebenen Rechenprogramme MARCH und WECHSL liefern die Eingabedaten für die Programme, die die Belastungen des Sicherheitsbehälters und benachbarter Räume (wie Ringraum, Hilfsanlagegebäude) ermitteln (RALOC, CONDRU). Die Eingabedaten beschreiben den zeitlichen Verlauf von Massenströmen (z. B. Dampf oder Wasser, Wasserstoff, CO, CO₂) und deren spezifische Enthalpie. Weiterhin kann das zeitabhängige Verhalten von Wärmesenken und Wärmequellen (z. B. Nachkühler, Nachzerfallwärme der in den Sicherheitsbehälter freigesetzten Spaltprodukte) eingegeben werden.

Die Einbauten aus Stahl und Beton (Strukturen) im Sicherheitsbehälter, Ringraum und Hilfsanlagegebäude werden als Wärmesenken berücksichtigt, die sich durch den Wärmeübergang von der Sicherheitsbehälteratmosphäre aufheizen.

Bei der Berechnung des Wärmeübergangs werden Kondensation, Konvektion und Strahlung berücksichtigt. Die Rechenprogramme erlauben es, Temperaturprofile innerhalb der einzelnen Strukturen sowie die Wärmeabfuhr aus dem Sicherheitsbehälter über die Stahlhülle in den Ringraum zu berechnen.

Bei den Ereignisabläufen mit „dichtem“ Sicherheitsbehälter ist in den Rechnungen von Beginn des Unfalls an eine Leckgröße von 0,1 cm² im Sicherheitsbehälter angesetzt. Dies entspricht der Auslegungsleckage. Diese Leckgröße bleibt während des gesamten Unfallablaufs unverändert.

Entsprechend dem untersuchten Unfallablauf wird die Ringraumabsaugung (ca. 4000 m³/h) in der Rechnung berücksichtigt. Die Absaugung von Luft aus dem Ringraum wird bei einem Störfall durch das Reaktorschutzsystem angeregt. Sie erzeugt leichten Unterdruck im Ringraum und gibt die abgesaugte Luft über Filter und den Abluftkamin an die Umgebung ab. Kleinere Freisetzungen aus dem Sicherheitsbehälter gelangen daher nicht unkontrolliert in die Umgebung. Bei größeren Leckagen aus dem Sicherheitsbehälter werden Öffnungen aus dem Ringraum ins Hilfsanlagegebäude (Schleusentor) oder – bei Erreichen höherer Drücke im Ringraum – direkt (z. B. über Fluchttüren) in die Umgebung freigegeben (Bild 8-26).

Die vom Programm WECHSL (siehe Abschnitt 8.4.4) ausgewiesene Strahlungswärme von der Oberfläche der Schmelze an die umgebenden Strukturen der Reaktorgrube wird in dem Mehrzonen-Modell des Programms RALOC berücksichtigt.

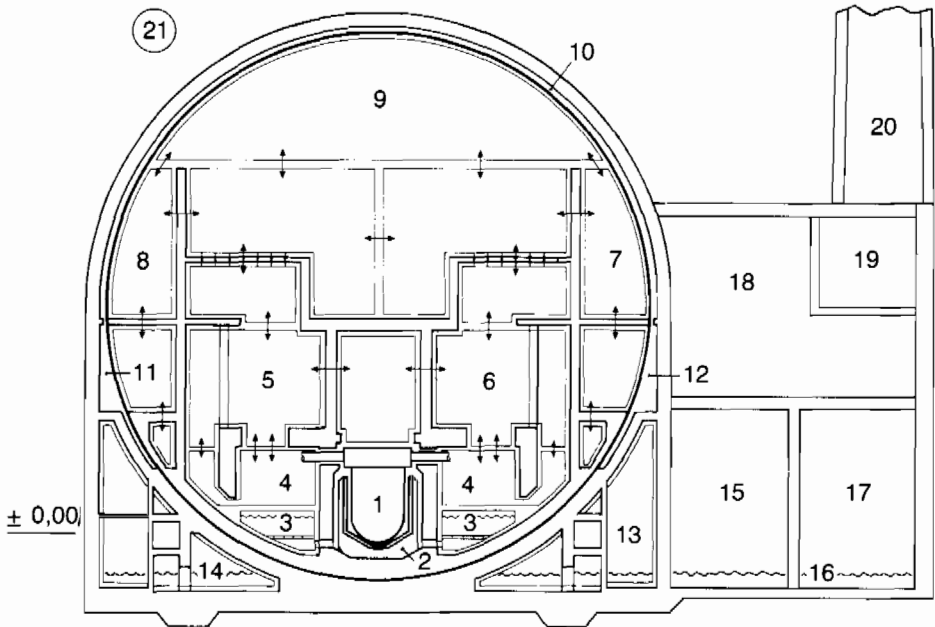
Die WECHSL-Rechnung und damit auch die Belastungsrechnungen für den Sicherheitsbehälter werden beendet, wenn die unterste Schicht des Betonfundaments (Stärke ca. 6 m) erreicht bzw. durchschmolzen wird.

Die Nodalisation in RALOC ist in Bild 8-27 dargestellt.

Das Modell umfaßt insgesamt 21 Zonen (neun Zonen des Sicherheitsbehälters, fünf Ringraumzonen, sechs Zonen im Hilfsanlagegebäude und eine Zone, die die Umgebung repräsentiert). In jedem größeren Gebäudeteil wird der Sumpf durch eine eigene Zone nachgebildet.

Durch die mehrfache Unterteilung des Sicherheitsbehälters, des Ringraums und des Hilfsanlagegebäudes ist es möglich, die verschiedenen Freisetzungsorte bei den unterschiedlichen Unfallabläufen (z. B. Armaturen-Raum beim ND*-Fall, unterer Dampferzeuger-Raum beim ND-Fall, untere Ringräume beim Leck im Ringraum, Schildgrube während Schmelze-Beton-Wechselwirkung) nachzubilden.

Die Ringraumaufteilung ist ausreichend detailliert, um die thermohydraulischen Belastungen auch als Grundlage für Freisetzungsrechnungen zu ermitteln. Für genauere Gasverteilungsrechnungen ist eine feinere Unterteilung erforderlich (siehe Abschnitt 8.4.3).



- 1 Reaktordruckbehälter (RDB)
- 2 Reaktorgrube
- 3 Sicherheitsbehälter-Sumpf
- 4 Untere DE-Räume
- 5 Mittlere und obere DE-Räume Loop 1, 2
- 6 Mittlere und obere DE-Räume Loop 3, 4
- 7 1. Halbsegment außerhalb Trümmerschutzzylinder
- 8 2. Halbsegment außerhalb Trümmerschutzzylinder
- 9 Kuppel oberhalb DE-Klappen
- 10 Oberer Ringraum
- 11 Mittlerer Ringraum, Teil 1
- 12 Mittlerer Ringraum, Teil 2
- 13 Unterer Ringraum
- 14 Ringraumsumpf
- 15 Hilfsanlagen-Gebäude (HAG) unten
- 16 HAG-Sumpf
- 17 HAG-Gebäude unten mit LKW-Tor
- 18 HAG oben
- 19 Abluftsammlkammer
- 20 Kamin
- 21 Umwelt

Bild 8-27: RALOC-Raummodell

Die Nodalisierung in CONDRU zeigt Bild 8-26.

In CONDRU werden alle Räume innerhalb des Sicherheitsbehälters in einer Zone zusammengefaßt.

Der Ringraum wird durch ein zweites Raumvolumen dargestellt. Zwischen dem Sicherheitsbehälter und dem Ringraum können Verbindungsflächen (Öffnungen) definiert werden. Dies gilt auch für den Ringraum und der mit ihm verbundenen dritten Zone, die – je nach Problemstellung – das Hilfsanlagegebäude oder die Umgebung darstellt.

8.4.1.2 Sicherheitsbehälter ohne größere Leckagen

Im folgenden werden die Druck- und Temperaturbelastungen des Sicherheitsbehälters bei verschiedenen Ereignisabläufen dargestellt.

● Niederdruck-Kernschmelzen (Nr. 11 und 12 in Tabelle 8-4)

Die Rechnungen gehen von folgenden Annahmen aus:

- doppelendiger Rundabriß (2F-Bruch) in der Hauptkühlmitteleitung (Kühlmittelverluststörfall),
- auslegungsgemäße Einspeisung von Notkühlmittel aus Druckspeichern und Flutbehältern,
- Versagen der Umschaltung auf Sumpf-Umwälzbetrieb (ca.20 min nach Störfalleintritt).

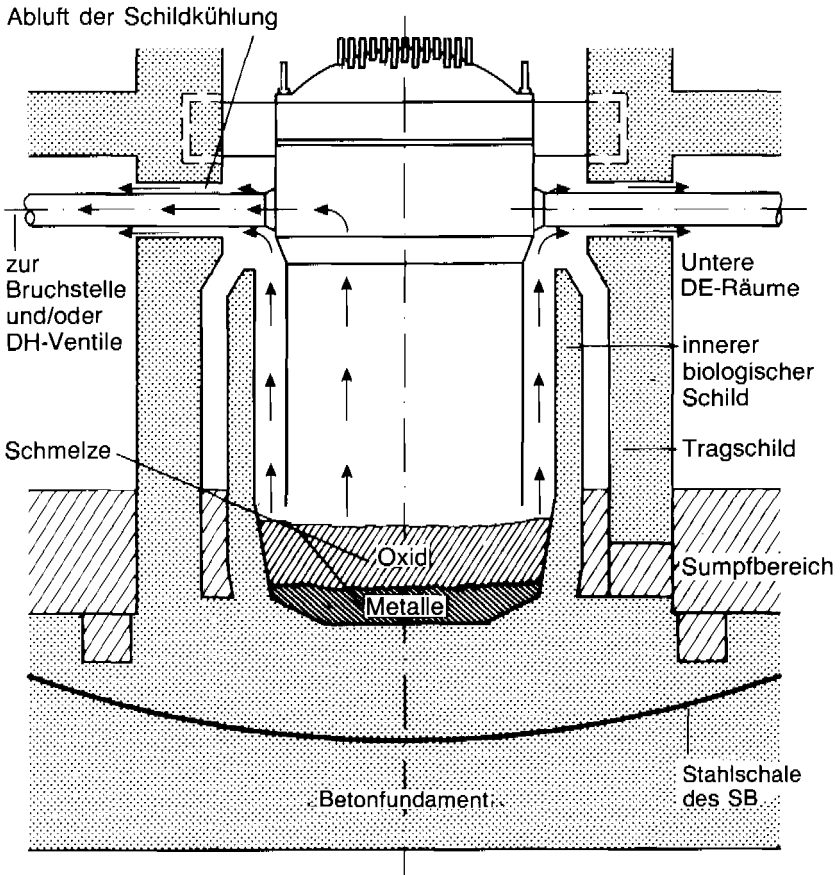
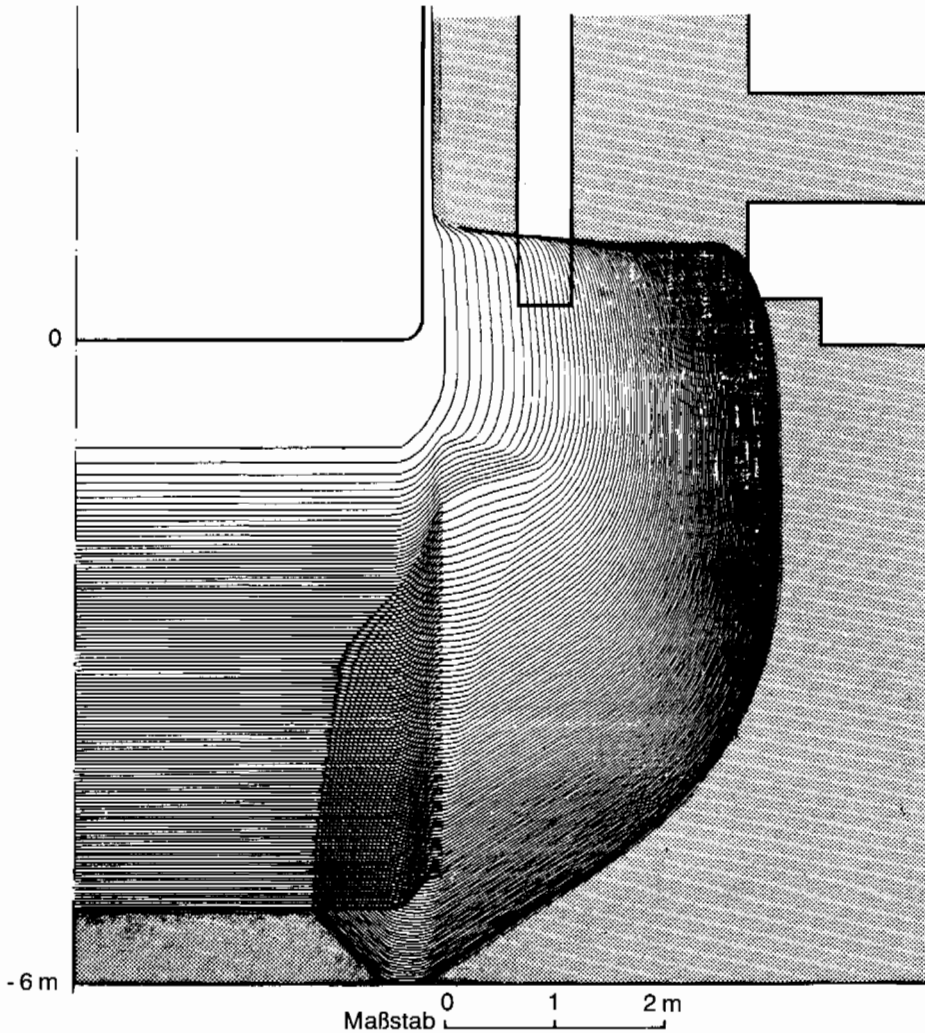


Bild 8-28: Strömungswege der heißen Gase aus der Schmelze-Beton-Wechselwirkung

Der resultierende Ereignisablauf und die dabei im Reaktorsystem auftretenden Phänomene werden detailliert in Abschnitt 8.3.1.1 und in [BRA 83a] beschrieben.



Zeitschritt = 3600 s

Anfangstemperatur der Schmelze = 2700 K

DWR, ND* - Pfad

Bild 8-29: Fundamenterosion durch die Kernschmelze

Nachdem das Restwasser im Reaktordruckbehälter verdampft ist, versagt der Reaktordruckbehälter thermisch etwa 2 h nach Unfalleintritt im unteren Kalottenbereich. Hierdurch stürzen Kernschmelze und Kerntrümmer aus dem Reaktordruckbehälter auf den Betonboden der trockenen Schildgrube.

In der anschließenden Phase der Betonzerstörung durch die hochehitze Schmelze werden heiße Gase wie Wasserdampf (H_2O), Wasserstoff (H_2), Kohlenmonoxid (CO) und Kohlendioxid (CO_2) freigesetzt. Diese Gase gelangen zunächst über den im Bodenbereich offenen Reaktordruckbehälter zurück in den Primärkreislauf und von dort über die gebrochene Hauptkühlmittelleitung in die unteren Dampferzeuger-Räume. Heiße Gase können auch über die Lüftungsleitungen der Schildkühlung aus der Reaktorgrube in die unteren Dampferzeuger-Räume strömen. Von hier aus verteilen sich die Gase im Sicherheitsbehälter (Bild 8.28).

Die Wärmeabstrahlung von der heißen Schmelzenoberfläche heizt die Beton- und Metallstrukturen in der Grube stark auf. Die Schmelze dringt weiter in das Betonfundament unter der Reaktorgrube ein. Nach mehreren Tagen [ALS 88] muß mit dem Durchschmelzen des etwa 6m dicken Betonfundamentes gerechnet werden (siehe Abschnitt 8.4.4).

Wird beim Eindringen der heißen Schmelze in den Beton der innere biologische Schild seitlich durchgeschmolzen (Bild 8-29), so kann die Kernschmelze in Kontakt mit dem Wasser im Sumpf des Sicherheitsbehälters kommen. In diesem Fall tritt eine erhöhte Wasserdampffreisetzung in den Sicherheitsbehälter auf. Die Freisetzung der anderen Gase aus der Betonerosion wird durch eine Sumpfwasserverdampfung nicht wesentlich beeinflusst.

● Druck- und Temperaturverläufe im Sicherheitsbehälter

Bild 8-30 zeigt den mit CONDRU für den ND-Fall berechneten Druckverlauf im Sicherheitsbehälter mit und ohne Sumpfwasserkontakt. Der gesamte Ablauf läßt sich in fünf Phasen unterteilen.

Bis zur Umschaltung auf Sumpfbetrieb, etwa 20 min nach Unfallbeginn, unterscheidet sich der Ereignisablauf nicht von einem beherrschten Kühlmittelverluststörfall (Phase 1).

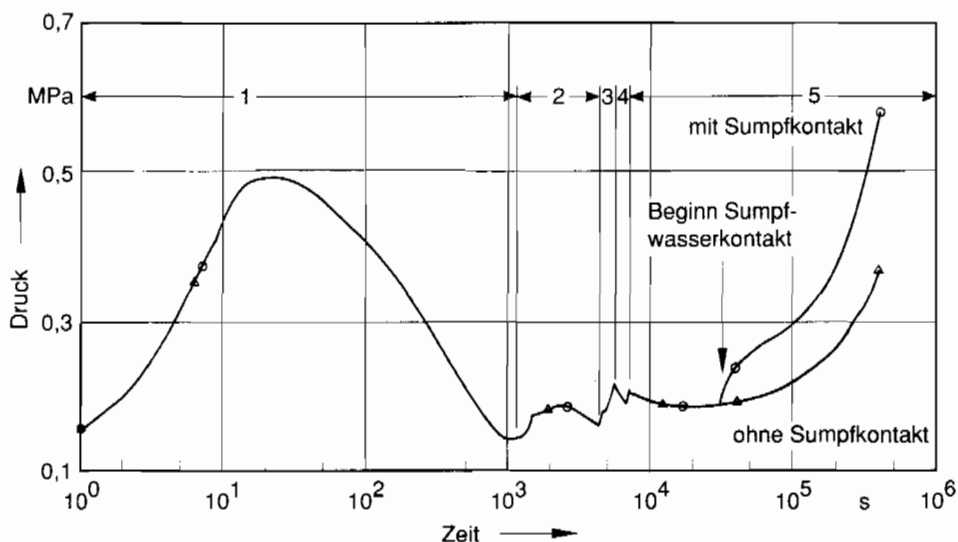


Bild 8-30: Mittlerer Druckverlauf im Sicherheitsbehälter beim ND-Fall Kernschmelzen (Numerierung siehe Text)

Die Umschaltung auf Sumpf-Umwälzbetrieb (Übergang zu Phase 2) gelingt nicht. Nach Ausfall des Not- und Nachkühlsystems beginnt das Kühlmittel im Reaktorkühlkreislauf über die Bruchstelle in den Sicherheitsbehälter auszudampfen. Die mit dem Dampf verbundene Energiezufuhr in die Sicherheitsbehälteratmosphäre läßt den Druck im Sicherheitsbehälter ansteigen (Phase 2). Mit sinkendem Wasserspiegel im Reaktordruckbehälter wird weniger Dampf in den Sicherheitsbehälter freigesetzt, so daß der Wärmeeintrag durch die Einbauten im Sicherheitsbehälter überwiegt und der Druck im Sicherheitsbehälter wieder etwas abfällt. Nach Beginn der Kernzerstörung entweichen größere Mengen leicht flüchtiger Spaltprodukte aus den Brennelementen in den Sicherheitsbehälter. Die Wärme, die beim radioaktiven Zerfall dieser luftgetragenen Spaltprodukte entsteht, wird unmittelbar der Sicherheitsbehälteratmosphäre zugeführt. Nach dem

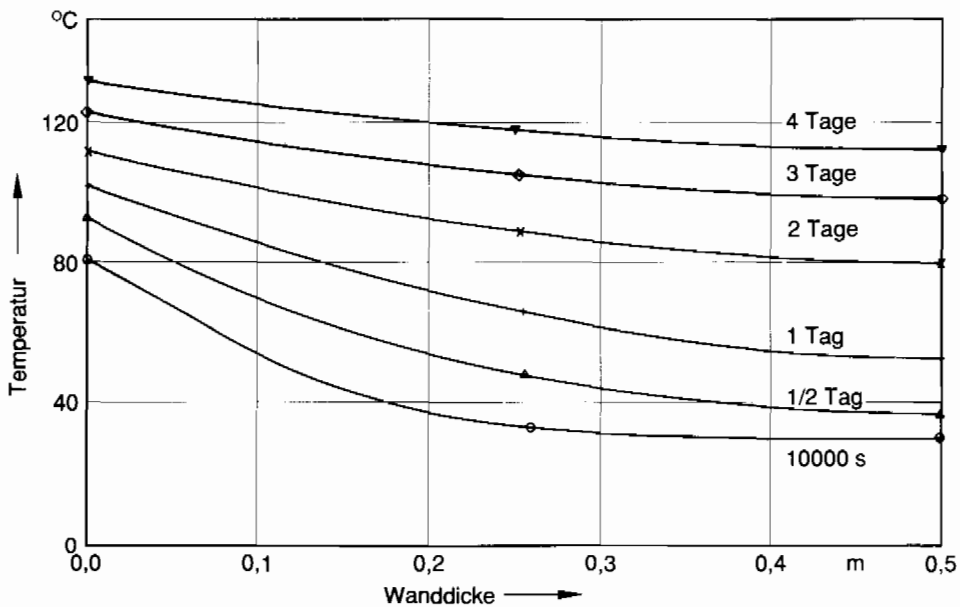


Bild 8-31: Temperaturprofile in Betonstrukturen

Absturz von Schmelze in das untere Plenum des Reaktordruckbehälters verdampft das dort vorhandene Wasser. Damit steigt der Druck im Sicherheitsbehälter erneut an (Phase 3). Während der nachfolgenden Aufheizung und dem Aufschmelzen des Reaktordruckbehälter-Bodens wird kaum Energie in den Sicherheitsbehälter freigesetzt, so daß der Druck wieder abfällt (Phase 4). Nach dem Reaktordruckbehälter-Versagen dringt die Schmelze in den Beton der Reaktorgrube ein und setzt die heißen Gase Wasserdampf, H_2 , CO und CO_2 in den Sicherheitsbehälter frei (Phase 5). Dadurch steigt der Druck im Sicherheitsbehälter erneut an, um bei stark rückläufiger Gasproduktion (siehe Abschnitt 8.4.4) wieder zurückzugehen. Die mit den heißen Gasen zugeführte Energie heizt im weiteren Verlauf die Strukturen im Sicherheitsbehälter allmählich auf (Bild 8-31). Mit steigender Temperatur nehmen die Strukturen weniger Energie auf. Die Folge ist ein langsamer Druckanstieg im

Sicherheitsbehälter. Kommt es zum Sumpfwasserkontakt (9 h nach Unfallbeginn), führt der erzeugte Dampf zu einem steilen Druckanstieg im Sicherheitsbehälter, der nach etwa 100 h den Auslegungsdruck von 0,57 MPa erreicht. Ohne Sumpfwasserkontakt steigt der Druck im Sicherheitsbehälter wesentlich langsamer an.

In diesem Fall liegt der Druck nach 100 h noch unter 0,4 MPa. Der Auslegungsdruck würde nach ca. 10 Tagen erreicht. Nach vier bis sechs Tagen ist jedoch bereits das Betonfundament des Sicherheitsbehälters durchschmolzen (siehe Abschnitt 8.4.4). In diesem Fall sollte der Druck im Sicherheitsbehälter rechtzeitig durch anlageninterne Notfallmaßnahmen abgesenkt werden, damit die Kernschmelze nicht unter erhöhtem Druck ins Erdreich gepreßt wird.

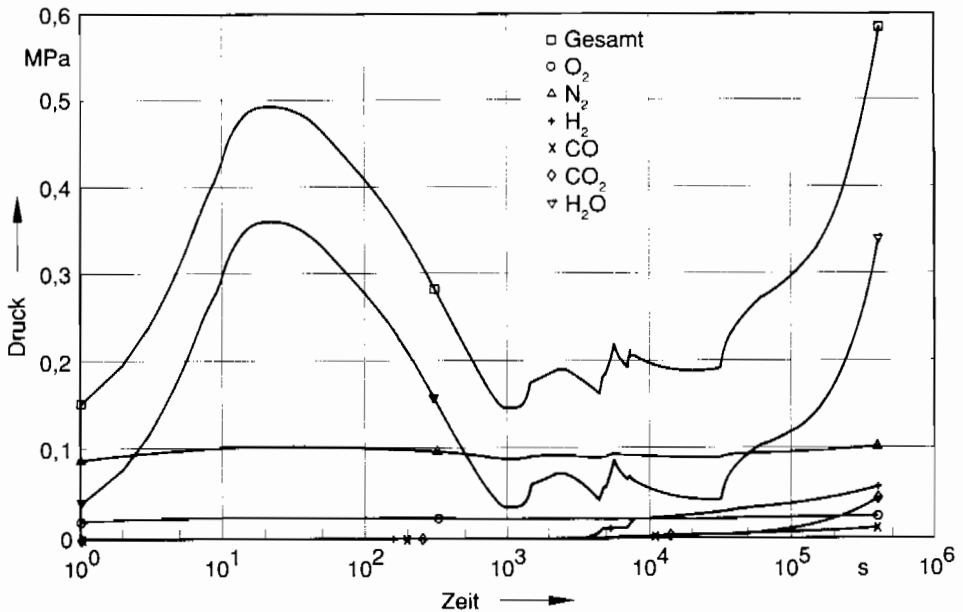


Bild 8-32: Zeitlicher Verlauf einzelner Partialdrücke im Sicherheitsbehälter beim ND-Fall Kernschmelzen

Bild 8-32 zeigt den Gesamtdruckverlauf im Sicherheitsbehälter sowie den Verlauf verschiedener Gas-Partialdrücke unter der Annahme, daß die Kernschmelze mit Sumpfwasser in Kontakt kommt.

Bild 8-33 stellt den Verlauf der über das Sicherheitsbehältervolumen gemittelten Temperatur mit und ohne Sumpfwasserkontakt dar. Ohne Sumpfwasserkontakt bleibt die mittlere Temperatur auch langfristig unter dem Auslegungswert der Stahlhülle von ca. 135 °C während bei Sumpfwasserkontakt die Auslegungstemperatur nach etwa 100 h überschritten wird, wenn keine Gegenmaßnahmen getroffen werden.

● Kernschmelzen nach Druckentlastung des Primärsystems (ND*-Fall)

Referenzfall für ND*-Kernschmelzen ist der nicht beherrschte Ausfall der Hauptspießwasserversorgung. Der Unfallablauf wird detailliert in Abschnitt 8.3.1.3 beschrieben.

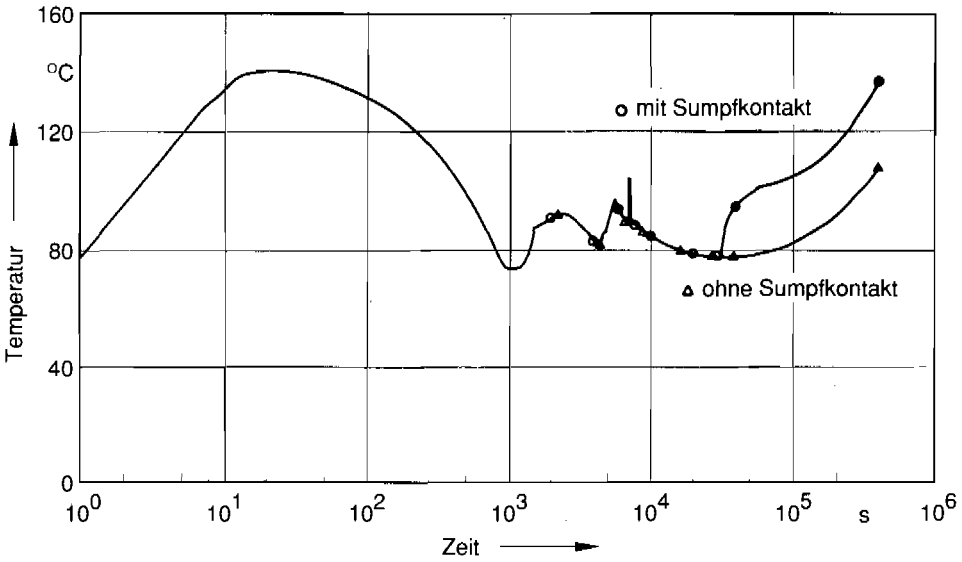


Bild 8-33: Mittlerer Temperaturverlauf im Sicherheitsbehälter beim ND-Fall Kernschmelzen

Über einen längeren Zeitraum betrachtet, ist der Kernschmelzablauf dem ND-Fall ähnlich. Allerdings werden Dampf, Wasserstoff und die leicht flüchtigen Spaltprodukte aus dem Primärkreis direkt in den Armaturenraum freigesetzt. Nach Reaktordruckbehälter-Versagen schließt sich, wie im ND-Fall, die Phase der Schmelze-Beton-Wechselwirkung an.

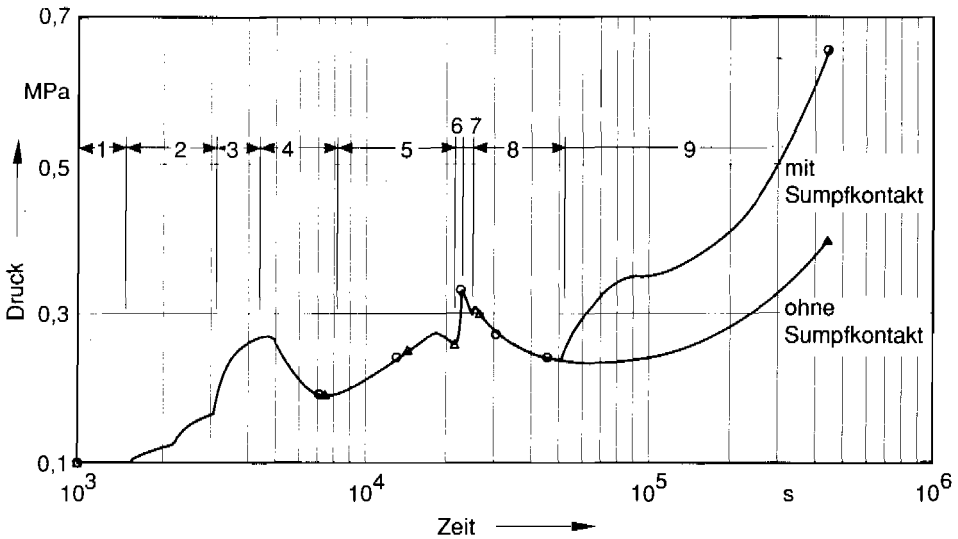


Bild 8-34: Mittlerer Druckverlauf im Sicherheitsbehälter beim ND*-Fall Kernschmelzen (Numerierung siehe Tabelle 8-5)

● Druck und Temperaturverlauf im Sicherheitsbehälter

Bild 8-34 zeigt den mit CONDRU für den ND*-Fall ermittelten Druckverlauf im Sicherheitsbehälter (mit und ohne Sumpfwasserkontakt). Der Unfallablauf ist in neun Phasen unterteilt, die in Tabelle 8-5 erläutert werden. Bei Sumpfwasserkontakt steigt der Druck im Sicherheitsbehälter ca. 7,5 h nach Beginn der Schmelze-Beton-Wechselwirkung steil an. Nach ca. 4,5 d wird der Auslegungsdruck von 0,57 MPa überschritten. Bei einer „trockenen“ Schmelze-Beton-Wechselwirkung wird zur gleichen Zeit erst ein Druck von ca. 0,4 MPa erreicht. Der Auslegungsdruck würde nach ca. 10 Tagen überschritten.

Tab. 8-5: Zeiten und Ereignisse beim Ablauf des ND*-Falls (s. a. Bild 8-34)

Zeit in min.	Bereich	Ereignis
22	1	Ausdampfen Dampferzeuger
50	2	Öffnen der Berstscheiben am Druckhalter-Abblasetank
80	3	Anlageninterne Notfallmaßnahme: offene Abblaseventile
135	4	Entleerung Primärkreis
350	5	Ausdampfen Reaktordruckbehälter
400	6	Restwasserverdampfung
411	7	Durchschmelzen Reaktordruckbehälter
861	8	Trockene Schmelze-Beton-Wechselwirkung
> 861	9	Beginn Sumpfwasserkontakt

Bild 8-35 zeigt den Verlauf der mittleren Temperatur im Sicherheitsbehälter (mit und ohne Sumpfwasserkontakt). Ohne Sumpfwasserkontakt liegt die mittlere Temperatur nach 4,5 Tagen unter 120 °C und damit unter der Auslegungstemperatur der Stahlhülle. Dagegen erreicht beim Sumpfwasserkontakt die mittlere Temperatur zu diesem Zeitpunkt den Auslegungswert.

Da bei Sumpfwasserkontakt Druck und Temperatur die Auslegungswerte des Sicherheitsbehälters erreichen bzw. überschreiten, muß der Sicherheitsbehälter durch eine anlageninterne Notfallmaßnahme entlastet werden [RSK 86].

Der Vergleich der Druck- und Temperaturverläufe beim ND-Fall und beim ND*-Fall (Bilder 8-36 bzw. 8-37) zeigt, daß die langfristigen Belastungen des Sicherheitsbehälters in beiden Fällen annähernd gleich sind.

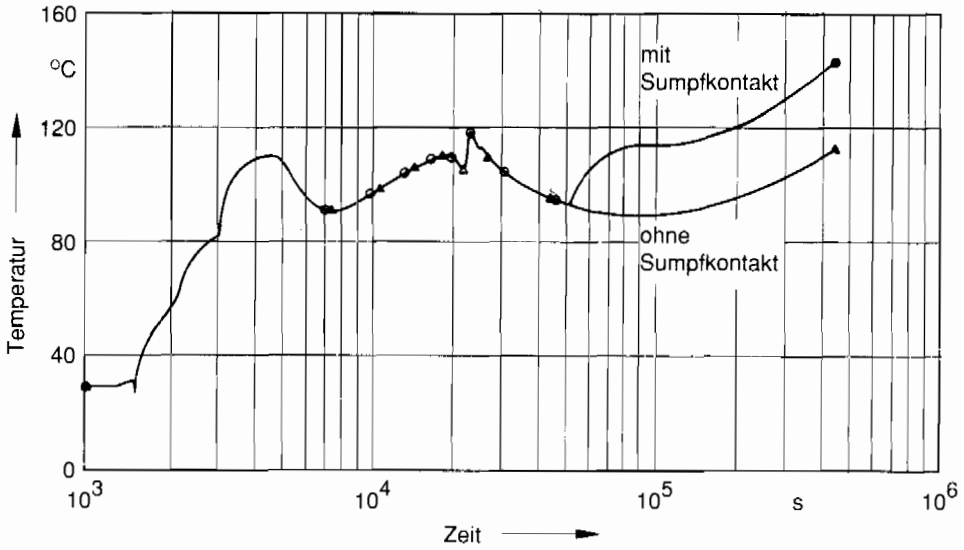


Bild 8-35: Mittlerer Temperaturverlauf im Sicherheitsbehälter beim ND*-Fall Kernschmelzen

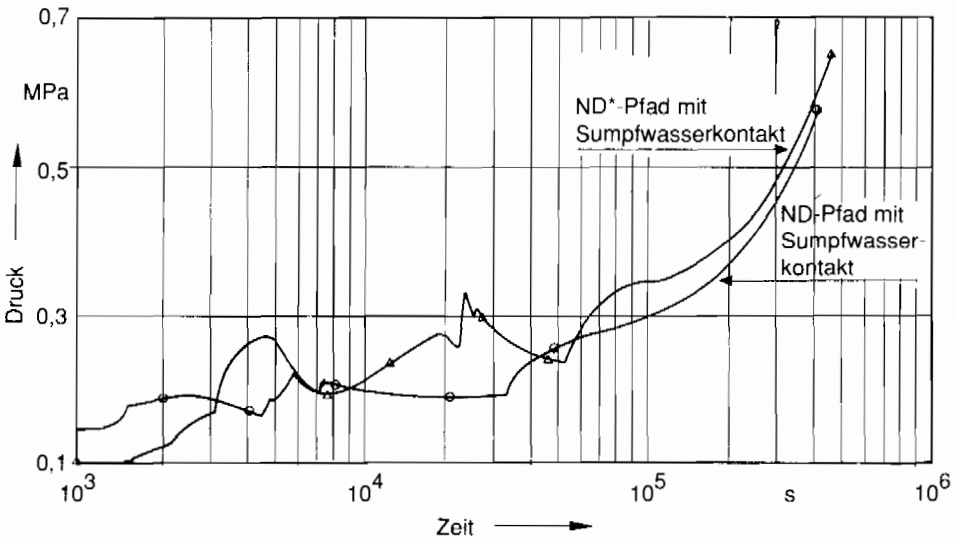


Bild 8-36: Vergleich von Druckverläufen im Sicherheitsbehälter beim ND*-Fall und ND-Fall

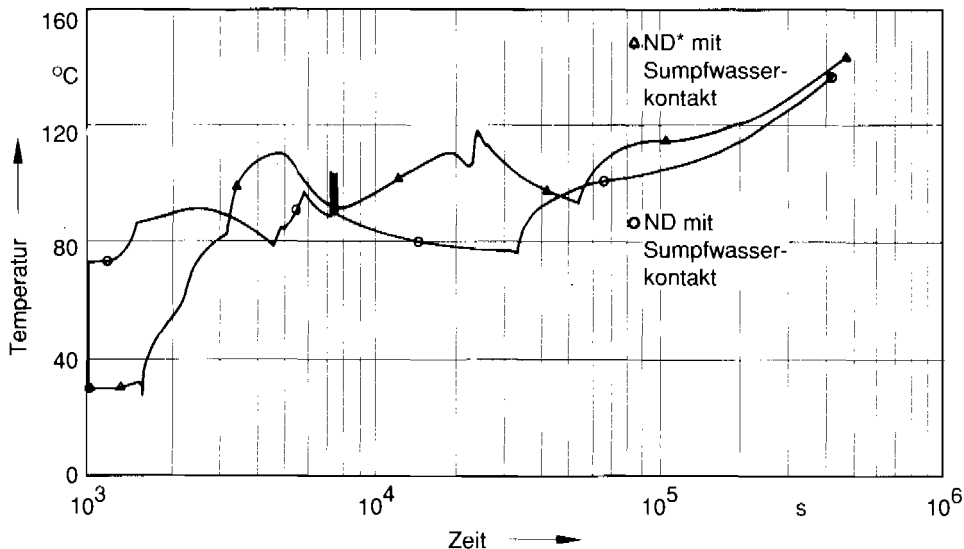


Bild 8-37: Vergleich mittlerer Temperaturverläufe im Sicherheitsbehälter beim ND*-Fall und ND-Fall

8.4.1.3 Druckentlastung des Sicherheitsbehälters

Die Druckentlastung des Sicherheitsbehälters über Filter setzt u. a. voraus, daß keine höheren Konzentrationen an brennbarem Gas, insbesondere an Wasserstoff, im Sicherheitsbehälter enthalten sind. Andernfalls kann nicht ausgeschlossen werden, daß es in den Filtern der Druckentlastungseinrichtung zur Anreicherung von Wasserstoff kommt, wodurch die Integrität der Entlastungsleitung oder der Filter gefährdet ist. Obwohl Maßnahmen zum Abbaus des Wasserstoffs erst zukünftig realisiert werden sollen, werden Untersuchungen zur Druckentlastung über Filter durchgeführt, um das Potential dieser Maßnahme aufzuzeigen.

Der Abbau des Wasserstoffs wird in der Rechnung durch eine „kontinuierliche Wasserstoffverbrennung“ simuliert. Sie verursacht eine zusätzliche Energiezufuhr in den Sicherheitsbehälter. Diese führt bei starker H_2 -Freisetzung in den Sicherheitsbehälter zu Druck- und Temperaturspitzen. Den Rechnungen zur Druckentlastung des Sicherheitsbehälters liegen die folgenden Randbedingungen zugrunde:

- Die Druckentlastung wird spätestens bei einem Absolutdruck im Sicherheitsbehälter von 0,6 MPa eingeleitet.
- Das Sumpfwasser wird durch die aus der Schmelze freigesetzten Gase aufgeheizt und dampft aus, wenn es die dem Gesamtdruck im Sicherheitsbehälter entsprechende Sättigungstemperatur erreicht. (Die Sumpftemperatur ist daher höher als die Temperatur des Wasserdampf-Partialdrucks.)
- Vor Einleitung der Druckentlastung ist der Sicherheitsbehälter (bis auf die Auslegungsleckage) dicht.
- Wenn im Sicherheitsbehälter ein Druck von 0,6 MPa erreicht wird, wird eine Öffnung im Sicherheitsbehälter angesetzt, die anfangs einen Massenstrom von 4 kg/s freigibt.

- Bei Beginn der Druckentlastung werden 10 kg Wasser pro Sekunde in den Sumpf des Sicherheitsbehälters eingespeist. Dadurch wird das Sumpfwasser abgekühlt und die Verdampfung während der Druckentlastung vermindert oder unterbunden. Wird die Wassereinspeisung unterbrochen, setzt nach einiger Zeit die Verdampfung des Sumpfwassers wieder ein. Um die Tragfähigkeit des Sicherheitsbehälterfundaments nicht zu gefährden, sollten nicht mehr als 2000 t Wasser in den Sumpf eingespeist werden.

Bild 8-38 zeigt den Druckverlauf im Sicherheitsbehälter, wenn bei 0,6 MPa eine Druckentlastung eingeleitet wird (mit und ohne Wassereinspeisung in den Sumpf ab Beginn der Druckentlastung).

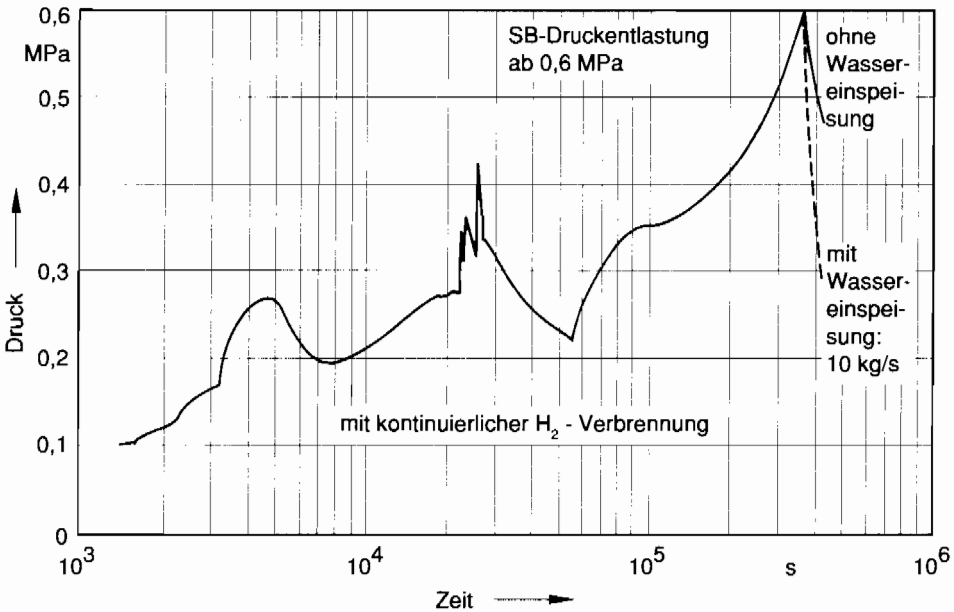


Bild 8-38: Druckverlauf mit Entlastung des Sicherheitsbehälters beim ND*-Fall Kernschmelzen

Bild 8-39 zeigt den Verlauf der mittleren Temperatur im Sicherheitsbehälter. Die Temperaturspitzen (zwischen 5 und 8 h) entstehen — eine kontinuierliche Wasserstoffverbrennung vorausgesetzt — aufgrund der erhöhten H_2 -Freisetzung während der Reaktor-druckbehälter- Zerstörung und zu Beginn der Schmelze-Beton-Wechselwirkung. Wegen der zusätzlichen Energiezufuhr durch die kontinuierliche Wasserstoffverbrennung wird der für den Beginn der Druckentlastung festgelegte Druck von 0,6 MPa etwas früher als bei dem in Bild 8-34 gezeigten Druckverlauf erreicht.

8.4.1.4 Sicherheitsbehälter mit Leckagen

Die Rechnungen zur maximalen Druck- und Temperaturbelastung des Sicherheitsbehälters gehen davon aus, daß der Sicherheitsbehälter „dicht“ ist. Das bedeutet, daß beim Auslegungsdruck die Leckage den in der Genehmigung tolerierten Wert von 0,25 Vol.-% pro Tag nicht überschreitet. Diese „Auslegungsleckage“ wird in den Rechenprogrammen durch eine Öffnung mit $0,1 \text{ cm}^2$ Querschnitt zwischen Sicherheitsbehälter und umgeben-

den Raumbereichen (z. B. Ringraum) dargestellt. Über diese Öffnung (Kreisdurchmesser ≈ 4 mm) gelangen Gase aus dem Sicherheitsbehälter in den Ringraum, wenn der Druck im Sicherheitsbehälter ansteigt.

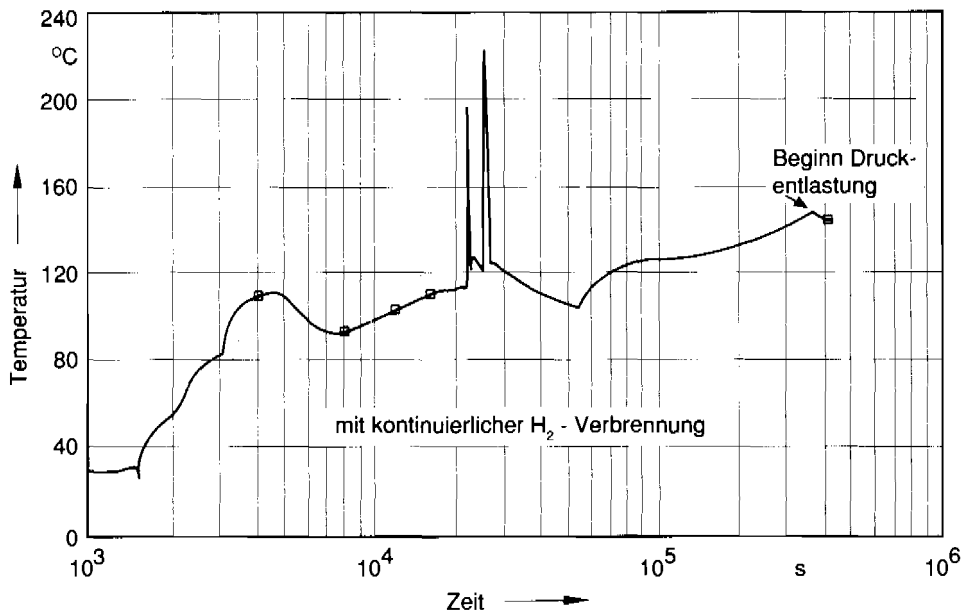


Bild 8-39: Temperaturverlauf beim ND*-Fall Kernschmelzen mit Druckentlastung des Sicherheitsbehälters

Wenn die Störfall-Ringraumabsaugung funktionsfähig ist, können die in den Ringraum gelangenden Leckagen bis etwa zur zehnfachen Auslegungsleckage gefiltert über Kamin an die Umgebung abgegeben werden. Bei größeren Leckagen ist die Störfall-Ringraumabsaugung nicht mehr ausreichend und ein Teil der Leckagen gelangt ungefiltert in die Umgebung. Sind die Leckageöffnungen im Sicherheitsbehälter so groß, daß die Störfall-Ringraumabsaugung, z. B. durch Versagen der Blechkanäle der Lüftung, ausfällt, gelangt die gesamte Sicherheitsbehälterleckage ungefiltert in die Umgebung. Dies ist auch immer dann der Fall, wenn (z. B. beim nicht beherrschten Notstromfall) die Funktion der Störfall-Ringraumabsaugung nicht verfügbar ist. Die Größe der Sicherheitsbehälterleckage bestimmt damit den Weg, den die aus dem Sicherheitsbehälter austretenden Massenströme in die Umgebung nehmen (Bild 8-26). Tabelle 8-6 gibt einen qualitativen Überblick über den Freisetzungspfad in Abhängigkeit von der Leckgröße im Sicherheitsbehälter.

Die Größe der Leckage im Sicherheitsbehälter bestimmt den durch die Massen- und Energieübertragung hervorgerufenen Druck- und Temperaturverlauf in den angrenzenden Raumbereichen wie Ringraum und Hilfsanlagegebäude. Aber auch der Druck- und Temperaturverlauf im Sicherheitsbehälter selbst wird durch den Massen- und Energieaustausch aus dem Sicherheitsbehälter beeinflusst.

Bild 8-40 zeigt als Beispiel für eine mittlere Leckage die Druckverläufe in Sicherheitsbehälter, Ringraum und Hilfsanlagegebäude bei einem ND*-Kernschmelzfall mit einem

Tab. 8-6: Freisetzungspfade in Abhängigkeit von der Leckgröße im Sicherheitsbehälter

Größe der Leckage im Sicherheitsbehälter	Druck im Ringraum	Ringraumabsaugung intakt	Freisetzungspfad	Art und Weise der Freisetzung
klein z.B.: Rechenfall 12 in Tabelle 8-4	Umwelt	ja	SB → RR → Filter → Umwelt	gefiltert in die Umwelt
klein z.B.: Rechenfall 14	Umwelt	nein	SB → RR* → HAG* → Umwelt	ungefiltert in die Umwelt wegen Ausfall der Ringraumabsaugung
mittel siehe Literatur /RSK 86/	Umwelt	ja	<pre> graph TD SB --> RR RR --> Filter Filter --> Umwelt SB --> HAG RR --> HAG </pre>	teilweise Filterung, teilweise über das Hilfsanlagegebäude in die Umwelt
mittel z.B.: Rechenfall 10	Umwelt	nein	SB → RR → HAG → Umwelt	direkte Freisetzung über Hilfsanlagegebäude in die Umwelt ohne Filterung
groß z.B.: Rechenfall 9	Umwelt	nein	<pre> graph TD SB --> RR RR --> HAG Umwelt --> HAG </pre>	direkte Freisetzung aus Ringraum in die Umwelt

Abkürzungen: SB Sicherheitsbehälter
RR Ringraum
HAG Hilfsanlagegebäude

10-cm²-Leck in der Stahlhülle des Sicherheitsbehälters (Tabelle 8-4, Fall Nr. 10). Die Nodalisierung für diese RALOC-Rechnung entspricht der in Bild 8-27 gezeigten Raumaufteilung (siehe Abschnitt 8.4.1.1). Über das 10-cm²-Leck gelangt der Massenstrom aus dem Sicherheitsbehälter zunächst in den Ringraum und von hier aus über das Hilfsanlagegebäude in die Umwelt. Die Störfall-Ringraumabsaugung ist aufgrund der Randbedingungen des Ereignisablaufes nicht verfügbar. Die Raumbereiche im Sicherheitsbehälter zeigen in etwa den gleichen Druckverlauf, die Drücke im Ringraum und Hilfsanlagegebäude entsprechen praktisch dem Umgebungsdruck.

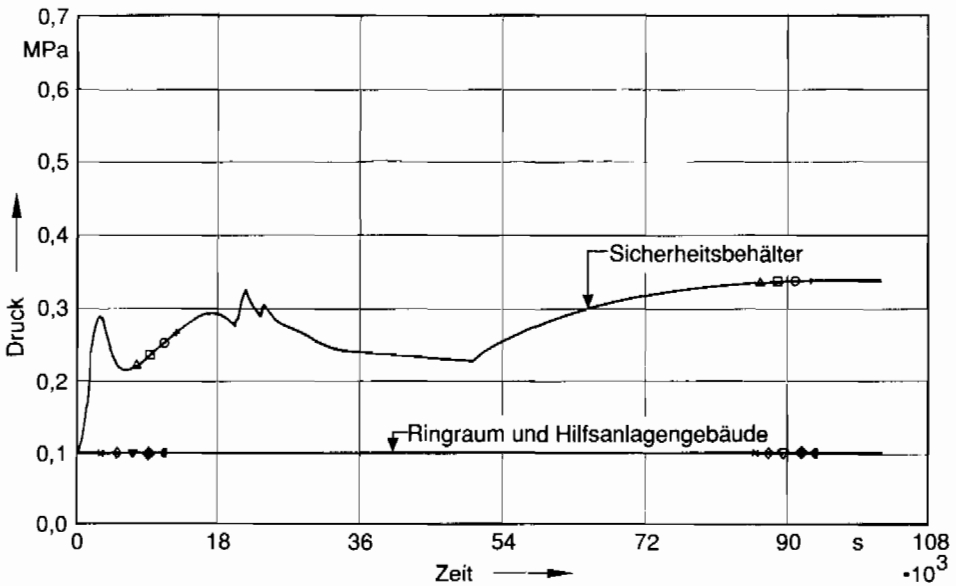


Bild 8-40: Druckverläufe im Sicherheitsbehälter, Ringraum und Hilfsanlagegebäude beim ND*-Fall Kernschmelzen mit 10-cm²-Leck im Sicherheitsbehälter

Bleibt die Zu- oder Abluftleitung des Sicherheitsbehälters trotz Schließbefehl in Offenstellung – wie in den Fällen Nr. 4 und 5 der Tabelle 8-4 unterstellt –, erfolgt der Massen- und Energieaustausch aus dem Sicherheitsbehälter über die offene Lüftungsleitung. Die Zu- und Abluftleitungen (300 mm Ø) führen druckfest durch den Ringraum in das Hilfsanlagegebäude. Dort münden sie in Blechkanäle. Bei einem schnellen Druckanstieg im Sicherheitsbehälter, z. B. durch den Kühlmittelverlust (ND-Fall), ist davon auszugehen, daß der Blechkanal der offenen Lüftungsleitung im Hilfsanlagegebäude versagt. Damit erfolgt die Freisetzung aus dem Sicherheitsbehälter – unter Umgehung des Ringraums – direkt in das Hilfsanlagegebäude und von dort in die Umgebung.

8.4.2 Umgehung („Bypass“) des Sicherheitsbehälters

● Leck in einer Anschlußleitung im Ringraum

Bei der Freisetzung von Primärkühlmittel in den Ringraum wird der Sicherheitsbehälter durch Außendruck belastet. Das im Ringraum freigesetzte Primärkühlmittel verursacht einen schnellen Druckanstieg im Ringraum und im Hilfsanlagegebäude (Bild 8-41). Da

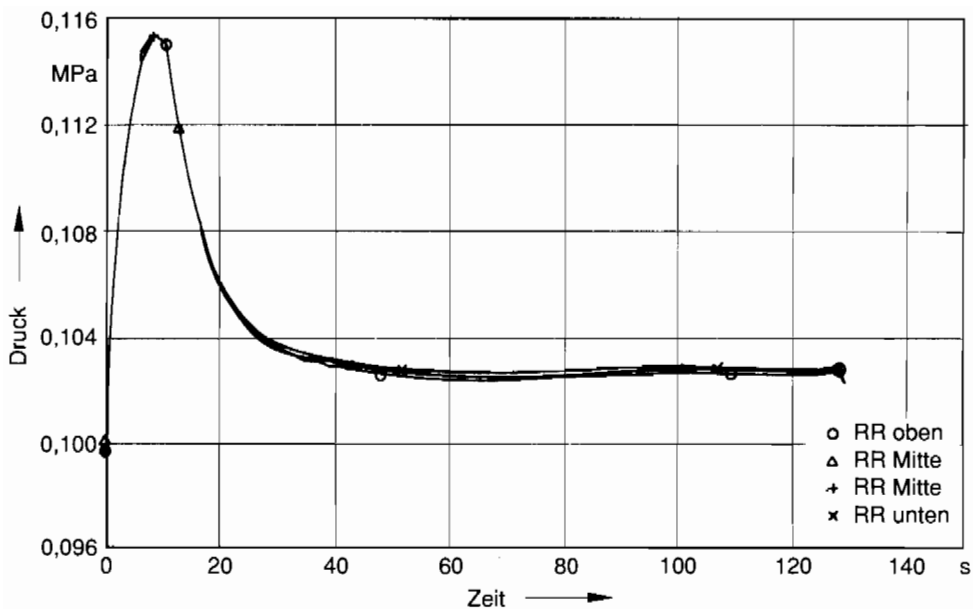


Bild 8-41: Druckverläufe bei Freisetzung von Primärkühlmittel in den Ringraum (RR)

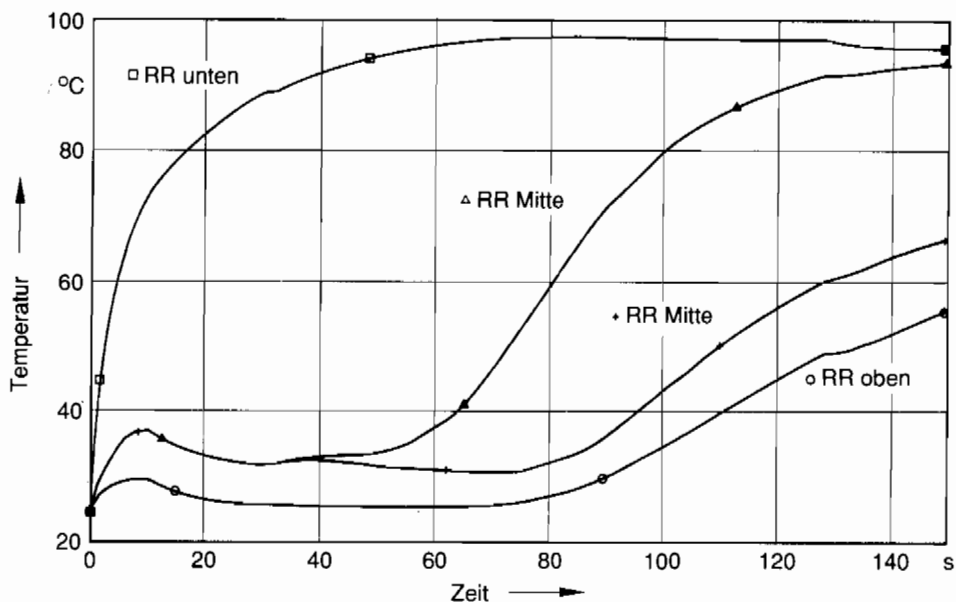


Bild 8-42: Temperaturverläufe bei Freisetzung von Primärkühlmittel in den Ringraum (RR)

sich das Innere des Sicherheitsbehälters auf Normaldruck befindet, muß die Stahlhülle des Sicherheitsbehälters die gesamte Druckdifferenz als Außendruckbelastung aufnehmen, die jedoch durch den Sicherheitsbehälter sicher abgetragen wird (Abschnitt 8.5.3.3). Die

Temperaturverläufe im Ringraum sind in Bild 8-42 dargestellt. Die Zonenaufteilung zeigt Bild 8-27.

Bei dem in Bild 8-41 gezeigten Druckverlauf werden die Doppeltor-Verbindung zwischen Ringraum und Hilfsanlagegebäude und die Fluchttüren aus dem Ringraum, die direkt in die Umgebung führen, aufgestoßen. Bei dem hohen Druckaufbau im Ringraum ist damit zu rechnen, daß die Störfall-Ringraumabsaugung versagt und die Freisetzung direkt in die Umgebung erfolgt. Auch die vom Hilfsanlagegebäude in die Umgebung führenden Querschnitte (z. B. das LKW-Tor) werden durch den Druckaufbau geöffnet.

● Dampferzeuger-Heizrohrbruch

Bei einem Dampferzeuger-Heizrohrbruch ist die Rückhaltefunktion des Sicherheitsbehälters für das Primärkühlmittel nur begrenzt wirksam. In diesem Fall wird Primärkühlmittel über die Frischdampf-Sicherheitsventile in die Umgebung abgeblasen. Druck- und Temperaturbelastungen auf Ringraum und Hilfsanlagegebäude treten nicht auf. Auch in der Spätphase, nachdem der Reaktor Druckbehälter als Folge des Kernschmelzens versagt, entstehen keine gravierenden Druckbelastungen des Sicherheitsbehälters.

8.4.3 Untersuchungen zum Wasserstoff

8.4.3.1 Einführung

Bei einem Unfall mit starken Kernschäden werden im Sicherheitsbehälter brennbare Gase (H_2 , CO) gebildet. Durch eine Verbrennung dieser Gase kann die Funktion des Sicherheitseinschlusses gefährdet werden. Nicht erst seit dem Unfall im Kernkraftwerk TMI wird daher diese Problematik im Rahmen der Sicherheitsforschung und in probabilistischen Risikoanalysen eingehend untersucht. Wasserstoff (H_2) und Kohlenmonoxid (CO) können in Sicherheitsbehältern, die nicht inertisiert sind, Deflagrationen oder – unter ungünstigen Umständen – auch Detonationen bewirken. Dadurch kann es zu einem frühzeitigen Versagen des Sicherheitsbehälters kommen, wenn keine Gegenmaßnahmen getroffen werden.

Bei einer Deflagration breitet sich die Flamme mit Unterschallgeschwindigkeit relativ zum unverbrannten Gas aus. Das unverbrannte Gas wird dabei durch Wärmeleitung und Diffusion aus der Reaktionszone bis zur Reaktionstemperatur erhitzt. Bei einer Detonation breitet sich die Flamme dagegen mit Überschallgeschwindigkeit aus. Hierbei wird das unverbrannte Gas durch Stoßwellenvorverdichtung bis zur Reaktionstemperatur erhitzt. Eine Deflagration kann bei entsprechender Beschleunigung der Flammenfront (z. B. als Folge lokal erzeugter Turbulenzen) oder durch Wechselwirkung der Flammenfront mit kritischen Stoßstärken von reflektierten Stoßwellen in eine Detonation übergehen.

Deflagrationen führen meist zu quasi-statischen Druckbelastungen. Sie können aber bei entsprechend stark turbulenten Vorgängen lokal auch dynamische Lasten bewirken. Detonationen sind dagegen stets durch dynamische Lasten gekennzeichnet. Dabei sind auch lokale Belastungen der Stahlschale durch das Auftreffen beschleunigter Bruchstücke zu beachten.

Die Verbrennungswärme führt zu hohen Temperaturen in der Sicherheitsbehälteratmosphäre. Die Wärmeabfuhr aus der aufgeheizten Gasatmosphäre in die Stahl- und Betonstrukturen des Sicherheitsbehälters und seiner Einbauten bewirkt anschließend einen ausgeprägten Abfall von Druck und Temperatur. Von Bedeutung ist hierbei, ob sicherheitstechnisch wichtige Komponenten wie die Stahlschale des Sicherheitsbehälters,

Isoliermaterialien im Bereich von Durchführungen durch die Stahlschale sowie meßtechnische Einrichtungen unter derartigen Druck- und Temperaturbelastungen funktionsfähig bleiben.

Im folgenden werden die Untersuchungen erläutert:

- zur Entstehung brennbarer Gase und zu ihrer Freisetzung in den Sicherheitsbehälter,
- zur Verteilung der Gase in den Räumen des Sicherheitsbehälters sowie
- zur Zündung der brennbaren Gase und zu den resultierenden Belastungen des Sicherheitsbehälters und seiner Einbauten.

8.4.3.2 Wasserstoffbildung und -freisetzung

Nach einem beherrschten Kühlmittelverluststörfall wird langfristig, d. h. über mehrere Wochen, Wasserstoff hauptsächlich durch die Radiolyse im Kernbereich des gefluteten Reaktordruckbehälters sowie im Sumpfwasser des Sicherheitsbehälters gebildet. Dagegen verursacht bei einem schweren Unfall mit starken Kernschäden die chemische Reaktion zwischen hoch aufgeheiztem Hüllrohrmaterial der Brennstäbe und Wasserdampf eine kurzzeitig (Dauer: 30 bis 120 min) hohe Produktionsrate von Wasserstoff. Wird der Brennstoff über längere Zeit nicht ausreichend gekühlt, ist mit der Zerstörung des Reaktordruckbehälters und einer Freisetzung geschmolzenen Brennstoffs und anderer Kernmaterialien in die Reaktorgrube zu rechnen. Unter diesen Randbedingungen kommt es auch langfristig durch die Wechselwirkung zwischen geschmolzenen und hoch aufgeheizten festen Materialien mit den Betonstrukturen zur Bildung der brennbaren Gase H_2 und CO .

Die stark exotherme chemische Reaktion zwischen dem Zirkonium der Brennstabhüllen und Wasserdampf beginnt bei Temperaturen über 1100 K. Dabei bilden sich Wasserstoff und Zirkoniumoxid. Das Ausmaß der Zirkonium-Wasserdampf-Reaktion wird durch die Verfügbarkeit von Wasserdampf im Reaktordruckbehälter und den Transport des Wasserdampfs zu reaktionsfähigen Hüllrohrflächen begrenzt. Die Kernaufheizung beginnt, wenn ca. zwei Drittel der aktiven Kernhöhe nicht mehr von Wasser bedeckt sind. Mit abnehmendem Dampfmassenstrom durch den Kernbereich heizen sich die Brennstäbe schneller auf. Durch die höheren Hüllrohrtemperaturen wird die Zirkonium-Wasserdampf-Reaktion beschleunigt, falls der für die Reaktion erforderliche Wasserdampf verfügbar ist.

Die chemische Reaktion setzt voraus, daß Wasserdampf an heißen Zirkonium-Oberflächen gelangen kann. Als Folge der Reaktion bilden sich Oxidschichten auf der Hüllrohrfläche. Diese behindern die chemische Reaktion ebenso wie Strömungshindernisse und -blockaden als Folge lokaler Kernschäden (Aufblähen und Bersten von Brennstabhüllen, lokales Schmelzen und Wiedererstarren, Ansammlungen von Brennstabtrümmern etc.). Früh schmelzende, im wesentlichen metallische Kernmaterialien (Regelstab, Regelstabführung und eine sich bildende Uran-Zirkonium-Legierung) fließen in untere Bereiche des Kerns und erstarren dort an „kälteren“ Strukturen (nichtaktive untere Stablänge, „kalte“ Strukturen des unteren Abstandshalters, der Brennelement-Endplatte sowie des Brennelementfußes). Da die erstarrten Materialien praktisch keine Nachwärme erzeugen, ist zunächst nicht mit einem erneuten Aufschmelzen zu rechnen. Es entsteht daher eine sich radial ausweitende, vorwiegend metallische Kruste, die in zunehmendem Maße die Dampfdurchströmung größerer Kernbereiche behindert. Die Auswertung des TMI-Unfalls und experimentelle Untersuchungen [CAR 88, HAG 88] lassen erwarten, daß es bei einem Kernschmelzen in der geschilderten Weise zur Krustenbildung kommt.

Beim Absturz geschmolzener Kernmaterialien in das Restwasser in der unteren Bodenkalotte des Reaktordruckbehälters tritt erneut eine starke Dampfbildung auf. Die nachfolgende Reaktion des noch vorhandenen metallischen Zirkoniums mit dem Dampf wird eingeschränkt durch Strömungsbehinderungen im Kernbereich, die als Folge der Kernzerstörung auftreten.

Ein Teil des Zirkoniums, das mit den Schmelzmassen abstürzt, reagiert mit dem Wasser in der unteren Bodenkalotte. Das Ausmaß der Reaktion hängt ab von dem Fragmentationsgrad, dem restlichen Zirkoniumgehalt in der Schmelzmasse, der Verteilung des Zirkoniums in der Masse einzelner Schmelzpartikel und der Zeitdauer für die Wärmeentspeicherung einzelner Fragmente. Parametrische Untersuchungen (z. B. [CYB 84]) mit dem Modellansatz im Programm MARCH-3 des amerikanischen Source Term Code Package (STCP) lassen erwarten, daß hierbei noch etwa 2 % des gesamten Zirkoniuminventars oxidiert werden können.

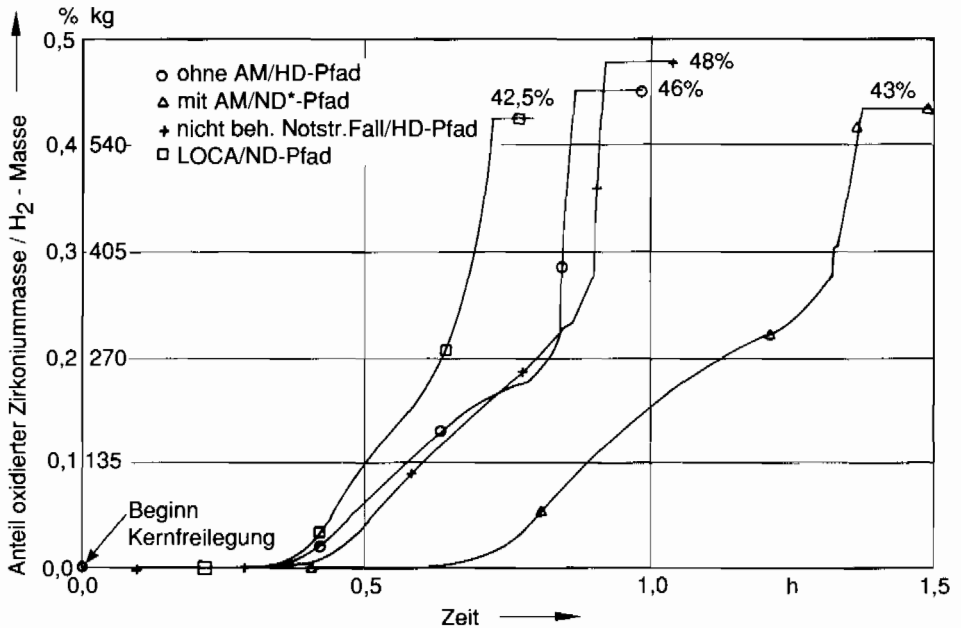


Bild 8-43: Oxidationsgrad des Zirkoniuminventars im Kern während verschiedenartiger Unfallabläufe

Die Oxidation des Zirkoniuminventars im Kernbereich wird durch verschiedene Mechanismen begrenzt. MARCH-3-Analysen weisen Oxidationsgrade für das Hüllrohrmaterial und die Abstandshalter von weniger als 50 % aus (siehe Bild 8-43). Die dabei angewandte Modelltheorie berücksichtigt nicht den Einfluß möglicher freier Konvektionsströme innerhalb des Kernbereichs. Neuere amerikanische Analysen mit den noch in Entwicklung befindlichen Programmen MELPROG-TRAC oder RELAP V-SCDAP [NRC 87] zeigen, daß derartige Konvektionsvorgänge zu einer verstärkten Wärmeabfuhr aus dem Kernbereich führen. Der Vorgang der Kernzerstörung läuft damit langsamer ab. Durch derartige

Konvektionsvorgänge kann jedoch auch ein erhöhtes Dampfangebot für die Zirkonium-Wasserdampf-Reaktion verfügbar sein. Dann werden durch eine erhöhte Reaktion der Temperaturanstieg und damit auch die Kernzerstörung beschleunigt. Die Ergebnisse von MARCH und MELPROG für das Ausmaß der Zirkoniumoxidation (Tab. 3.2.1 in [NRC 87]) variieren für gleichartige Unfallabläufe zwischen 40 und 60 %.

Ein Oxidationsgrad von mehr als 60 % ist möglich bei einer langzeitigen ($\cong 1$ h) Dampfkühlung des Kernbereiches, die gerade ausreicht, die Nachwärmeleistung zusammen mit der Reaktionswärme der Zirkonium-Wasserdampf-Reaktion abzuführen und das mittlere Temperaturniveau der Brennstabhüllen zwischen 1200 und 1500 K zu halten. Dieses wäre z. B. möglich bei einem gezielt zyklischen Einspeisen bzw. einer geringen, kontinuierlichen Wasserzufuhr von ungefähr 10 bis 15 kg/s in den Reaktordruckbehälter über lange Zeiträume. Eine derartige langzeitige Oxidation von Zirkonium im Kernbereich und die damit verbundene relativ gleichförmige Wasserstoffbildung und -freisetzung in den Sicherheitsbehälter ist aber in bezug auf mögliche Maßnahmen zur Beherrschung der Wasserstoffsituation günstiger zu bewerten als der nachfolgend diskutierte Unfallablauf mit einer geringen Oxidation des Zirkoniums (ca. 50 %) innerhalb des Reaktordruckbehälters. Mögliche Gegenmaßnahmen werden in Abschnitt 8.4.3.6 diskutiert.

Der zeitliche Verlauf und der Ort der Freisetzung des gebildeten Wasserstoffs aus dem Primärkreislauf in den Sicherheitsbehälter hängen vom Unfallablauf ab. Beim ND-Fall wird der Wasserstoff praktisch ohne Verzögerung durch die Lecköffnung in den Sicherheitsbehälter freigesetzt. Im Primärsystem werden nur geringe Massen an H_2 gespeichert. Beim ND*-Fall verbleibt zunächst ein größerer Teil des Wasserstoffs im Primärkreis. Der Wasserstoff wird zum größten Teil über die offenen Ventile in den Raum freigesetzt, in dem sich die Druckhalter-Abblaseventile befinden. Beim Versagen des Reaktordruckbehälters strömt der noch im Primärsystem verbliebene Wasserstoff über die Reaktorgrube in den Sicherheitsbehälter.

Die Versagensart des Reaktordruckbehälter-Bodens beeinflusst die unmittelbar nachfolgende Wasserstoffbildung in der Reaktorgrube. Reißt z. B. die untere Reaktordruckbehälter-Kalotte vollständig ab und stürzt in die Grube, so kann ein Teil des erschmolzenen Kernmaterials innerhalb der Kalotte verbleiben, während die übrige Schmelzmasse sofort mit dem Betonboden in Kontakt kommt. Die Stahlmasse des Reaktordruckbehälter-Bodens wird anschließend aufgeschmolzen. Während dieser Zeitspanne wird weiteres Kernmaterial, welches nach dem Absturz noch im Reaktordruckbehälter verblieben war, aufschmelzen und in die Grube abfließen.

Versagt der Reaktordruckbehälter im Bodenbereich lokal, so wird anfänglich das Schmelzengemisch in der Grube weniger Stahlmassen enthalten. Unmittelbar nach dem Reaktordruckbehälter-Versagen befindet sich somit nur ein Teil der möglichen Schmelzmassen in der Reaktorgrube in direktem Kontakt mit dem Betonboden.

Für die Rechnungen zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung mit dem Programm WECHSL (siehe Abschnitt 8.4.4) wird angenommen, daß die Masse der Schmelze dem vollständig geschmolzenen Kern und einem großen Teil des geschmolzenen Kerntragegerüsts und Reaktordruckbehälter-Bodens entspricht. Diese Annahme führt zu einer oberen Abschätzung der Gasbildung und Gasfreisetzung in den Sicherheitsbehälter in der Anfangsphase der Schmelze-Beton-Wechselwirkung.

Nach dem Versagen des Reaktordruckbehälters strömen die geschmolzenen Materialien in die trockene Reaktorgrube. Die thermisch-chemische Wechselwirkung der Schmelze mit den Betonstrukturen führt zur Bildung von Wasserdampf und Kohlendioxid. Diese Gase oxidieren bei der Durchdringung der Schmelze zunächst vor allem das restliche metallische

Zirkonium in der Schmelze. Dabei entstehen Wasserstoff und Kohlenmonoxid. WECHSL-Rechnungen (siehe Abschnitt 8.4.4) zeigen, daß die innerhalb der ersten halben Stunde einer Schmelze-Beton-Wechselwirkung entstehende Dampf- und Gasmenge ausreicht, 40 % des ursprünglichen Zirkoniuminventars zu oxidieren. Somit entstehen in diesem Zeitbereich bis zu 540 kg H_2 , die aus der Grube über die in Bild 8-28 eingezeichneten Wege in die unteren Dampfzeugerräume abströmen. Nach dem Zirkonium werden vor allem Chrom und Eisen in der Schmelze oxidiert. Durch die Schmelze-Beton-Wechselwirkung wird längerfristig auch Armierungseisen im Beton aufgeschmolzen und teilweise oxidiert. Daraus ergibt sich eine stetige, langfristige Wasserstoffherzeugung.

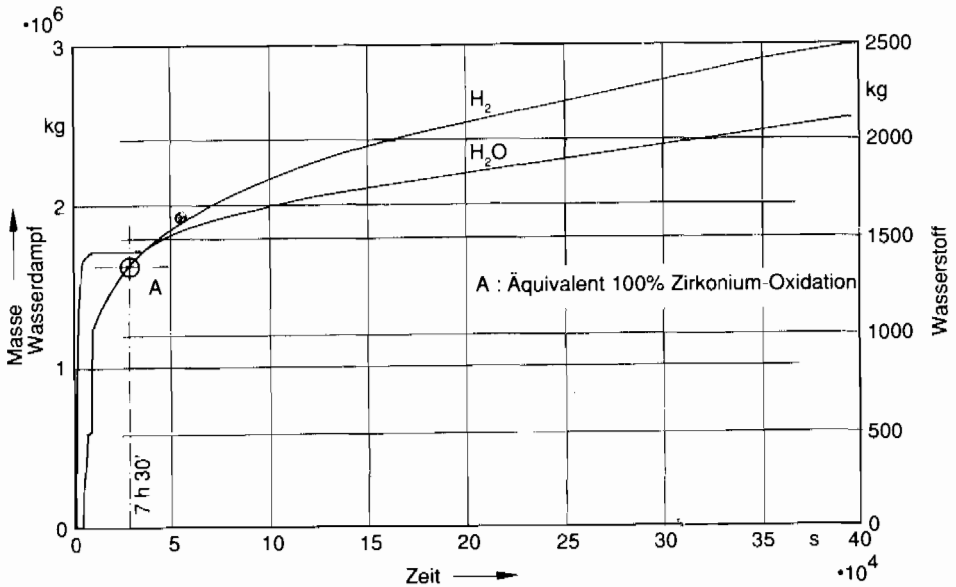


Bild 8-44: Integrierte Massen an Wasserstoff und Wasserdampf; ND-Fall Kernschmelzen

Mit dem an kälteren Strukturen und in der Atmosphäre des Sicherheitsbehälters kondensierenden Wasserdampf gelangen Spaltprodukte in den Gebäudesumpf. Damit ergibt sich durch Radiolyse des Sumpfwassers eine weitere Wasserstoffquelle. Sie trägt jedoch in der Langzeitphase ($\cong 1$ d) weniger als 10 % zur Wasserstoff-Freisetzungsrates in den Sicherheitsbehälter bei.

Neben Wasserstoff entsteht langfristig durch die Schmelze-Beton-Wechselwirkung auch das brennbare Gas Kohlenmonoxid (CO). CO ist bei den Untersuchungen zur Verbrennung von Gasgemischen und zur Bildung detonationsfähiger Gemische zu berücksichtigen, insbesondere da es die Entstehung von Detonationen verhindern kann.

Die Bilder 8-44 und 8-45 zeigen den zeitlichen Verlauf der in den Sicherheitsbehälter freigesetzten H_2 -Massen. Nach den ersten Stunden befindet sich im Sicherheitsbehälter nahezu die Hälfte der Gesamtmasse an H_2 , die sich innerhalb von vier Tagen bilden kann.

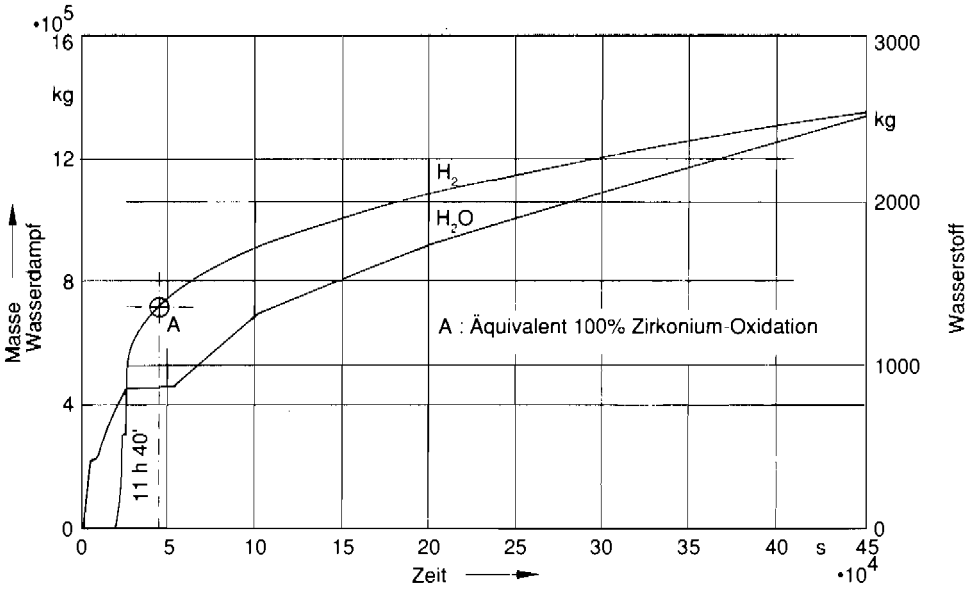


Bild 8-45: Integrierte Massen an Wasserstoff und Wasserdampf; ND*-Fall Kernschmelzen

8.4.3.3 Bedingungen für die Verbrennung von Gasgemischen

Gasgemische sind nur in ihrem jeweiligen Zündbereich brennbar. Unter Normalbedingungen (300 K, 0,1 MPa) liegt die untere Grenze für die Brennbarkeit von Wasserstoff in trockener Luft bei einer Volumenkonzentration von 4,1 %, die obere Grenze liegt bei etwa 74 Vol.-%. Außerhalb dieser Grenzen ist ein Wasserstoff-Luft-Gemisch wegen H_2 - oder O_2 -Mangel nicht stetig brennbar. Die Brennbarkeitsgrenzen sind ferner von Druck und Temperatur des Gemisches abhängig.

Die Konzentration des H_2 im Gemisch, die Volumenanteile anderer Gaskomponenten wie z. B. H_2O -Dampf, CO und CO_2 , die Ausbreitungsrichtung der Flammenfront, die Strömungsverhältnisse vor einer Zündung und die verfügbare Zündenergie beeinflussen die Verbrennungsgeschwindigkeit und den damit verbundenen Druckanstieg sowie die Vollständigkeit einer Verbrennung. Die nachfolgende Tabelle zeigt mögliche Ausbreitungsrichtungen einer Flammenfront in einem Wasserstoff-Luft-Gemisch in Abhängigkeit von der Ausgangskonzentration des Wasserstoffs.

H_2 -Konzentration [Vol.-%]	Ausbreitungsrichtung der Flammenfront im ruhenden Gasgemisch
$\cong 4.1$	Aufwärts
$\cong 6.0$	Aufwärts und horizontal
$\cong 9.0$	Nach allen Richtungen

Erst bei einer Konzentration von mehr als 9 Vol.-% Wasserstoff in Luft ist somit die Flammenausbreitung unabhängig von der Zündlage.

Während der Freisetzung brennbarer Gase in den Sicherheitsbehälter sind Temperatur und Druck im Sicherheitsbehälter erhöht. Außer Luft und Wasserstoff befinden sich Dampf und weitere Gase wie z. B. CO und CO₂ im Sicherheitsbehälter. Bild 8-46 (nach [COW 52]) zeigt die Brennbarkeitsgrenze für ein H₂-Luft-Dampf-Gemisch. Danach ist ein Gemisch bei einer Dampfkonzentration größer als 55 Vol.-% nicht mehr brennbar. Bei niedrigem Dampfgehalt erfordert die Zündung eines Wasserstoff-Luft-Gemisches im stöchiometrischen Verhältnis eine sehr geringe Zündenergie. Enthält das Gasgemisch größere Anteile inertisierender Gase (z. B. Dampf, CO₂, Helium oder Stickstoff), so ist eine merklich höhere Zündenergie erforderlich, sofern das Gemisch überhaupt brennbar ist. Durch Wasserdampf wird die Geschwindigkeit der Flammenfront verringert. Dagegen wird durch höhere Gastemperatur vor der Verbrennung die Flammenfrontgeschwindigkeit erhöht.

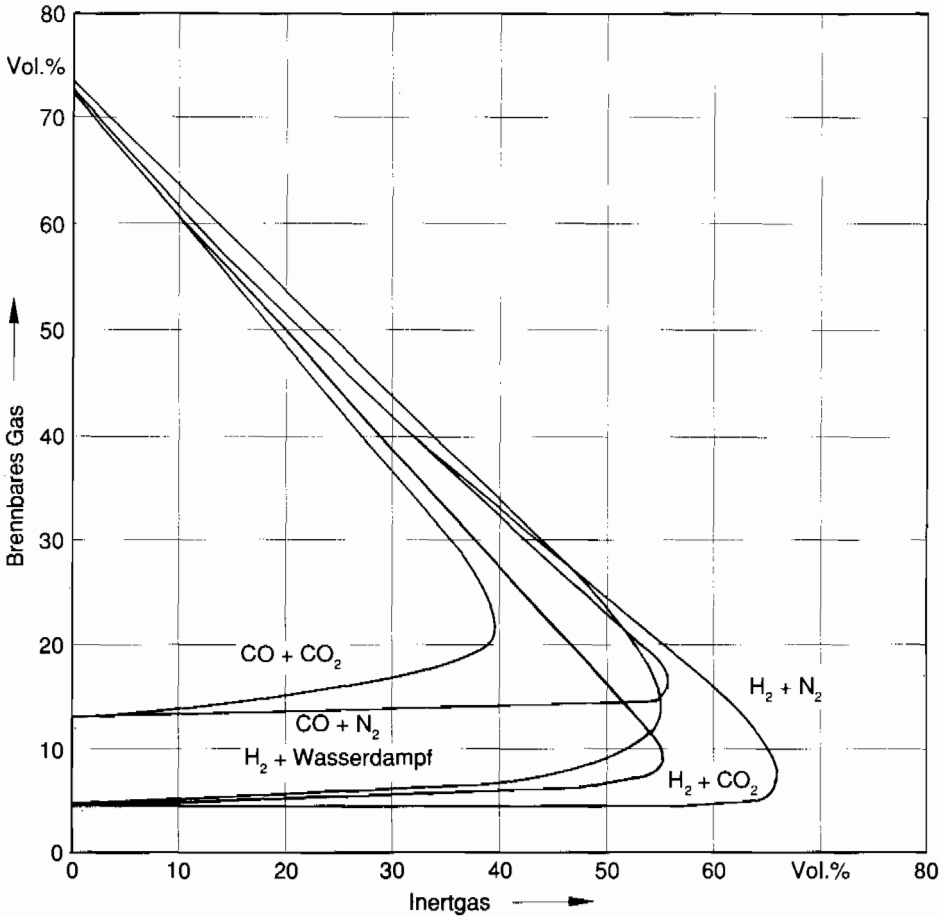


Bild 8-46: Zündgrenzen von Gasgemischen mit Luft

Auch durch Strömungsturbulenzen, die während der Verbrennung oder durch Gebläse und Wassersprühen entstehen, wird die Flammenfrontgeschwindigkeit beschleunigt. Geometrische Hindernisse können in der Verdrängungsströmung des unverbrannten Gemisches vor der Flammenfront Turbulenzen verursachen und hierdurch die Flammen-

front erheblich beschleunigen. Bei H_2 -Konzentrationen unter 10 Vol.-% können andererseits starke lokale Turbulenzen die Verbrennung beenden. Bei H_2 -Konzentrationen zwischen 13 Vol.-% und der unteren „klassischen“ Detonations-Grenze von 18 Vol.-% in Luft kann dagegen die Beschleunigung der Reaktionsfront lokal zu detonationsähnlichen Phänomenen wie Überschallflammen – Quasidetonationen genannt – im Raumbereich der turbulenz erzeugenden Strukturen führen. Solche Überschallflammen bzw. Quasidetonationen sind jedoch ohne entsprechende turbulenz erzeugende Strukturen nicht stabil. Überschallflammen bzw. Quasidetonationen – in mageren H_2 -Luftgemischen zwischen 13 und 18 Vol.-% und in fetten zwischen 59 und 65 Vol.-% möglich – werden nach dem Verlassen von Turbulenzpromotoren sofort wieder langsamer, d. h. es kommt zu einer Entkopplung von Stoßwelle und Flammenfront und damit wieder zur Verlangsamung der Flammenfront. Gemische, die innerhalb des „klassischen“ Detonationsbereiches liegen, bei H_2 -Luft-Gemischen von 18 bis 59 Vol.-%, zeigen nach dem Verlassen von Hindernisstrecken bzw. Turbulenzpromotoren zwar eine kurzzeitige Abnahme der Flammengeschwindigkeit, aus der sich dann nach weiterer Lauflänge eine stabile Chapman-Jouguet-Detonation entwickelt. Diese „klassischen“ Detonationsgrenzen verschieben sich zu höheren H_2 -Werten (untere Detonationsgrenze) bzw. zu niedrigeren H_2 -Werten (obere Detonationsgrenze), wenn das Gemisch Wasserdampf enthält. Bei mehr als 40 Vol.-% Dampf im Gasgemisch und Detonationszellbreiten von $\lambda < 1$ m sind Detonationen nicht mehr zu erwarten.

Über Experimente zur Untersuchung des Überganges von einer Deflagration in eine Detonation (Deflagration to Detonation Transition, DDT) wird z. B. in [LEE 84, SHE 86, PFO 83] berichtet.

Von Bedeutung ist vor allem, daß Gebläse und Strömungshindernisse in durchströmten Räumen sowie Raumverbindungen den Turbulenzgrad soweit erhöhen können, daß auch bei einer „weichen“ Zündung von Gasgemischen lokale Detonationen auftreten können. Rechenansätze zur quantitativen Bestimmung eines lokalen DDT liegen zwar vor, sind aber nicht geeignet, für komplexe Geometrien belastbare Ergebnisse zu liefern.

Der Verbrennungsablauf und ein mögliches Umschlagen von Deflagration in Detonation werden, wie Experimente zeigen, von folgenden Parametern beeinflusst:

1. Wasserstoffkonzentration
2. Dampfkonzentration
3. Ausgangsbedingungen für Druck und Temperatur
4. Zündenergie und Zündort
5. Geometrie des Verbrennungsraumes
6. Strömungsturbulenzen
7. Inhibitorische Wirkung anderer Gase, z. B. CO

Für eine erste Beurteilung der Wasserstoffsituation wird das Dreistoffdiagramm für ein H_2 -Luft-Wasserdampf-Gemisch nach Shapiro und Mofette [SHA 57] verwendet. Es zeigt die Zündgrenzen und den Bereich detonationsfähiger Gemischzusammensetzungen. Mit zunehmendem Dampfanteil steigt die Abhängigkeit der Zündgrenze von Druck und Temperatur des Gemisches. Die in Bild 8-47 eingetragene Grenze gilt für eine Temperatur von 440 K und einen Druck von etwa 0,4 MPa. Der im Bild angegebene Detonationsbereich berücksichtigt neuere Forschungsergebnisse. Zu beachten ist, daß es bei Gemischzusammensetzungen, die im Detonationsbereich liegen, nur dann zu einer Detonation kommen kann, wenn weitere Bedingungen erfüllt sind. Das Gemischkriterium besagt zunächst nur, daß, die Detonation sich in solchen Gemischen stabil mit der Chap-

Zündgrenzen für
Wasserstoff-Luft-Dampf-Gemische

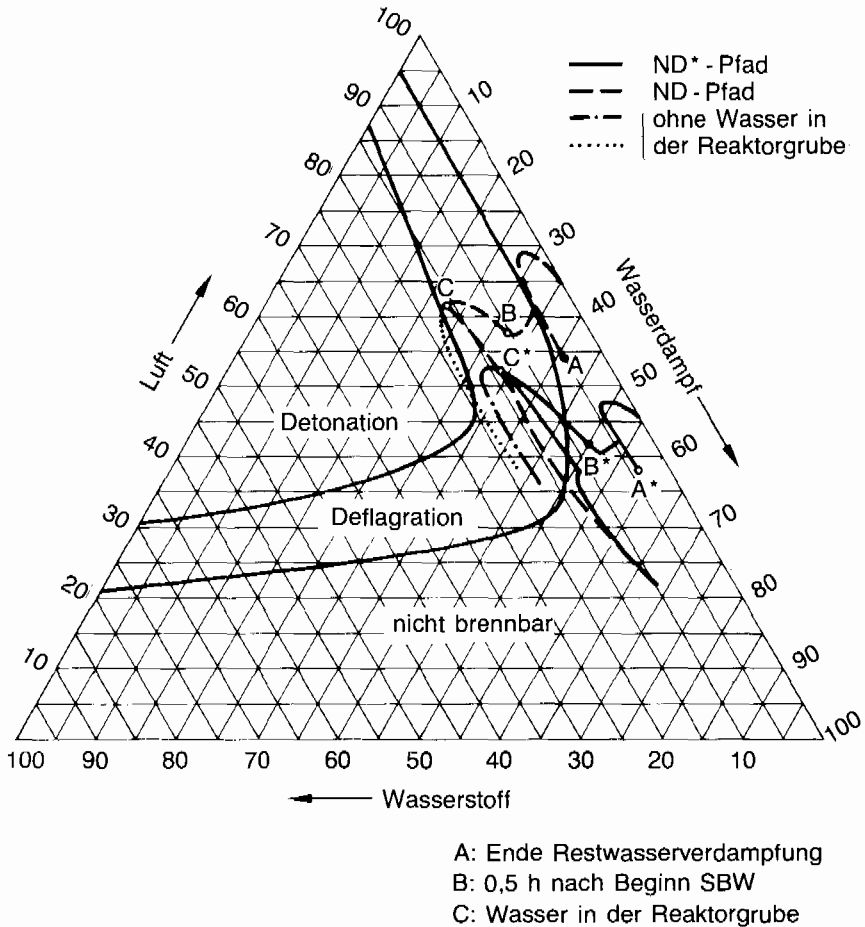


Bild 8-47: Verlauf der mittleren Konzentrationen im Sicherheitsbehälter für den ND- und ND*-Fall (Einraum-Modell)

man-Jouguet Geschwindigkeit ausbreitet, wenn durch eine genügend große Flammenbeschleunigung oder Initialzündung eine Detonation ausgelöst wurde. Die folgenden Zündmechanismen für eine Detonation müssen zusätzlich zum Gemischkriterium vorliegen, um eine stabile Detonation auszulösen: DDT durch genügend große Flammenbeschleunigung oder direkte Detonationszündung durch genügend starke Stoßwellen oder direkte Detonationszündung durch einen entsprechend heißen Strahl von Verbrennungsprodukten.

Von den oben genannten Parametern werden nur die ersten drei durch die Darstellung im Dreistoffdiagramm erfaßt. Während Zündenergie und Zündort beeinflusst werden können (siehe Abschnitt 8.4.3.6), ist eine Bewertung der Abhängigkeit des Verbrennungsablaufs von der Geometrie des Verbrennungsraumes und lokaler Turbulenzen in einem vielfach unterteilten Sicherheitsbehälter nur begrenzt möglich. Die Wasserstoff- und Sauerstoff-

konzentration im Sicherheitsbehälter kann begrenzt bzw. vermindert werden, wenn im Sicherheitsbehälter Zündquellen verfügbar sind, die das Gasgemisch zünden, sobald es die Zündgrenze erreicht. Eine Zündung kann durch Funkenbildung an geschädigten elektrischen Einrichtungen erfolgen, wenn während der Entstehung brennbarer Gasgemische die Stromversorgung der Anlage verfügbar ist. Nach derzeitiger Kenntnis wurde die Wasserstoff-Deflagration in der TMI-Anlage durch elektrische Funken ausgelöst. Die Zündung erfolgte dort allerdings erst nach ca. 6 Stunden.

Durch hohe Gastemperaturen kann es auch zur Selbstzündung des Gasgemisches kommen. Je nach Wasserstoff- und Wasserdampfgehalt des Gemisches erfolgt eine Spontanzündung im Bereich von 790 K bis ca. 840 K, sofern ausreichend Sauerstoff verfügbar ist.

Abschätzungen zeigen, daß wegen der Wärmeverluste der heißen Gase auf dem Weg zur Freisetzung aus dem Primärsystem eine Selbstentzündung des Wasserstoffs nicht mit Sicherheit erfolgt. Auch liegt über längere Zeit am Freisetzungsort eine hohe Konzentration an Wasserdampf vor. Hierdurch werden die Zündung und die Ausbildung einer stabilen Flammenfront stark behindert oder ausgeschlossen. Andererseits kann bei gut brennbaren Wasserstoff-Luft-Gemischen die Zündenergie auch bereits durch elektrostatische Aufladung aufgrund der Relativgeschwindigkeit (Schlupf) zwischen Gas und Partikeln bereitgestellt werden.

Nach dem Versagen des Reaktordruckbehälters und dem Absturz der Schmelze in die Reaktorgrube, kann das Gasgemisch an den heißen Strukturen gezündet werden. In diesem Fall können durch die umgebenden Betonstrukturen hohe Druckbelastungen abgetragen werden. Wegen der starken Gasproduktion während der Schmelze-Beton-Wechselwirkung ist es aber fraglich, ob genügend Luft für eine Verbrennung in der Reaktorgrube vorhanden ist.

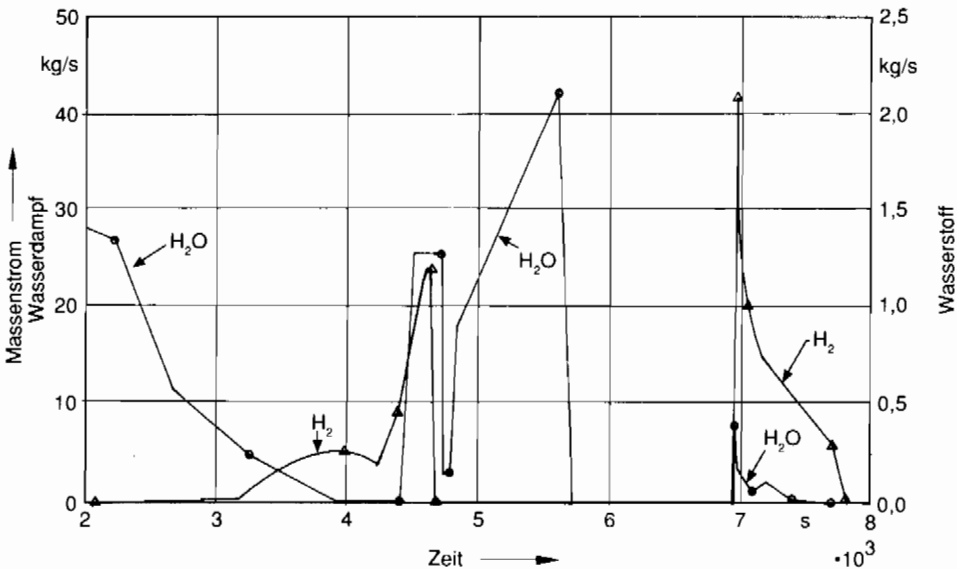


Bild 8-48: Freisetzung von Wasserstoff und Wasserdampf in den Sicherheitsbehälter; ND-Fall Kernschmelzen

Ohne gezielte Maßnahmen wie z. B. die Installation von Zündkerzen oder katalytisch wirkende Zündvorrichtungen kann daher eine frühe Zündung nicht mit Sicherheit angenommen werden. Derartige Maßnahmen sind nur dann wirksam, wenn die Dampfkonzentration unter 50 % und die Wasserstoffkonzentration über 6 % liegen.

8.4.3.4 Untersuchungen zur Wasserstoffverteilung

Nachfolgend werden die analytischen Untersuchungen zur Verteilung von H_2 und CO im Sicherheitsbehälter sowie zur Ermittlung der lokalen Gaskonzentrationen diskutiert und beschrieben. Hierdurch soll aufgezeigt werden, zu welchem Zeitpunkt und an welcher Stelle während des Unfallablaufes im Sicherheitsbehälter brennbare Gasgemische vorhanden sind. Dabei wird unterstellt, daß — unabhängig von der Zusammensetzung des Gasgemisches — keine frühe Zündung erfolgt.

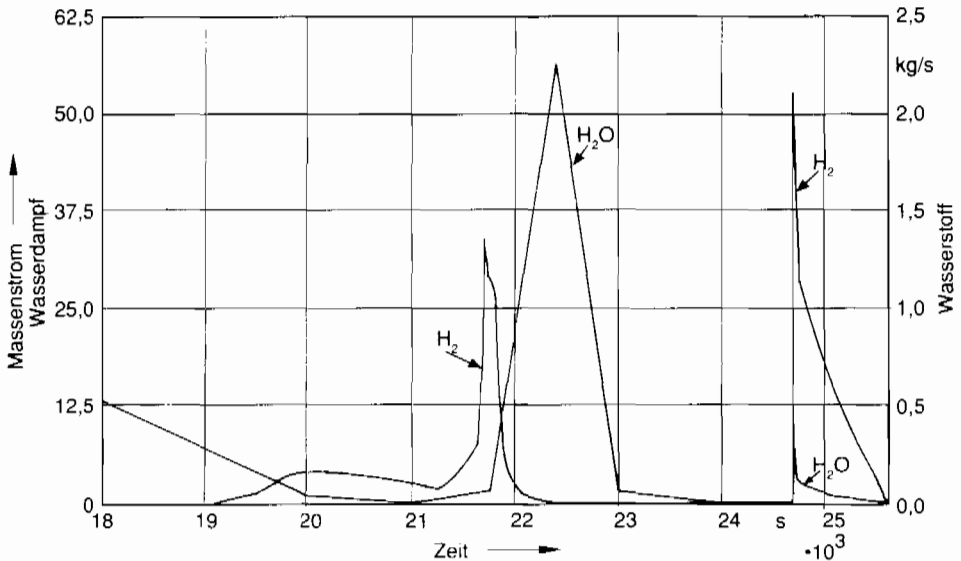


Bild 8-49: Freisetzung von Wasserstoff und Wasserdampf in den Sicherheitsbehälter; ND*-Fall Kernschmelzen

In den Abschnitten 8.3.1 und 8.4.4 wird für den ND-Fall und den ND*-Fall der zeitabhängige Eintrag von H_2 , Wasserdampf, CO und CO_2 in den Sicherheitsbehälter einschließlich der entsprechenden Enthalpieströme beschrieben.

Solange mit dem Wasserstoff größere Mengen an Wasserdampf in den Sicherheitsbehälter freigesetzt werden, ist durch die inertisierende Wirkung des Wasserdampfes die Brennbarkeit beeinträchtigt. In den Phasen einer „trockenen“ H_2 -Freisetzung kommt es dagegen mit Sicherheit zur Bildung brennbarer Gemische im Sicherheitsbehälter.

Für den ND-Fall und den ND*-Fall sind die Phasen der Freisetzung von Wasserstoff und Wasserdampf aus den Bildern 8-48 und 8-49 ersichtlich. Anfänglich strömt über 2000 s bzw. 18 000 s lang nur Dampf in den Sicherheitsbehälter. Danach geht der Dampfeintrag

kontinuierlich zurück (Ausdampfphase des Reaktordruckbehälters), während die H_2 -Freisetzung ansteigt.

Die Phase der Restwasserverdampfung nach Absturz erschmolzener Kernmaterialien ist in beiden Fällen nicht nur im zeitlichen Ablauf, sondern auch qualitativ unterschiedlich. Im ND-Fall kann der nach dem ersten Absturz erschmolzener Materialien in das Restwasser gebildete Dampf unmittelbar über die Bruchstelle abströmen.

Da beim ND*-Fall die Abströmfläche auf den Öffnungsquerschnitt der Druckhalterventile begrenzt ist, hat die Dampfbildung beim Kernabsturz einen Druckaufbau im System zur Folge. Der im System vorhandene Wasserstoff wird damit in den Sicherheitsbehälter ausgeschoben. Anschließend strömt der bei der Restwasserverdampfung entstehende Dampf aus dem Primärsystem in den Sicherheitsbehälter.

Die Wasserstoff- und Wasserdampffreisetzung aus der Schmelze-Beton-Wechselwirkung verläuft in beiden Fällen gleichartig. Die Freisetzungsraten der einzelnen Gase sind aus Bild 8-50 ersichtlich.

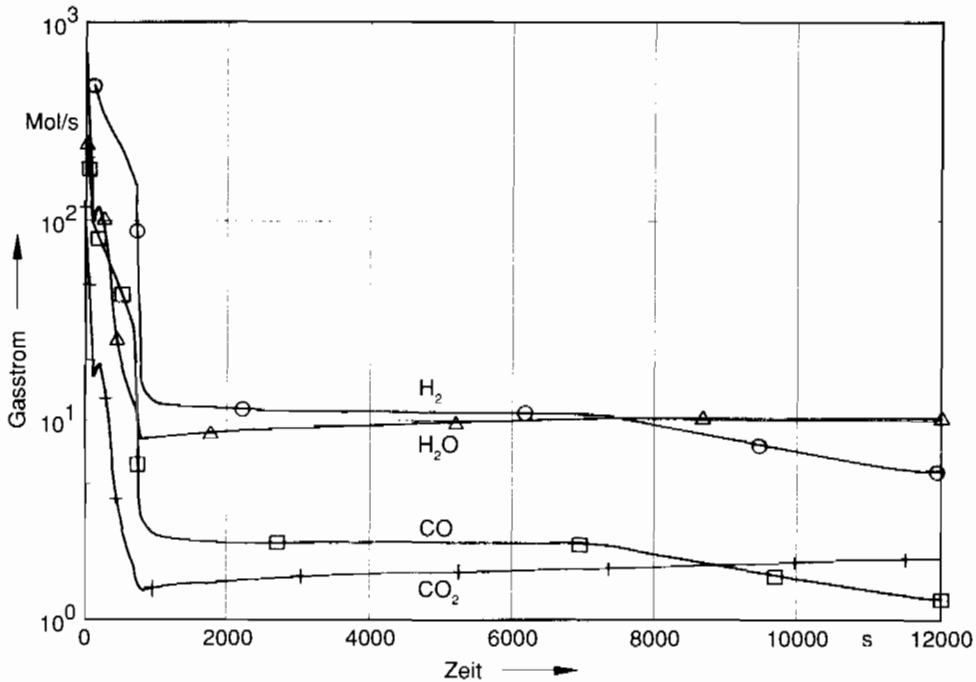
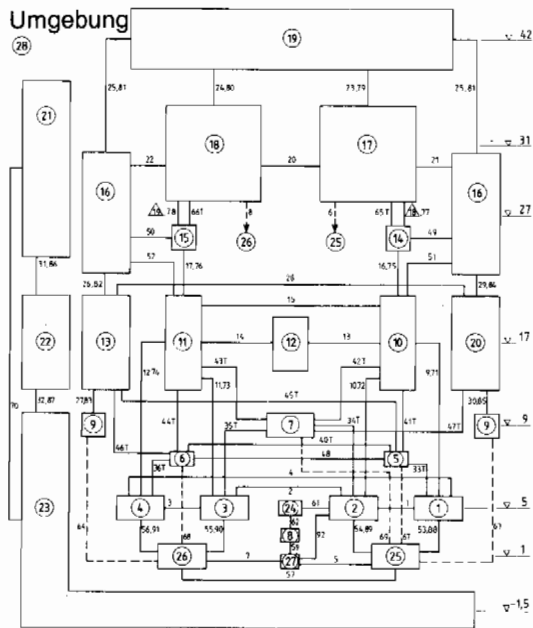
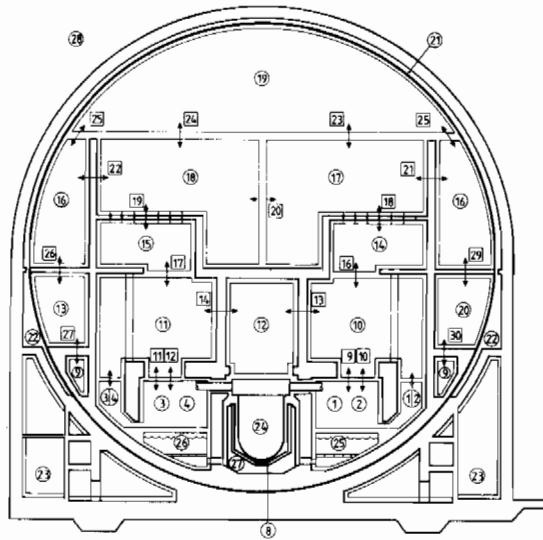


Bild 8-50: Gasfreisetzungen während der Betonerosion

Rechnungen mit dem Programm CONDRU ermöglichen eine erste Bewertung der Gefährdung des Sicherheitsbehälters durch brennbare Gase. Da in CONDRU das Sicherheitsbehältervolumen in einer Zone erfasst wird und homogene Durchmischung der Gase im Sicherheitsbehälter angenommen wird, liefern die Rechnungen mittlere Zustandsgrößen, z. B. für Druck und Temperatur. Bild 8-47 zeigt für den ND- und den ND*-Fall im Dreistoffdiagramm den Verlauf der Gemischzusammensetzung im Sicherheitsbehälter. Im ND-Fall werden sehr früh brennbare Gemischzusammensetzungen im Sicherheitsbehälter



- Δ druckabhängige Öffnung
- \uparrow Türöffnung
- Drainageverbindung

Bild 8-51: RALOC-Raummodell für Rechnungen zur Wasserstoffverteilung

erreicht. Beim ND*-Fall ist dagegen 30 Minuten nach Beginn der Schmelze-Beton-Wechselwirkung, (Pkt. B*, Bild 8-47) das Gemisch noch nicht zündfähig, wenn homogene Durchmischung im Sicherheitsbehältervolumen angenommen wird. Der Grund dafür ist die im ND*-Fall höhere mittlere Wasserdampfkonzentration im Sicherheitsbehälter. Da der Unfall langsamer abläuft, wird mehr Wärme in den Strukturen des Sicherheitsbehälters gespeichert. Daher wird während der Freisetzung von Wasserstoff weniger Wasserdampf an Strukturoberflächen kondensiert als beim ND-Fall.

Bei vollständiger Oxidation des Zirkoniums im Kern würden ca. 1350 kg H₂ entstehen. Bei vollständiger Verbrennung dieser Wasserstoffmasse im Sicherheitsbehälter würde der Auslegungsdruck überschritten, aber der Versagensdruck (siehe Abschnitt 8.5.3) von ca. 0,85 MPa nicht erreicht. Eine Wasserstoff-Menge, die der vollständigen Zr-Oxidation entspricht, entsteht beim ND-Fall innerhalb von 7 h 30' (Bild 8-44, Pkt.A) nach Unfalleintritt, beim ND*-Pfad dagegen erst nach knapp 12 h (Bild 8-45, Pkt.A). Die nachfolgend beschriebenen Detailuntersuchungen konzentrieren sich auf den ND-Fall, da hier früher kritische H₂-Konzentrationen im Sicherheitsbehälter auftreten können.

Die Rechnungen mit dem Programmsystem RALOC zur räumlichen Verteilung der Gase im Sicherheitsbehälter zeigen den Energie- und Masseneintrag in den Sicherheitsbehälter (Teillausschnitte s. Bild 8-48 und 8-49) für den ND- und ND*-Fall. Es wird angenommen, daß der Sicherheitsbehälter bis auf die Auslegungsleckage dicht ist.

Bei der Berechnung der Konzentrationsänderungen wird Verbrennung nicht berücksichtigt.

Für die Untersuchungen zur lokalen Zusammensetzung der Sicherheitsbehälteratmosphäre wird die in Bild 8-51 dargestellte Zonenaufteilung verwendet. Zur besseren Erfassung freier Konvektionsströme werden einige Raumbereiche im Sicherheitsbehälter weiter unterteilt. Das System wird durch insgesamt 28 Kontrollzonen dargestellt (24 Zonen innerhalb des Sicherheitsbehälters, 3 Ringraumzonen, eine Zone für die Umgebung). In den unteren Dampferzeuger-Räumen und der Reaktorgrube können größere Wasservolumina erfaßt werden. Die Verbindungen zwischen einzelnen Kontrollbereichen (über druckabhängige Öffnungen wie z. B. die Klappen auf den oberen Dampferzeuger-Räumen, Türöffnungen, einfache Überströmöffnungen und Drainageverbindungen) sind ebenfalls aus Bild 8-51 ersichtlich.

Für den ND-Fall wird angenommen, daß bis zum Reaktordruckbehälter-Versagen der unfallbedingte Energie- und Masseneintrag in den Sicherheitsbehälter in einen der unteren Dampferzeuger-Räume (Zone 2) erfolgt. Nach dem Reaktordruckbehälter-Versagen werden Massen und Energien in die Reaktorgrube (Zone 8) freigesetzt.

Die Zonenaufteilung ist ausgerichtet auf die Erfassung von freien Konvektionen im Sicherheitsbehälter. Die Konvektion wird stark beeinflusst durch lokal wirksame Energiequellen und -senken, durch die Kaminwirkung von Treppenhäusern und ähnliche Effekte. Die Systemabbildung im Programm RALOC berücksichtigt die Erfahrungen aus Voraus- und Nachrechnungen von Brand- und Kühlmittelverlust-Experimenten am HDR [SCH 86]. Mit dem Modell wurden zwei Rechnungen für den ND-Fall durchgeführt:

1.Fall:

Alle Türen zwischen den Modellräumen sind geöffnet (Fall TA). Diese Rechnung erfaßt einen Zeitbereich von 33 Stunden.

2.Fall:

Alle Türen, mit Ausnahme von vier Türen zu den Treppenhäusern (Zonen 5, 6, 7), sind geschlossen (Fall TZ). Die Rechnung umfaßt einen Zeitbereich von 200 Minuten.

In beiden Fällen werden die Klappen über den Dampferzeuger-Räumen druckabhängig geöffnet.

Diese Rechnungen untersuchen schwerpunktmäßig den Einfluß der hinter dem Trümmer-schutzzyliner liegenden Raumbereiche. Diese Raumbereiche geben aufgrund ihrer Außenlage an der Stahlschale (Räume 9, 13, 16, 20) Wärme verstärkt nach außen in den Ringraum ab. Beim Fall TZ werden auch die Zustände in Sackgassenräumen erfaßt, sowohl in der Nähe der Energie- und Massenfreisetzungen (Treppenhausbereich 5, 6, 7 und Zone 12) als auch in weit entfernt liegenden Raumbereichen (Zone 9),

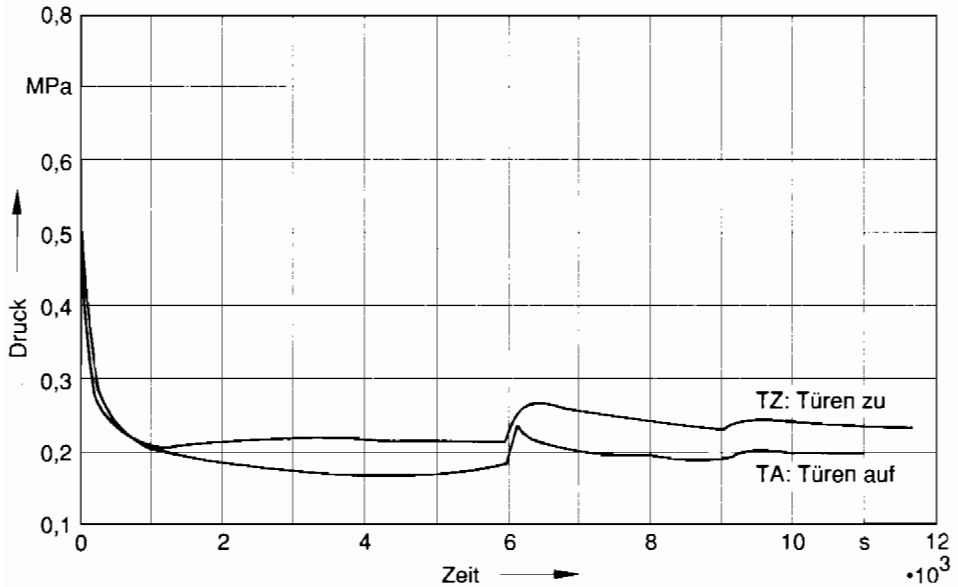


Bild 8-52: Vergleich von Druckverläufen im Sicherheitsbehälter; ND-Fall Kernschmelzen

Die tatsächliche Stellung der Türen während eines Kühlmittelverluststörfalles kann nicht eindeutig bestimmt werden. Die Unsicherheit in der Annahme einzelner Türstellungen zeigen auch entsprechende Versuche am HDR. Der Vergleich der Fälle TA und TZ zeigt, daß die Energieabfuhr über die Stahlschale des Sicherheitsbehälters in den Ringraum zwischen Betonabschirmung und Stahlschale beeinträchtigt wird, wenn durch die geschlossenen Türen im Splitterschutzzyliner großräumige Konvektionsströme im Sicherheitsbehälter behindert werden. Damit ergibt sich eine höhere Dampfkonzentration in den Anlagenräumen innerhalb des Splitterschutzzyliners. Außerdem stellen sich größere Temperaturunterschiede zwischen einzelnen Raumbereichen ein. Der Einfluß auf den Gesamtdruckverlauf ist aus Bild 8-52 ersichtlich. Demnach stellt sich im Fall TZ über begrenzte Zeitbereiche ein höherer Gesamtdruck im Sicherheitsbehälter ein. Durch die lokal erhöhte Dampfkonzentration im Fall TZ wird auch die Brennbarkeit lokaler Gasgemische vermindert.

Bild 8-47 zeigt den (mit CONDRU berechneten) mittleren Konzentrationsverlauf innerhalb des Sicherheitsbehälters für den ND-Fall. Danach liegt zum Zeitpunkt B, auf die gemittelten Zustandsgrößen bezogen, ein brennbares Gemisch vor, d. h. eine halbe Stunde nach Beginn einer Schmelze- Beton-Wechselwirkung wird eine mittlere Gemischzusam-

mensetzung von ca. 11 Vol.-% Wasserstoff, 32 Vol.-% Wasserdampf und 57 Vol.-% Luftanteil erreicht. Diese prozentuale Aufteilung berücksichtigt nicht die weiteren aus der Schmelze-Beton-Wechselwirkung stammenden Gase CO und CO₂. Obwohl die Gasverteilung im Sicherheitsbehälter nach der Detailanalyse räumlich zum Teil stark unterschiedlich ist, weist der Konzentrationsverlauf in den großen Raumbereichen im oberen Sicherheitsbehälterbereich relativ gute Übereinstimmung mit dem mittleren Konzentrationsverlauf aus der CONDRU-Rechnung auf.

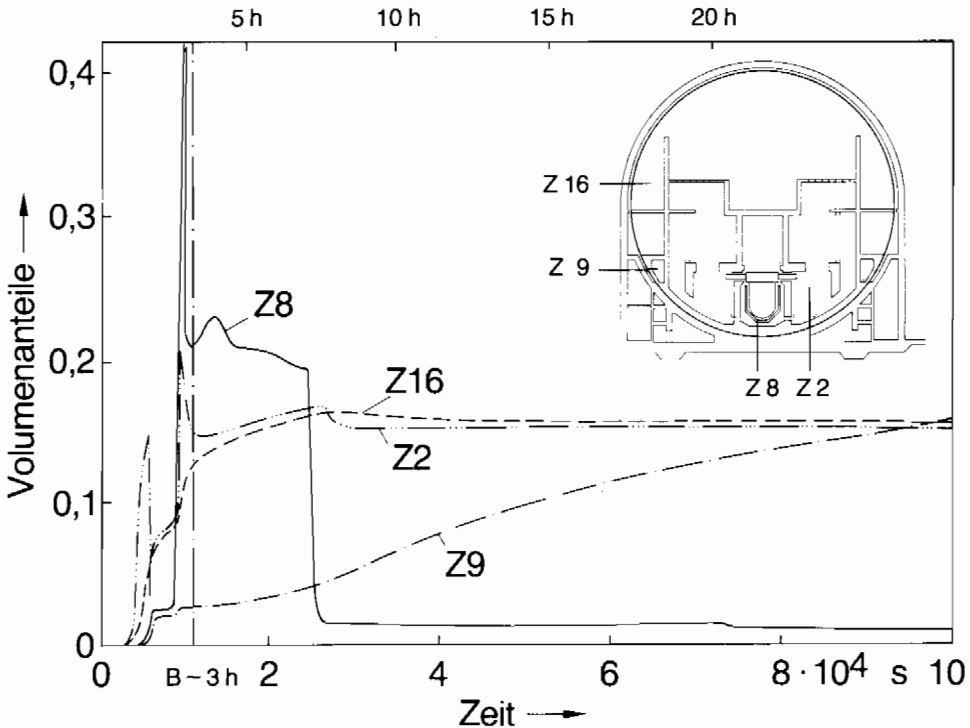


Bild 8-53: Lokale Konzentrationsverläufe von Wasserstoff; ND-Fall Kernschmelzen

Wegen der effektiven Wärmeabfuhr aus den inneren Bereichen der Sicherheitsbehältereinbauten zur äußeren Stahlschale ist im Fall TA die Dampfkonzentration geringer. Dies führt zu einer relativen Erhöhung der Wasserstoffkonzentration. In diesem Fall bilden sich zum Zeitpunkt B nach der langzeitigen Ansammlung von Wasserstoff im unteren Bereich der Anlagenräume lokal detonationsfähige Gemische, vor allem in der Nähe der Freisetzungsorte. In den oberen Raumbereichen innerhalb und außerhalb des Trümmerschutzzylinders liegen zu diesem Zeitpunkt zündfähige Gemische vor. Lediglich in Zone 9, einem Sackgassenraum, ist die H₂-Konzentration so gering (siehe Bild 8-53), daß zu diesem Zeitpunkt hier noch kein brennbares Gemisch vorliegt. Später wird aber auch in Zone 9 die Zündgrenze erreicht.

Beim Fall TZ werden zum Zeitpunkt B in den Räumen im oberen Sicherheitsbehälter und teilweise auch hinter dem Trümmerschutzzylindern gerade brennbare Gemische erreicht. In den tiefer gelegenen Räumen hinter dem Trümmerschutzzylinder sind die Gasgemische

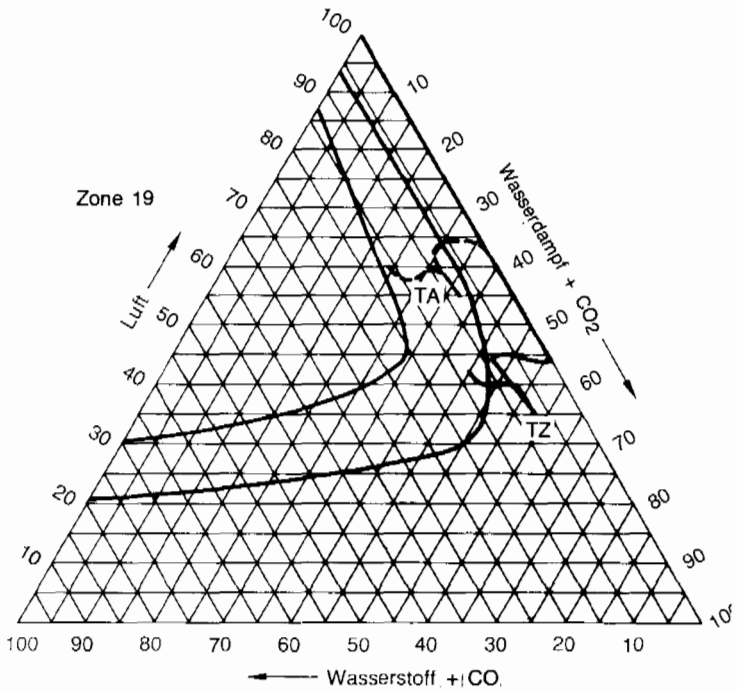
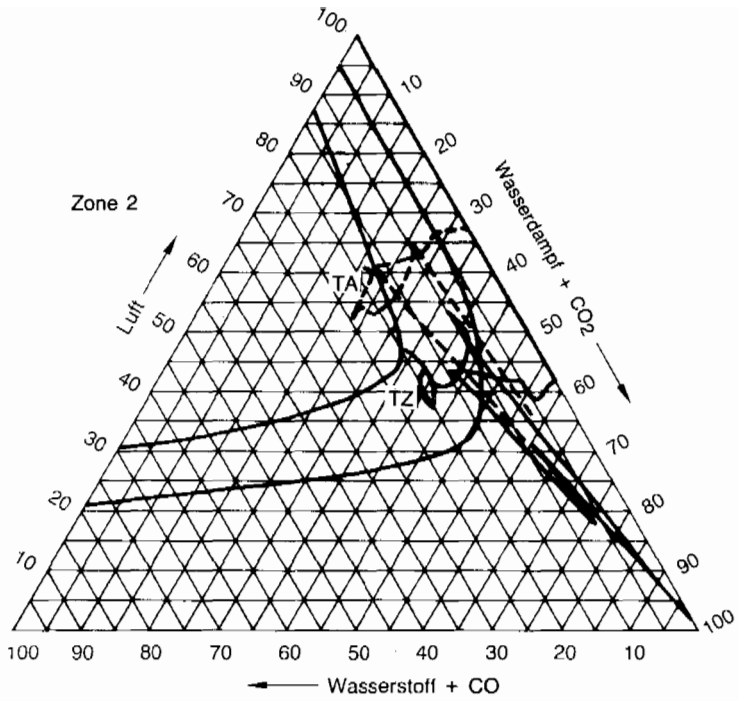


Bild 8-54: Lokale Konzentrationsverläufe im Dreistoffdiagramm; ND-Fall Kernschmelzen

noch nicht brennbar. In den mittleren und unteren Dampferzeuger-Räumen liegen brennbare Gemische vor. Ab diesem Zeitpunkt kann die Bildung detonationsfähiger Gemische in den Sackgassenräumen 6 und 12 in der Nähe der Orte für Freisetzung von Massen und Energien nicht ausgeschlossen werden.

Bild 8-54 vergleicht für die Fälle TA und TZ einige charakteristische Konzentrationsverläufe, dargestellt im Dreistoffdiagramm. Bemerkenswert ist die Verschiebung zu höheren Dampfkonzentrationen im Fall TZ.

Für beide Fälle (TA und TZ) kann es – abhängig von der Intensität der einsetzenden Schmelze-Beton-Wechselwirkung – in der Reaktorgrube nach dem Reaktordruckbehälter-Versagen für kurze Zeit zur Bildung eines detonationsfähigen Gasgemisches kommen, bedingt durch die Mischung des heißen Wasserstoffes mit der zu Beginn der Schmelze-Beton-Wechselwirkung in der Reaktorgrube vorhandenen Luft. Nach der Anlaufphase der Schmelze-Beton-Wechselwirkung befinden sich nur H_2 , CO , CO_2 und Wasserdampf in der Grube. Dieses Gemisch ist nicht brennbar. Im weiteren Verlauf könnten nur dann brennbare Gemische entstehen, wenn es nach einem Abklingen der Gasfreisetzungen aufgrund von Konvektionsströmungen zu einer erneuten Luftzufuhr in die Grube kommt. Die freigesetzten heißen Gase können sich entweder selbst entzünden oder sie können an heißen Strukturoberflächen gezündet werden.

Sollte über den durchgeschmolzenen Reaktordruckbehälter Wasser in die Grube eingespeist werden, so wird hier so viel Wasserdampf erzeugt, daß eine Verbrennung auszuschließen ist (Wasserdampf-Inertisierung).

Beim ND*-Fall ist nach Bild 8-47 zum Zeitpunkt B* das Gasgemisch, über das Sicherheitsbehältervolumen gemittelt, nicht brennbar. Die Detailanalyse zum ND*-Fall mit RALOC zeigt wesentlich „nassere“ Zustände innerhalb des Trümmerschutzzylinders, während außerhalb des Trümmerschutzzylinders wegen der besseren Kondensationsbedingungen (kältere Strukturen) geringere Dampfkonzentrationen vorliegen. Durch die anfängliche Freisetzung von Massen und Energien über die relativ hoch liegenden Druckhalterventile bildet sich eine über längere Zeit stabile Temperaturschichtung im Sicherheitsbehälter aus.

Zum Zeitpunkt B* sind die Gemische nur hinter dem Trümmerschutzzylinder sowie in den unteren Dampferzeuger-Räumen brennbar. Aber auch in diesem Fall kann nicht ausgeschlossen werden, daß sich im weiteren Verlauf detonationsfähige Gemische in den unteren Dampferzeuger-Räumen bilden. Lokal können sich insbesondere oberhalb der Sumpfoberfläche detonationsfähige Gasgemische bilden, wenn dort der Anteil an Wasserdampf durch die Dampfkondensation an der Wasseroberfläche reduziert wird.

Durch die massiven Betonstrukturen der Reaktorgrube und der unteren Dampferzeuger-Räume werden aber mögliche Auswirkungen lokaler Detonationen so begrenzt, daß der Sicherheitsbehälter nicht unmittelbar gefährdet ist.

In Abschnitt 8.4.2 werden die RALOC-Rechnungen zur Belastung des Sicherheitsbehälters beim Bruch einer Anschlußleitung im Ringraum beschrieben. Die Zonenaufteilung berücksichtigt neben dem Sicherheitsbehälter den Ringraum, den unteren Teil des Reaktorgebäudes sowie das angrenzende Hilfsanlagegebäude. Damit können die Freisetzungspfade von Gasen aus dem Reaktorkühlkreislauf bis in die Anlagenumgebung erfaßt werden. Über die Rohrbruchstelle gelangt – insbesondere bis zum Reaktordruckbehälter-Versagen – Wasserstoff auch in den Ringraumbereich und die anschließenden Räume. Brennbar Gasgemische entstehen somit nach der Kondensation von Wasserdampf an kalten Strukturoberflächen zunächst außerhalb des Sicherheitsbehälters, insbesondere im unteren Bereich des Reaktorgebäudes, im oberen Ringraumbereich und im Hilfsanlagen-

Tab. 8-7: Charakteristische Zeitpunkte zur Wasserstoffsituation während verschiedenartiger Unfallabläufe (nach RALOC-Rechnungen)

Situation im Sicherheitsbehälter und angrenzenden Raumbereichen	Ereignisabläufe						
	TA	ND TZ	ND*	HD ¹⁾	Primärkreisleck im Ringraum	DE-Heizrohrbruch	ND* 10 cm ² Leck in Stahlhülle
Beginn der H ₂ -Freisetzung	1h10'	1h10'	5h10'	2h55'	1h15'	11h45'	5h10'
Beginn der CO-Freisetzung(Start SBW)	2h30'	2h30'	6h50'		2h20'	11h45'	6h50'
0,5h nach Start SBW	3h	3h	7h20'		2h50'	12h15'	7h20'
Brennbarkeit des Gasgemisches ²⁾ wird erreicht in Bereich							
A nach	1h15'	1h15'	7 h		2h20'		7h
B	1h15'	1h15'	-		2h25'		-
C	1h30'	2h30'	-				-
D	1h30'	2h30'	-				11h
E	-	-	-	-	1h30'	-	17h30'
F	-	-	-	-	1h40'	-	18h
G	-	-	-	-	1h50'	-	27h30'
Detonationsfähige Gasgemische ²⁾ liegen vor im Bereich							
A nach	2h35'	3h20'	7h10'		2h25'		7h10'
B	2h35'	3h20'	-				-
C							-
D							-
E	-	-	-	-	1h50'	-	-
F	-	-	-	-	-	-	-
G	-	-	-	-	-	-	-

1) Hochdruck-Versagen, Reaktordruckbehälter verbleibt in seiner Position

2) Die Aussage zur Brennbarkeit bzw. zu detonationsfähigen Gasgemischen orientiert sich an der lokalen Gemischzusammensetzung (Shapiro-Diagr. /SHA 57/)

TA: Türen geöffnet

TZ: Türen geschlossen

Bereich A: Anlagenräume (unterer Bereich)

Bereich B: Anlagenräume (oberer Bereich)

Bereich C: Kuppelraum

Bereich D: Betriebsräume hinter Trümmerschutzhülle innerhalb Sicherheitsbehälter

Bereich E: Ringraum (oberer Bereich)

Bereich F: Ringraum (unterer Bereich)

Bereich G: Hilfsanlagegebäude

gebäude. Nach dem Reaktordruckbehälter-Versagen und dem Beginn der Schmelze-Beton-Wechselwirkung bilden sich auch innerhalb des Sicherheitsbehälters brennbare Gasgemische. H_2 , CO , CO_2 und Wasserdampf werden hierbei in den Sicherheitsbehälter freigesetzt, wobei der geringe Anteil an freigesetztem Wasserdampf an den relativ kalten Strukturen im Sicherheitsbehälter kondensiert. Von Bedeutung für diesen Unfallablauf sind aber die mögliche äußere Belastung der Stahlschale durch eine H_2 -Deflagration im Ringraum sowie die Bildung brennbarer Gasgemische im Hilfsanlagegebäude.

Eine ähnliche Situation ergibt sich für den Fall, daß Gasgemisch aus dem Sicherheitsbehälter durch eine erhöhte Leckage in den Ringraum gelangt. Untersuchungen für den ND*-Fall, bei dem ein 10-cm^2 -Leck in der Stahlhülle des Sicherheitsbehälters hinter dem Trümmerschutzzylinder angenommen wird, zeigen, daß im Ringraumbereich des Reaktor-gebäudes sowie nach ca. 1,5 d auch in einzelnen Bereichen des Hilfsanlagegebäudes brennbare Gasgemische auftreten. Die Wasserstoffsituation innerhalb des Sicherheitsbehälters unterscheidet sich vom untersuchten ND*-Fall mit dichtem Sicherheitsbehälter nur dadurch, daß – bedingt durch die Leckage – mehr Wasserstoff und Dampf in die Räume hinter den Trümmerschutzzylinder gelangt. Über die Leckstelle strömt verstärkt Luft ab, was sich aber in den betrachteten Zeiträumen ($t \leq 30$ h) nicht merklich auf die Zusammensetzung der Gasgemische im Sicherheitsbehälter auswirkt.

In Tabelle 8-7 sind charakteristische Zeiten zur Wasserstoffverteilung im Sicherheitsbehälter zusammengestellt. Hieraus ist ersichtlich, daß sich für einzelne Unfallabläufe bereits nach etwas mehr als einer Stunde brennbare Gasgemische bilden können. Detonationsfähige Gemische bilden sich im betrachteten Zeitraum nicht im gesamten Sicherheitsbehälter, sondern nur in lokal begrenzten Raumbereichen. Hierdurch ist allerdings die Integrität des Sicherheitsbehälters noch nicht unmittelbar gefährdet.

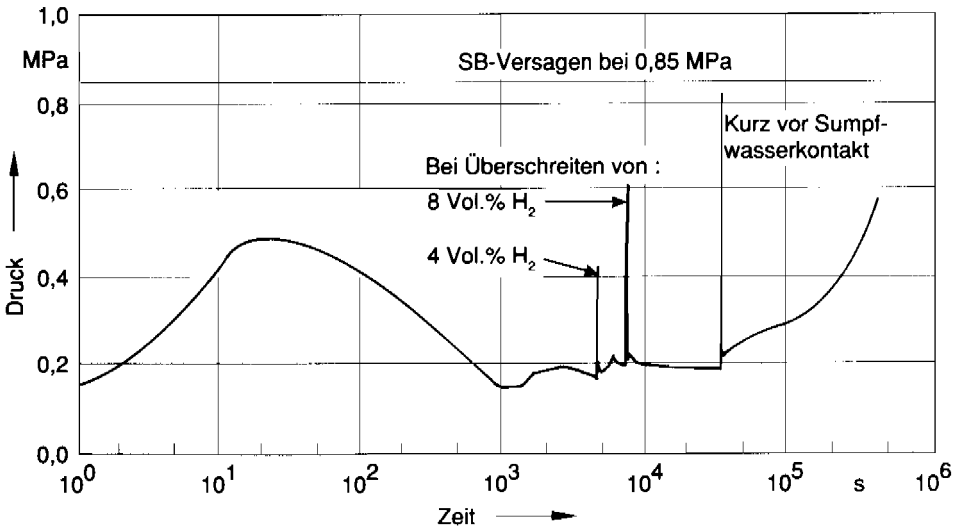


Bild 8-55: Druckaufbau im Sicherheitsbehälter mit globaler Verbrennung von Wasserstoff; ND-Fall Kernschmelzen (Annahme: Kontakt der Schmelze mit Sumpfwasser nach ca. 9 h)

8.4.3.5 Auswirkungen auf den Sicherheitsbehälter bei der Verbrennung von Wasserstoff

In den in Abschnitt 8.4.3.4 diskutierten Untersuchungen zur Freisetzung und Verteilung von brennbaren Gasen wird grundsätzlich keine Verbrennung unterstellt, so daß sich die Gase im Laufe der Zeit mehr oder weniger stark aufkonzentrieren. Im folgenden wird untersucht, wie sich die Situation bei einer frühzeitigen Verbrennung von H_2 ändert und welche Belastungen des Sicherheitsbehälters und seiner Einbauten auftreten.

Hierbei wird zunächst das Programm CONDRU-BURN verwendet. Das Programm erfaßt das Gesamtvolumen des Sicherheitsbehälters in einer Zone. Die Rechnungen mit CONDRU-BURN können daher nur Abschätzungen liefern für „mittlere“ Belastungen des Sicherheitsbehälters unter der Annahme, daß die Gase vor der Zündung gleichmäßig über das Gesamtvolumen des Sicherheitsbehälters verteilt sind, daß der bis zum Zeitpunkt der Zündung aufkonzentrierte Wasserstoff vollständig verbrennt und daß lokale Effekte (z. B. turbulente Strömungen an Öffnungen zwischen verschiedenen Räumen) vernachlässigt werden können. Ferner wird im Programm angenommen, daß sich die Flammenfront wesentlich langsamer als mit Schallgeschwindigkeit ausbreitet. Bild 8-55 zeigt die unter diesen Annahmen ermittelten Drücke bei der Verbrennung von H_2 beim Niederdruck-Kernschmelzen, ausgehend von dem in Bild 8-48 dargestellten Verlauf der H_2 -Freisetzung. Zum Beispiel ergibt eine globale Verbrennung von ca. 770 kg H_2 in einem Volumen von 70000 m³ (entsprechend 8 Vol.-% H_2) einen kurzzeitigen Druckanstieg um 0,4 MPa auf einen Gesamtdruck von ca. 0,6 MPa. Die Temperatur der Sicherheitsbehälteratmosphäre steigt dabei kurzzeitig auf nahezu 1200 K und verbleibt ca. 3 min über einem Wert von 470 K. Durch die Verbrennung des CO, das bei der Schmelze-Beton-Wechselwirkung entsteht, erhöhen sich Druck und Temperatur um weniger als 5 % (Bild 8-56).

Diese Ergebnisse können keine Aussage über lokale Effekte bei der H_2 -Verbrennung machen. Aus Tabelle 8-7 ist ersichtlich, daß in einzelnen Raumbereichen des Sicherheitsbehälters die Zündbarkeit zu verschiedenen Zeiten erreicht wird. Untersuchungen zum ND-Fall mit dem Programm RALOC, in dem Verbrennungen in Teilbereichen eines Mehrraum-Modells des Sicherheitsbehälters simuliert werden, basieren auf der in Abschnitt 8.4.3.4 beschriebenen Rechnung zur Wasserstoffverteilung. Lokale Effekte bei der Verbrennung von Gasen (z. B. Flammenfrontbeschleunigung, Übergang von Deflagration in Detonation) können aber auch mit diesem Programm nicht erfaßt werden. Die im folgenden dargestellten Ergebnisse der RALOC-Rechnungen liefern daher nur Orientierungswerte über die mögliche Belastungen des Sicherheitsbehälters durch die H_2 -Verbrennung.

Als Zündbedingung für das H_2 -Luft-Dampf-Gemisch wird wegen des relativ hohen Dampfanteils ein Mindestgehalt von 8 Vol.-% H_2 angesetzt. Es wird eine nahezu vollständige Verbrennung bis auf weniger als 0,5 Vol.-% H_2 angenommen. Diese Annahmen gründen sich auf experimentelle Erkenntnisse [RAT 85]. Die angenommene Verbrennungsgeschwindigkeit von 2 m/s für eine Anfangskonzentration von 8 Vol.-% H_2 ohne Dampf ergibt sich für Einraumgeometrie aus den NTS-Versuchen der Sandia National Laboratories. Für Dampfkonzentrationen von ca. 30 % reduziert sich die Verbrennungsgeschwindigkeit auf ca. 1 m/s, der Verbrennungsgrad war in den Versuchen etwa 94 %. Die Bilder 8-57 und 8-58 zeigen die in diesen Rechnungen ermittelten Druck- und Temperaturverläufe. Der lokale Druckaufbau ist wegen des Druckausgleichs im Gesamtsystem gering. Nach diesen Ergebnissen ist der Sicherheitsbehälter in den ersten Stunden nach Unfallbeginn durch einen derartigen Ablauf der Verbrennung nicht gefährdet.

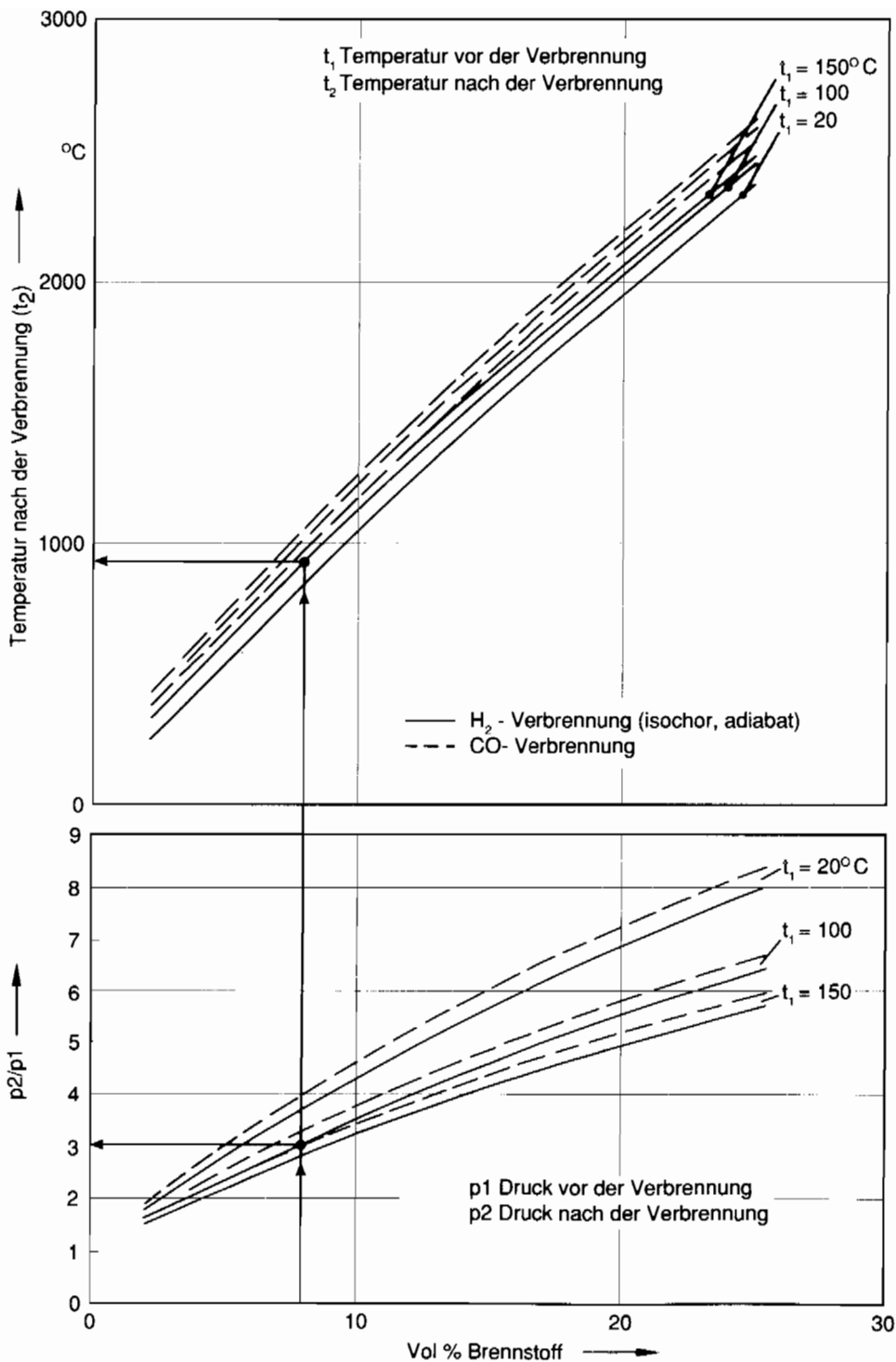


Bild 8-56: Druck und Temperatur im Sicherheitsbehälter nach Gasverbrennungen

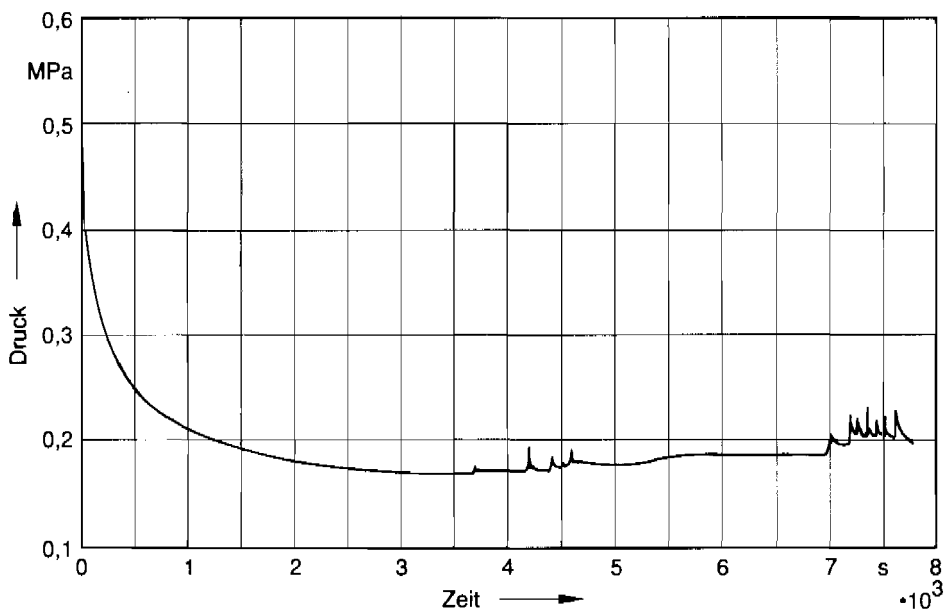


Bild 8-57: Druckverlauf im Sicherheitsbehälter bei gezielten Mehrfachzündungen von Wasserstoff; ND-Fall Kernschmelzen

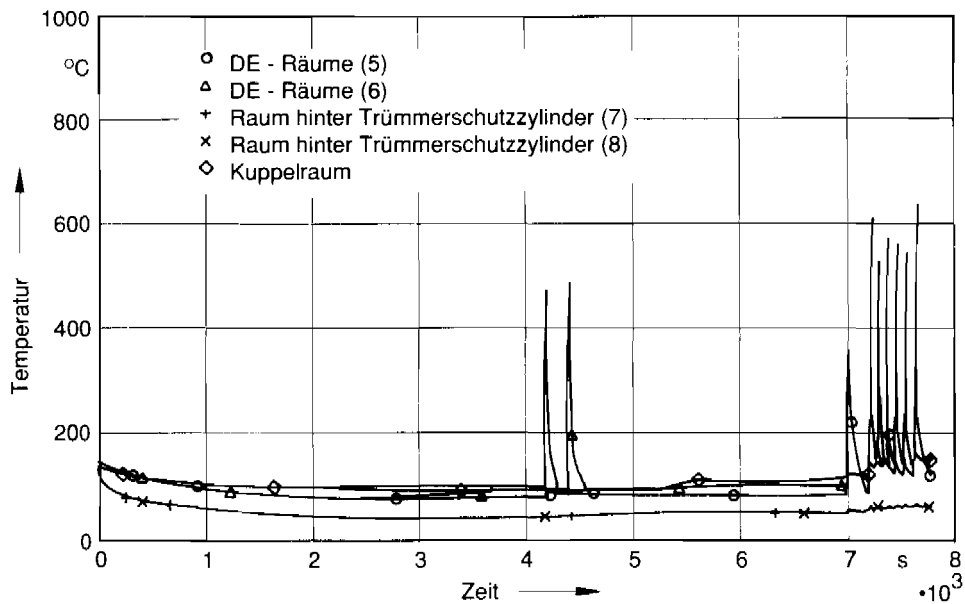


Bild 8-58: Temperaturverläufe im Sicherheitsbehälter bei gezielten Mehrfachzündungen von Wasserstoff; ND-Fall Kernschmelzen

Die Rechnung zeigt ferner, daß vor dem Reaktordruckbehälter-Versagen nur ca. 30 % des erzeugten Wasserstoffs durch Verbrennung abgebaut werden. Dies ist auf die weitgehende Wasserdampf-Inertisierung des Bruchraumes und der darüberliegenden Dampferzeuger-Bereiche zurückzuführen. Durch die gewählte Zonenaufteilung in RALOC sind lokale Effekte im Kuppelraum nicht erfaßbar. Aufgrund des großen Volumens kann dieser Raumbereich große H_2 -Mengen aufnehmen, bevor die Zündgrenze erreicht wird. Zum Zeitpunkt des Reaktordruckbehälter-Versagens befinden sich rund 215 kg oder mehr als 60 % des noch vorhandenen H_2 im Kuppelraum. Die mittlere H_2 -Konzentration beträgt zu diesem Zeitpunkt knapp 6 Vol.-%. Das Gasgemisch liegt im Dreistoffdiagramm nach Shapiro [SHA 57] am Rande des Zündbereiches.

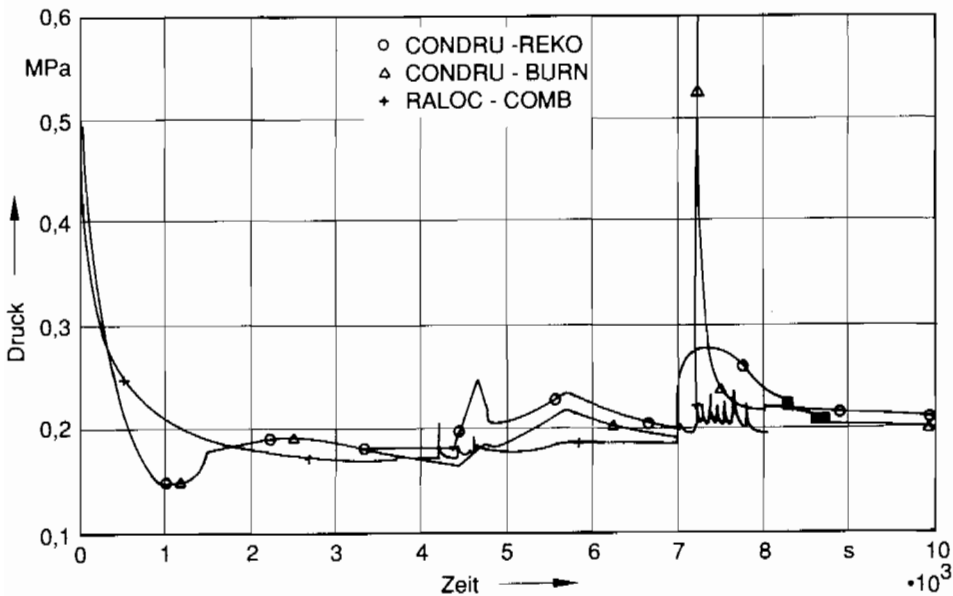


Bild 8-59: Vergleich von Druckverläufen bei Anwendung verschiedener Verbrennungsmodelle

Diese Vorbelastung des Sicherheitsbehälters mit Wasserstoff beeinflusst nur unwesentlich den weiteren Ablauf, wenn nach Reaktordruckbehälter-Versagen die Schmelze-Beton-Wechselwirkung mit hohen Gasfreisetzungen einsetzt. Innerhalb der ersten halben Stunde nach Reaktordruckbehälter-Versagen wird hierdurch soviel Wasserstoff freigesetzt, wie im gesamten vorangegangenen Zeitraum.

Ein Teil des aus der Schmelze-Beton-Wechselwirkung freigesetzten Wasserstoffs kann, wie die Rechenergebnisse zeigen, durch Verbrennungsvorgänge im Dampferzeuger-Bereich beseitigt werden, bevor er in den Kuppelraum gelangt. Wegen der häufigen Zündung, vorrangig in den Dampferzeuger-Räumen, muß aber mit einem erhöhten Zerstörungsgrad dort installierter Betriebssysteme, Kabelführungen etc. gerechnet werden.

Untersuchungen mit CONDRO und RALOC (Bild 8-59) zeigen, daß eine kontinuierliche Rekombination des erzeugten Wasserstoffes die geringste Gefährdung für den Sicherheitsbehälter verursacht.

Wegen der Anwesenheit von Inertgasen (Wasserdampf, CO₂, N₂ etc.) kann auch eine gesteuerte Zündung lokal entstehender brennbarer Gasgemische den Wasserstoff nur teilweise abbauen. Daher kann die lokale Bildung detonationsfähiger Gasgemische als Folge verbrennungsbedingter Gasverschiebungen im Sicherheitsbehälter und lokaler Kondensation nicht mit Sicherheit ausgeschlossen werden. Dies muß nicht zwangsläufig zu einer Gefährdung des Sicherheitsbehälters führen, doch kann eine Beschädigung der Stahlhülle (durch den Explosionsdruck oder durch umherfliegende Trümmer) auch nicht ausgeschlossen werden.

Wenn sich der Wasserstoff über längere Zeit aufkonzentriert, kann eine globale Deflagration, insbesondere wenn sie erst nach der hochtransienten Phase einer Schmelze-Beton-Wechselwirkung (Oxidation des restlichen Zirkoniumgehaltes) ausgelöst wird, zum Versagen des Sicherheitsbehälters führen.

Zusammenfassend kann daher festgestellt werden:

1. Innerhalb weniger Stunden nach Beginn einer Kernzerstörung ist das Kerninventar an Zirkonium durch die Reaktion mit Wasserdampf im Reaktordruckbehälter und durch eine Schmelze-Beton-Wechselwirkung in der Reaktorgrube nahezu vollständig oxidiert. Dadurch werden ca. 1350 kg Wasserstoff gebildet und in den Sicherheitsbehälter freigesetzt. Durch die Oxidation von Eisen, Chrom etc. entsteht langfristig weiterer Wasserstoff.
2. In den ersten Stunden nach Freisetzung des H₂ in den Sicherheitsbehälter treten die höchsten Wasserstoffkonzentrationen in der Umgebung der Freisetzungsorte auf, d. h. in den unteren und mittleren Dampferzeuger-Räumen.
3. Abhängig von der Wasserdampfung aus dem Reaktordruckbehälter und einer Sumpfwasserverdampfung können große Bereiche im Sicherheitsbehälter durch Wasserdampf inertisiert werden. Einzelne Räume weisen aber langfristig zündfähige Gemische auf.
4. Eine frühzeitige Zündung von Wasserstoff durch heiße Flächen, Brennstoffteile, heiße Gase oder Aerosole ist möglich, sofern lokal ausreichend Sauerstoff verfügbar ist.
5. Da eine frühzeitige Zündung nicht mit ausreichender Sicherheit nachweisbar ist, kann die lokale Bildung detonationsfähiger Gemische nach wenigen Stunden nicht ausgeschlossen werden. Derartige Gemische treten vorrangig in den unteren und mittleren Anlagen- und Dampferzeuger-Räumen auf. Diese Räume bestehen aus starken Betonstrukturen und sind vom Trümmerschutzzylinder umgeben. Daher ist mit einer Beschädigung des Sicherheitsbehälters durch lokale Detonation, die zu einem Versagen führt, nach heutigem Wissensstand nicht zu rechnen.
6. Bei langzeitiger Aufkonzentration – d. h. ohne frühzeitige Zündungen – und anschließender deflagrativer Verbrennung von ca. 1350 kg Wasserstoff wäre der Sicherheitsbehälter gefährdet. Diese Gefahrensituation verstärkt sich im weiteren Verlauf eines Unfalls insbesondere dann, wenn es nicht langfristig zu einem Kontakt zwischen Schmelze und Wasser kommt.

8.4.3.6 Maßnahmen zur Verhinderung gefährlicher Wasserstoffkonzentrationen

Maßnahmen zur Verhinderung von Wasserstoffkonzentrationen, die bei Zündung die Stahlschale des Sicherheitsbehälters beschädigen oder zerstören können, lassen sich in drei Gruppen einteilen:

- Begrenzung der Wasserstoffproduktion
- Begrenzung der Wasserstoffkonzentration
- Verhinderung einer Verbrennung des Wasserstoffs

Im folgenden werden die Erfolgsaussichten verschiedener Maßnahmen diskutiert.

a) Begrenzung der Wasserstoffproduktion

Kann ein Unfallablauf mit Kernschmelzen innerhalb des Reaktordruckbehälters nicht dadurch aufgehalten werden, daß wieder eine ausreichende Kühlung hergestellt wird, ist auch die Wasserstoffbildung innerhalb des Reaktordruckbehälters kaum zu beeinflussen. Die Wasserstoffproduktion aus der Schmelze-Beton-Wechselwirkung läßt sich dann verringern, wenn Teile des geschmolzenen Kerns kühlfähig gemacht werden oder wenn die Eindringgeschwindigkeit in den Fundamentbereich vermindert wird.

Da der Reaktorgrube vor dem Versagen des Reaktordruckbehälters kein Wasser zugeführt werden kann und sie außerdem ein sehr kleines Volumen aufweist, kann die Wasserstoffproduktion praktisch nicht verringert werden.

b) Begrenzung der Wasserstoffkonzentration

Der Anstieg der H₂-Konzentration auf gefährliche Werte kann dadurch verhindert werden, daß der Wasserstoff bei geringer Konzentration mit Sauerstoff zu Wasser „rekombiniert“ wird. Sobald zündbare Gemische auftreten, kann die Rekombination durch Verbrennung erfolgen. Mit Hilfe katalytisch wirkender Materialien können Wasserstoff und Sauerstoff auch dann rekombiniert werden, wenn die H₂-Konzentration für eine Zündung noch nicht ausreicht.

Die untere Zündgrenze des Gasgemisches im Sicherheitsbehälter liegt im Bereich von 5 bis 8 Vol.-% H₂. Zwischen dieser Zündgrenze und Gemischzusammensetzungen, die lokal detonationsähnliche Phänomene wie Überschallflammen (Quasidetonation) ermöglichen (13–18 Vol.-% H₂), besteht ein Konzentrationsunterschied von 8 bis 10 Vol.-% H₂. Die Bandbreiten ergeben sich durch die Abhängigkeit von Dampfgehalt, Druck und Temperatur [BER 85, LAN 88]. Direkt eingeleitete Detonationen setzen hohe Zündenergien voraus, die durch installierte Zündeinrichtungen nicht aufgebracht werden können. Falls eine detonationsfähige Gemischzusammensetzung vorliegt, kann jedoch durch eine Zündung eine Deflagration über eine turbulente Flammenbeschleunigung in eine Detonation übergehen.

Die Begrenzung der lokalen Wasserstoffkonzentration mit Hilfe von Zündvorrichtungen erfordert die sichere Zündung von Gemischen unterhalb einer H₂-Konzentration von 10 Vol.-% bei einem Dampfgehalt von bis zu 40 Vol.-%. In der Umgebung potentieller H₂-Freisetzungsorte kann die erforderliche Zündfrequenz bis auf etwa 1/s ansteigen.

Eine gezielte Zündung kann erfolgen

- a) durch Glühkerzen, die von außen mit Strom zu versorgen sind,
- c) durch batteriebetriebene Funkenzünder,
- d) durch katalytisch wirkende Zünder.

Wegen des hohen Energieverbrauchs von Glühkerzen konzentriert sich die Entwicklung in der Bundesrepublik Deutschland auf batteriebetriebene Funkenzünder und katalytisch wirkende Zünder. Durch Experimente wurde in mehreren hundert Versuchen in einem Autoklaven eine sichere Zündung im Bereich von 5–8 % Wasserstoff bei Dampfgehalten bis ca. 40 % nachgewiesen. Dabei zeigten die elektrisch betriebenen Zünder insgesamt günstigere Ergebnisse. Bei katalytisch wirkenden Zündern war eine Anlaufzeit im Minu-

tenbereich festzustellen. Beide Zündertypen werden z. Z. für die auftretenden Belastungen (Temperatur und Druck) qualifiziert.

Aktive Zündeinrichtungen (Glühkerzen) zur Begrenzung der H_2 -Konzentration sind in einzelnen Reaktoranlagen, z. B. USA und Finnland, installiert [CUM 82, SIE 88]. Bei diesen Anlagen handelt es sich im Gegensatz zur hier untersuchten Anlage um Sicherheitsbehälter mit Druckabbausystemen (Eiskondensator, Mark III).

Zündeinrichtungen können den Wasserstoffgehalt der Sicherheitsbehälteratmosphäre nur dann begrenzen, wenn brennbare Gemischzusammensetzungen vorliegen. Beträgt der Dampfgehalt des Gasgemisches mehr als 40 Vol.-%, ist die Zündung nicht mehr sicher durchführbar. Auch unter diesen Umständen kann der Wasserstoff durch katalytisch wirkende Materialien abgebaut werden. Solche Materialien, die auch bei hohen Dampfkonzentrationen und sehr geringen Wasserstoffgehalten wirksam sind, werden gegenwärtig für einen möglichen Einsatz in Kernkraftwerken erprobt [CHA 87]. Die katalytische Rekombination von Wasserstoff und Sauerstoff wurde in zwei verschiedenen Autoklaven unter Bedingungen der Sicherheitsbehälteratmosphäre (einschließlich Katalysatorgifte) erfolgreich getestet. Im Modell-Sicherheitsbehälter bei Battelle, Frankfurt, sollen diese Rekombinatoren (in Form von Platten) im Großmaßstab untersucht werden. Die thermischen Belastungen von Sicherheitsbehältereinbauten durch eine katalytische Rekombination sind gering, während Verbrennungen die Atmosphäre im Sicherheitsbehälter stark aufheizen. Allerdings läuft die katalytische Rekombination im Vergleich zur Verbrennung langsam ab. Ob durch katalytische Materialien allein der entstehende Wasserstoff abgebaut werden kann, läßt sich gegenwärtig nicht beurteilen.

Durch die Kombination von Zündeinrichtungen und katalytischen Rekombinatoren kann einerseits auch in Phasen der Unfallentwicklung, in denen nicht brennbare Gemischzusammensetzungen in den unteren Anlagenräumen vorliegen, Wasserstoff abgebaut werden, um eine lokale Aufkonzentration und Ausbreitung in Betriebsräume einzuschränken bzw. zu verhindern. Andererseits kann bei kurzzeitigem Erreichen der Zündfähigkeit für einen raschen Abbau des H_2 durch Verbrennung gesorgt werden.

Zündeinrichtungen und katalytisch wirkende Materialien sind gegen Belastungen aus Kühlmittelverluststörfällen und durch Wasserstoffverbrennung auszulegen. Für die Konzeption ist aber davon auszugehen, daß diese Einrichtungen in dem Raum, in dem sich ein mittlerer oder großer Bruch der Hauptkühlmittelleitung ereignet, funktionsunfähig werden.

Für die Erarbeitung eines optimierten Konzeptes zu Begrenzung der H_2 -Konzentration durch Zündeinrichtungen und katalytisch wirkende Materialien sind die analytischen Hilfsmittel weiter zu entwickeln [FIS 86, CHA 87]. Die Wirksamkeit eines derartigen Konzeptes soll experimentell überprüft werden. Entsprechende Versuchsprogramme werden bei Battelle, Frankfurt, und PHDR, Karlsruhe, vorbereitet.

c) Verhinderung einer Wasserstoffverbrennung

Eine Verbrennung ist nicht möglich, wenn der Sicherheitsbehälter während des Betriebes inertisiert ist. Da Teilbereiche des Sicherheitsbehälters während des Betriebes begehbar sein müssen, läßt sich eine solche Maßnahme praktisch nicht durchführen.

Dagegen könnten grundsätzlich bei einer Nachinertisierung erst nach Eintritt eines Störfalles Gase wie z. B. Halon, Kohlendioxid oder Stickstoff der Atmosphäre des Sicherheitsbehälters zugesetzt werden. Die Wirkung dieser Gase, die im konventionellen Brandschutz eingesetzt werden, beruht im wesentlichen auf einem Stick- und Verdrängungseffekt. Eine Nachinertisierung verhindert eine Wasserstoffverbrennung mit Sicher-

heit, sobald die Inertisierungsgrenze erreicht ist. Diese Grenzlinien sind für die Gase CO_2 und N_2 aus Bild 8-46 ersichtlich.

Zu beachten ist, daß eine Nachinertisierung innerhalb der ersten Stunde nach Störfalleintritt eingeleitet werden muß und daß die Einspeisephase innerhalb einer Stunde abgeschlossen sein sollte.

Die technische Realisierbarkeit eines solchen Konzepts wurde bisher nicht im einzelnen untersucht.

8.4.3.7 Schlußfolgerungen

Bei Kernschmelzen unter niedrigem Druck könnte nach derzeitigem Kenntnisstand der Sicherheitsbehälter durch eine langzeitige Aufkonzentration von H_2 und späte deflagrative H_2 -Verbrennung versagen. Dies würde zu hohen Freisetzen radioaktiver Stoffe in die Umgebung führen. Ein Versagen durch H_2 -Verbrennung kann durch frühzeitige Zündungen und Verbrennungen, die entweder ungesteuert (im System vorhandene Zündmechanismen) oder gesteuert (zusätzlich installierte Funkenzünder und katalytisch wirkende Zünder) ablaufen, verhindert werden. Die kontinuierliche katalytische Rekombination durch den Einsatz entsprechender Vorrichtungen (z. B. Platten, Folien) stellt eine weitere Möglichkeit für die Beseitigung der durch H_2 -Bildung entstehenden Gefahrensituation dar. Derartige zusätzliche Vorrichtungen, welche die H_2 -Konzentration im Sicherheitsbehälter wirksam begrenzen, sind grundsätzlich machbar. Inwieweit trotzdem bei Kernschmelzen die Integrität des Sicherheitsbehälters durch eine Wasserstoffverbrennung gefährdet wird, kann derzeit nicht beurteilt werden. Die Beurteilung der Durchführbarkeit und Wirksamkeit von Maßnahmen zur Verringerung der Gefährdung des Sicherheitsbehälters setzt weitere experimentelle und analytische Forschungsarbeiten voraus.

8.4.4 Untersuchungen zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung

Der Prozeß der Schmelze-Beton Wechselwirkung wird nachfolgend am Beispiel des ND*-Falles (siehe Abschnitt 8.3.1.3) erläutert und diskutiert. Für andere Unfallszenarien laufen die Vorgänge, wenn auch zeitlich verschoben, in ähnlicher Weise ab.

8.4.4.1 Ausgangssituation und Randbedingungen

Etwa 7 h nach Beginn des Unfalls versagt der Reaktordruckbehälter im Bereich der unteren Bodenkalotte. Die geschmolzenen Materialien des Kernaufbaues, der Kerntragekonstruktion sowie des Reaktordruckbehälter-Bodenbereiches fließen in die Reaktorgrube. Masse, Zusammensetzung und Temperatur der Schmelze zu Beginn der Schmelze-Beton-Wechselwirkung hängen vom Ablauf der Kernzerstörung und der Art des Reaktordruckbehälter-Versagens ab. Hier wird ein Abriß der unteren Bodenkalotte unterstellt. Dies führt anfänglich zu einem höheren Stahl- und Chromanteil in der Schmelze als bei einem lokalen Durchschmelzen des Reaktordruckbehälter-Bodens. Von Bedeutung ist auch der Zirkoniumgehalt in der Schmelze. In dem hier diskutierten Unfallablauf werden während der Kernzerstörung im Reaktordruckbehälter 43 % des Kerninventars an Zirkonium oxidiert, so daß zu Beginn der Schmelze-Beton-Wechselwirkung noch 57 % des Zirkoniums in metallischer Form in der Schmelze vorhanden sind. Ferner wird angenommen, daß Brennstoff, Hüllrohrmaterial und Abstandshalter zu Beginn der Schmelze-Beton-Wechselwirkung vollständig geschmolzen sind. Hiermit ergeben sich die in Tabelle 8-8 ausgewiesenen metallischen und oxidierten Bestandteile der Schmelze. Die Anfangstemperatur der Schmelze entspricht mit 2700 K dem Wert, der für den Zeitpunkt unmittelbar vor Reaktordruckbehälter-Versagen errechnet wird.

Tab. 8-8: Charakteristische Daten zu Beginn der Schmelze-Beton-Wechselwirkung

Massen

Oxidische Schmelze:

Uranoxid	112,3 t
Zirkoniumoxid (43 % oxidiert)	<u>17,4 t</u>
gesamt	129,7 t

Metallische Schmelze:

Stahl mit Cr, Ni, Fe	70,4 t
Zirkonium (57 % Zr)	<u>17,2 t</u>
gesamt	87,6 t

Geometrie

Mittlerer Durchmesser der Schildgrube	6,44 m
Mittlere Wandstärke des inneren Abschirmzylinders	0,85 m
Fundamentdicke, circa	6,0 m

Betoneigenschaften

Zusammensetzung, Gew.-% $\text{SiO}_2/\text{Ca}(\text{OH})_2/\text{CaCO}_3/\text{Al}_2\text{O}_3$	76,55/7,28/6,63/9,54
freies Wasser, Gew.-%	4,22
Schmelztemperatur	1575 K
Zerstörungsenthalpie	2075 kJ/kg
Armierungseisen im Beton, Gew.-%	6,5

Temperaturen

Schmelzbad	2700 K
Beton	335 K
Gasraum oberhalb der Schmelze, circa	1700 K

Die Schildgrube hat einen mittleren Durchmesser von 6,44 m und wird durch den inneren biologischen Schild mit einer mittleren Wandstärke von 0,85 m seitlich begrenzt. Diese Betonstruktur verhindert zunächst den Zutritt von Sumpfwasser aus den angrenzenden Bereichen des Sicherheitsbehälters in die Grube, so daß eine „trockene“ Schmelze-Beton-Wechselwirkung stattfindet. Der Beton ist überwiegend mit silikatischem Zuschlagstoff gefertigt. Er unterscheidet sich somit wesentlich von der in den USA überwiegend verwendeten karbonatischen Betonart. Das im Beton vorhandene Armierungseisen stellt langfristig eine Quelle für eine oxidierbare Eisenschmelze dar, aus der Wasserstoff freigesetzt wird.

Der Einfluß der Armierung auf Wärmeleitvorgänge im festen Beton ist für den hier zu betrachtenden Zeitraum bis zu einer möglichen Fundamentdurchdringung von untergeordneter Bedeutung.

Bei der Berechnung der in der Schmelze freigesetzten Nachwärmeleistung wird berücksichtigt, daß Edelgase und zum überwiegenden Teil auch leicht flüchtige Spaltprodukte wie Jod und Cäsium während der Kernzerstörung im Reaktordruckbehälter freigesetzt werden. Dadurch reduziert sich die Nachwärmeleistung in der Schmelze zu Beginn der Wechselwirkung auf etwa 70 % der gesamten Nachwärme. Die zeitliche Abnahme der Nachwärmeleistung sowie ihre Verteilung auf die metallische und oxidische Phase der Schmelze werden in der Rechnung berücksichtigt [REI 81a]. Die Anteile sind aus einer ORIGEN-Rechnung [CRO 80] für das Ende eines Brennstoffzyklus ermittelt, wobei für die Höhe der Nachwärmeleistung die Standardkurve ANS-78 verwendet wird.

Solange die Oberfläche des Schmelzbades nicht von Wasser überdeckt ist, wird Energie durch thermische Strahlung von der Schmelzbadoberfläche an die oberen Strukturen der Schildgrube einschließlich Reaktordruckbehälter und Reaktordruckbehälter-Tragring übertragen. Die Auswirkungen dieser thermischen Strahlung auf die Strukturen innerhalb der Reaktorgrube (z. B. Massenverluste am Beton, Festigkeitsminderung der stählernen Tragkonstruktion des Reaktordruckbehälters sowie Versagen der Dichtung zwischen Reaktorraum und Reaktorgrube) beeinflussen den Prozeß der Schmelze-Beton-Wechselwirkung nicht. Die den Strahlungsaustausch beeinflussende Gastemperatur oberhalb der Schmelze wird abgeschätzt und in der Rechnung zeitabhängig berücksichtigt mit einer Anfangstemperatur von 1700 K, die langfristig auf 1000 K abnimmt.

Für die Ausbildung der metallischen und oxidischen Schicht in der Schmelze durch Entmischung (Segregation) ist wesentlich, daß die Oxidphase bereits zu Beginn der Wechselwirkung leichter ist als die metallische Phase [SKO 79]. Dies beruht vor allem auf der Zumischung des leichteren Zirkoniumdioxids zur Brennstoffschmelze. Längerfristig nimmt die Dichte der Oxidschicht durch die Zumischung erschmolzener Silikate aus dem Beton bis unter 4 g/cm^3 ab, so daß sich der Zustand „Metallschicht unter Oxidschicht“ stabilisiert. Die Dichte der Metallphase ändert sich während des Unfalls nur unwesentlich.

8.4.4.2 Ablauf der „trockenen“ Schmelze-Beton-Wechselwirkung

Der Verlauf der Fundamenterosion, berechnet mit dem WECHSL-Programm, ist in Bild 8-29 dargestellt. Skizziert ist der zentrale Bereich der Schildgrube mit Erosionsfronten im Fundament, die von Beginn der Erosion bis zur Fundamentdurchdringung für jede Stunde eingezeichnet sind. Wegen der hohen Anfangstemperatur der Schmelze ergibt sich eine anfänglich stark ausgeprägte Erosion des Betons, die – wie auch in den BETA-Experimenten – zunächst überwiegend vertikal erfolgt. Dagegen bleibt die seitliche Erosion gering. Die Temperatur der Schmelze fällt innerhalb von etwa 20 min auf Temperaturen um 1800 K ab (Bild 8-60) wodurch die Aufschmelzrate stark abnimmt. Die

Erosion in diesem Zeitraum ist mit ca. 0,80 m in die Tiefe sehr hoch. Durch das Zumischen von erschmolzenem Beton zur Oxidschmelze hat das Volumen der Gesamtschmelze bereits um mehr als das 2,5fache zugenommen. Daher werden die Stoffeigenschaften der Oxidschmelze vorwiegend von dem Silikatgehalt bestimmt.

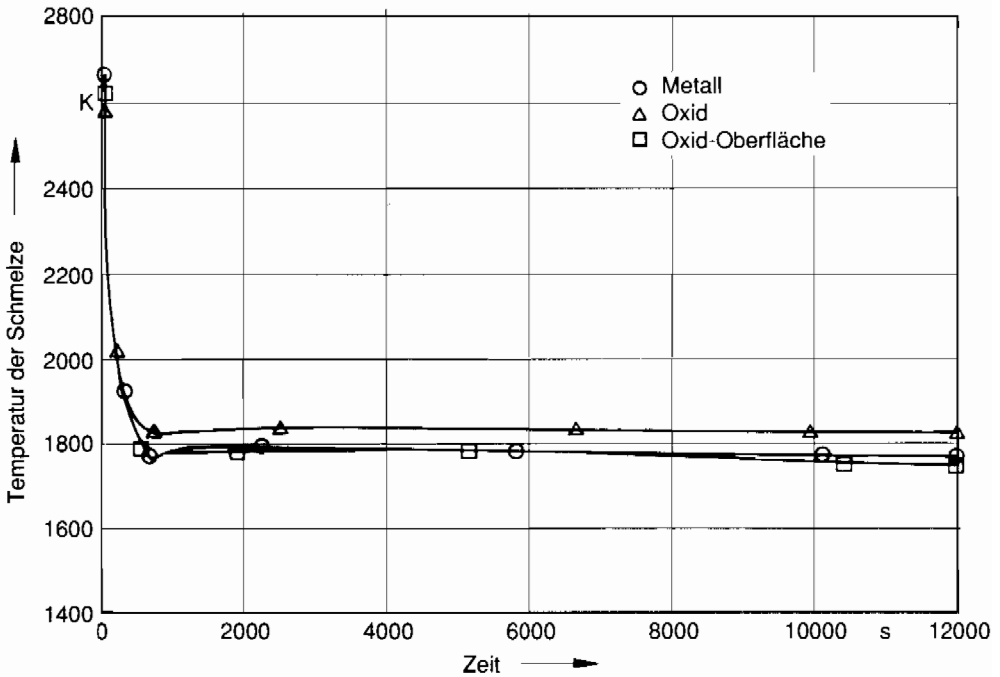


Bild 8-60: Temperaturen der Kernschmelze

Mit der stark ausgeprägten Betonerosion in der Anfangsphase ist auch eine hohe Gasfreisetzung verbunden, die überwiegend durch den Wasserdampf aus dem Beton bestimmt wird. Durchströmen die Gase die Metallschmelze, so reagieren vor allem H_2O und CO_2 mit dem Zirkonium. Dabei entstehen Zirkoniumoxid und die Gase Wasserstoff und Kohlenmonoxid (Bild 8-50). Die Gase werden anschließend in den Sicherheitsbehälter freigesetzt. Die Oxidation ist stark exotherm ($6\,323\text{ kJ/kg Zr}$ für den Wasserstoff, $5\,720\text{ kJ/kg Zr}$ für das Kohlenmonoxid). Die Reaktionswärme übertrifft die Nachwärme in dieser frühen Phase um mehr als den Faktor 10. Trotz dieser insgesamt sehr hohen Leistungsfreisetzung in der Schmelze nimmt die Temperatur der Schmelze ab, wie auch die BETA-Experimente mit vergleichbarer Leistungsdichte gezeigt haben. Die Gasfreisetzung in den Sicherheitsbehälter, überwiegend Wasserstoff mit geringen Anteilen an CO , CO_2 und Wasserdampf, erfolgt zunächst erheblich stärker als in früheren Rechnungen abgeschätzt worden war. Sie reduziert sich aber, wenn aufgrund der Abkühlung der Schmelze die Betonerosion verlangsamt wird und nach etwa 20 min die Metallschmelze zunächst über die Bildung von Krusten zu erstarren beginnt. Demzufolge verliert die Zr-Oxidation, die durch das Angebot an oxidierenden Gasen gesteuert ist, für die Energiefreisetzung innerhalb der Schmelze an Bedeutung. Die Oxidation setzt sich mit verringerter Reaktionsrate fort, bis schließlich nach ca. 130 min das Zirkonium vollständig oxidiert ist.

Bis zu diesem Zeitpunkt sind zusätzlich zu der vorangegangenen Wasserstofffreisetzung aus der Zerstörung der Brennelemente etwa 650 kg Wasserstoff aufgrund der Schmelze-Beton-Wechselwirkung in den Sicherheitsbehälter freigesetzt worden. Danach setzt sich die Wasserstoffbildung über die weniger stark exotherme Oxidation des Chroms und langfristig des Eisenanteils in der Metallschmelze fort.

Nach der ersten, sehr schnellen Phase der Betonerosion ist die längerfristige Schmelze-Beton-Wechselwirkung durch eine langsame, in radialer und axialer Richtung gleichmäßig ablaufende Fundamenterosion gekennzeichnet. Die Erosionsgeschwindigkeiten betragen wenige Zentimeter je Stunde. Die Oxidationswärme aus der Zirkonium- und nachfolgend aus der Chromoxidation ist in dieser Phase des Unfallablaufes gegenüber der Nachwärme von geringer Bedeutung; die Temperaturen der Schmelze liegen dicht bei der Erstarrungstemperatur der Metallphase. Somit besteht im wesentlichen ein Gleichgewicht zwischen der durch die Nachwärme in der Schmelze freigesetzten Leistung und der durch Aufschmelzen von Beton und Wärmeabstrahlung von der Schmelzbadoberfläche abgeführten Leistung. Die Wärmeabfuhr aus der Metallphase erfolgt überwiegend über gasdurchlässige Metallkrusten an den aufschmelzenden Beton. Die Krustendicke stellt sich entsprechend der abzuführenden Wärmemenge ein.

Die über der Metallschicht liegende Oxidschicht mit einem wachsenden Anteil von SiO_2 und Oxiden aus der Metalloxidation stabilisiert sich langfristig auf einem Temperaturniveau von 1750 K (Bild 8-60). Dabei bleibt die oxidische Schmelze flüssig, hat aber durch den großen Gehalt an erschmolzenen Silikaten eine hohe Zähigkeit. Die Oberfläche der Schmelze verbleibt langfristig in der gleichen Höhenlage, da das Aufschmelzen und das Zumischen von Betonbestandteilen volumenneutral sind. Die Oxidschmelze wird durch die aufsteigenden Gasblasen permanent durchmischt. Die Temperatur innerhalb der Schmelze ist daher – bis auf einen geringen Temperaturabfall in den Randbereichen – gleichmäßig über dem Durchmesser. Auch die Verteilung der Spaltprodukte kann als homogen angenommen werden. Die relativ niedrige Temperatur und der hohe Gehalt an Silikaten in der Schmelze sind für die geringe Aerosolbildung während der Schmelze-Beton-Wechselwirkung maßgebend, wie sie in den BETA-Experimenten beobachtet wurde. Die in der Spätphase der Schmelze-Beton-Wechselwirkung erzeugten Aerosole bestehen vorwiegend aus SiO_2 und CaO. Der Gehalt an radiologisch bedeutsamen Spaltprodukten liegt im Promillebereich.

In der Spätphase der Schmelze-Beton-Wechselwirkung liegt das Metall als quasi erstarrter, aber gasdurchlässiger Regulus mit einer Höhe von ca. 0,3 m und dem Durchmesser der Reaktorgrube vor. Aufgrund seines Eigengewichtes dringt er jedoch weiter in das Fundament ein, zumal seine Beharrungstemperatur mit nahezu 1750 K höher ist als die Schmelztemperatur des Betons mit 1575 K. Experimente von Sandia, USA, belegen, daß unter diesen Bedingungen der Beton weiterhin mit Raten von einigen cm/h aufschmilzt, wie es von WECHSL berechnet wird [COP 86]. Aufgeschmolzenes Armierungseisen im Fundament kann auch zum kurzfristigen Wiederaufschmelzen von Teilen der Metallphase führen, wenn durch dieses Aufschmelzen die Abfuhr der dem System aufgeprägten Nachwärme behindert wird. Es kann aber das Vordringen in den Beton nicht verhindern. Bei diesem Vordringen wird die in das Betonfundament eingegossene Stahlhülle des Sicherheitsbehälters etwa 30 h nach Beginn der Schmelze-Beton-Wechselwirkung durchgeschmolzen. Eine Freisetzung von Spaltprodukten aus der Atmosphäre des Sicherheitsbehälters in den Ringraum ist hierdurch nicht zu erwarten, da die freie Oberfläche des Schmelzebades auch langfristig wesentlich oberhalb der Ebene der Stahlhülle des Sicherheitsbehälters liegt. Daher wirkt die Schmelze wie eine Sperrflüssigkeit zwischen

Sicherheitsbehälteratmosphäre und Ringraum, die die Spalten zwischen Stahlhülle und Beton zuverlässig abdichtet.

Die Betonerosion durch die oxidische Schmelze erfolgt zunächst in radialer Richtung mit der gleichen Geschwindigkeit wie die abwärts gerichtete Erosion durch die Metallphase nach Ausbildung erster Krusten. Da die Oxidschmelze den Hauptteil der Nachwärmequellen enthält, beginnt sie langfristig den Metallregulus seitlich zu überholen und teilweise zu umschließen. Fünf Tage nach Beginn der Wechselwirkung erreicht die oxidierte Phase die Fundamentunterkante (Bild 8-29). Ein Teil der erstarrten Metallschicht kann dabei in die kältere Oxidschicht hineinragen. Von Bedeutung ist, daß auch in dieser Phase die Gase aus der Betonzerstörung den in poröser Form erstarrten Metallregulus durchdringen und die Metallbestandteile weiterhin oxidiert werden. Daher hält die Freisetzung von H_2 und CO neben der Freisetzung von CO_2 und H_2O in den Sicherheitsbehälter langfristig an. Eine Erstarrung des Oxids beginnt erst lange nach dem hier betrachteten Zeitraum, wenn die mit der Zeit abnehmende Nachwärme über eine größere Fläche der Schmelze abgeführt werden kann.

Mit Annäherung der Schmelzfront an die Fundamentunterkante ist eine Kühlung durch das Grundwasser zu erwarten. Durch die Wärmeabfuhr mit einer Flächenleistung von etwa 100 kW/m^2 durch die Fundamentunterseite, entsprechend einer Verdampfungsrate von 3-4 kg Grundwasser/s, könnte ein Durchbruch der Schmelze in den Untergrund verhindert werden. Allerdings ist nicht zu erwarten, daß die Grundwasserkühlung die Schmelze langfristig so im Fundament stabilisiert, daß ein direkter Kontakt mit dem Grundwasserstrom ausgeschlossen werden kann. Auch bei idealer Grundwasserkühlung würde die Restwandstärke der Fundamentplatte nur etwa 5 cm betragen. Eine solch dünne Betonschicht weist aufgrund der hohen thermischen und mechanischen Spannungen Risse und Spalten auf und stellt keine dichte Barriere dar [ALS87c]. Daher ist damit zu rechnen, daß die nach dem Kontakt von Schmelze mit dem erweiterten Fundamentbereich gebildete Kruste längerfristig durch den Grundwasserstrom ausgelaugt wird und Spaltprodukte in das Grundwasser gelangen.

8.4.4.3 Sonderfälle und Parameteruntersuchungen

● Lüftungsleitungen der Primärschildkühlung

Im Fundament der Reaktorgrube befinden sich ca. 0,5 m unter dem Boden der Grube die Zuführungskanäle zur Primärschildkühlung. Diese Kanäle können durch den vorangegangenen Unfall mit Wasser aus dem Sicherheitsbehältersumpf gefüllt sein. Beim Eindringen der Schmelze in den Boden der Reaktorgrube ist zu erwarten, daß das Wasser in den Kanälen durch die vordringende Wärmefront der Schmelze verdampft wird.

Die Auswirkungen dieser Verdampfung auf den Sicherheitsbehälter sind jedoch geringer als bei einem großflächigen Kontakt der Schmelze mit dem Sumpfwasser, der im folgenden behandelt wird.

● Sumpfwasserkontakt

Etwa 7,5 h nach Beginn der Schmelze-Beton-Wechselwirkung kann der innere biologische Schild (Bild 8-29) in radialer Richtung soweit erodiert sein, daß er lokal versagt. Ob damit die Schmelzbadoberfläche durch einströmendes Sumpfwasser überflutet wird, kann nicht vorhergesagt werden, da sich die oxidische Schmelze durch die intensive äußere Sumpfwasserkühlung im zylindrischen Bereich einkrustet und somit eine Sumpfwasserflu-

tung verzögert oder ganz verhindert wird. Auch wenn die Schmelze mit Wasser überflutet wird, wird die Fundamenterosion nur wenig beeinflusst, wie Experimente [BLO 87, ALS 87b] und WECHSL-Rechnungen zeigen. Der Wärmetransport im Inneren des zu diesem Zeitpunkt bereits 2 m tiefen Schmelzsees ist gering und wird zudem noch durch die schlecht wärmeleitende Oberflächenkruste zwischen Schmelze und Sumpfwasser behindert. Trotz der Oberflächenkühlung ändert sich daher die Verteilung der inneren Wärmeströme nur unerheblich, insbesondere kann damit die Fundamenterosion nicht beendet werden. Die oxidische Schmelze ist zum Zeitpunkt einer möglichen Sumpfwasserflutung bereits so zäh und soweit abgekühlt, daß eine heftige Reaktion zwischen Schmelze und Wasser (Dampfexplosion) nicht möglich ist. Der Zeitpunkt der Fundamentdurchdringung wird durch eine Flutung nicht nennenswert geändert.

● Parameteruntersuchungen

Parameterrechnungen mit WECHSL zeigen, daß die Vorgänge in der Schmelze durch Änderungen des Zirkoniumgehalts in der Schmelze und des Zeitpunkts, zu dem die Schmelze-Beton-Wechselwirkung einsetzt, nur wenig beeinflusst werden. Wenn zum Beispiel nur 50 % des Kerninventars mit dem Fundament in Wechselwirkung treten und die übrigen 50 % durch nicht näher spezifizierte Vorgänge kühlbar sind, verschiebt sich der Zeitpunkt der Fundamentdurchdringung auf etwa 9 Tage.

Um weitergehende Aussagen über das langfristige Verhalten der Kernschmelze im Fundamentbereich nach Erreichen der Fundamentunterseite zu erzielen, wurden ergänzende Rechnungen mit dem Rechenprogramm HEATING-5 durchgeführt. Dabei wurden die langfristig wichtigen Wärmeleitvorgänge im Fundamentbereich sowie die Grundwasserkühlung an der Fundamentunterseite berücksichtigt. Die komplizierten Vorgänge in der Schmelze und an der Schmelzfront des Betons wurden hierbei durch vereinfachte Modelle simuliert, die aber die Energieumsetzung im Mittel richtig beschreiben.

Die Rechnung ergab, daß zwar das vertikale Vordringen der Schmelze durch die Grundwasserkühlung gestoppt werden kann, daß aber eine weitere radiale Erosion des Fundaments erfolgt [ALS 87b]. Es gelingt langfristig nicht, die gesamte Nachwärme aus der 6 m hohen Schmelzschicht allein durch Kühlung an der Unter- und Oberseite abzuführen, da die Kühlung sich wegen der Ausbildung schlecht wärmeleitender Krusten nur auf die Randzonen beschränkt. Die Erosion setzt sich daher in die Seite des Fundaments über einen langen Zeitraum (5–8 Monate) fort, bis aufgrund der Abnahme der Nachwärme die Schmelze von den Rändern her langsam zu erstarren beginnt und ein weiteres Vordringen der Schmelze beendet wird.

8.5 Lastabtragung an Komponenten und Bauwerkstrukturen bei Kernschmelzunfällen

8.5.1 Einführung

Den Untersuchungen zur Lastabtragung liegen die in Abschnitt 8.4 ermittelten mechanischen und thermischen Belastungen quasistatischer und dynamischer Art zugrunde.

In Abschnitt 8.5.2 werden Untersuchungen zum Primärsystem und Reaktordruckbehälter sowie zu umgebenden Strukturen, in Abschnitt 8.5.3 zum Sicherheitsbehälter (Stahlhülle) und in Abschnitt 8.5.4 zur Sekundärabschirmung (Stahlbetonhülle) dargestellt. Kurze Zusammenfassungen der wesentlichen Ergebnisse finden sich am Ende des Abschnitts 8.5.

8.5.2 Lastabtragung an Komponenten des Primärkreises und umgebenden Strukturen

Für den ND*-Kernschmelzunfall (siehe Abschnitt 8.3.1.3) werden die Beanspruchungen des Druckgefäßes, der Hauptkühlmittelleitungen und der umgebenden Gebäudestrukturen untersucht.

Ausgehend von Belastungen, die aus unterschiedlichen Kernschmelzmodellen resultieren, wird zunächst der den größten thermischen Belastungen ausgesetzte Reaktordruckbehälter-Boden analysiert. Es schließen sich Untersuchungen von Stahlbetonstrukturen im Bereich der Reaktorgrube an, die bei Versagen des Reaktordruckbehälter-Bodens durch Druckbelastungen beansprucht werden. Weitere Analysen zum Tragverhalten der Reaktordruckbehälter-Verankerung und der Rohrleitungen dienen der Ermittlung der Rückhaltewirkung auf den Reaktordruckbehälter. Schließlich wird das dynamische Verhalten des Reaktordruckbehälters bei unterstellter großflächiger Leckage im Reaktordruckbehälter-Boden und höheren Drücken ermittelt.

8.5.2.1 Belastungen der Reaktordruckbehälterschale

Im Rahmen der zu betrachtenden Fälle wird hier das Verhalten des Reaktordruckbehälters beim ND*-Kernschmelzfall (Druckentlastung des Primärkreises) untersucht. Die Druckentlastung erfolgt über die Druckhalter-Abblaseventile ($\sim 60 \text{ cm}^2$ Öffnungsquerschnitt). Damit soll erreicht werden, daß beim Versagen des Reaktordruckbehälters im Bodenbereich der Druck unter 2 MPa abgesunken ist.

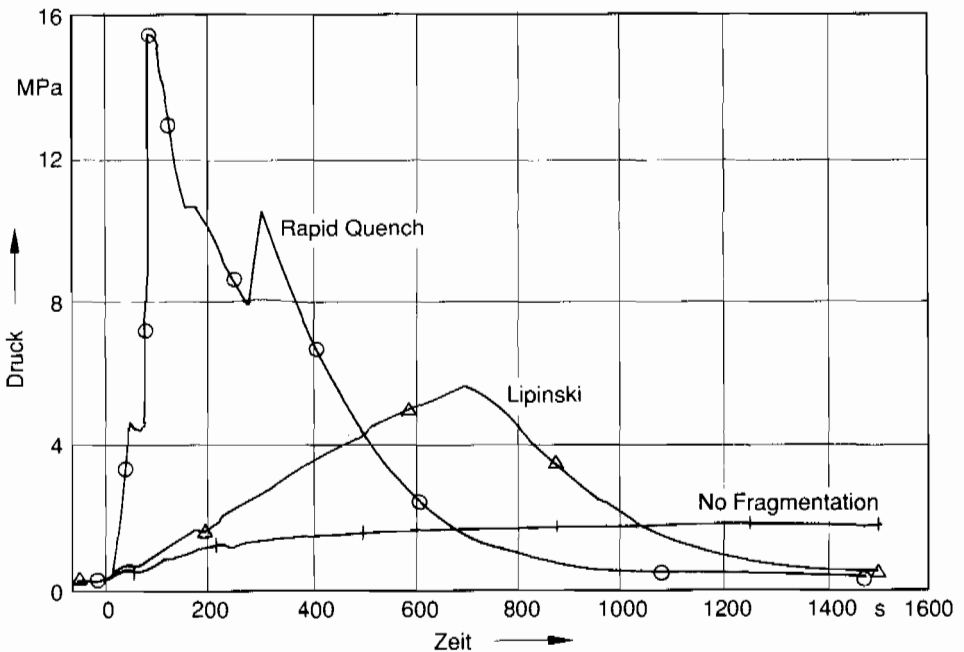


Bild 8-61: Drucktransienten infolge Verdampfen des Restwassers für unterschiedliche Kernabsturz-Szenarien

Bild 8-61 zeigt den Druckaufbau im Reaktordruckbehälter infolge von Restwasserverdampfung nach drei Modellen, die in Abschnitt 8.3.1.3 erläutert werden („Rapid Quench“, „Lipinski“ und „No Fragmentation“). Die Modelle unterscheiden sich vor allem durch

unterschiedliche Annahmen zur Größe von Partikeloberflächen der Kernmasse, die vom Restwasser benetzt werden. Die für den Wärmeübergang zwischen Schmelze und Restwasser verfügbare Oberfläche beeinflusst wesentlich die Verdampfungsrate des Restwassers und damit die auftretenden Belastungen.

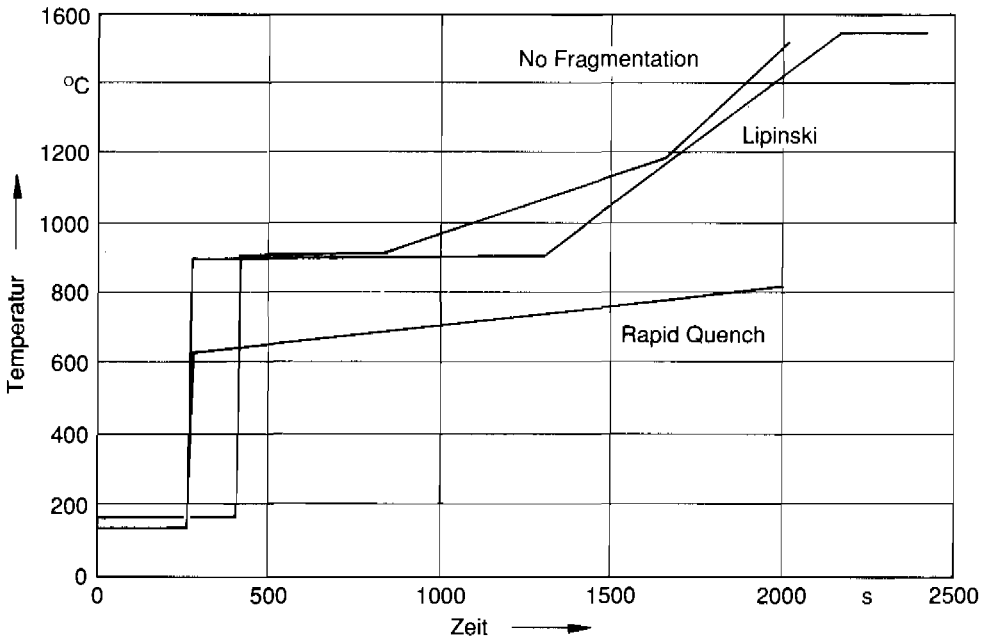


Bild 8-62: Temperaturtransienten an der Innenfläche des Reaktordruckbehälter-Bodens infolge des Wärmeeintrags aus unterschiedlichen Kernabsturz-Szenarien

Die höchsten thermischen Belastungen des Reaktordruckbehälters treten im Kalottenbereich auf, da sich dort die Reaktordruckbehälterschale nach Verdampfen des Restwassers in direktem Kontakt mit der Kernmasse befindet. Die mit den verschiedenen Quench-Modellen errechneten Temperaturen an der Kalotteninnenfläche sind in Bild 8-62 als Funktion der Zeit nach Beginn des Kernabsturzes aufgetragen.

Die Temperaturverläufe lassen erkennen, daß die Schmelztemperatur des Reaktordruckbehälter-Stahls (etwa 1450 °C) unterhalb von 2000 s nicht erreicht wird, obgleich der geschmolzene Kern eine Temperatur von rund 2300 K aufweist. Dies ist darauf zurückzuführen, daß die Kernschmelze während des Quench-Vorgangs an der Oberfläche erstarrt (Verkrustung). Der Wärmeübergang von der Schmelze in die Reaktordruckbehälter-Wandung wird durch den Wärmewiderstand der Kruste behindert. Zu weiteren Zusammenhängen der zeitlichen Entwicklung der Drücke und Temperaturen unter verschiedenen Modellannahmen siehe auch Abschnitt 8.3.1.3.

Nach den Rechnungen mit MARCH3 ist zu erwarten, daß die gesamte Kernmasse innerhalb von 150 bis 250 s abstürzt. Es ist anzunehmen, daß sich die Kernmasse etwa gleichmäßig über der Kalottenwandung verteilt.

Bei gleichmäßiger Verteilung von rund 150 t Kernmaterial erreicht die Schmelze nahezu die Übergangszone zwischen sphärischem und zylindrischem Teil des Reaktordruckbehälters. Nach Bild 8-62 ist das Restwasser erst verdampft, nachdem der Kern vollständig abgestürzt ist. Für die Berechnung wird angenommen, daß sich die Temperatur der Kalotte einheitlich entwickelt. Aufgrund der Wärmeleitung im Stahl gleichen sich in der äußeren Wandhälfte, die die Tragfähigkeit maßgeblich bestimmt, die auf der Innenseite vorliegenden Differenzen weitgehend aus.

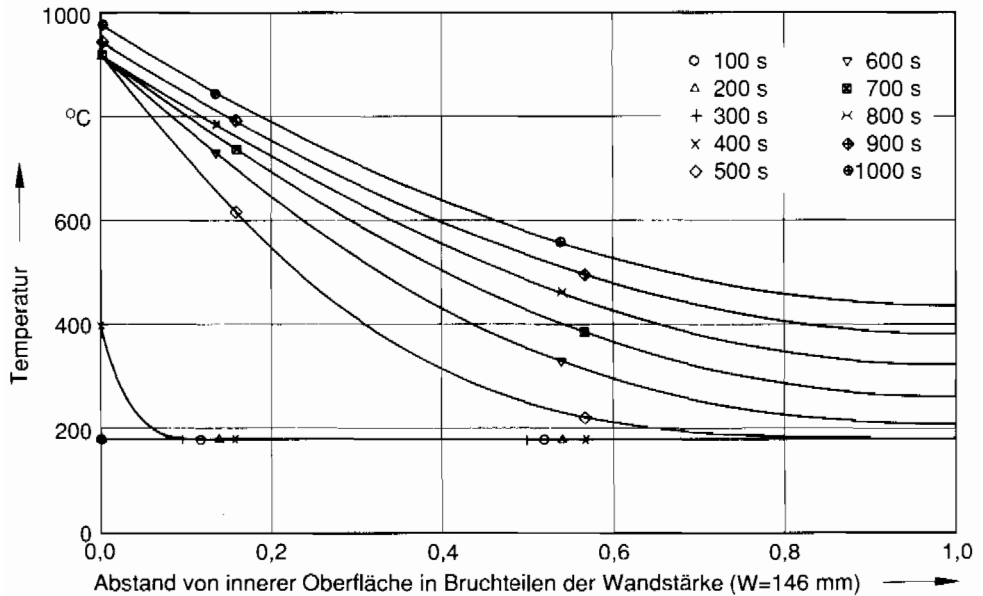


Bild 8-63: Temperaturentwicklung im Reaktordruckbehälter-Boden infolge Kernabsturzes (Anfangsphase bis 1000 s)

Der auf die Innenseite der Reaktordruckbehälter-Kalotte auftreffende Energiestrom heizt die Kalottenwand zunehmend auf, wobei sich zunächst Temperaturprofile über die Wanddicke mit steilen Gradienten nahe der Innenfläche ausbilden. Da die Innenflächentemperaturen nach Bild 8-62 oberhalb von etwa 400 s zunächst konstant bleiben, nimmt die mittlere Wandtemperatur stetig zu und die Temperaturgradienten verringern sich. Dieser Sachverhalt ist beispielhaft für das Modell „No Fragmentation“ in den Bildern 8-63 und 8-64 dargestellt. Die Temperaturprofile werden für verschiedene Zeitpunkte nach Beginn des Kernabsturzes durch eine Wärmeausbreitungsberechnung gewonnen. Dabei werden folgende Materialkennwerte für den Reaktordruckbehälter-Stahl 22 NiMoCr 37 verwendet:

Wärmeleitfähigkeit	39 (W/m/K)
Spezifische Wärme	500 (J/kg/K)
Dichte	7 850 (kg/m ³)

Die gleichen Materialkennwerte werden auch zur Berechnung weiterer (hier nicht dargestellter Temperaturprofile) mit anderen Quench-Modellen verwendet. Die Anfangstemperatur der Wandung beträgt 179 °C.

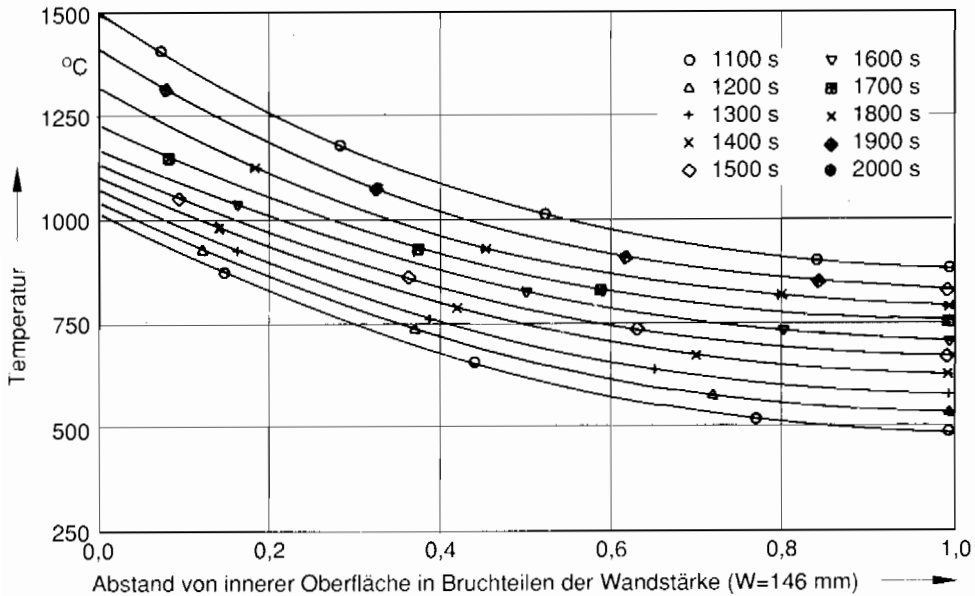


Bild 8-64: Temperaturentwicklung im Reaktordruckbehälter-Boden infolge Kernabsturzes zwischen 1100 s und 2000 s

Für die in Abschnitt 8.5.2.2 zu beschreibenden Tragfähigkeitsuntersuchungen der Reaktordruckbehälter-Kalotte sind folgende Belastungen und Materialveränderungen zu berücksichtigen:

- Innendruck infolge von Restwasserverdampfung,
- Thermische Spannungen infolge von Temperaturgradienten,
- Eigengewicht der Reaktordruckbehälter-Kalotte,
- Gewicht der abgestürzten Kernmasse,
- Festigkeitsverlust infolge von Temperaturerhöhungen in der Kalottenwand.

8.5.2.2 Untersuchungen zur Festigkeit der Reaktordruckbehälter-Kalotte

Zur Berechnung des Tragverhaltens der Reaktordruckbehälter-Kalotte werden zwei Verfahren unterschiedlichen Näherungsgrads und Aufwands verwendet.

Die erste – einfachere – Methode (modifiziertes elasto-plastisches Verfahren) basiert auf analytischen thermoelastischen Ansätzen zur Spannungsberechnung. Plastizieren des Werkstoffes wird dabei pauschal berücksichtigt durch Zusatzforderungen an die aufgrund linear elastischen Materialverhaltens berechnete Vergleichsspannung. Die Temperaturabhängigkeit der Werkstoffdaten wird bei der Fließspannung explizit berücksichtigt, bei sämtlichen weiteren Materialkenngrößen wie z. B. Wärmeleitfähigkeit, Wärmekapazität und Massendichte werden Mittelwerte verwendet.

Da bei dieser Methode Kriecheinflüsse vernachlässigt werden, ist zu erwarten, daß mit den Ergebnissen die tatsächlich vorhandene Tragfähigkeit unterschätzt wird.

Das zweite – aufwendigere – Verfahren geht von einem Finite-Element-Modell eines Kalottensegments aus. Sämtliche Werkstoffparameter werden als temperaturabhängig behandelt. Sowohl thermoelasto-plastische Zustandsänderungen als auch Kriecheinflüsse werden berücksichtigt.

Das modifizierte elasto-plastische Verfahren erlaubt zwar leicht überschaubare (und kostengünstige) Analysen des Tragverhaltens der Kalotte. Der Einfluß der Näherungsannahmen auf die Ergebnisse ist jedoch nicht ohne weiteres leicht zu quantifizieren. Dies trifft insbesondere auf Beiträge zu, die durch Kriechen verursacht werden. Daher ist eine ergänzende Analyse nach der zweiten Methode notwendig.

● Vereinfachte Berechnungsmethode

Die Untersuchungen werden anhand eines sphärisch-symmetrischen Modells der Kalotte (Wandstärke: 146 mm) durchgeführt. Sie gehen von den Lösungen der Elastomechanik für eine Kugelschale aus, die durch Innendruck und über die Schalendicke variierende Temperaturlasten beansprucht wird. Das Eigengewicht der Stahlschale und das Gewicht der Kernmasse werden in Form von radialsymmetrischen Lasten berücksichtigt. Die Ergebnisse sind nur dann gültig, wenn die Beanspruchung unterhalb der Fließgrenze des Werkstoffs liegt. Dies ist aufgrund der Spannungsverteilung über der Wanddicke nur bereichsweise der Fall. Daher werden die berechneten Spannungen durch ein analytisches Verfahren modifiziert, mit dem das plastische Verformungsverhalten näherungsweise erfaßt wird.

Aufgrund der gleichförmigen Belastungen der Kalotte durch Druck und Temperatur längs der Kalotteninnenfläche erfaßt das kugelsymmetrische Berechnungsmodell die Spannungszustände bis in den Übergangsbereich zum zylindrischen Teil der Reaktordruckbehälter-Wandung mit guter Genauigkeit. Der zylindrische Teil selbst und die graduell sich verbreiternde Übergangszone zwischen Kalotte und Zylinder werden wegen ihrer geringeren thermischen Belastungen nicht in die Festigkeitsanalysen einbezogen.

Den vereinfachten Festigkeitsuntersuchungen liegen folgende Mittelwerte des Elastizitätsmoduls E und des thermischen Ausdehnungskoeffizienten α zugrunde:

$$E = 146\,000 \text{ MPa,}$$

$$\alpha = 14 \cdot 10^{-6} \text{ (1/K).}$$

Sie gelten für eine Temperatur von 600 °C.

● Festigkeitskennwerte des Reaktordruckbehälter-Werkstoffs für das vereinfachte Verfahren

Die Fließgrenze ($R_{p0,2}$) und die Bruchfestigkeit (R_m) des Werkstoffs 22 NiMoCr 37 als Funktionen der Temperatur sind in Bild 8-65 aufgetragen. Die Kurven stammen im Bereich bis etwa 700 °C aus Meßdaten von einaxialen Zugversuchen. Oberhalb dieser Temperatur lagen zur Zeit der vereinfachten Analysen keine Versuchsergebnisse für den Werkstoff vor. Daher wird bis 815 °C extrapoliert. Die Mehrachsigkeit des Spannungs- und Verformungszustands wird am besten durch Verwendung der Fließkurve berücksichtigt, die sich durch Mittelbildung aus Fließgrenze und Bruchfestigkeit ergibt. Nach Bild 8-65 schließt sich an einen allmählichen Abfall der Fließkurve zwischen 250 °C und 550 °C ein Zweig rapiden Festigkeitsverlusts an. Es wird angenommen, daß oberhalb von 815 °C

keine Tragfähigkeit vorhanden ist. Inzwischen verfügbare Werkstoffkenndaten bis etwa 900 °C stützen dieses Vorgehen.

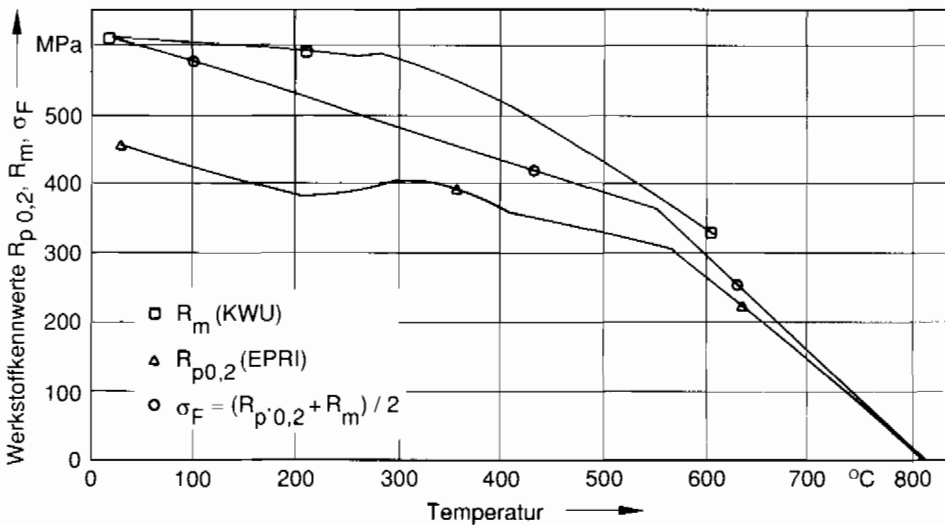


Bild 8-65: Temperaturabhängigkeit der Fließgrenze und der Zugfestigkeit des Reaktordruckbehälter-Werkstoffs 22NiMoCr37 und σ_F als Fließspannung

Aus der Temperaturabhängigkeit der Fließkurve ergeben sich folgende Konsequenzen:

- Der tragfähige Bereich der Kalottenwandung nimmt mit fortschreitender Ausbreitung der Wärmeenergie ab. Beispielsweise sind nach Bild 8-63 800 s nach Kernabsturz noch etwa 87 % der Wanddicke tragfähig. Um den Sachverhalt zu verdeutlichen ist in Bild 8-66 die Fließkurve σ_F als Funktion der Koordinate x durch die Kalottenwand für ein bestimmtes Temperaturprofil $T(x)$ schematisch dargestellt. Mit zunehmender Zeit wird das Temperaturprofil nach oben und die Fließkurve nach rechts verschoben.
- Thermische Zugspannungen, die sich infolge des steilen Temperaturabfalls im Bereich der Kalotteninnenseite nach der Elastomechanik vor allem in den äußeren Zonen der Schale ausbilden würden, werden vermindert durch den Festigkeitsverlust bei Temperaturen über 550 °C. Aus dem gleichen Grund können sich thermische Druckspannungen an den inneren Schichten der Wandung nur allmählich mit zunehmender Tiefe aufbauen.

● Modifiziertes elasto-plastisches Berechnungsverfahren

Zur Berechnung der Vergleichsspannung bei näherungsweise Berücksichtigung von plastischen Verformungen wird wie folgt vorgegangen:

- Iterative Bestimmung der tragfähigen Zone der Schale ($d - x_0$ in Bild 8-66) für das jeweilige Temperaturprofil.
- Modifikation des linear-elastisch berechneten Anteils der thermischen Umfangsspannung mit folgenden Nebenbedingungen:

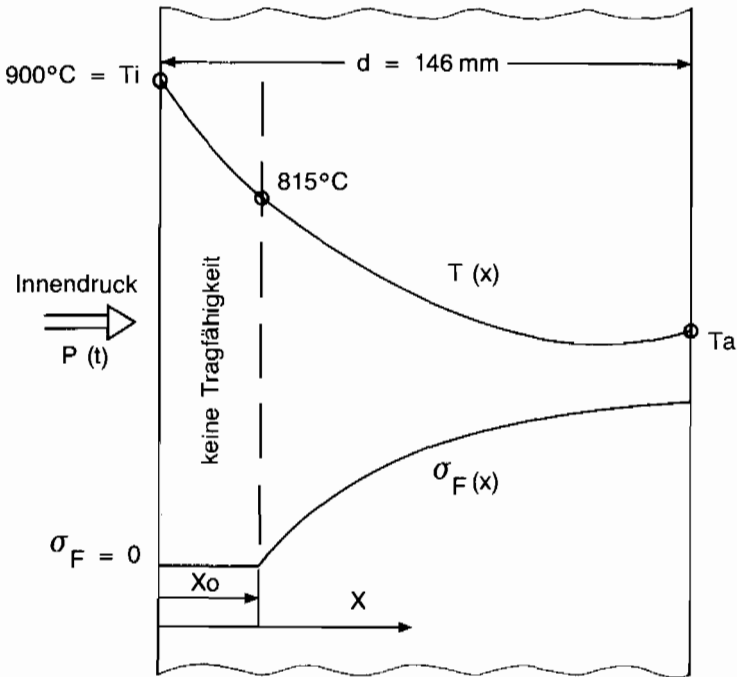


Bild 8-66: Zusammenhang zwischen Temperaturverteilung und Festigkeit über der Wandstärke des Reaktordruckbehälter-Bodens (schematisch)

- Die aus sämtlichen Spannungsanteilen gebildete Vergleichsspannung wird in der Zone, in der Druckbeanspruchung vorliegt (Hochtemperaturgebiet), gleich der Fließgrenze gesetzt.
- In der Zugzone wird der Verlauf der thermischen Umfangsspannung über der Wanddicke beibehalten, der sich nach der linear-elastischen Berechnung ergibt. Die Kurve wird jedoch als Ganzes nach niedrigeren Spannungen hin verschoben. Diese Näherung trägt der Schwächung der thermischen Zugspannungen Rechnung, die durch die Reduktion der Tragfähigkeit der Druckzone infolge hoher Temperaturen hervorgerufen wird.
- Die aus der thermischen Umfangsspannung gebildete Membrankraft ist im linear-elastischen Fall für beliebige Temperaturprofile gleich Null. Dieses Ergebnis wird auch auf die modifizierte thermische Umfangsspannung übertragen.

Die Bedingungen a) bis c) führen auf implizite Gleichungen für die modifizierte thermische Umfangsspannung, die iterativ gelöst werden. Unter Einbeziehung der Spannungsanteile aus den anderen Belastungen wird nun die Vergleichsspannung für die gesamte Kalottenwandzone berechnet.

Das geschilderte Verfahren führt zu guter Übereinstimmung mit Ergebnissen einer elastoplastischen Finite-Element-Analyse für einen ähnlichen Belastungsfall [MPA 85].

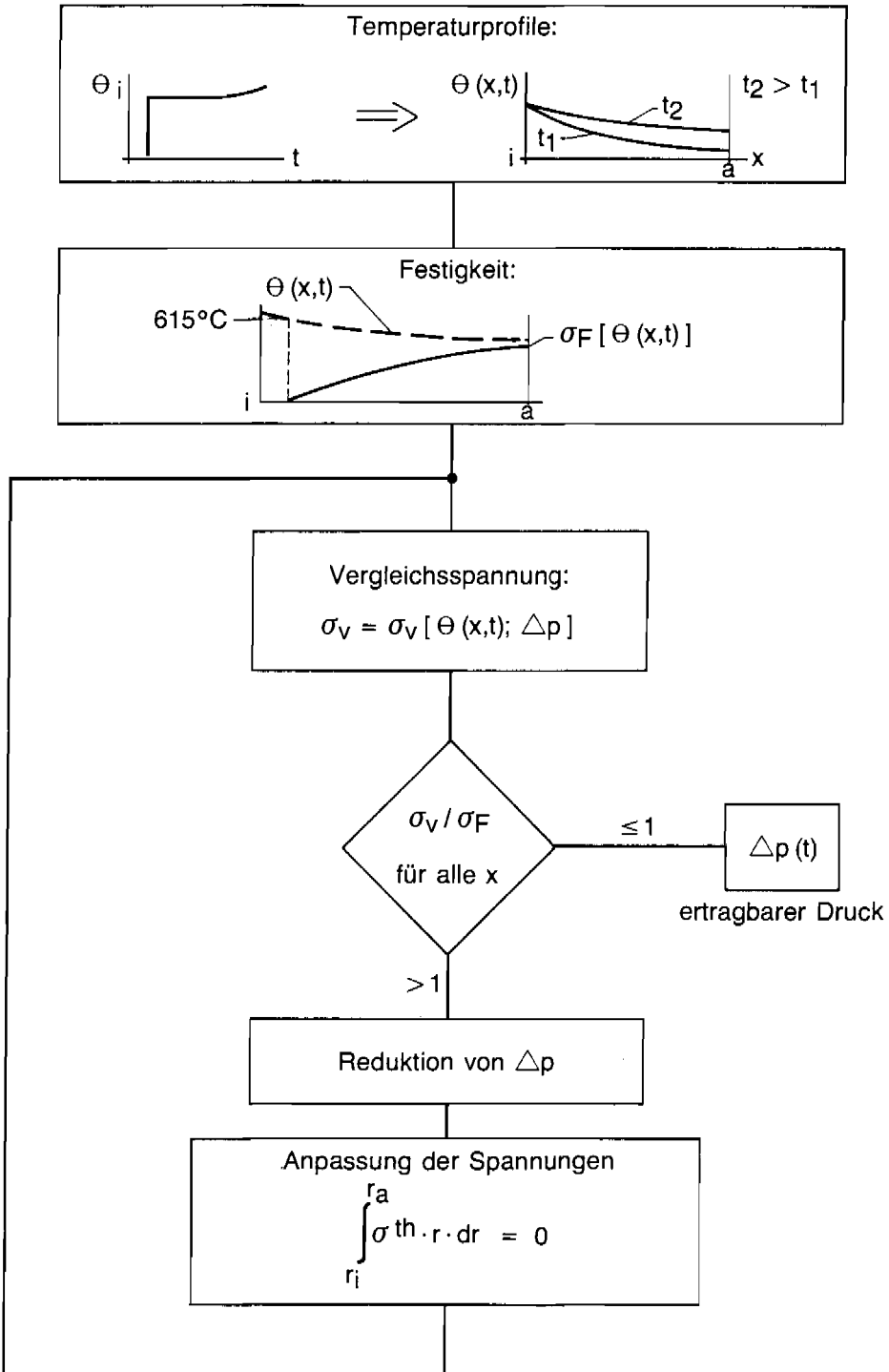


Bild 8-67: Ablaufschema des vereinfachten elasto-plastischen Berechnungsverfahrens

● Ertragbare Drücke

Überschreitet die Vergleichsspannung an irgendeiner Stelle der Wandung die Fließgrenze, so wird der Innendruck schrittweise bis zu einem Grenzdruck reduziert, bei dem keine Überschreitungen mehr auftreten. Das Verfahren wird jeweils für ein zu einem bestimmten Zeitpunkt vorliegendes Temperaturprofil durchgeführt. Auf diese Weise kann der Grenzdruck als Funktion der Zeit ermittelt werden. In Bild 8-67 ist der Berechnungsgang anhand eines Ablaufschemas zusammengefaßt.

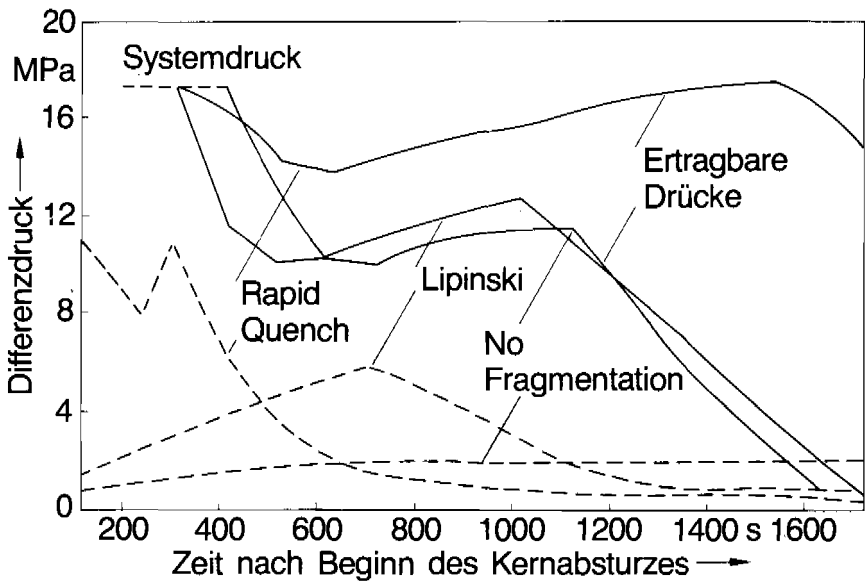


Bild 8-68: Vergleich zwischen Drucktransienten infolge Kernabsturzes und zugeordneten, vom Reaktordruckbehälter-Boden ertragbaren Drücken

In Bild 8-68 sind die ertragbaren Grenzdrücke den zugeordneten Druckzeitverläufen der verschiedenen Quench-Modelle (s. Abschnitt 8.5.2.1) gegenübergestellt. Das gestrichelt dargestellte Niveau der Grenzdruckkurven kennzeichnet die Druckhöhe im Primärkreis vor Entlastung (17,4 MPa Differenzdruck). In den sich anschließenden Zweigen sind die Grenzdrücke gleich den jeweils ertragbaren Drücken. Die ertragbaren Drücke fallen zunächst aufgrund des dominierenden Einflusses von Thermospannungen ab, die durch die anfangs steilen Temperaturgradienten bedingt sind. In der Folge bauen sich die Gradienten rascher ab, als das mittlere Temperaturniveau der Wand zunimmt. Dies führt zu einem Wiederanstieg der ertragbaren Drücke. Bei weiterem Temperaturanstieg in der Wand spiegelt sich der zunehmende Festigkeitsverlust in einer Abnahme der ertragbaren Drücke bis zum Bruch wieder.

Wie aus Bild 8-68 zu entnehmen ist, kann nach diesen Untersuchungen ein frühes Versagen der Kalotte bei hohen Drücken ausgeschlossen werden. Erst später als 1600 s nach Beginn des Kernabsturzes wird der Reaktordruckbehälter-Boden versagen. Unabhängig vom verwendeten Quench-Modell ist der Druck zu dieser Zeit weitgehend abgeklungen. Der

höchste Versagensdruck ergibt sich nach dem Modell „No Fragmentation“. Er liegt bei etwa 2 MPa, während mit den anderen Quench-Modellen Versagensdrücke von etwa 0,5 MPa errechnet werden.

Die dargestellte vereinfachte Methode berücksichtigt keine Kriecheffekte. Es ist zu prüfen, ob die starke Abnahme der ertragbaren Drücke bei etwa 600 s aufgrund thermischer Spannungen durch Kriechen des Werkstoffs gemildert und damit die Sicherheitsmarge gegen Versagen bei höheren Drücken noch vergrößert wird. Dazu dient die nachfolgend beschriebene Untersuchung des Reaktordruckbehälter-Bodens mit einem Finite-Element-Modell.

● **Berechnung der Kalottenbeanspruchung mit Finiten Elementen unter Berücksichtigung von Kriechen**

Die mit dem vereinfachten Verfahren gewonnenen Ergebnisse werden durch eine genauere Finite-Element-Analyse überprüft, die auch Kriechen berücksichtigt.

Die mit den Programmen ADINAT und ADINA durchgeführte Analyse berücksichtigt die Temperaturabhängigkeit sämtlicher Werkstoffdaten [MPA 85, VDT 72, RIC 73], die für die Temperaturleitrechnungen und die Festigkeitsuntersuchungen erforderlich sind. Aus Kriechdehnmessungen [RED 82, HAR 86] werden im relevanten Spannungs- und Temperaturbereich die Parameter des Kriechgesetzes festgelegt.

Die Berechnungen ergeben, daß durch Kriechen der Verformungsverlauf des Bodens in diesem Fall nur wenig beeinflusst wird. Die Kriechdehnungen erreichen Werte von etwa 3 ‰ im Zeitbereich bis 2 000 s. Wegen der geringen Kriechanteile wird das Verformungsgeschehen im wesentlichen durch die Temperaturabhängigkeit von $R_{p0,2}$ bestimmt. Erst oberhalb von etwa 2000 s tritt vermehrtes Kriechen auf, das dann innerhalb kurzer Zeit zum vollständigen Verlust der Tragfähigkeit des Bodens führt.

Die Ergebnisse der vereinfachten Analyse werden, von unbedeutenden Abweichungen abgesehen, durch die Finite Element-Berechnung bestätigt. Einzelergebnisse sind in [ALE 89] dargestellt.

● **Bewertung der Festigkeitsuntersuchungen zum Reaktordruckbehälter-Boden**

Der Vergleich der Ergebnisse mit einer vereinfachten halbanalytischen elasto-plastischen Methode und mit einem detaillierten Finite-ElementeModell unter Einschluß von Kriechen führt zu folgenden Schlußfolgerungen [GRU 88].

- Nach beiden Methoden ist bei Belastung aus den vorgegebenen Kernabsturz-Szenarien mit einem Versagen der Kalotte erst später als 25–35 Minuten nach Beginn des Kernabsturzes zu rechnen.
- Kriechvorgänge gewinnen erst dann größeren Einfluß auf die Verformungen, wenn die gesamte Bodenwandung hohe Temperaturen um 750–800 °C angenommen hat. Die zunächst hohen thermischen Spannungen, die durch steile Temperaturgradienten verursacht werden, werden durch Spannungsrelaxationen und Kriechen in der Anfangsphase nicht wesentlich abgebaut. Die Abnahme der ertragbaren Drücke im Zeitbereich von 500–700 s wird daher durch solche Prozesse kaum verändert.
- Die vereinfachte Methode liefert ausreichend genaue und konservative Ergebnisse. Bei ihrem Einsatz ist jedoch darauf zu achten, daß die als temperaturunabhängig betrachteten Materialparameter auf eine geeignete mittlere Wandtemperatur bezogen werden.

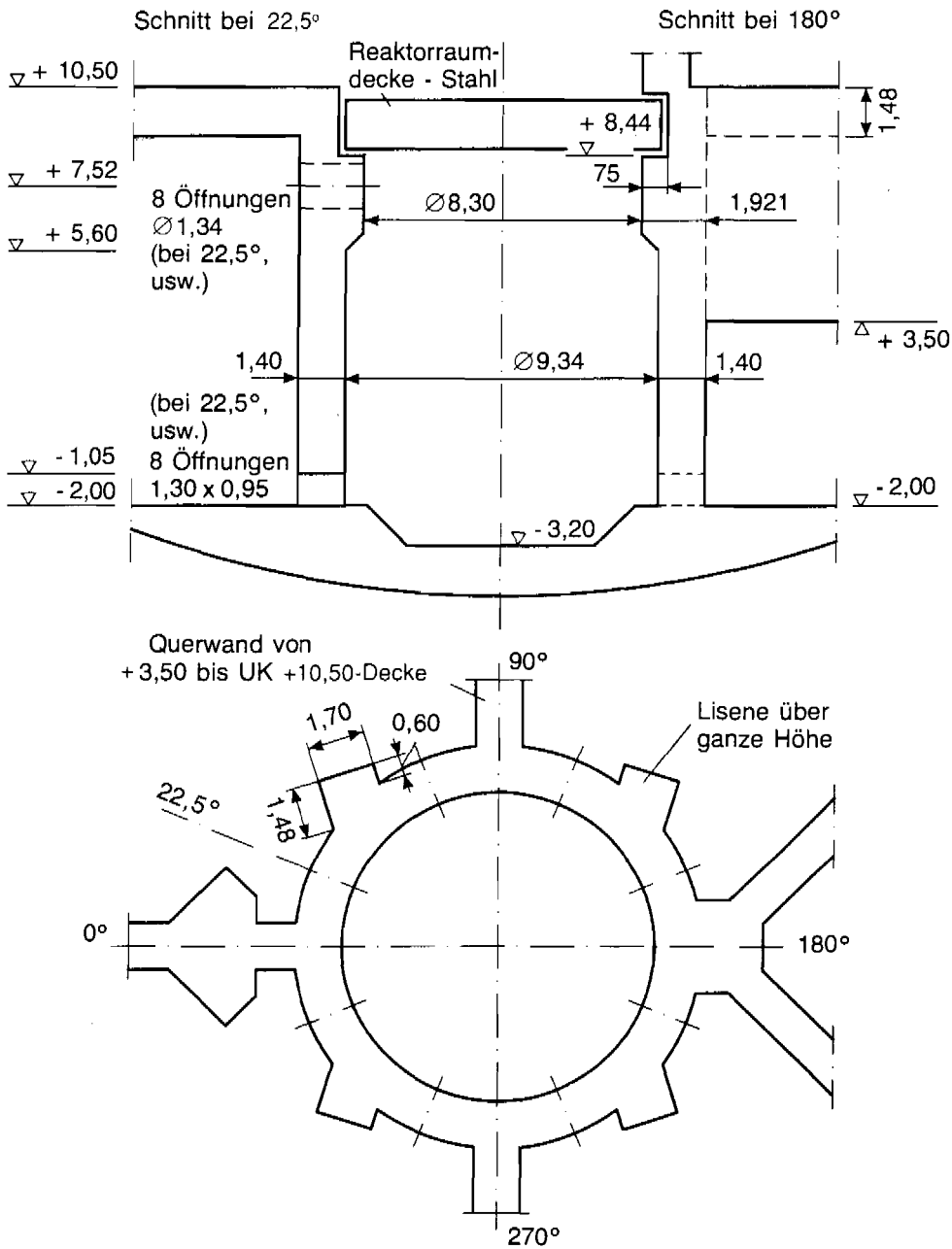


Bild 8-69: Schnitte Tragschild Biblis B

8.5.2.3 Versagensdruck des Tragschilds

Der zylinderförmige Tragschild ist unten in die Betonkalotte und oben in die Decke $+10,50$ m eingespannt. Er ist durch massive Schürzen im Bereich 0° , 90° , 180° und 270° , die von der Decke $+10,50$ m bis auf $+3,50$ herabreichen, sowie durch Lisenen im Bereich 45° , 135° , 225° und 315° , die über die gesamte Tragschildhöhe reichen, ausgesteift.

Innerhalb des Tragschildes steht in konzentrischer Anordnung der biologische Schild, ein unten geschlossener Zylinder (siehe Bild 8-69).

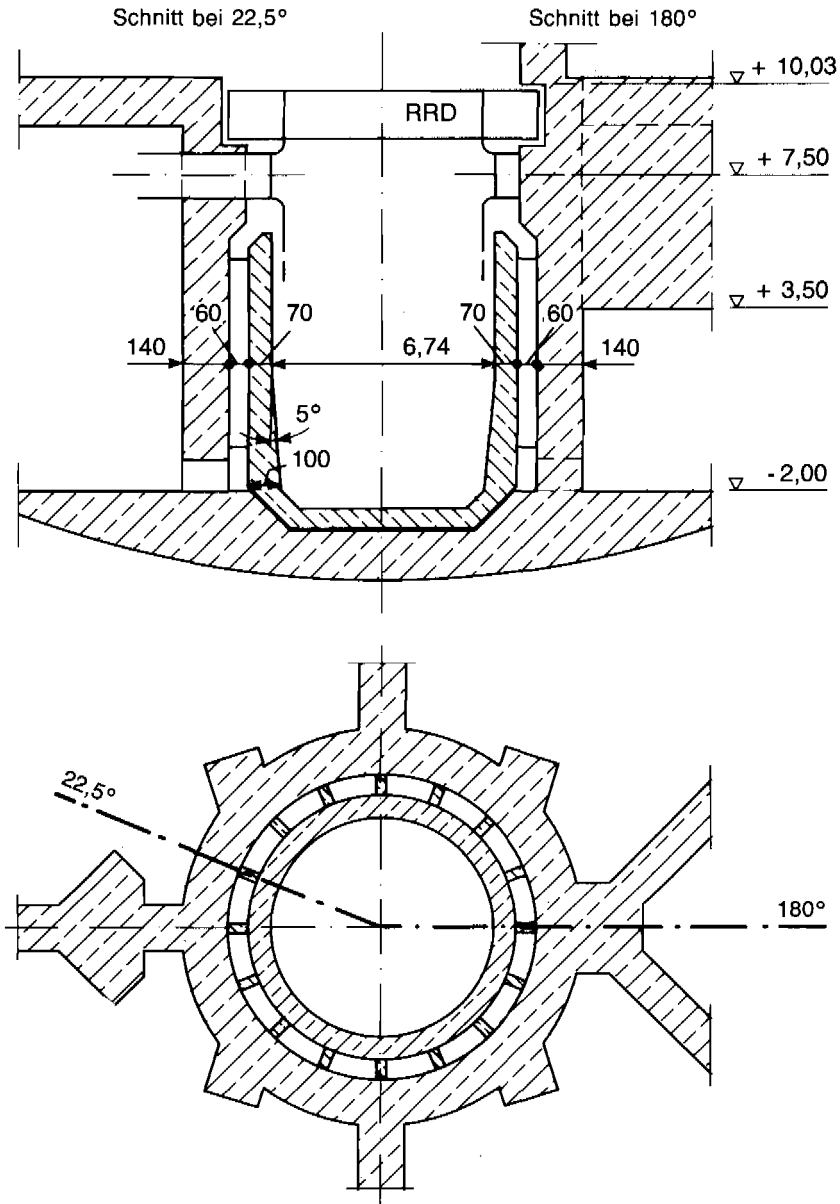


Bild 8-70: Schnitte Tragschild und biologischer Schild mit Überströmöffnungen

Über den Tragschild stützt sich u. a. der Ringträger (auch als „Reaktorraumdecke“ bezeichnet) ab, in dem der Reaktordruckbehälter verankert ist. Zwischen biologischem Schild und Tragschild sowie vom Tragschild zu den übrigen Räumen des Sicherheitsbehälters sind Überströmöffnungen vorhanden (siehe Bild 8-70).

Werden Leckagen am Reaktordruckbehälter unterstellt, so baut sich in der Schildgrube ein Druck auf, der zu Innendruckbelastungen zuerst des biologischen Schildes und danach des Tragschildes führt.

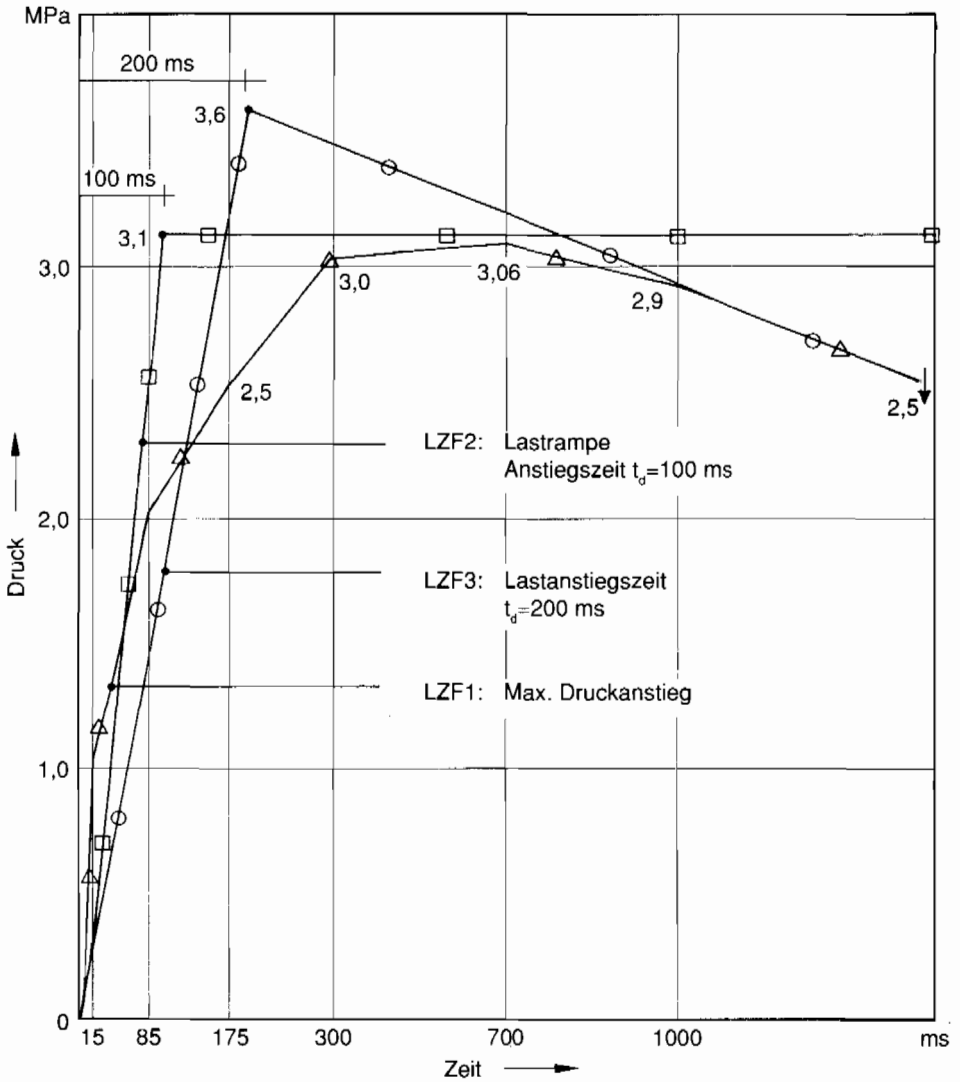


Bild 8-71: Druck-Zeit-Verläufe zur Abschätzung der Grenztragfähigkeit des Tragschildes

Bei großen Leckagen am Reaktordruckbehälter ist mit steilem Druckanstieg und hohem Druck zu rechnen, der durch die vorhandenen Überströmöffnungen nicht schnell genug abgebaut werden kann.

Im Auftrag der GRS hat die Firma Hochtief eine Abschätzung der Grenztragfähigkeit des Tragschildes für „Druckaufbau innen“ bei vorgegebenem Druck-Zeit-Verlauf durchge-

führt (siehe Bild 8-71). Rechenmodell für den Tragschild ist ein oben und unten eingespannter Zylinder. Zur Berücksichtigung der o. g. Aussteifungen des Tragschildes durch die massiven Schürzen und Lisenen werden die Berechnungen an zwei Systemen durchgeführt:

- System I: Zylinderlänge $L = 10,0$ m
Berücksichtigung der Vertikalbewehrung im Bereich der Lisenen,
System II: Zylinderlänge $L = 6,0$ m
Berücksichtigung der Vertikalbewehrung im Bereich der Schürzen.

Weiterhin werden u. a. folgende Annahmen getroffen:

- Der vorgegebene Druck-Zeit-Verlauf wirkt unmittelbar als Innendruck auf den Tragschild ein, d. h. der Einfluß des biologischen Schildes wird vernachlässigt. Der Einfluß der Überströmöffnungen im Tragschild bei einer Druckentlastung ist in dem vorgegebenen Druck-Zeit-Verlauf berücksichtigt.
- Keine Druckentlastung über die Reaktorraumdecke
- Für die dynamische Berechnung wird das System auf einen nichtlinearen Einmassenschwinger abgebildet.

Die Tragwirkungen der Ringbewehrung und der Längsbewehrung werden in dem Modell durch parallel geschaltete nichtlineare Federn simuliert. Die Tragfähigkeitsgrenze gilt als erreicht, wenn die berechneten Stahldehnungen 25 ‰ erreichen.

Bei den Berechnungen werden die Parameter „maximale Federkräfte“ und „Druck-Zeit-Verlauf“ variiert. Als Ergebnis der Untersuchungen ergibt sich:

- Beginn des Plastizierens der Bewehrung bei einem Überdruck im Bereich von 1,33 MPa bis 1,88 MPa nach etwa 38 ms bis 77 ms,
- Erreichen des gewählten Grenzwertes der Stahldehnung von 25 ‰ bei einem Überdruck im Bereich von 2,1 MPa bis 2,35 MPa nach etwa 104 ms bzw. 149 ms.

Es ist davon auszugehen, daß sich die Verformungen des Tragschildes bei weiterem Druckanstieg überproportional vergrößern und damit Reißquerschnittsflächen entstehen, die zu einer deutlichen Druckentlastung des Tragschildes führen. Versagen des Tragschildes ist zu erwarten.

8.5.2.4 Tragfähigkeit der Reaktordruckbehälter-Verankerung

Der Reaktordruckbehälter ist über acht Tragpratzen an einem Ringträger abgestützt. Der Ringträger ist auf dem Tragschild gelagert und gibt die Lasten an die Betonstrukturen weiter (siehe Bilder 8-72 und 8-73).

Vertikal nach oben gerichtete Kräfte werden von der Tragpratze über eine Paßplatte auf ein Lasteinleitungsblech abgegeben, das mit der aus dem Ringträger auskragenden Konsole verschraubt ist. Die Verschraubung besteht aus verzinkten Zylinderschrauben mit Innensechskant DIN 912 – M 30 x 100 – 12.9. Die vorhandenen 36 Schrauben pro Pratze sind versenkt in vier Reihen über eine Höhe von ca. 1200 mm angeordnet.

Zur Abschätzung der nach oben gerichteten Kraft, die pro Pratze über die vorhandene Schraubenverbindung auf den Ringträger abtragbar ist, werden folgende Annahmen getroffen:

- Die Schraubenverbindung ist eine SL-Verbindung (Scher/Lochleibungs-Verbindung). Es ist nicht bekannt, welche Vorspannung die Schrauben haben.

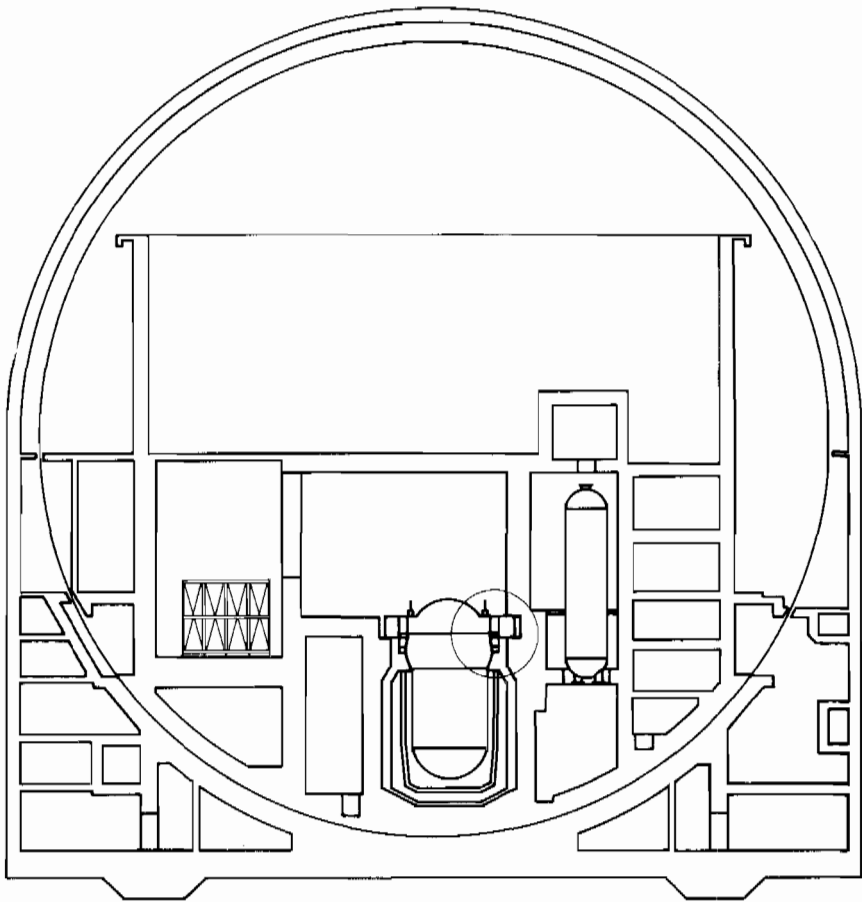


Bild 8-72: Lagerung des Reaktordruckbehälters im Ringträger

- Es werden nur ca. 80 % der Schrauben (28 von 36 Stück) als voll mittragend angesetzt. Für die restlichen Schrauben wird angenommen, daß sie sich der Lastaufnahme weitgehend entziehen.
- Es wird der Nennspannungsquerschnitt angesetzt.
- Schraubenwerkstoff 12.9:
 - min $R_m = 1220 \text{ N/mm}^2$
 - min $R_{p0,2} = 1100 \text{ N/mm}^2$
 - max. aufnehmbares $\tau = 0,5 R_m$
- Werkstoff der zu verbindenden Teile ALDUR 50 DG:
 - min $R_m = 580 \text{ N/mm}^2$
 - min $R_{p0,2} = 440 \text{ N/mm}^2$

Unter diesen Annahmen ergibt sich als maximal statisch abtragbare Kraft pro Pratze $F_{pr} = 9,6 \cdot 10^3 \text{ kN}$.

Insgesamt können dann von acht Tragpratzen statisch $7,7 \cdot 10^4 \text{ kN}$ vertikal nach oben gerichtet in den Ringträger abgetragen werden.

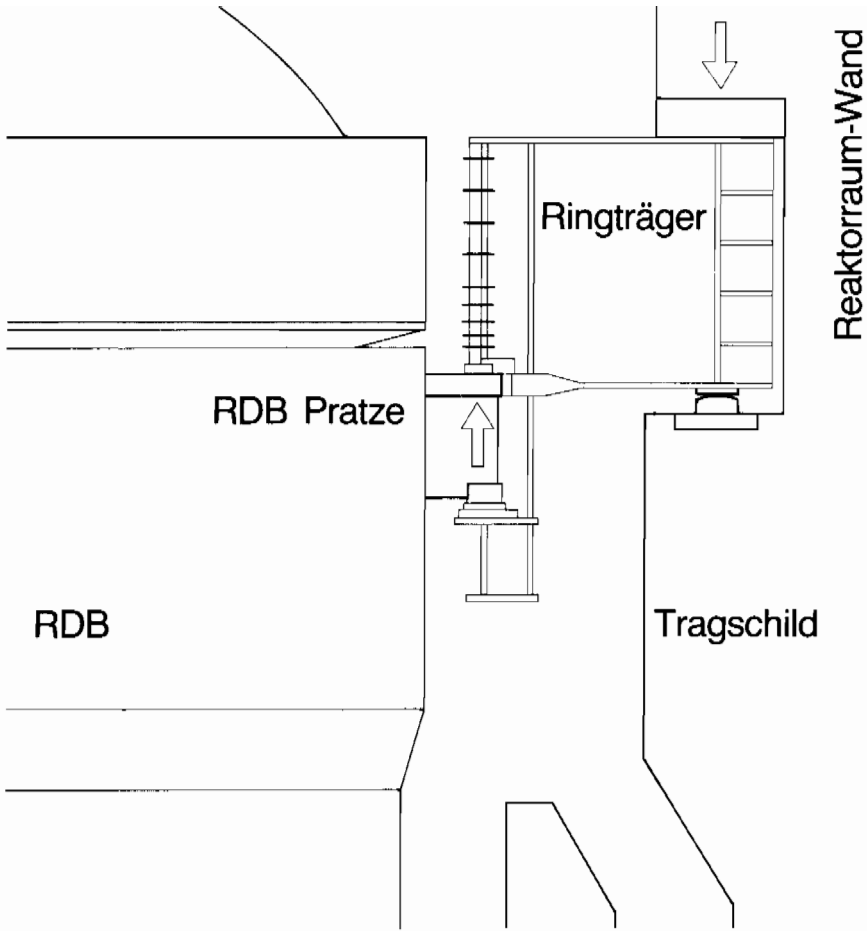


Bild 8-73: Lagerung des Reaktordruckbehälters im Ringträger, Ausschnitt aus Bild 8-72

Zum Ringträger, eine Stahlkastenkonstruktion mit Betonfüllung von insgesamt ca. $1,7 \cdot 10^5$ kg Masse, wird keine Detailanalyse durchgeführt. Es wird angenommen, daß der Ringträger die Lasten auslegungsgemäß zur Verankerung weiterleitet.

Der Ringträger ist durch Abstützung an der überlappenden Reaktorraumwand bzw. an einer Konsole im Bereich von ca. 323° bis ca. 37° und durch Rückverankerung in den Tragschild gegen nach oben gerichtete Kräfte verankert. Die Lasteinleitung vom Ringträger in die Stahlbetonkonstruktion erfolgt nicht gleichmäßig. Im Bereich von ca. 323° bis ca. 37° ist eine Lastverteilung auf benachbarte Bereiche über den Ringträger erforderlich (siehe Bild 8-74). Insgesamt ist der Lasteinleitungsbereich für vertikal nach oben gerichtete Lasten von $5,0 \cdot 10^4$ kN bemessen.

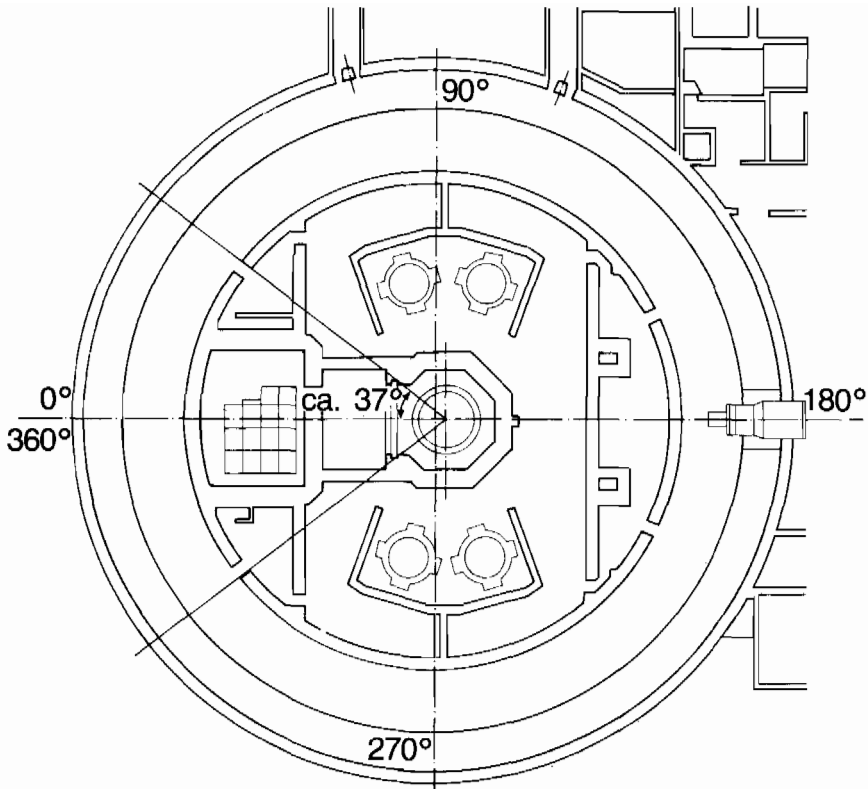


Bild 8-74: Bereich, in dem der Ringträger nicht durch die Reaktorraumwand abgestützt ist

8.5.2.5 Tragverhalten und Grenztragfähigkeit der Hauptkühlmitteleitung ohne Berücksichtigung der Reaktordruckbehälter-Aufhängung

Das Verformungs- und Tragverhalten der Hauptkühlmitteleitung wird unter der Annahme abgeschätzt, daß die Reaktordruckbehälter-Aufhängung bei Einwirkung von Vertikalkräften nach einem kleinen vertikalen Verformungsweg versagt.

Die Rohrleitungen bilden dann mit den Ausblasedoppelrohren, den Tragschilddurchführungen und den in weiterer Entfernung angeschlossenen Großkomponenten ein Tragsystem für den Reaktordruckbehälter (siehe Bilder 8-75 bis 8-77). Verformungsverhalten, Grenztragfähigkeit sowie Beulverhalten dieses Tragsystems werden [ALE 89] untersucht. Als Belastung wird dabei eine Vertikalkraft angenommen, wie sie bei Ausströmung aus einem 1-m²-Leck im Reaktordruckbehälter-Boden, gemäß dem Druck-Zeit-Verlauf maximal auftreten würde. Unter Berücksichtigung eines dynamischen Lastfaktors $DLF = 2$ und des Reaktordruckbehälter-Eigengewichts (~ 9 MN) wird für die Modelle eine statische Axialkraft von $F/8 = 20,8$ MN angesetzt. Zusätzlich wirkt im Innenrohr ein Innendruck von 17,5 MPa, der dem Ansprechdruck des Sicherheitsventils entspricht. Es wird angenommen, daß die Tragfähigkeit erschöpft ist, wenn das maximale Biegemoment das plastische Grenzmoment (13,6 MNm) erreicht oder wenn an der maximal

beanspruchten Stelle der Hauptkühlmitteleitung die Vergleichsspannung (v. Mises) aus Biegemoment, Innendruck und Schub das „Fließkriterium“ $(R_{p0,2}^I + R_m^I)/2 \sim 490 \text{ MPa}$ überschreitet.

- 1 Reaktordruckbehälter
- 2 Biologischer Schild
- 3 Tragschild
- 4 Hauptkühlmitteleitung
- 5 Dampferzeuger
- 6 Frischdampfleitung

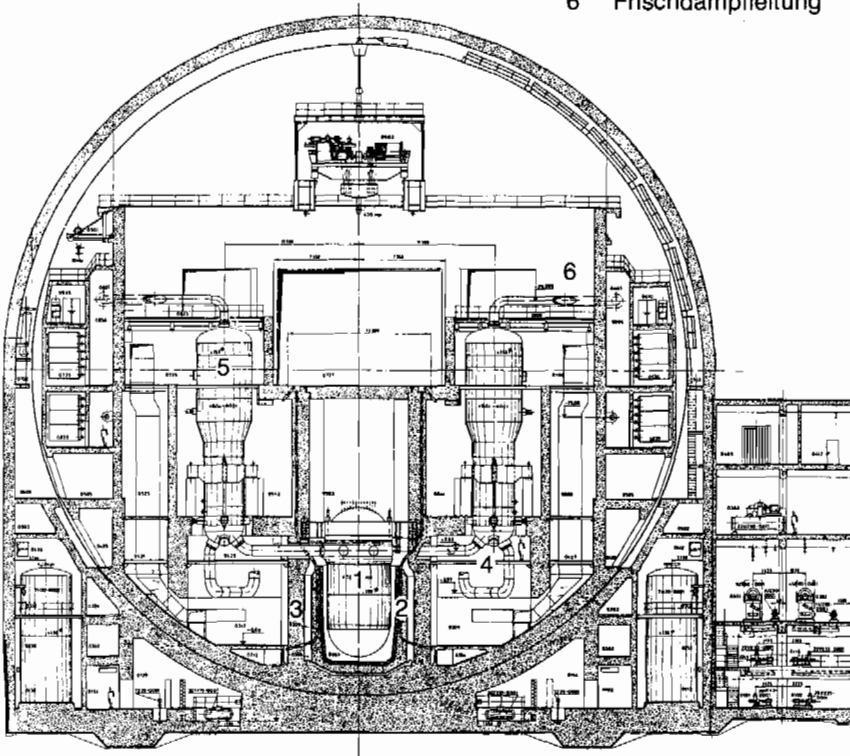


Bild 8-75: Schnitt Reaktorgebäude Biblis B, Durchführung der Hauptkühlmitteleitung durch Tragschild

Alle analytischen Modelle in [ALE 89] zeigen das Maximum des Biegemoments und auch der Vergleichsspannung am Anschluß der Hauptkühlmitteleitung an den Reaktordruckbehälterstützen. Die angenommene Belastung aus Vertikalkraft im Stutzen und aus Innendruck kann nach keinem Modell abgetragen werden.

● Finite-Element-Rechnungen der Hauptkühlmittel-Leitungsstränge

Durch Finite-Element-Rechnungen wird die Bewegung der Hauptkühlmitteleitung im Schutzrohr und die des Schutzrohrs in der Mauerdurchführung bei Aufwärtsbewegung des Reaktordruckbehälters genauer untersucht. Damit wird die gesamte Steifigkeit im ela-

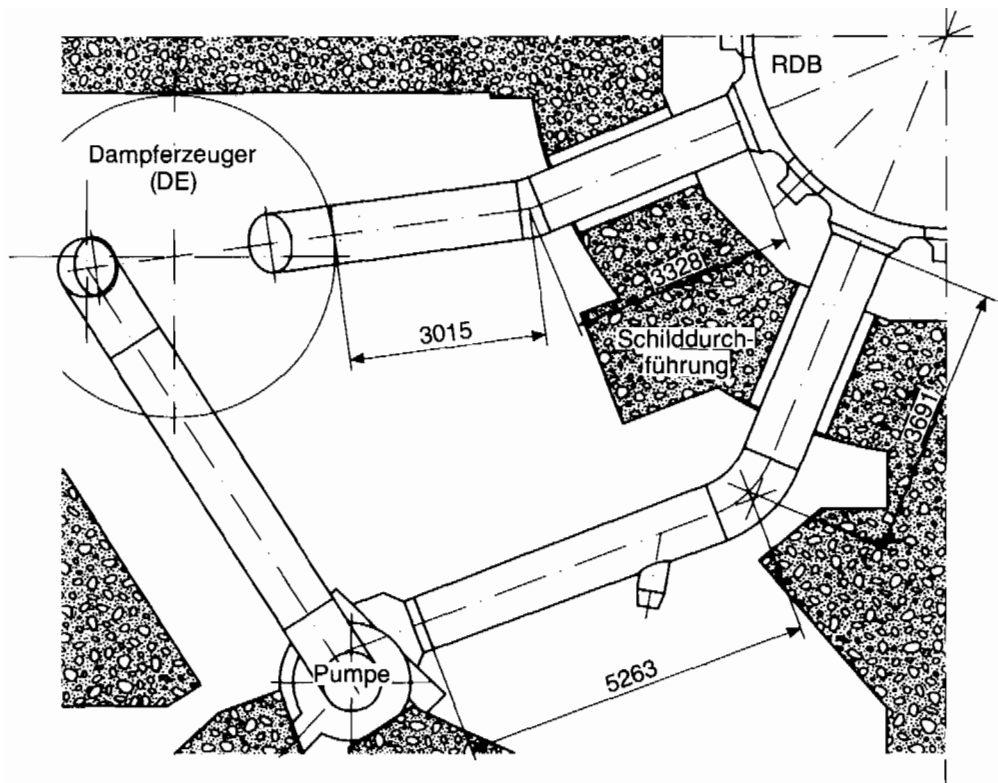
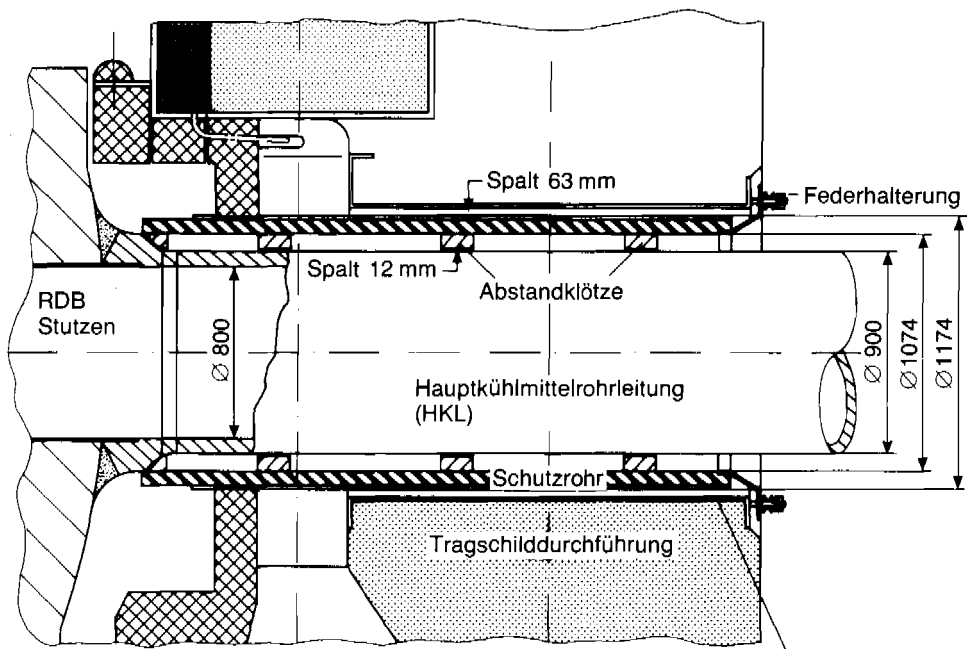


Bild 8-76: Primärschleife Hauptkühlmittelpumpe - Reaktordruckbehälter - Dampferzeuger (DWR-Biblis B)

stischen und plastischen Bereich erfaßt. Außerdem werden Vergleichsspannung und Vergleichsdehnung bestimmt, um über Versagenskriterien die Grenztragfähigkeit der Rohrleitungsabschnitte zwischen Reaktordruckbehälterstutzen und Dampferzeuger bzw. Pumpe und die dabei auftretende Reaktordruckbehälter-Verschiebung abzuschätzen.

Um das integrale Verschiebungsverhalten des von den acht Rohrleitungen gehaltenen Reaktordruckbehälters zu beschreiben, muß die Steifigkeit der verschiedenen analysierten Rohrstränge gemittelt werden. Daraus resultiert im weitgehend elastischen Bereich - vor dem Anlegen - eine mittlere Steifigkeit von ca. 0,052 MN/mm (bis ca. 4 MN) und im plastischen Bereich - nach dem Anlegen - eine Steifigkeit von ca. 0,24 MN/mm (4 bis 13 MN, mit Schubkorrektur).

Die Tragfähigkeit eines 400 °C heißen Hauptkühlmittel-Leitungsstranges (bei 10 MPa Innendruck) ist nach der Finite-Element-Rechnung bei einer Vertikalkraft von etwa 13 MN und einer Vertikalverschiebung von 105 mm am Reaktordruckbehälterstutzen sowohl durch Überschreiten der Grenzdehnung (3 %) in der Stutzenschweißnaht als auch durch beginnendes Beulen erschöpft. Die Untersuchungen sind in [ALE 89] detailliert dargestellt.



Isolierung des Doppelrohres mit
Austenitblech verkleidet

Bild 8-77: Konstruktion der Tragschilddurchführung

8.5.2.6 Dynamisches Verhalten des Reaktor-druckbehälters nach Versagen der Kalotte

● Lecköffnung

Eine eindeutige Quantifizierung der Lecköffnung ist aufgrund der Vielfalt von z. T. nur unvollständig bekannten Einflußfaktoren nicht möglich. Die nahezu vollständige Bedeckung der Kalotte durch das Corium innerhalb von etwa 250 s führt zu einem mehr oder weniger einheitlichen Energieeintrag durch die innere Kalottenfläche. Die Ausbildung eines kleineren lokalen Lecks ist daher wenig wahrscheinlich. Es ist anzunehmen, daß die Zonen in der Nähe oder wenig unterhalb der Standhöhe des Coriums die höchsten Temperaturwerte annehmen und somit am meisten gefährdet sind. Wird angenommen, daß sich eine Lecköffnung in dieser Höhe ausbildet, und der Abstand zwischen Kalottenunterkante und dem Kavernenboden (von etwa 60 cm) in Rechnung gestellt, so ergibt sich als effektive ringförmige Ausströmfläche für den im Reaktor-druckbehälter gespeicherten Wasserdampf 10 m^2 (vgl. Bild 8-78). Zum Vergleich zeigt das Bild den Verlauf der Lecköffnung (Querschnittsfläche) als Funktion des Lecköffnungsdurchmessers. Demnach ist oberhalb eines Leckflächendurchmessers von etwa 2,5 m die Größe der Ringöffnung für die Ausströmung maßgebend.

● Vertikalkraft

Die Berechnung der Rückstoßkräfte bei Versagen des Druckgefäßes unter hohem Druck erfolgt durch analytische Verfahren unter Berücksichtigung von instationären Ausströmern. Die Ergebnisse, die zunächst für Ausströmung unter Sattdampfbedingungen bei

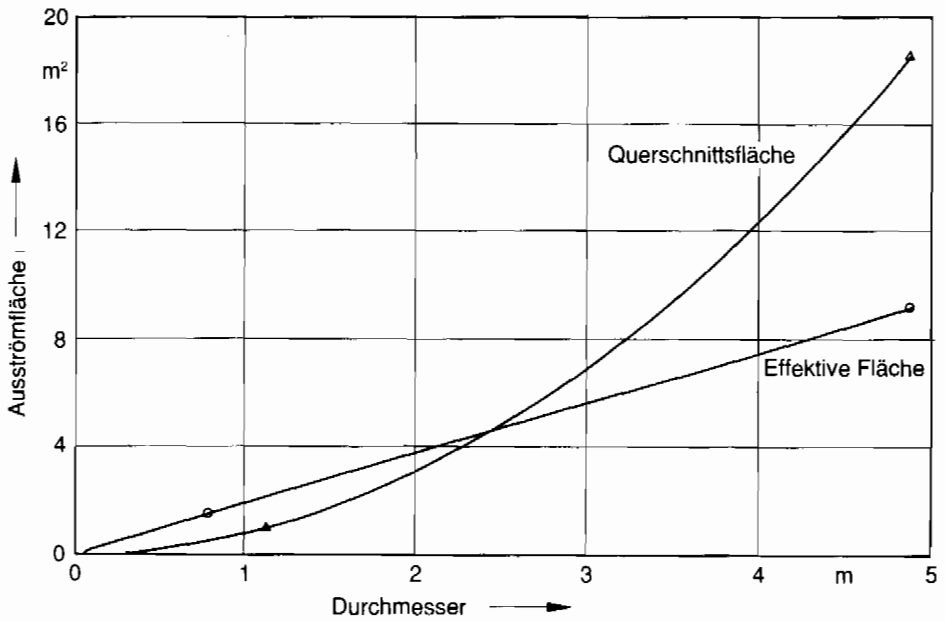


Bild 8-78: Vergleich der vertikalen Ausströmfläche (Querschnittsfläche) mit der seitlichen Ausströmfläche (Effektive Fläche) als Funktion des Leckdurchmessers im Reaktordruckbehälter-Boden (Abstand zum Betonfundament 0,6 m)

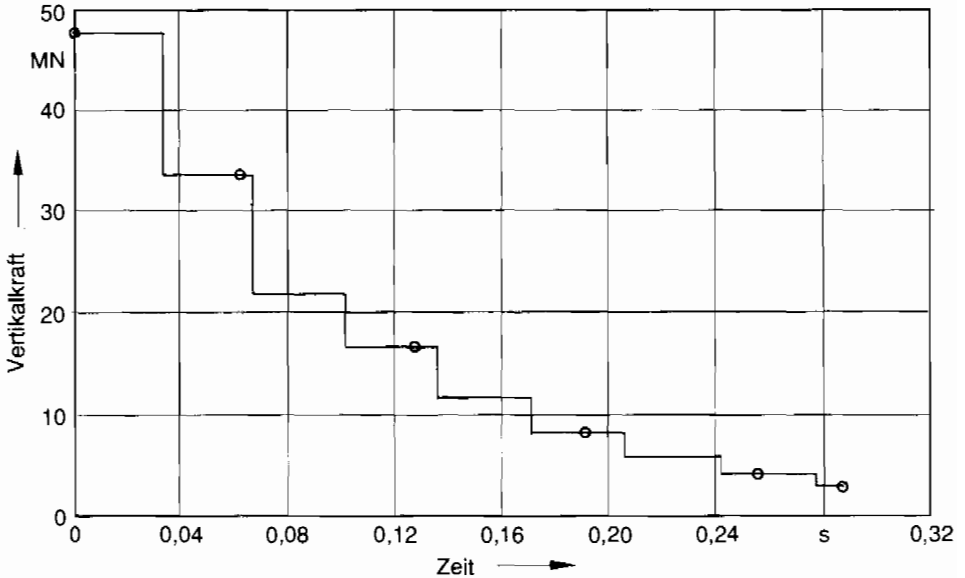


Bild 8-79: Resultierende Vertikalkraft auf den Reaktordruckbehälter infolge Druckentlastung bei Versagen des Bodens

einem Versagensdruck von 8,0 MPa und einer Lecköffnung von 10 m² ermittelt wurden, werden auf einen Versagensdruck von 2,0 MPa skaliert. Aus dem resultierenden Druck-Zeit-Verlauf ergibt sich die in Bild 8-79 ausgewiesene Kraft, die infolge Kalottenversagens am Reaktordruckbehälter in vertikaler Richtung angreift.

● Widerstandskräfte

Die Aufwärtsbewegungen des Reaktordruckbehälters werden durch

- die Reaktordruckbehälter-Verankerung und
 - die Rohrleitungen des Primärkreises
- gehemmt.

Über die acht Tragpratzen können statische Lasten von 76,8 MN in den Ringträger abgetragen werden. Danach sind die von der Verankerung des Ringträgers in die Stahlbetonkonstruktion abtragbaren Lasten in Höhe von 50 MN für den Bewegungswiderstand bestimmend. Dabei wird angenommen, daß der Ringträger den Beanspruchungen bei diesem Lastniveau standhält.

Für die dynamischen Berechnungen wird von einem näherungsweise bilinearen Verhalten der Widerstandskraft durch die Verankerung ausgegangen. Da die Steifigkeit des Ringträgers nicht genau bekannt ist, wird ihr Einfluß durch Parametrierung abgeschätzt.

Weiterhin wird angenommen, daß zwei Rohranschlüsse sehr stark aufgeheizt sind, und daher nur sechs Rohre des Hauptkühlkreislaufs Widerstand gegen Vertikalbewegungen leisten.

Nach Überschreiten der Grenzwerte der Verschiebung, die einer plastischen Dehnung von rund 3 % am Rohrstützen entsprechen, wird Versagen der Rohrleitung und vollständiger Verlust der Tragfähigkeit angenommen. Einzelheiten der Untersuchung sind in [ALE 89] enthalten.

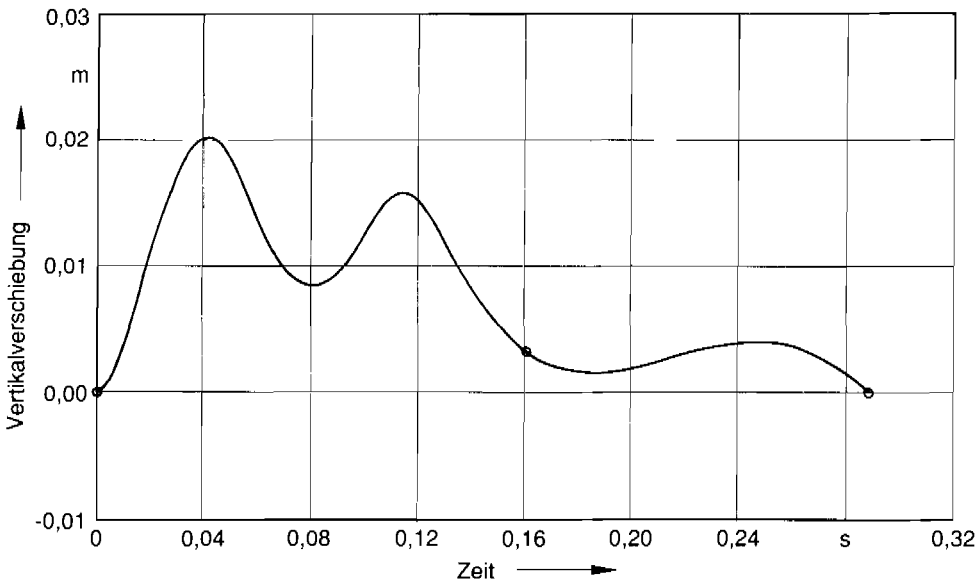


Bild 8-80: Vertikalbewegung des Reaktordruckbehälters aufgrund Druckentlastung bei Versagen des Bodens

● Reaktionen des Reaktordruckbehälters auf die Vertikal- und Widerstandskräfte

Zur Berechnung der Reaktordruckbehälter-Bewegung wird die eindimensionale nichtlineare Bewegungsgleichung numerisch mit der Methode der Zentralen Differenzen gelöst. Die Masse des Systems enthält die Restmasse des Reaktordruckbehälters sowie die Masse des Ringträgers. Für die drei Parameterwerte der Ringträgersteifigkeit werden Maximalverschiebungen von 0,5 cm, 1,2 cm und 2 cm berechnet. Das Zeitverhalten der Reaktordruckbehälter-Verschiebung geht für den Fall der kleinsten Steifigkeit aus Bild 8-80 hervor.

Unter den genannten Voraussetzungen ist davon auszugehen, daß bei Versagen der Reaktordruckbehälter-Kalotte unter 2 MPa die resultierenden Lasten von der Reaktordruckbehälter-Verankerung abgetragen werden können.

8.5.2.7 Versagen des Reaktordruckbehälters bei Systemdrücken größer 3 MPa

Beim Versagen des Reaktordruckbehälters im Verlauf von Kernschmelzereignissen mit Systemdrücken > 3 MPa sind die abgeschätzten Vertikalverschiebungen so hoch, daß ein Versagen der Verankerung des Ringträgers im Tragschild anzunehmen ist. Die weitere Aufwärtsbewegung des Reaktordruckbehälters wird durch die Wechselwirkung des noch an den Tragpratzen befestigten Ringträgers mit den aufgehenden Betonstrukturen des sogenannten Reaktorraumes behindert. Bei dieser Aufwärtsbewegung wird an der Verbindungsschweißnaht der Hauptkühlmittelleitungen mit den Reaktordruckbehälterstützen das plastische Grenztragmoment erreicht und der Abriß der Rohrleitungen eingeleitet. Die Bestimmung der Behinderung der Reaktordruckbehälter-Bewegung im weiteren Ablauf durch Verformungen und Zerstörungen an Tragring und aufgehenden Betonstrukturen sowie Ausströmung aus den Stützen ist mit zu großen Unsicherheiten behaftet, um quantitative Werte abzuleiten. Ohne Berücksichtigung von Behinderungen der Bewegung nach Versagen der Aufhängung und Rohrleitungen ist beim Reaktordruckbehälterversagen bis zu Systemdrücken von 8–10 MPa ein Folgeversagen des Sicherheitsbehälters nicht zu erwarten. Für darüber hinausgehende Systemdrücke wird in dieser Studie von einem Folgeversagen des Sicherheitsbehälters ausgegangen.

8.5.2.8 Versagen der Hauptkühlmittelleitung bei hohen Temperaturen

Zum Versagen der Hauptkühlmittelleitung unter hohen Temperaturen wurden analytische und experimentelle Untersuchungen durchgeführt.

● Abschätzung der Standzeiten

Standzeiten bis zum Bruch der Hauptkühlmittelleitung für Temperaturen um 700 °C werden auf der Basis der Ergebnisse von Kurzzeitstandversuchen an Kleinproben des Hauptkühlmittel-Leitungswerkstoffes 20 MnMoNi 55 nach dem Verfahren von Larson-Miller [LAR 52] bestimmt. Bei einem Rohrinnendruck von 16,3 MPa ergaben sich Standzeiten von etwa 8–10 min. Zur Verifikation dieser Ergebnisse wurde ein Bauteilversuch im Maßstab 1 : 1 durchgeführt, da das Larson-Miller-Verfahren nicht auf einem lückenlosen theoretischen Konzept beruht und im wesentlichen nur für einaxiale Belastungszustände empirisch bestätigt ist. Abweichungen in den Standzeiten um 200–300 % können daher nicht ausgeschlossen werden.

● Behälterversuche

Der Bauteilversuch wurde von der MPA Stuttgart durchgeführt. Der Prüfkörper aus dem Werkstoff 20 MnMoNi 55 hatte einen Innendurchmesser von 700 mm, eine Wandstärke von 47 mm und eine Länge von 2700 mm. Er war beidseitig durch angeschweißte Verlängerungsrohre von jeweils 2700 mm und durch Halbkugelböden abgeschlossen. Der 10 t schwere Behälter war an einem Träger freihängend befestigt.

Während der Aufheizphase wurde der Innendruck auf etwa 16,3 MPa konstant gehalten. Die Heizung erfolgte über außenliegende Leiterschleifen zunächst bis 350 °C mit einer mittleren Rate von 4,3 K/min. Über mehrere Haltephasen wurde anschließend der Körper in der zweiten Phase mit einer mittleren Rate von 7 K/min auf rund 700 °C erhitzt. Der Verlauf der Innen- und Außentemperaturen der Behälteroberfläche wurde sowohl in Umfangs- als auch in Längsrichtung ermittelt.

Nach Einstellung eines stationären Zustands bei einem mittleren Temperaturniveau von etwa 700 °C (innen 670 °C, außen 730 °C) betrug die Zeit bis zum Versagen des Behälters etwa 10 Minuten. Deutliche plastische Verformungen waren rund 13 Minuten vor Bruch zu erkennen. Die analytischen Vorhersagen werden damit durch den Bauteilversuch bestätigt.

Der Behälter versagte, wie erwartet, durch Längsriß im Prüfkörper. Nach Erreichen der Rundnaht eines Verlängerungsrohrs wurde der Riß in Umfangsrichtung abgelenkt. Die maximale Umfangsdehnung im Bruchquerschnitt betrug etwa 30 %. Die maximale Wanddickenminderung erreichte 86 %.

Weitere Einzelheiten des Versuchsaufbaus und der Ergebnisse sind in [MPA 88] dokumentiert.

8.5.3 Verhalten des Sicherheitsbehälters bei auslegungüberschreitenden Belastungen

Für die ungestörte Stahlschale und für repräsentative Störstellen wie z. B. Durchdringungen, Verstärkungen, elastische Bettung und äußere Verformungsbeschränkungen wird das Verformungs- und Lastabtragungsverhalten für das quasi-statische späte Überdruckversagen und bei dynamischen Drucktransienten aus Wasserstoffdeflagrationen sowie das Verhalten bei Außendruck untersucht. Dazu werden sowohl ingenieurmäßige Abschätzungen und analytische Modelle als auch nichtlineare, elastisch-plastische Finite-Element-Methoden eingesetzt.

Die auftretenden Beanspruchungen werden durch Dehnungs- und Spannungskriterien und an einigen Stellen durch bruchmechanische Kriterien begrenzt, so daß Bandbreiten für die Versagensdrücke gewonnen werden können.

8.5.3.1 Berücksichtigte Belastungsarten

Der Belastungsablauf bei auslegungüberschreitenden Ereignissen einschließlich Kernschmelzen läßt sich aus strukturmechanischer Sicht im wesentlichen in zwei Kategorien aufteilen:

- Langsame Zunahme des globalen Innendrucks, der nach einigen Tagen den Auslegungsdruck erreicht und überschreitet, bei Wandtemperaturen in Höhe der Auslegungstemperatur. Die Beanspruchungen können ohne Massenkräfte (quasi-statisch) ermittelt werden (spätes Überdruckversagen).
- Schnelle Innendrucktransienten, z. B. infolge H₂-Verbrennung, auf unterschiedlichem statischen Druckniveau (frühestens nach einigen Stunden). Die Wandtemperaturen

werden von den Temperaturspitzen wenig beeinflusst. Die dynamische Reaktion der Struktur muß für die Ermittlung der Beanspruchungen global und lokal erfaßt werden.

Bei Rohrbrüchen im Ringraum kann eine Außendruckbelastung der Stahlschale auftreten. Für diesen Fall wurde das statische Stabilitätsverhalten untersucht.

Die Struktur kann auch infolge ihrer großen überelastischen Ausdehnung in den Ringraum belastet werden, wenn bauliche oder konstruktive Gegebenheiten (wie Einspannung, Laufstege, Träger, Schleusenabstützungen) die freie Verformung der Stahlschale behindern.

8.5.3.2 Untersuchungsziele und verwendete Modelle

Das Tragverhalten des Sicherheitsbehälters wird untersucht, um

- die Grenztraglast der Struktur mit Störstellen und Verformungsbehinderungen,
- Versagensorte,
- Versagensformen,
- Versagenszeitpunkt und
- Leckgrößen

zu bestimmen. Bei der Bildung der verschiedenen Analysemodelle sind diese Fragestellungen zu berücksichtigen.

Für den Sicherheitsbehälter werden Analysen zur Ermittlung der Beanspruchungen, d. h. der Verschiebungen, Dehnungen und Spannungen, durchgeführt und das Grenztragverhalten der idealen Kugelschale sowie der Schale mit repräsentativen Störstellen im überelastischen Materialbereich statisch und dynamisch untersucht. Zur Bestimmung der jeweiligen Grenzdrücke werden verschiedene Versagenskriterien herangezogen, so daß „Bandbreiten“ für die zulässigen maximalen und minimalen Innendrucke ermittelt werden.

Darüber hinaus wird das Stabilitäts- und Nachbeulverhalten der teilweise oder vollständig mit Außendruck belasteten Kugelschale untersucht.

Untersuchungen mit einfachen analytischen Modellen werden zu folgenden Fragen durchgeführt:

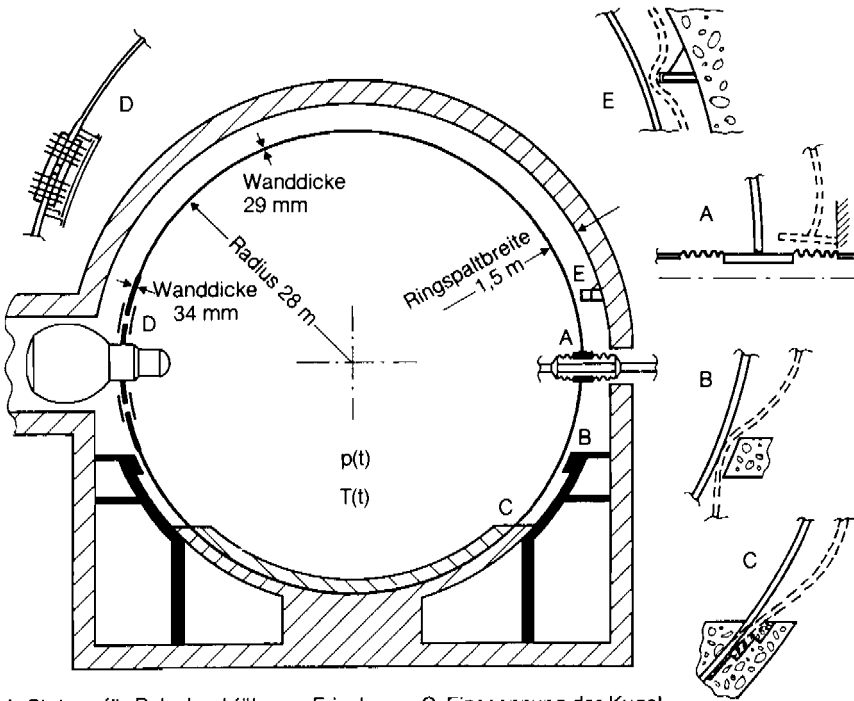
- Verschiebung einer Kugelschale bei Impulsbelastung (dynamisch),
- Beanspruchung der Materialtor-Laschenverbindung (statisch),
- Beanspruchung der geschlossenen Lüftungsclappen (statisch).

Finite-Element-Analysen an Modellen für eine Kugelschale mit und ohne Störstellen werden zu folgenden Fragestellungen durchgeführt:

- Eigenwertanalyse der eingespannten Kugelschale,
- Quasi-statische elastoplastische Störstellenrechnungen mit Variation der Werkstoffcharakteristik,
- Statisches Instabilitäts- und Nachbeulverhalten,
- Dynamische elastoplastische Störstellenrechnungen mit verschiedenen Lasten durch H_2 -Verbrennung.

Unter Störstellen der dünnwandigen idealen Kugelmembranschale werden Steifigkeitssprünge und Verformungsbehinderungen verstanden, die in der Regel zu zusätzlichen Biegespannungen und Dehnungs- bzw. Spannungskonzentrationen in der Membranschale führen und daher meist ein erhöhtes Versagenspotential besitzen.

In Bild 8-81 sind die untersuchten repräsentativen Störstellen und die sich bei höheren Belastungen ergebenden Verformungen der Schale schematisch dargestellt. Für die Störstellen A–E (außer D) werden elastoplastische quasi-statische Finite-Element-Analysen jeweils mit Mittelwerten bzw. Mindestwerten der Materialkennwerte durchgeführt.



- A: Stützen für Rohrdurchführung Frischdampfleitung (Spannungskonzentration; Anschlag ab Radialverschiebung (u_r) ≥ 300 mm, Kompensator)
- B: Umlaufende Betonkonsole (Anlegen ab $u_r \approx 200$ mm)
- C: Einspannung der Kugel im Beton (zusätzliche Biegung)
- D: Laschenverbindung Materialschleuse (Verteilung von Kräften, Leckpotential)
- E: Einzel-Stahlträger (Anlegen ab $u_r \approx 120$ mm, Punktlast)

Bild 8-81: Untersuchte repräsentative Störstellen der Sicherheitsbehälterschale, Verformung qualitativ

Anschlagprobleme, die sich bei Behinderung der freien Radialverschiebung durch Blockstellung des Kompensators der Frischdampf-Rohrleitungsdurchführung (A), bei Anlegen der Kugelschale an die umlaufende Betonkonsole (B) und bei Anlegen an den freistehenden Stahlträger (E) ergeben, werden außerdem dynamisch behandelt. Die wesentlichen Verformungsbeschränkungen der Stahlhülle bei großen Radialverschiebungen wurden aufgrund einer Begehung des Ringraums identifiziert und näherungsweise quantifiziert.

Für die geschraubte Laschenverbindung des Materialtors (Störstelle D) werden idealisierte elastische Krafteinleitungsrechnungen in analytisch geschlossener Form durchgeführt.

Das statische Instabilitäts- und Nachbeulverhalten (Durchschlagen) wird mit einem Finite-Element-Modell mit variiertem Teilflächenbelastung des Kugelmodells und

– vereinfacht – nach verschiedenen Ansätzen für vollbelastete Voll- und eingespannte Teilkugeln ermittelt.

Am Rande von Steifigkeitsübergängen oder -sprüngen können in der Membranschale Dehnungskonzentrationen auftreten, die für die Versagenslast maßgebend sind. Hierzu wird eine dynamische elastoplastische Finite-Element-Analyse der Kugelschale mit einer typischen Verstärkungsronde für Rohrdurchführungsstutzen durchgeführt. Als Belastung wird ein Verlauf des globalen Innendruckes vorgegeben, wie er sich infolge einer großflächigen symmetrischen Wasserstoffdeflagration ausbilden kann ($\Delta p = 0,2$ bis $0,9$ MPa, max. $dp/dt = 3,6$ MPa/s).

Außerdem werden dynamische Finite-Element-Analysen mit einer lokalen Innendrucktransiente im gesamten Ringkanalbereich zwischen Einspannung und Betonkonsole sowie einer lokalen Beaufschlagung mit typischen Raumbereichsabmessungen durchgeführt. Die Innendrucktransienten werden dabei variiert ($\Delta p = 0,2$ bis $1,0$ MPa, max. $dp/dt = 6,7$ MPa/s bzw. $0,6$ bis $1,5$ MPa mit max. $0,3$ MPa/s).

● Analytische Modelle

Für die Lastabtragungsrechnungen wird der aus schnell ablaufenden Wasserstoffverbrennungen resultierende Druckverlauf variiert, um ein breites Band wahrscheinlicher Belastungen zu erfassen. Für die Parameterrechnungen werden mehrere vereinfachte, analytisch geschlossene Modellansätze für das dynamische elastoplastische Verformungsverhalten einer dünnen Kugelschale verwendet, mit denen die Dehnungsbeanspruchungen für eine kurzzeitige, eine rechteckförmige und eine stufenförmige Drucktransiente beschrieben werden können. Die Modellansätze und die daraus für bilineares Materialverhalten (Mat. I) resultierenden Differentialgleichungen sind in [KLA 83], und die Berechnungen zu verschiedenen globalen Impulsbelastungen in [KLA 83] und [HOE 89a] ausführlich dargestellt.

Der Lastabtragungsmechanismus und die Beanspruchungen in der HV-Verschraubung des Laschenstoßes der Materialschleuse (Bild 8-81, Ort D) werden mit einem analytischen Rechenmodell untersucht. Die zweischnittige, siebenreihige, zweidimensionale Kräfteinleitung wird dabei zu einem elastischen Kontinuum mit Schubelastischer Zwischenschicht idealisiert, analog dem Ansatz für eine vielreihige Nietverbindung. Durch elastoplastische Berechnungen zum Verformungs- und Versagensverhalten von Blechen, Bolzen und Dichtkästen wird das Potential für die Ausbildung einer begrenzten Leckage aufgezeigt. Die Ansätze und Rechnungen sind in [HOE 89a] ausführlich dargestellt.

Statische Untersuchungen zur Grenzbelastbarkeit der geschlossenen Lüftungsklappen (Gehäuse, Teller, Hebel) und zur Dichtheit oberhalb der Auslegungswerte sind in [HOE 89b] dargestellt.

● Finite-Element-Modelle

Für die Analysen werden mehrere Finite-Element-Modelle der Schale mit verschiedenen Einspannungen und Störstellen verwendet. Das umfassendste Modell des idealisierten Sicherheitsbehälters ist in Bild 8-82 dargestellt. Wegen der globalen Innendruckbelastung werden rotationssymmetrische Kontinuumselemente eingesetzt, mit einer Schicht über die Wanddicke der Kugel im Bereich überwiegender Membranspannungen und entsprechend mehr Schichten und kleineren Elementabmessungen für die Störstellen mit zusätzlichen Biege- und Schubspannungen.

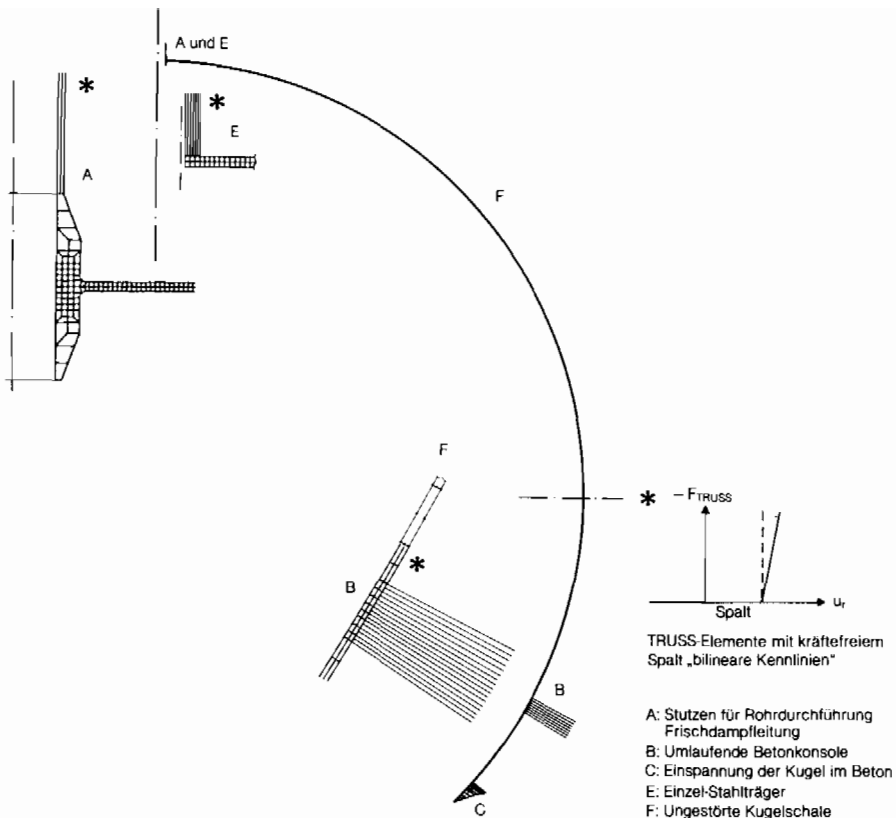


Bild 8-82: Finite-Element-Modelle der Sicherheitsbehälterschale mit Störstellen und Zwängungen

Wegen der Rotationssymmetrie müssen in diesem Modell die Störstellen A und E in den Zenit der Kugel verlegt werden. Dies ist wegen der verhältnismäßig kleinen Abklinglängen der Biegestörungen (elastoplastisch im 1-m-Bereich) vertretbar, d. h. die Störstellen dürfen entkoppelt betrachtet werden.

Das Anschlagproblem der Schale auf Hindernisse wird durch die Einführung von Federn mit multilinearer Steifigkeitscharakteristik (gap trusses) gelöst.

In Bild 8-83 ist die im Finite-Element-Modell realisierte abgestufte, elastisch-plastische Bettung der Stahlschale auf Styropor und Beton dargestellt. Die Zahlenwerte werden in Anlehnung an [SAN 84] gewählt.

Alle Finite-Element-Analysen werden unter Berücksichtigung großer Verschiebungen und elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens (wahre Spannungs-Dehnungs-Kurven, multilinear) mit dem Rechenprogramm ADINA [BAT 78, BAT 84] durchgeführt.

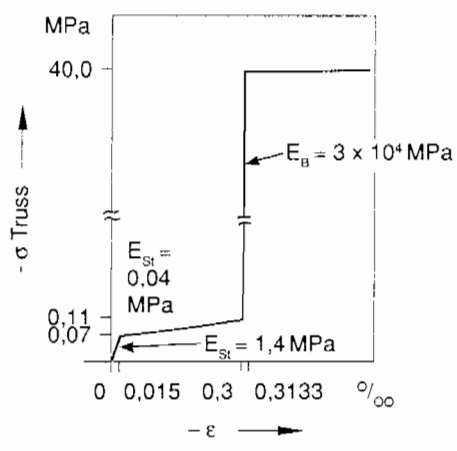
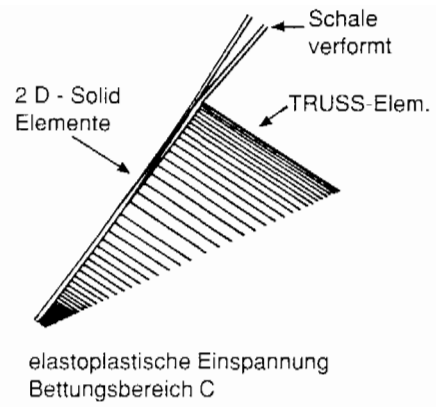
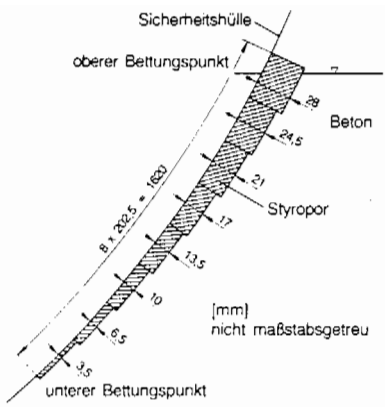


Bild 8-83: Elastisch-plastische Bettung des Sicherheitsbehälters in Styropor/Beton; Konstruktion, Finite-Element-Modell, Steifigkeitsmodell

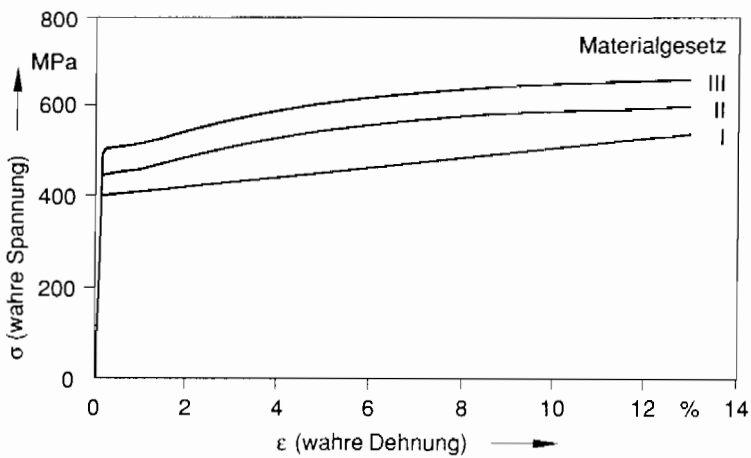
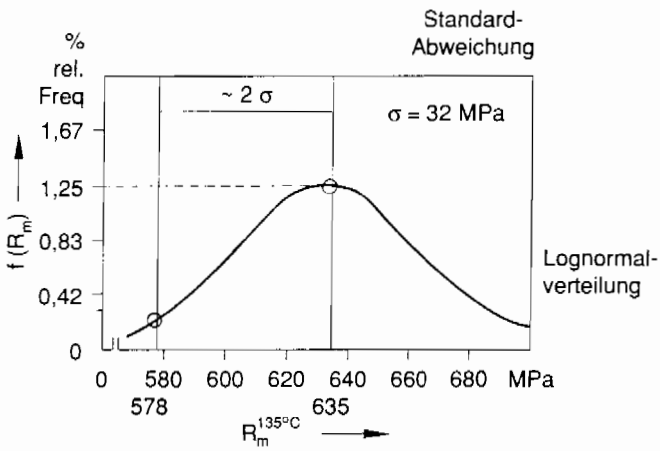
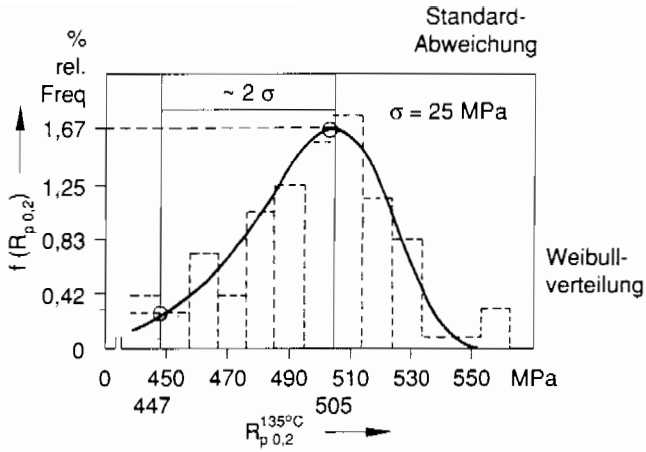


Bild 8-84: Für Finite-Element-Analysen verwendete approximierte wahre Materialgesetze, Sicherheitsbehälter-Werkstoff FG 47 W, 135 °C

● Geometrie- und Werkstoffdaten

Für die Rechenmodelle werden die globalen Schalenabmessungen und Freimaße verwendet, die in Bild 8-81 wiedergegeben sind. Detailabmessungen, z. B. für Stützen, Bettung, Laschenverbindung, Lüftungsklappen, werden aus entsprechenden Bauzeichnungen entnommen.

Bei den quasi-statischen Finite-Element-Analysen wird die gesamte Stahlschale jeweils mit homogenen Werkstoffwerten des Sicherheitsbehälterstahls FG 47 W modelliert. Dies entspricht der üblichen Vorgehensweise, da eine Differenzierung rechentechnisch sehr schwierig ist. Um den Werkstoffeinfluß auf die Streubänder der Versagensdrücke zu berücksichtigen, wird je eine Analyse mit Mindestwerten bzw. den wahrscheinlichsten Werten durchgeführt (Materialgesetze II und III). Dazu werden die für die Analysen erforderlichen „wahren“ Spannungs-Dehnungs-Beziehungen multilinear auf der Basis vorhandener Häufigkeitsverteilungen der technischen Abnahmewerte $R_{p0,2}$ und R_m [KAF 79, SCH 81] und vergleichbarer σ - ϵ -Diagramme [WEL 85] für die Auslegungstemperatur 135 °C neu erarbeitet.

In Bild 8-84 sind die Häufigkeitsverteilungen für die Streckgrenze ($R_{p0,2}$, Weibull-) und die Bruchgrenze (R_m , Lognormal-) dargestellt. Die Werte mit der größten relativen Häufigkeit und die etwa um zwei Standardabweichungen geringeren Werkstoffmindestwerte bilden die Eckpunkte der Materialgesetze II und III an der Elastizitätsgrenze (0,2 %) bzw. bei Gleichmaßdehnung (12 %). Das Fließverhalten wird näherungsweise nachgebildet. Ab einer Dehnung von etwa 1 % setzt die Verfestigung ein.

Für die analytischen Modelle wird das bilineare Materialgesetz I eingesetzt.

● Versagenskriterien

Aufgrund der Innendruck-Belastungsfunktionen und der Modellreaktion entstehen in der Schale und in den Störstellen Beanspruchungen (in Form von Vergleichsspannungen, -dehnungen und Hauptspannungen), die durch die in Tabelle 8-9 aufgeführten Versagenskriterien begrenzt werden. Auf diese Weise wird für jede untersuchte Stelle ein Spektrum von Versagensdrücken ermittelt. Neben den Kriterien „Fließversagen“ (engineering flow stress) für Verformungsbruch und „größte Hauptspannung“ für verformungsarmen Bruch wird das Kriterium „zulässige Dehnung“ eingesetzt. Außerdem werden an repräsentativen Stellen bruchmechanische Methoden angewandt bzw. auf ihre Anwendbarkeit untersucht. Das Dehnungskriterium beruht auf der in [SCH 79] beschriebenen Methode. Die am idealen Zugstab bestimmte Gleichmaßdehnung wird reduziert durch die im Bauteil wirkende Spannungsmehrachsigkeit (Definition des Triaxiality-Factors wie in [JU 84]) und durch Faktoren, die den Schweißnaht- und den Größeneinfluß berücksichtigen.

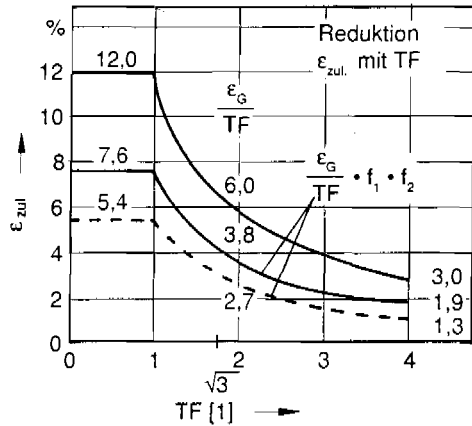
Das Kriterium „größte Hauptspannung“ wurde nur in Bereichen mit hoher innerer Verspannung (Spannungsmehrachsigkeit > 5) angewendet. Eine probabilistische Untersuchung der Grenzbelastbarkeit wird in [WEL 84] durchgeführt. Dabei wurden Sprödbruchkriterien für die Stützschweißnähte der großen Durchdringungen angewandt.

Tab. 8-9: Versagenskriterien

VERSAGENSART	KRITERIUM
VERFORMUNGSBRUCH	<p>Vergleichsdehnung $\epsilon_v \leq$ ertragbare Dehnung ϵ_{zul}</p> $\epsilon_v \leq \epsilon_G \cdot f_1 \cdot f_2 \cdot f_{TF}$ <p>Vergleichsspannung $\sigma_v \leq$ Fließspannung</p> $\sigma_v \leq f_2 \cdot (R_{p0,2} + R_m)/2$
TRENNBRUCH	<p>Max. Hauptspannung $\sigma_1 \leq$ reduzierte Bruchspannung</p> $\sigma_1 \leq f_2 \cdot \sigma_B$
SPRÖDBRUCH linear-elastische Bruchmechanik	<p>Spannungsintensität $K_I \leq$ kritische Spannungsintensität</p> $K_I \leq K_{IC}$
Werkstoffkennwerte Stahl FG 47W T = 135 °C σ (MPa) K (N/mm ^{-3/2})	<p>(wahre) $R_{p0,2}^T$ R_m^T σ_F^T</p> <p>Material II 447 578 512</p> <p>Material III 505 635 570</p> <p>LEBM: $K_{IC} = 5570$, ASME $K_{Ia} = 2365$, ASME $K_{IC} = 3500$, KWU</p>

BEZEICHNUNGEN

- $\epsilon_G \sim 12\%$ Gleichmaßdehnung, einachsig
- $f_1 = 0,7-0,5$ Einfluß Referenzfehler, $a = 0,1t$
- $f_2 = 0,9$ Schweißnahtfaktor
- $f_{TF} = \frac{1}{TF} = \sigma_v / (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)$
- TF Triaxiality Faktor



8.5.3.3 Verhalten des Sicherheitsbehälters unter statischen Belastungen

● Innerer Überdruck

Mit Finite-Element-Modellen werden – wie beschrieben – für die Kugelschale und für repräsentative Störstellen die Dehnungs- bzw. Spannungsbeanspruchungen infolge einer langsam ansteigenden Innendruck- und Temperaturbelastung ermittelt.

Dabei werden zwei Spannungs-Dehnungsgesetze (Materialgesetz II bzw. III) zugrunde gelegt, die die statistisch belegten Mindest- bzw. Medianwerte der Streckgrenze und der Bruchspannung des Werkstoffes repräsentieren.

Der Versagensdifferenzdruck wird durch Versagenskriterien für duktiles bzw. sprödes Dehnungs- und Spannungsversagen nach dem linear-elastischen Bruchmechanikkonzept deterministisch bestimmt. Dabei wird angenommen, daß in den Schweißnähten der Kugelschale ein Fehler kritischer Größe existiert. Weitergehende probabilistische Untersuchungen wurden in [WEL 84] für angenommene Fehler in der Stützenschweißnaht der großen Durchdringungen (Personenschleuse) durchgeführt.

Aus den Untersuchungen ergeben sich die in Tabelle 8-10 dargestellten „Versagensbandbreiten“ der Differenzdrücke für die Struktur. Tabelle 8-10 zeigt auch die Ergebnisse der Untersuchungen zu den Laschenverbindungen der Materialschleuse und der Lüftungsklappen.

Die höchsten Versagensdrücke werden bei Verwendung des Materialgesetzes III (Medianwerte) bei dehnungskontrolliertem Versagen errechnet.

Unabhängig vom untersuchten Bereich unterscheiden sich die für den Materialmindestwert bzw. -medianwert ermittelten Versagensdifferenzdrücke um mindestens 0,1 MPa.

Die niedrigsten Versagensdrücke ergeben sich für das Materialgesetz II (Mindestwerte) und in der Regel bei Versagen nach dem Flow-Stress-Kriterium.

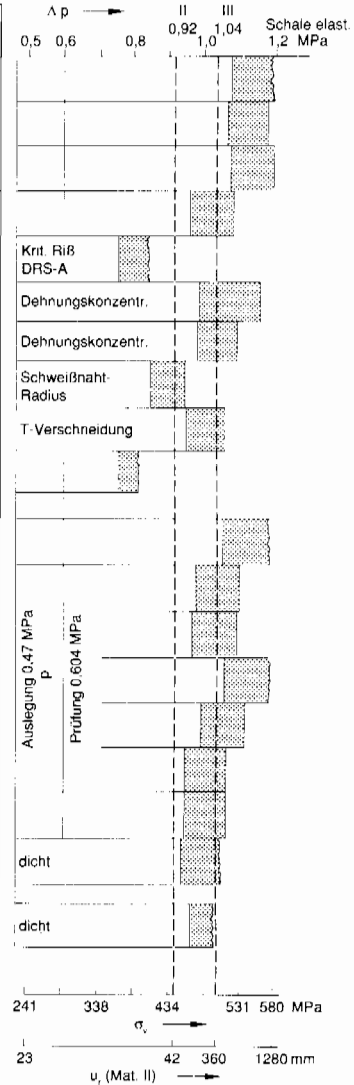
Bei den Störstellen Betonkonsole bzw. Stützträger wird die freie Radialverformung der Kugelschale behindert, wenn die freien Spalten von 200 bzw. 120 mm überwunden sind. Die entsprechenden gekoppelten Analysen zeigen bei Anwendung des Dehnkriteriums, daß für die großflächige Anlage an die Betonkonsole eine weitere begrenzte Laststeigerung über die Berührlast hinaus möglich ist, aber für die punktuelle Anlage an den Stützträger die Tragfähigkeit der Schale unmittelbar bei Berührung erschöpft ist ($\Delta p_{\min}^{\text{II}} = 0,96 \text{ MPa}$, unter der Annahme, daß der Stützträger zwar stauchbar ist, aber nicht durch Knicken oder Beulen vorzeitig versagt).

Die Stahlkugel versagt erst nach einer relativ großen plastischen Verformung. Dies ist anders bei der Störstelle Frischdampfleitungsstutzen. Hier wird die Verformungsbegrenzung durch Blockstellung des Kompensators ($u_r = 300 \text{ mm}$) nicht erreicht. Auf der Innenseite der Schweißnahtkehle bildet sich eine hohe Spannungs-konzentration aus, die ein Versagen bereits im elastischen Beanspruchungsbereich der Schale, d. h. ab ca. 40 mm Radialverschiebung, erwarten läßt (Flow-Stress-Versagen Schweißnahtradius: $\Delta p_{\min}^{\text{II}} = 0,84 \text{ MPa}$). Für den Bereich der größten Dehnungskonzentration bzw. den Bereich der größten Spannungsmehrsachsigkeit dieser Störstelle werden dagegen ca. 0,1 MPa höhere Versagenslasten im plastischen Bereich der Kugelschale ermittelt.

In Bild 8-85 sind stellvertretend für alle untersuchten Störstellen die Verformung und die Spannungsverteilung des Frischdampfleitungsstutzens nach Blockstellung des Kompensators, d. h. bei höherem Druck dargestellt. Drei Stellen mit erhöhtem Potential für Versagen sind zu erkennen:

Tab. 8-10: Bandbreiten der Versagensdifferenzdrücke Sicherheitsbehälter Biblis B

untersuchte Stellen	Versagenskriterium	Versagens-Diff.- Druck Δp (MPa)	f_1	Mat.
Ungestörte Kugelschale	$\epsilon_v \leq \epsilon_{zul}(TF, f)$	> 1,20	• 7	III
		> 1,07	• 7	II
		1,18	• 5	III
		1,06	• 5	II
	$\sigma_v \leq \sigma_{Br} \cdot f_2$	1,20		III
	> 1,07		II	
FE-Analyse (quasi-stat.)	$\sigma_v^M \leq \sigma_{Flow} \cdot f_2$	1,08		III
		0,96		II
	$K_1 \leq K_{IC}$	0,75 (0,85)		III
Frischdampfleitungs- stutzen	$\epsilon_v \leq \epsilon_{zul}(TF, f)$	1,16	• 7	III
		0,99	• 7	II
		1,10	• 5	III
		0,98	• 5	II
	$\sigma_v^{M+B} \leq \sigma_{Flow} \cdot f_2$	0,94		III
	0,84		II	
FE-Analyse (quasi-stat.)	$\sigma_v \leq \sigma_{Br} \cdot f_2$	1,06 TF > 5		III
		0,95		II
	$K_1 \leq K_{IC}$ $J_1 \leq J_{1c}$	(> 0,75 : KWU) 0,85: 2-Krit.		
Anschlag Betonkonsole Zwängung für $u_i > 200$ mm (Mat. III: $\Delta p = 1,10$ MPa)	$\epsilon_v \leq \epsilon_{zul}(TF, f)$	> 1,20	• 5	III
		> 1,07	• 5	II
	$\sigma_v^{M+B} \leq \sigma_{Br} \cdot f_2$	1,11 TF < 3		III
	0,99		II	
FE-Analyse (quasi-stat.)	$\sigma_v^M \leq \sigma_{Flow} \cdot f_2$	1,11		III
	0,99		II	
Einspannstelle Beton	$\epsilon_v \leq \epsilon_{zul}(TF, f)$	> 1,20		III
		> 1,07		II
FE-Analyse (quasi-stat.)	$\sigma_v^{M+B} \leq \sigma_{Flow} \cdot f_2$	1,14		III
		1,02		II
Anschlag Stützträger Zwängung für $u_i > 120$ mm	$\epsilon_v \leq \epsilon_{zul}(TF, f)$	1,08		III
		0,96		II
FE-Analyse (quasi-stat.)	$\sigma_v \leq \sigma_{Flow} \cdot f_2$	1,08		III
		0,96		II
Schraub-Verbindung Material-Schleuse	elast. Näherungs- rechnung kein Leck	> 0,95 0,95 (T = 150 °C)		III II
Lüftungsclappen	statisch, geschlossen	> 1,00		H 2



Werkstoff: FG 47W, 135°C
 Mat.-ges. II: Mindestwerte
 Mat.-ges. III: Medianwerte

- Eine Dehnungskonzentration in der Schale infolge des Steifigkeitssprungs, in der die Vergleichsdehnung etwa den dreifachen Wert der Vergleichsdehnung der ungestörten Schale (1,8 %) annimmt.
- Eine Konzentration der Vergleichsspannung am Außenradius der Schweißnaht infolge Überlagerung von Membran-, Biege- und Kerbspannung.
- Ein Gebiet höher innerer Verspannung (niedrige Vergleichsspannung) im dickeren Stutzen, nahe den Anschlußschweißnähten, mit Gefährdung durch inneren Trennbruch.

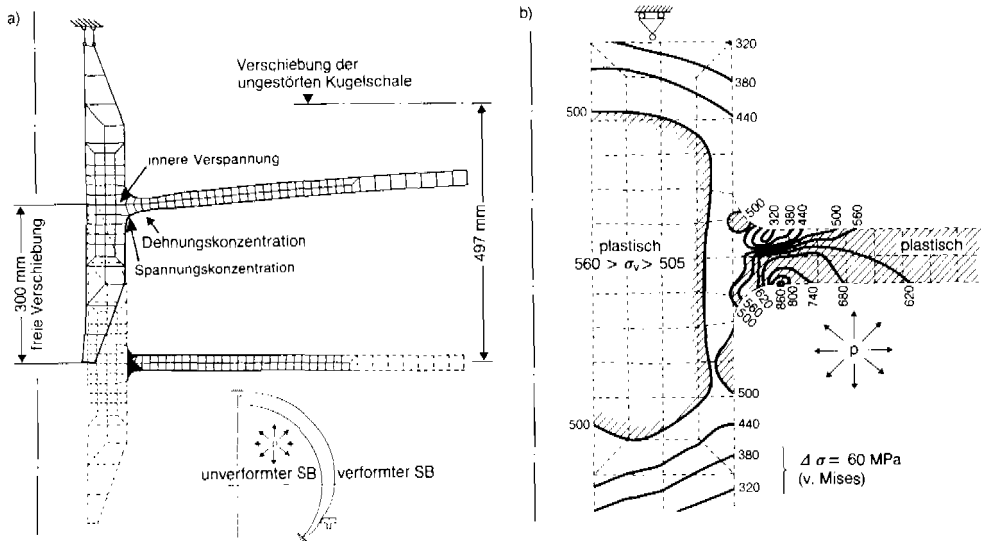


Bild 8-85: Stutzen für Rohrdurchführung Frischdampfleitung bei $\Delta p = 1,2 \text{ MPa}$ (Anschlag bei 1,1 MPa)

- a) Verformung und Dehnungskonzentration
- b) Isolinien der Vergleichsspannungen, Werkstoffmedianwerte ($R_{p0,2}^T = 505 \text{ MPa}$)

Die zugehörigen Versagensdrücke sind in Tabelle 8-10 ausgewiesen. Wegen der relativ niedrigen unteren Versagensdrücke treten nur kleine Radialverschiebungen (40 bis 50 mm) am Kompensator auf, so daß keine Blockstellung erreicht wird und keine Undichtigkeit durch Aufreißen zu erwarten ist.

Das Gesamtstreuband erstreckt sich nach den Ergebnissen der Finite-Element-Analysen von 0,84 MPa (Schweißnahtradius des Frischdampfleitungsstutzens: Flow-Stress-Kriterium) bis 1,2 MPa (ungestörte Kugelschale, Einspannung, Betonkonsole: Dehnkriterium). Niedrigere Werte ergeben sich für die Schweißnähte der Kugelschale nach dem linear-elastischen Bruchmechanikkonzept (K_{IC}) mit 0,75 MPa, wenn ein in Länge bzw. Tiefe kritischer Riß und Mindestwerte der Bruchzähigkeit K_{IC} angenommen werden. Derselbe Wert wird in [WEL 84] für die Schweißnaht der Personenschleuse bestätigt.

Die für die Laschenverbindung des Materialtors durchgeführte Abschätzung des Kräfteleitungs- und Versagensverhaltens ergibt keine Hinweise auf ein frühzeitiges örtliches Versagen mit begrenzter Leckbildung unterhalb des angenommenen Differenzdruckes von 0,95 MPa.

Aus den Abschätzungen der statisch ertragbaren Innen- bzw. Außendrucke der Sicherheitsbehälter-Abschlußklappen zeigt sich, daß in geschlossener Stellung Drücke bis ca. 1 MPa abgetragen werden können, ohne daß eine Undichtigkeit angenommen werden muß. Aus den Untersuchungen zum Überdruckversagen ergeben sich folgende Aussagen:

- Die ringförmigen, flächigen Verformungsbegrenzungen, zum Beispiel durch die Betonkonsole oder im Einspannbereich, führen auf mäßige Spannungsüberhöhungen mit Versagensdifferenzdrücken $> 0,99$ MPa.
- Eine punktuelle Verformungsbehinderung der Schale (Stützträger) führt unmittelbar nach Anlegen wegen erheblicher Spannungskonzentrationen zum Versagen bei Differenzdrücken um 0,96 MPa.
- Der eingeschweißte Stutzen der Frischdampfleitung reagiert wegen der großen Steifigkeitsunterschiede zwischen Schale und Rohr mit einer Spannungsüberhöhung am inneren Schweißnahradius. Versagen kann zwischen 0,84 und 0,94 MPa Differenzdruck eingeleitet werden.
- Insgesamt tendiert die Kugelschale mit Ausnahme der Frischdampfleitungsstutzen zu einer relativ gleichmäßigen Ausnutzung mit hoher Energieaufnahme im plastischen Bereich. Daher ist ein frühzeitiges, örtlich begrenztes Versagen mit begrenzter Leckbildung unwahrscheinlicher als ein großflächiges Versagen. Diese Schlußfolgerung wird auch gestützt durch den Zerknall des Sandia-Modellcontainments, bei dem größere integrale Dehnungen im Prozent-Bereich erreicht wurden [KOE 86].
- Versagt ein Frischdampfleitungsstutzen zwischen 0,84 und 0,94 MPa durch Ribildung im elastischen oder im plastischen Materialbereich, kann – wegen der großen Ribeschwindigkeit – der gesamte Stutzen herausgetrennt werden. Ein Ribarrest ist wegen des langsamen Druckabfalls unwahrscheinlich. Eine ähnliche Tendenz zeigen die Ergebnisse der Rondenversuche [MES 84], bei denen nach größerer integraler Dehnung trotz hydraulischen Druckabfalls die Ronden durch den umlaufenden Rib nahezu abgetrennt wurden.
- Die Laschenverbindung der Materialschleuse zeigt wegen der Schalenaufdickung im Fügungsbereich weitgehend elastisches Verhalten mit relativ kleinen Dehnungen und Verformungen des doppelten Dichtkastens. Ein begrenztes Leck durch Schraubenbohrungen und gebrochenen Dichtkasten, wie in [WEL 85, KRI 86] für KKP 2 angenommen wird, ist hier nicht wahrscheinlich. Als Versagensdifferenzdruck ist ein Wert $> 0,95$ MPa anzusetzen.

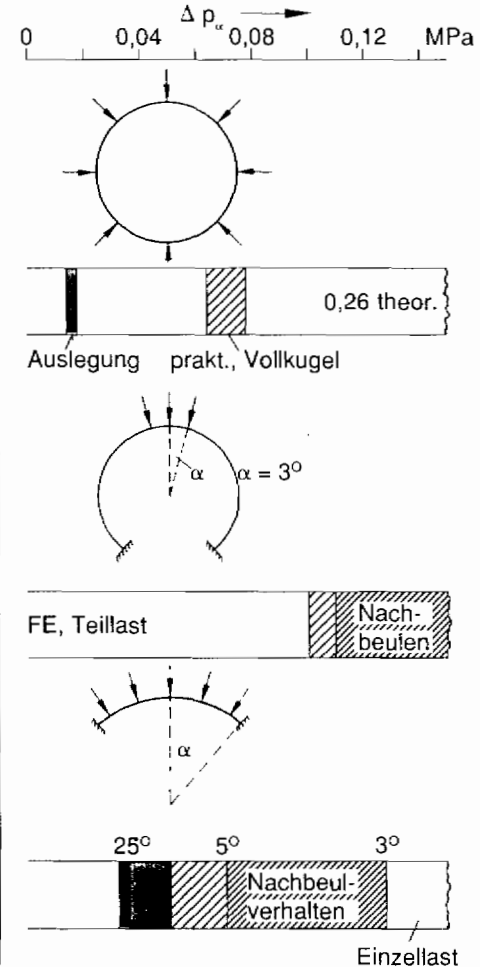
● Äußerer Überdruck

Für den Bruch einer Rohrleitung im Ringraum wird das Stabilitäts- und Beulverhalten infolge statischer Außendruckbelastung abgeschätzt. Elastische Beuldrücke für die Kugel mit vollständiger Belastung und für eingespannte Teilschalen mit Voll- bzw. Teilbelastung sind in Tabelle 8-11 zusammengestellt.

Um das Durchschlag- und überelastische Nachbeultragverhalten einer teilbelasteten Vollkugelschale zu erfassen, werden Rechnungen mit einem rotationssymmetrischen Finite-Element-Modell mit verschiedenen großen Lastflächen im Zenit durchgeführt. Die ermittelten Versagensdifferenzdrücke sind in Tabelle 8-11 zusammengestellt. Das Streuband dieser Ergebnisse ist größer als bei den Untersuchungen zum Zugspannungsversagen.

Der elastische Einbeuldruck einer (idealen) vollbelasteten Vollkugel (0,26 MPa) kann nach [BUE 63] unter realen Bedingungen nur zu einem Drittel bzw. Viertel ausgenutzt werden. Die globale Beullast beträgt etwa 0,07 MPa. Sie ist damit vier- bis fünfmal so groß wie der Auslegungsdruck nach Regelwerk (0,015 MPa).

Vollständige Kugelschale, voll belastet	k_1 (-)	p (MPa)	Quelle
<ul style="list-style-type: none"> theoret. Beuldruck $p_k = k_0 \cdot E \cdot (t/r_m)^2$ (ohne Imperfektion) 	1,21	0,26	Baker DAST 013
<ul style="list-style-type: none"> prakt. Beuldruck $k_1 = k_0 / 3,33$ $k_1 = k_0 / 4$ 	0,37 0,30	0,078 0,065	Bürgermeister KTA 3211.2 Bürgermeister
<ul style="list-style-type: none"> Auslegungsdruck p_{zul} Sicherheitsfaktor gegen elastisches Einbeulen 	5,0 5,5	0,016 0,0145	AD B03 KTA 3211.2
<p>Vollständige Kugelschale, teil-belastet Lastdurchmesser 3 m, $\alpha = 3^\circ$</p> <p>ADINA-Rechnungen elast.-plast.</p> <ul style="list-style-type: none"> Beuldruck ohne Imperfektion Beuldruck mit Imperfektion minimale Durchschlaglast bis stabiles Nachbeulverhalten 		0,11 0,10 ~0,08 >0,14	zul. Bautol.
<p>Kugelkalotte, Randstützung, voll belastet</p> <ul style="list-style-type: none"> $p_k = k_2 \cdot E \cdot (t/r_m)^2$, $k_2 = 0,3 \cdot f(\alpha) \cdot f(r/t)$ $\alpha = 10^\circ$, ($\sigma \sim 10$ m) $\alpha = 30^\circ$, ($\sigma \sim 30$ m) $\alpha = 2^\circ$ max. theor. Beuldruck $\alpha = 3^\circ$ nat. Beulenzahl $2 \cdot 14$ $\alpha = 5^\circ$ $\alpha = 25^\circ$ min. 	0,25 0,16 1,21 0,59 0,33 0,17	0,05 0,032 0,26 0,127 0,07 0,036	(lower bound) Versuche Bürgermeister/ Klöppel Baker: empirische Versuchskurve (lower bound)



Tab. 8-11: Kritische elastische Einbeuldrücke

An eingespannten Teilkugelschalen wurden experimentell Minimalwerte von 0,032 MPa festgestellt. Allerdings tritt hier Nachbeulverhalten nach größerer Verformung auf (Bild 8-86) Das Nachbeulverhalten, charakterisiert durch einen spontanen großen Verschiebungszuwachs bei konstanter bzw. abnehmender Last (Durchschlagen) und anschließender Laststeigerungsmöglichkeit von ca. 0,08 MPa auf $> 0,14$ MPa, kann mit dem Finite-Element-Modell und einer kreisförmigen Lastfläche mit 3 m Durchmesser vollständig nachgerechnet werden. Aufgrund des großen Durchschlags kann jedoch beim Sicherheitsbehälter eine derartige Laststeigerung nicht berücksichtigt werden, da die Auswirkungen möglicher Kollisionen mit festen inneren Strukturen und das Verhalten von Durchführungen bisher nicht untersucht sind.

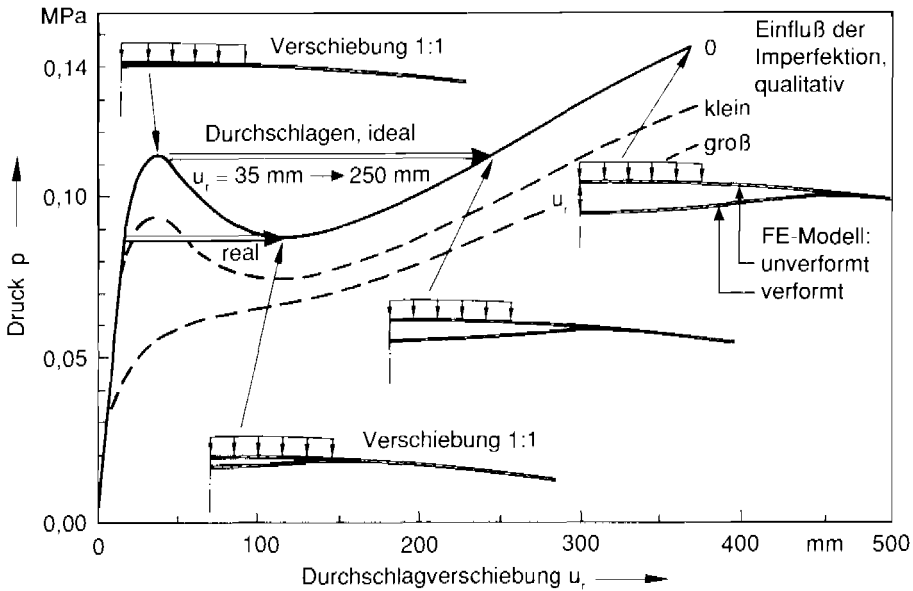


Bild 8-86: Kugelschale unter lokalem Außendruck, Lastdurchmesser 3 m, Nachbeulverhalten am Finite-Element-Modell

Versagen muß daher ab dem doppelten Auslegungsdruck angenommen werden, d. h. wenn der lokale äußere Überdruck 0,03 MPa überschreitet.

8.5.3.4 Verhalten des Sicherheitsbehälters unter dynamischen Belastungen

Zur Abschätzung der Versagensgrenzen des Sicherheitsbehälters bei lokaler oder globaler Wasserstoffverbrennung werden Eigenwertanalysen sowie Beanspruchungsrechnungen durchgeführt. Als Grenz Betrachtung werden auch detonative Belastungscharakteristiken eingeschlossen:

- für schnelle, impulsartige Belastungen mit einem einfachen (analytisch geschlossenen) dynamischen elastoplastischen Kugelmodell, das für Parameterrechnungen zur Eingrenzung der Ergebnisunsicherheit verwendet wird,
- mit verschiedenen Finite-Element-Modellen (mit und ohne Störstellen) für globale und lokale Druckverläufe aus einer Deflagration zusätzlich zum quasi-statischen Druck.

Die Ergebnisse der dynamischen Rechnungen sind in [HOE 89a] ausführlich dargestellt. Die niedrigsten Eigenwerte der eingespannten Stahlkugelschale sind in Tabelle 8-12 zusammengestellt. Danach lassen sich drei Eigenformen unterscheiden: globaler Balkenbiege-, Ovalisierbiege- und radialer Membrandehnungsmode, die im elastischen Verformungsbereich angeregt werden können und deren typischen unteren Frequenzen etwa ca. 5, 10 und 50 Hz betragen. Vollplastisch reagiert die Schale mit ca. 5 Hz (Annahme Tangentenmodul, 1000 MPa). Die Erhöhung der Eigenfrequenz durch Innendruck kann bei den niedrigsten Biegemoden und beim Membranmode vernachlässigt werden.

Tab. 8-12: Niedrigste Eigenfrequenzen der eingespannten Kugelschale

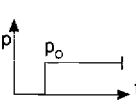
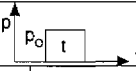
Eigenform, Beanspruchungsart	Frequenz Hz	Bemerkung
Balkenbiegung, asymm., einwellig	5-7	analytisch
Schalenbiegung, symm., einwellig	10	Finite-Elemente-Modell
Schalenbiegung, symm., zweiwellig	23	Finite-Elemente-Modell
Membrandehnung, elastisch	48,5	analytisch
Membrandehnung, plastisch, $E_t = E/100$	4,9	analytisch
Membran- und Biegemode, Einspannung	49,1	Finite-Elemente-Modell

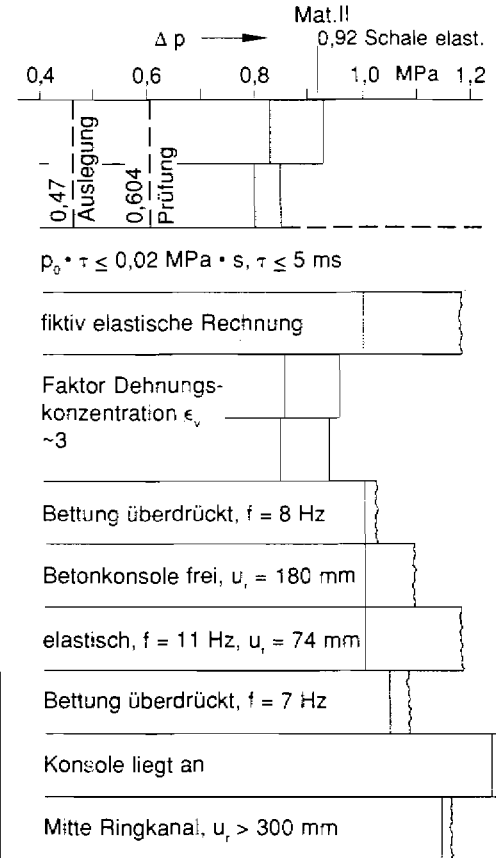
Die Ergebnisse der dynamischen Analysen mit verschiedenen Modellen und Druck-Zeit-Funktionen sind in Tabelle 8-13 zusammengefaßt.

Da die Differentialgleichungen des analytischen Modells das Membranverhalten beschreiben, können sie schnelle impulsartige Lastfunktionen mit Frequenzen oberhalb 50 Hz erfassen. Bild 8-87 zeigt Ergebnisse aus Parameterrechnungen mit einer rechteckförmigen und einer stufenförmigen Lastfunktion und sprunghaftem globalen Druckanstieg. Demnach können, begrenzt durch das Dehnkriterium, Druckimpulse bis etwa $0,02 \text{ MPa} \cdot \text{s}$ ertragen werden. Sie entsprechen bei Impulsen bis zu 5 ms Dauer Spitzendrücken von etwa 4 bis 8 MPa. Bei einem stufenförmigen, länger andauernden Druckanstieg ergibt sich mit dem Materialgesetz I ein Versagensdifferenzdruck von 0,8 bzw. 0,83 MPa für Fließ- bzw. Dehnversagen. Mit dem realistischeren, härteren Materialgesetz II (Mindestwerte) erhöhen sich diese Werte auf etwa 0,85 bis 0,93 MPa. Das Globalmodell kann auch auf lokal druckbeaufschlagte Schalenbereiche angewandt werden. Wie Vergleiche mit Finite-Element-Rechnungen in [FAN 82] zeigen, werden jedoch damit die Beanspruchungen generell überschätzt.

Eine weitere Analyse wird mit einem elastoplastischen Finite-Element-Modell durchgeführt, das außer der Einspannung eine Störstelle in Form einer Rohrdurchführung mit Verstärkungsronde aufweist. Die Analyse zeigt, daß bei einem Druckanstieg mit maximal $3,6 \text{ MPa/s}$ in der Kugelschale eine Dehnungskonzentrationsstelle auftritt. Die dort ausgewiesene Vergleichsdehnung beträgt ca. 5 % und ist etwa dreimal so hoch wie die Vergleichsdehnung in der ungestörten Kugelschale. In Bild 8-88 sind die örtlichen Dehnungsverläufe an der Konzentrationsstelle bei Höchstlast und daneben die dynamische

Tab. 8-13: Breiten der Versagensdifferenzdrücke für dynamische H₂-Belastungen, Sicherheitsbehälter Biblis B

dynamische Analysen		Lastfunktion Δ p		Versagenskriterium	Versagen min.D Δ (MPa)	Mat.	
		p _a	p _e				(MPa/s) dp/dt
Druck global	Modell analytisch Membran, elastoplast. p ₀ - Variation H ₂ - Explosion	Druckrampe 		$\epsilon_v \leq \epsilon_{zul.}$	0,83 ~ 0,93	I II	
				$\sigma_v \leq \sigma_F \cdot f_2$	0,80 ~ 0,85	I II	
		Impuls 		$\epsilon_v \leq \epsilon_{zul.}$	~ 4 ~ 8	I	
Druck global	FE-, elastisch, Ramp; DLF = 1,6	0	0,36	36	$\sigma_v \leq \sigma_F \cdot f_2$	~ 1,0 ~ 1,3	I II
	FE-Elastoplastisch Verstärkungsronde Druckrampe, gerundet DLF = 1,05	0,2	0,9	3,6 ~1,5 Hz	$\epsilon_v \leq \epsilon_{zul.}$	0,86 ~ 0,96	I II
Druck global + lokal (Spitze)	FE-elastoplastisch Einspannung u. Konsole	0,2	0,61	2,4 global	$\sigma_v \leq \sigma_F \cdot f_2$	~ 1,0	II
				6,7 lokal	$\sigma_v \leq \sigma_F \cdot f_2$	> 1,0 (1,1)	II (III)
	Kuppel, ø3m (Batt.)	0,2 0,61	0,61 1,0	2,4 global 6,7 lokal	$\sigma_v \leq \sigma_F \cdot f_2$	> 1,0 (1,2)	II (III)
Druck global + lokal (GRS)	FE-elastoplastisch Einspannung u. Konsole	0	0,6	0,3 global	$\sigma_v \leq \sigma_F \cdot f_2$	1,06	II
				0,3 lokal -0,1 fallend	$\sigma_v \leq \sigma_F \cdot f_2$	1,24	II
	(GRS)	0,6	1,5		$\sigma_v \leq \sigma_F \cdot f_2$	1,15	II



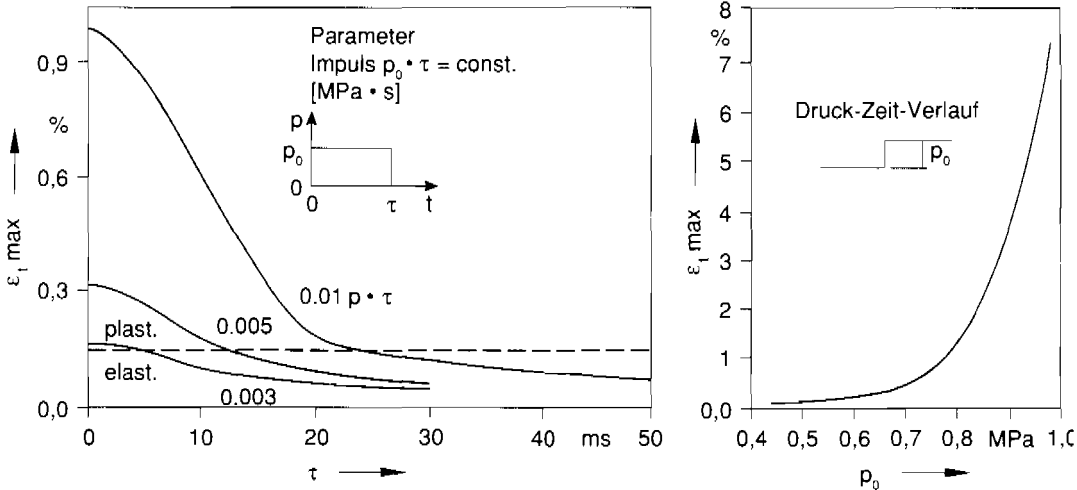


Bild 8-87: Analytisches dynamisches Kugelmodell, maximale Tangentialdehnung für eine rechteck- bzw. stufenförmige Innendrucktransiente

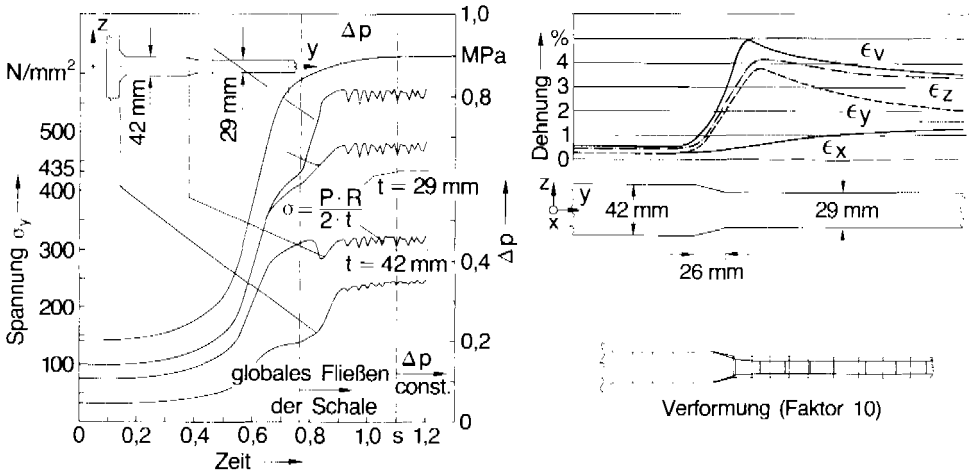


Bild 8-88: Tangentialspannung $\delta_y(t)$ und Druckrampe $\Delta p(t)$, maximaler Druckgradient 3,6 MPa/s und Dehnungskonzentration am Übergang der Verstärkung zur Kugelschale bei $\Delta p = 0,9 \text{ MPa}$

Reaktion verschiedener Spannungen auf die angenommene Rampen-Druckfunktion dargestellt. Danach ist mit Dehnversagen im plastischen Bereich ab etwa 0,85 bzw. 0,95 MPa (Materialgesetz I bzw. II) zu rechnen.

Zur Untersuchung örtlicher Spitzenüberdruckbelastungen bei hohem globalem Innendruck (ca. 0,6 MPa) werden elastoplastische Finite-Elemente-Analysen an einem Modell mit Bettung und Betonkonsole durchgeführt. Die Analysen berücksichtigen zum einen eine Spitzenüberdruckbelastung der Kugelschale im gesamten Ringkanalbereich zwischen Höhenkote + 6,00 m und + 12,00 m, zum anderen wegen der Rotationssymmetrie des Finite-Element-Modells eine im Zenit der Kugelschale angeordnete Spitzenüberdruckbe-

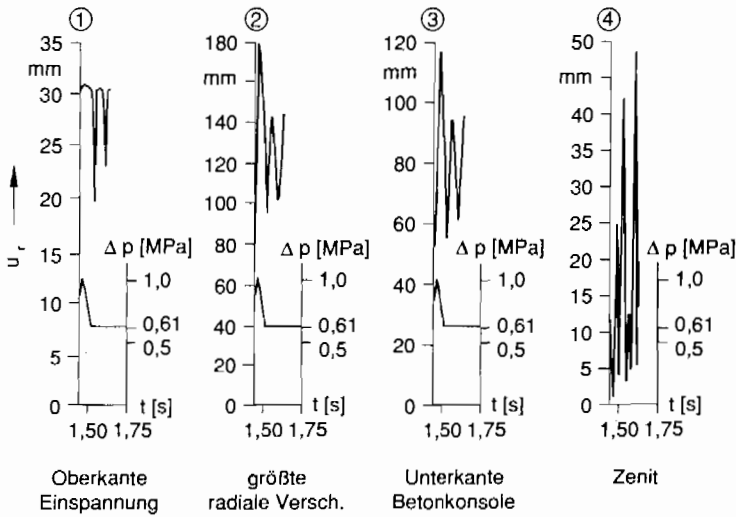
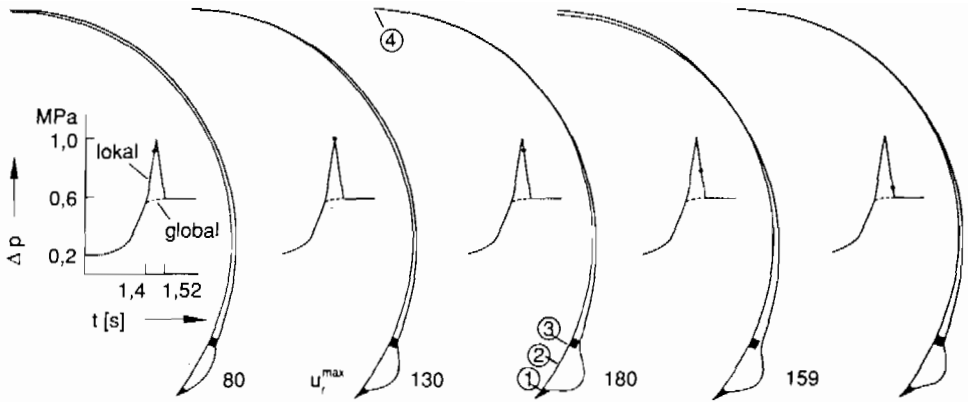


Bild 8-89: Dynamische Verformung der Kugelschale (radiale Verschiebungen u_r) infolge der globalen und lokalen (Ringkanal) Lastfunktion a)

lastung. Zur Abschätzung einer örtlich begrenzten Spitzenüberdruckbelastung im Ringkanalbereich wird der Durchmesser der Spitzenüberdruckbelastung im Zenit typischen Raumabmessungen von ca. 6 m angepaßt. Zwei Zeitfunktionen für die Spitzenüberdruckbelastung werden durchgerechnet:

- a) ein maximaler Druckanstieg von 6,7 MPa/s bei 1 MPa Spitzenüberdruck (nach [GEI 84, HEU 86]) und
- b) ein maximaler Druckanstieg von 0,3 MPa/s und 1,5 MPa Spitzenüberdruck, beide auf einem globalen Druckniveau von ca. 0,6MPa.

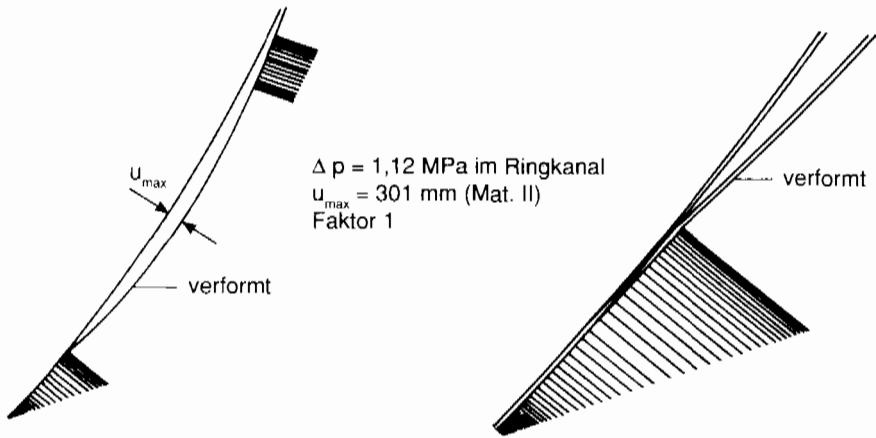


Bild 8-90: Dynamische Verformung der Kugelschale zwischen Bettung und Betonkonsole infolge der globalen/lokalen Lastfunktion b)

Beim langsamen Druckanstieg im Fall b) ist eine dynamische Reaktion der Kugelschale auf den Lasteintrag nicht festzustellen. Im Fall a) – und auch bei 3,6 MPa/s – ist ein dynamischer Effekt zu verzeichnen, der bei plastischer Verformung durch Energiedissipation stark gedämpft wird. Bei einem Druckgradienten von 3,6 MPa/s tritt eine Beanspruchungsüberhöhung von etwa 5% auf. Dies führt zu einer entsprechenden Reduktion des Versagensdrucks gegenüber der statischen Beanspruchung.

Die im Bereich des Ringkanals ringförmig aufgebraachte Spitzenüberdruckbelastung führt allgemein zu höheren Beanspruchungen der Kugelschale als die örtlich begrenzte Spitzenüberdruckbelastung. Dies gilt insbesondere an der Oberkante des Einspannbereichs infolge starken Biegeinflusses nach Überdrücken der elastisch-plastischen Bettung.

Die Lastfunktion a) führt bis zum Spitzendruck von 1,0MPa nicht zum Versagen der Schale. In Bild 8-89 ist die Überschwingreaktion der Schale auf die Lastfunktion a) und das Ausschwingverhalten für die Belastung im Ringkanal örtlich und zeitlich dargestellt. Die Betonkonsole kommt nicht zur Anlage.

Bei der quasi-statischen Lastfunktion b) versagt die Kugelschale vor Erreichen des Maximaldrucks von 1,5 MPa durch hartes Anlegen an den oberen Einspannungsrand, nach Überdrückung der elastoplastischen Bettung ab einem Druck von 1,0 MPa. Wie Bild 8-90 bei etwas höherem Druck zeigt, wird die Betonkonsole ebenfalls berührt.

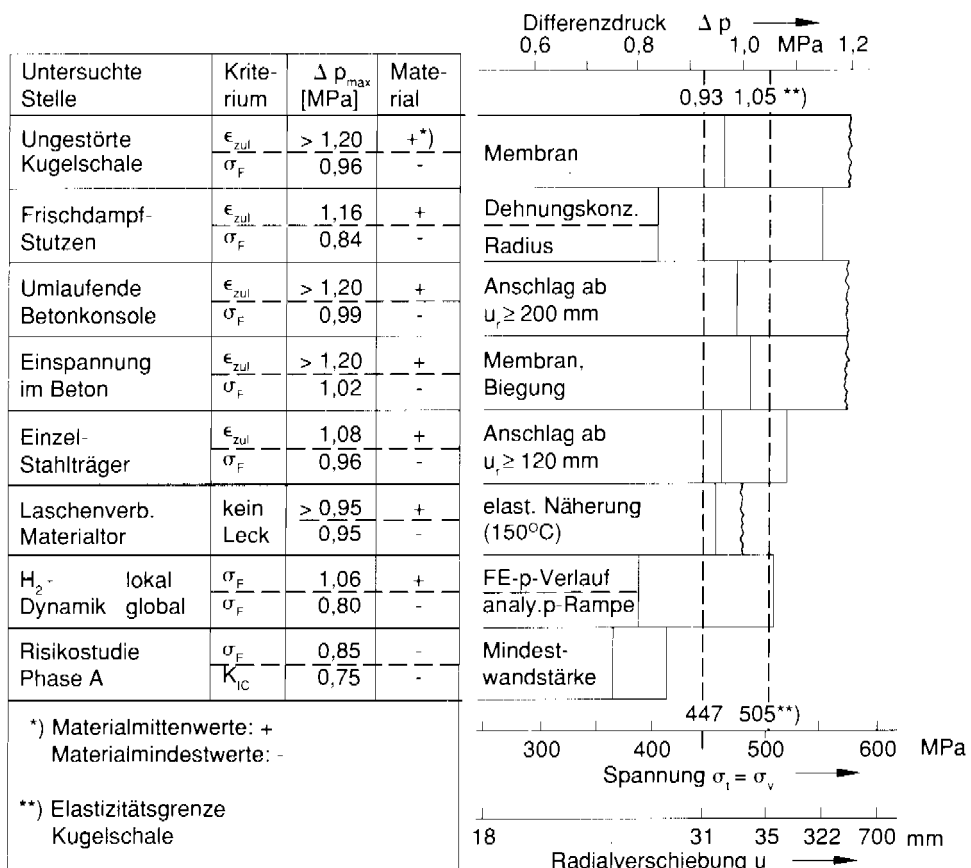
Im Vergleich zu den Ergebnissen der quasistatischen Analysen führt die lokale Spitzenüberdruckbelastung im gesamten Ringkanalbereich zu einem geringfügig höheren Versa-

gensdruck. Damit stellt die globale dynamische Belastung den maßgebenden Lastfall für den Versagensdruck in allen betrachteten Bereichen dar. Mit Versagen ist also bei länger anstehenden globalen dynamischen Differenzdrücken ab 0,85 bzw. 0,95 MPa (Materialgesetz I bzw. II) und bei einer global wirkenden Explosion und länger anstehender Last (unwahrscheinlicher Fall) ab etwa 0,8 bzw. 0,85 MPa zu rechnen. Für globale oder örtliche, rechteck- bzw. dreieckförmige Explosionsbelastungen impulsförmiger Art, die in der Regel Druckanstiegszeiten im Millisekundenbereich besitzen, werden ertragbare Spitzendrücke von 4 bzw. 8 MPa für eine Pulsdauer von ca. 5 ms abgeschätzt.

8.5.3.5 Zusammenfassung der Untersuchungen zum Sicherheitsbehälter

Die ermittelten Versagensbandbreiten für statische und dynamische Innendruckbelastungen sind in den Tabellen 8-10 und 8-13 im einzelnen und in Tabelle 8-14 zusammenfassend dargestellt. Aussagen zu ertragbarer Außendruckbelastung enthält Tabelle 8-11.

Tab 8-14: Bandbreite der Versagensdifferenzdrücke, Sicherheitsbehälter Biblis B, Übersicht



Zum Versagensverhalten des Sicherheitsbehälters läßt sich zusammenfassend folgendes sagen:

- Der Sicherheitsbehälter besitzt erhebliche Reserven gegen auslegungüberschreitende Drücke. Der niedrigste statische Versagensdifferenzdruck beträgt 0,84 MPa (d. h. ca. das 1,8fache des Auslegungsdrucks von 0,47 MPa), wenn kein großer Fehler in der Struktur vorhanden ist. Bei einem angenommenen großen Fehler in einer Stutzenschweißnaht (Personenschleuse) beträgt der Versagenswert 0,75 MPa. Bei einer dynamischen globalen Wasserstoffexplosion trägt die Schale mindestens 0,8 MPa ab.
- Versagen ist primär an Steifigkeitssprüngen wie Schalenverstärkungen, Ronden, Stützen (Dehnungskonzentration) und Stutzenschweißnähten (Spannungskonzentration) und auch an konzentrierten äußeren Verformungsbehinderungen (Biegespannungen) zu erwarten. So ergibt sich z. B. für die Schweißnahtkehle des Frischdampfleitungsstutzen ein Versagensdruck von 0,84 MPa, für die Störstelle Stützträger von 0,96 MPa und für die Betoneinspannung von 1,02 MPa.
- Rechnungen mit verschiedenen globalen und lokalen Druck-Zeit-Funktionen zur Simulation einer Wasserstoff-Deflagration zeigen, daß örtliche Spitzenbelastungen zu höheren Versagensdrücken führen als globale Druckrampen oder quasi-statische Belastungen. Bei kurzzeitigen Impulsbelastungen können relativ hohe Drücke ertragen werden. Lokale Überhitzungen durch H_2 -Verbrennung können für die Lastabtragung bis zu einer zusätzlichen Erhöhung der Schalenmitteltemperatur um etwa 50 K unberücksichtigt bleiben.
- Bei höheren Drücken tendiert die Struktur zu einer gleichmäßigen hohen Energieaufnahme im plastischen Bereich. Daher zeigen die Untersuchungen, daß ein frühzeitiges örtlich begrenztes Versagen unwahrscheinlicher ist als ein großflächiges Versagen.
- Wegen der konstruktiv bedingten weitgehend elastischen Lastabtragung in der Laschenverbindung des Materialtors ist die Ausbildung eines begrenzten Lecks an dieser Fügung nicht zu erwarten.
- Ebenso zeigen die Lüftungsclappen in geschlossener Stellung keine Ansätze für Undichtigkeiten oder Versagen unterhalb $\Delta p = 1$ MPa.
- Ein Stabilitätsversagen der Kugelschale mit Imperfektionen infolge eines äußeren statischen Differenzdruckes ist unterhalb von 0,03 MPa, d. h. dem doppelten Auslegungsdruck, nicht zu erwarten.

8.5.4 Verhalten der Sekundärabschirmung

Bei den sicherheitstechnischen Nachweisen, die für eine Sekundärabschirmung im Rahmen des Genehmigungsverfahrens beim Bau kerntechnischer Anlagen in der Bundesrepublik Deutschland durchzuführen sind, erfolgt generell eine Auslegung zum Schutz gegen Einwirkungen von außen. Von daher weist ein derartiges Bauwerk aus Stahlbeton allgemein ein gewisses Potential auch gegenüber anderen Belastungen auf, für die speziell keine Auslegung vorgenommen wird.

In einem Teilvorhaben dieser Studie [NAC 85] wurde daher untersucht, wie sich die Sekundärabschirmung bei Einwirkung von Innendruck, erhöhten Temperaturen sowie ggf. örtlichen Strahldruckbelastungen verhält.

Bereits aus Überslagsrechnungen ergab sich, daß die Sekundärabschirmung bei weitem nicht zur Aufnahme einer Druckbelastung, z. B. in Höhe des Versagensdruckes des Sicherheitsbehälters, in der Lage ist, und daß schon bei deutlich kleineren Drücken mit

starken Trennrissen in der Sekundärabschirmung und entsprechenden Freisetzungen zu rechnen ist. Darüber hinaus ist bei der betrachteten Anlage bei einem Druck von 0,11 MPa das Öffnen der Türen in der Sekundärabschirmung zu unterstellen. Daher erfolgten die Untersuchungen parametrisch für eine Reihe von Belastungsvarianten ohne Bezug zu einem bestimmten Ereignisablauf. Dabei wurde der Schwerpunkt auf das mechanische Verhalten gelegt. Ribbreitenuntersuchungen als Grundlage für Freisetzungsberechnungen wurden nur im Grundsatz erläutert und brauchten nicht weiter verfolgt zu werden.

Als Belastungsvarianten wurden – jeweils kombiniert mit Eigenlast – eine stationäre Temperaturdifferenz zwischen Innen- und Außenseite der Sekundärabschirmung von 130 K, die gleiche Temperaturdifferenz mit anschließend steigendem Innendruck, steigender Innendruck ohne Temperatureinwirkung sowie ein örtlicher Strahldruck untersucht. Das verwendete Rechenverfahren wurde durch Angabe der theoretischen Grundlagen und Erläuterungen zum Lösungsverfahren, zur Generierung der Schnittgrößen und zur Arbeitsweise des Computerprogramms ausführlich in [NAC 85] beschrieben. Ebenso sind das Rechenmodell, die z. T. nicht linearen Werkstoffkennwerte sowie die Belastungsansätze in [NAC 85] enthalten.

Die Ergebnisse der Berechnungen werden nachfolgend zusammengefaßt. Die unter Temperatureinwirkung allein entstehende Ribbildung führt nur bereichsweise zum Fließen der Bewehrung; Trennrisse können nicht entstehen, da stets eine Betondruckzone vorhanden ist. Eine Strahldruckbelastung ruft nur örtliche Dehnungskonzentrationen infolge Biegung hervor – ebenfalls ohne die Möglichkeit von Trennrissen.

Weiter wurde gezeigt, daß temperaturbedingte Änderungen von Werkstoffkennwerten eine vernachlässigbare Rolle spielen und daß mit dem den Berechnungen zugrunde gelegten stationären Temperaturprofil auch instationäre Zustände während der Aufheizung abgedeckt sind.

Unter Innendruck allein (ohne Temperatureinwirkung) ist ab etwa 0,165 MPa in dem dem Hilfsanlagegebäude zugewandten schwächer bewehrten Bereich mit deutlichem Fließen der Bewehrung und entsprechende Leckagen ermöglichenden Trennrissen zu rechnen. Die Standsicherheit der Sekundärabschirmung insgesamt ist aber auch bis zum höchsten hier untersuchten Innendruck von 0,19 MPa aufgrund von Umlagerungsmöglichkeiten im Schalentragswerk bei weitem noch nicht gefährdet.

Unter Innendruck in Verbindung mit Temperatureinwirkung wird die durch Temperatureinwirkung allein bereits bewirkte Ribbildung durch Fließen der Bewehrung erweitert, ohne daß bis zum untersuchten Druckniveau von 0,14 MPa durchgehende Risse auftreten und somit Leckagen möglich werden und ohne daß die Standsicherheit gefährdet ist.

Diese Ergebnisse werden für die betrachtete Anlage dadurch relativiert, daß bei einem Druck von 0,11 MPa das Öffnen der Türen in der Sekundärabschirmung zu unterstellen ist.

Festzuhalten ist, daß praktisch ausschließlich globale Innendruckbelastung maßgebend für das Entstehen von zu Leckagen führender Ribbildung im Bauwerk ist, da durch sie durchgehende Trennrisse verursacht werden. Eine hinzukommende Temperatureinwirkung ändert dies nicht ausschlaggebend. Die hier vorliegende bereichsweise unterschiedliche Bewehrung sorgt dafür, daß bei zeitlich gestrecktem Druckanstieg ein Verlust der globalen Standsicherheit praktisch vermieden wird. Es kommt zwangsläufig zu Lecks, die bei genügender Größe eine weitere Drucksteigerung nicht zulassen; die Standsicherheit ist jedoch weiterhin gegeben, da Beanspruchungsumlagerungen in stärker bewehrte Bereiche erfolgen.

8.5.5 Zusammenfassung der Untersuchungen in Abschnitt 8.5

Zu 8.5.2:

Es werden unter der Annahme des Ablaufs eines Kernschmelzunfalls entsprechend dem ND*-Fall die Beanspruchung des Druckgefäßes, der Hauptkühlmittelleitungen und der umgebenden Gebäudestrukturen untersucht.

Ausgehend von Belastungen, die aus unterschiedlichen Kernschmelzmodellen resultieren, wird zunächst der den größten thermischen Belastungen ausgesetzte Reaktordruckbehälter-Boden analysiert. Es schließen sich Untersuchungen von Stahlbetonstrukturen im Bereich der Reaktorgrube an, die bei Versagen des Reaktordruckbehälter-Bodens durch Druckbelastungen beansprucht werden. Weitere Analysen zum Tragverhalten der Reaktordruckbehälter-Verankerung und der Rohrleitungen dienen der Ermittlung der Rückhaltewirkung auf den Reaktordruckbehälter. Schließlich wird das dynamische Verhalten des Reaktordruckbehälters bei unterstellter großflächiger Leckage im Reaktordruckbehälter-Boden ermittelt.

Die wesentlichsten Ergebnisse der Untersuchungen sind:

- Mit einem Versagen des Reaktordruckbehälter-Bodens unter hohem Druck ist beim unterstellten Szenarium des ND*-Falles nicht zu rechnen. Die Tragfähigkeit dieses Bauteils ist erst etwa 30 min nach Beginn des Kernabsturzes erschöpft. Zu dieser Zeit herrschen im Reaktordruckbehälter — je nach unterstelltem Kernabsturzmmodell — nur noch Drücke vor, die unterhalb von etwa 2 MPa liegen.
- Die Verformungsgrenze des Tragschilds wird bei etwa 2,3 MPa erreicht. Ein Versagen des Tragschilds als Folge des Druckaufbaus in der Reaktorgrube wird daher nicht gesehen.
- Nach vorliegendem Kenntnisstand kann davon ausgegangen werden, daß die Reaktordruckbehälter-Verankerung die bei Versagen des Reaktordruckbehälter-Bodens auftretenden vertikalen Kräfte abträgt.
- Ein Abscheren der Hauptkühlmittelleitung während Druckentlastung infolge Kalottenversagens ist nicht zu erwarten.
- Auch bei höheren Drücken bleibt die Vertikalbewegung des Reaktordruckbehälters unter Berücksichtigung der Tragschildverformung stark begrenzt (bei 3,0 MPa < 10 cm).
- Zum Versagen der Hauptkühlmittelleitung (HKL) bei hohen Temperaturen wurden Abschätzungen der Standzeit durchgeführt und durch einen Versuch im Maßstab 1:1 überprüft. Beide Untersuchungen führten zu dem Ergebnis, daß nach Erreichen einer Temperatur von rund 700 °C innerhalb von 8—10 Minuten das Rohr versagt.

Zu 8.5.3:

Für die ungestörte Stahlschale des Sicherheitsbehälters und für repräsentative Störstellen wie z. B. Durchdringungen, Verstärkungen, elastische Bettung und äußere Verformungsbeschränkungen wird das Verformungs- und Lastabtragungsverhalten für das quasi-statische späte Überdruckversagen und bei dynamischen Drucktransienten aus Wasserstoff-Deflagrationen sowie das Verhalten bei Außendruck untersucht. Dazu werden sowohl ingenieurmäßige Abschätzungen und analytische Modelle als auch nichtlineare, elastisch-plastische Finite-Element-Methoden eingesetzt.

Die auftretenden Beanspruchungen werden durch Dehnungs- und Spannungskriterien und an einigen Stellen durch bruchmechanische Kriterien begrenzt, so daß Bandbreiten für die Versagensdrücke gewonnen werden können.

Die wesentlichen Ergebnisse der Untersuchungen sind:

- Die niedrigsten Versagensdifferenzdrücke bei statischem Innendruck und unterstellten rißartigen Fehlern in der Schweißnaht großer Stutzen betragen 0,75 bis 0,84 MPa.
- Bei schnellen Innendrucktransienten ergeben sich niedrigste Versagensdifferenzdrücke von 0,8 bis 0,93 MPa.
- Eine bevorzugte Stelle für frühzeitiges Versagen mit Ausbildung einer definierten, begrenzten kleineren Lecköffnung kann nicht lokalisiert werden.
- Ein Stabilitätsversagen der Kugelschale mit Imperfektionen infolge äußeren statischen Differenzdruckes ist unterhalb eines Differenzdruckes von 0,03 MPa, d. h. dem doppelten Auslegungsdruck, nicht zu erwarten.

Zu 8.5.4:

Das Ziel dieser Untersuchung besteht darin, das Grenztragverhalten der Sekundärabschirmung (Stahlbetonhülle) bei einem Aufbau eines inneren Überdrucks, bei Temperaturerhöhung und bei einer Strahlkraft abzuschätzen. Solche Belastungen sind denkbar bei einer Undichtigkeit des Sicherheitsbehälters auf niedrigem Druckniveau oder bei einem Bruch druckführender Rohrleitungen im Ringraum.

Als Belastungsvarianten werden – jeweils kombiniert mit Eigenlast – eine stationäre Temperaturdifferenz zwischen Innen- und Außenseite der Sekundärabschirmung von 130 K, die gleiche Temperaturdifferenz mit anschließend steigendem Innendruck, steigender Innendruck ohne Temperatureinwirkung sowie ein örtlicher Strahldruck untersucht. Die wesentlichen Ergebnisse der Untersuchungen sind:

- Die unter Temperatureinwirkung entstehende Rißbildung führt nur bereichsweise zum Fließen der Bewehrung; Trennrisse können nicht entstehen, da stets eine Betondruckzone vorhanden ist.
- Die Strahldruckbelastung ruft nur örtliche Dehnungskonzentrationen infolge Biegung hervor – ebenfalls ohne Trennrisse.
- Temperaturbedingte Änderungen von Werkstoffkennwerten spielen eine vernachlässigbare Rolle. Mit dem den Berechnungen zugrunde gelegten stationären Temperaturprofil sind auch instationäre Zustände während der Aufheizung abgedeckt.

8.6 Zusammenfassung

● Ereignisabläufe

Beim Kernschmelzen werden die inneren Spaltproduktbarrieren – Kristallgitter des Brennstoffs und Brennstabhüllen – (weitgehend) unwirksam. In dieser Studie wird außerdem angenommen, daß während des Unfallablaufs auch das Primärsystem seine Funktion als Spaltproduktbarriere verliert. Möglichkeiten, einen geschmolzenen Reaktorkern im Reaktordruckbehälter zurückzuhalten, werden nicht untersucht. Für den weiteren Unfallablauf ist unter diesen Voraussetzungen entscheidend, ob und in welcher Weise der Sicherheitsbehälter als letzte Spaltproduktbarriere versagen kann.

In Kapitel 8 werden die Belastungen und mögliche Versagensarten des Sicherheitsbehälters untersucht, ausgehend von den in den vorhergehenden Kapiteln dargestellten Ereignisabläufen

- Kernschmelzen bei niedrigem Druck im Primärsystem (ND-Fall)

Dieser Fall tritt ein, wenn bei einem Kühlmittelverlust über ein größeres Leck die

Notkühlsysteme versagen. Mit dem aus dem Leck in den Sicherheitsbehälter ausströmenden Dampf sinkt der Druck im Primärkreis rasch ab.

- Kernschmelzen bei hohem Druck im Primärsystem (HD-Fall)
Zu Kernschmelzen unter hohem Druck kann es kommen, wenn bei einer Transiente oder bei einem Kühlmittelverlust über ein kleines Leck die Wärmeabfuhr über die Dampferzeuger für längere Zeit ausfällt.
- Kernschmelzen nach Absenken des Drucks im Primärsystem (ND*-Fall)
Bei Unfallabläufen, die zu Kernschmelzen unter hohem Druck führen würden, kann durch anlageninterne Notfallmaßnahme (Öffnen von Druckhalterventilen) der Druck im Primärsystem abgesenkt werden, bevor der Reaktordruckbehälter versagt.

Bei folgenden Ereignisabläufen wird der Sicherheitsbehälter durch freierdende Spaltprodukte von vornherein umgangen („Bypass“):

- Kernschmelzen nach einem nicht beherrschten Dampferzeuger-Heizrohrleck
Als Referenzfall wird ein nicht beherrschtes 60-cm²-Leck zwischen Primär- und Sekundärseite eines Dampferzeugers untersucht. Dabei wird angenommen, daß die Hochdruck-Einspeisung nicht abgeschaltet werden kann. Die Kernkühlung ist nur so lange gesichert, bis die Wasservorräte in den Flutbehältern erschöpft sind. Kann bei einem kleineren Leck Kernschmelzen nicht verhindert werden, so muß der Druck im Primärsystem durch Öffnen von Druckhalterventilen abgesenkt werden, um das Kernschmelzen in einen ND*-Fall zu überführen.
- Kernschmelzen nach Bruch einer Nachkühlleitung im Ringraum
Dieser Fall, für den eine sehr geringe Eintrittshäufigkeit ($< 10^{-7}/a$) abgeschätzt wurde, kann eintreten, wenn z. B. in einer Nachkühlleitung beide Absperrarmaturen gegen das Primärsystem versagen. In diesem Fall ist davon auszugehen, daß im Ringraum befindliche Komponenten des Notkühlsystems wegen hoher Temperatur und Feuchbelastungen nicht funktionieren. Notkühlwasser wird lediglich aus den Druckspeichern eingespeist. Ist das Wasser im Primärsystem (bis auf Restwasser im unteren Bereich des Reaktordruckbehälters) verdampft, so heizt sich der Reaktorkern auf und beginnt zu schmelzen.

Die Zeilen 2 bis 7 der Tabelle 8-15 enthalten die bedingten Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von Schadenszuständen zu Kernschmelzunfällen. Die Wahrscheinlichkeiten beinhalten Versagenswahrscheinlichkeiten der anlageninternen Notfallmaßnahmen und systemtechnische Nichtverfügbarkeiten der Notkühlung.

Tabelle 8-16 zeigt, welche Häufigkeitsbeiträge die einzelnen Schadenszustände zu den Kernschmelzfällen liefern. Die relativen Anteile der einzelnen Ereignisgruppen an den Kernschmelzfällen bei niedrigem Druck (ND + ND*) bzw. hohem Druck (HD) sind in den Bildern 10-6 und 10-7 dargestellt.

Bei der angenommenen Erfolgswahrscheinlichkeit für anlageninterne Notfallmaßnahmen und ausgehend von der ermittelten Häufigkeit der Schadenszustände von ca. $2,9 \cdot 10^{-5}/a$ ergibt sich die Häufigkeit für Kernschmelzfälle insgesamt zu $3,6 \cdot 10^{-6}/a$ und die Häufigkeit für Kernschmelzen unter hohem Druck zu $4,5 \cdot 10^{-7}/a$. Dies bedeutet, daß in ca. 88 % der Schadenszustände die Anlage durch die anlageninternen Notfallmaßnahmen in einen sicheren Zustand überführt wird. Ca. 10 % der Schadenszustände führen auch bei Berücksichtigung von anlageninternen Notfallmaßnahmen zu Kernschmelzen bei niedrigem Druck und ca. 1,5 % der Schadenszustände zu Kernschmelzen unter hohem Druck.

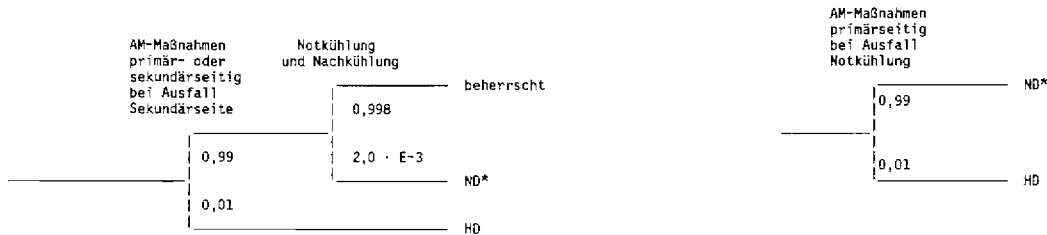
Tab. 8-15: Bedingte Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von Schadenszuständen zu einem wiederhergestellten sicheren Zustand und zu Kernschmelzfällen

Erwartete Häufigkeiten/a der wiederhergestellten sicheren Zustände und der Kernschmerzfälle

Schadenszustände und Häufigkeiten/a	Kernschmelzfälle und Häufigkeiten/a	Schadenszustände und Häufigkeiten/a																		
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19
		8,2 E-6	2,6 E-7	1,4 E-6	2,8 E-6	9,7 E-6	1,0 E-6	1,1 E-7	< E-7	3,0 E-7	2,9 E-7	6,7 E-7	9,9 E-7	6,3 E-8	2,0 E-7	1,7 E-7	< E-7	<2,0 E-7	3,0 E-6	< E-7
1. Wieder hergestellter sicherer Zustand	2,5E-5	0,988		0,988	0,988	0,988	0,988	0,89							0,8				0,94	
2. ND	6,6E-7		1							1							1			
3. ND*	2,5E-6	2,0 E-3		2,0 E-3	2,0 E-3	2,0 E-3					0,99	0,99	0,99	0,99	1,0 E-1	0,99		0,97	3,0 E-2	
4. HD	4,5E-7	1,0 E-2		1,0 E-2	1,0 E-2	1,0 E-2					1,0 E-2	1,0 E-2	1,0 E-2	1,0 E-2	1,0 E-1	1,0 E-2		3,0 E-2	3,0 E-2	< 1
5. PLR-ND/ND*	< E-7								1											
6. DE-HD	1,1E-8						1,0 E-2	1,0 E-2												
7. DE-ND*	1,3E-8						2,0 E-3	1,0 E-1												

Bedeutung der Abkürzungen:

- ND: Niedriger Druck im Primärkreis
- HD: Hoher Druck im Primärkreis
- ND*: Niedriger Druck im Primärkreis nach Druckentlastung durch anlageninterne Notfallmaßnahmen (AM)
- PLR: Primärkreisleck im Ringraum
- DE: Dampferzeuger-Heizrohrbruch



Tab. 8-16: Häufigkeitsbeiträge der Schadenszustände zu den Kernschmelzfällen

Schadenszustände und Zeit für Interne Notfallmaßnahmen	Erwartete Häufigkeit/a für Kernschmelzen					
	ND	ND*	HD	Primär- kreisleck im Ringraum (PLR)	Dampferzeuger- Heizrohrleck	
1. Zahl: Zeit für Verhinderung Kernschmelzen 2. Zahl: Zeit für Verhinderung HD-Kernschmelzen 3. Zahl: Erwartete Häufigkeit/a des Schadenszustands				ND/ND*	HD	ND*
1. <u>SP</u> HD 60/85-70/95 8,2E-6 Kl. Leck 3-5, Ausfall HSPW, Gr.+ mittl. HKL-Leck, FD-Leitungsleck		1,6E-8	8,2E-8			
2. <u>SP</u> ND 2,6E-7 Kl. Leck 1-2 HKL	2,6E-7					
3. <u>SP</u> HD 90/120 1,4E-6 Kl. Leck DH bei Tran- sienten und Fehl- offnen Sl.-Ventil		< E-8	1,4E-8			
4. <u>SP</u> HD 120/150 2,8E-6 Notstromfall		< E-8	2,8E-8			
5. <u>SP</u> HD 80/105 9,7E-6 Ausfall HWS mit und ohne Ausfall HSPW		2,0E-8	9,7E-8			
6. <u>SP/SP/SP</u> HD 60/85-60/650 1,0E-6 DE-Heizrohrleck					1,0E-8	< E-8
7. <u>SP/SP/SP</u> HD 30/85-30/400 1,1E-7 DE-Heizrohrleck					< E-8	1,1E-8
8. <u>SP</u> ND/HD < E-7 PLR				< E-7		
9. <u>SP</u> ND 3,0E-7 Gr.+ mittl.+ kl. Leck 1-2 HKL	3,0E-7					

Tab. 8-16: Häufigkeitsbeiträge der Schadenszustände zu den Kernschmelzfällen
(1. Fortsetzung)

Schadenszustände und Zeit für interne Notfallmaßnahmen 1. Zahl: Zeit für Verhinderung Kernschmelzen 2. Zahl: Zeit für Verhinderung HD-Kernschmelzen 3. Zahl: Erwartete Häufigkeit/a des Schadenszustands	Erwartete Häufigkeit/a für Kernschmelzen					
	ND	ND*	HD	Primärkreisleck im Ringraum (PLR)	Dampferzeuger-Heizrohrleck	
				ND/ND*	HD	ND*
10. <u>SP</u> HD 120/135 2,9E-7 K1. Leck 3-5 HKL		2,9E-7	< E-8			
11. <u>SP</u> HD 240/260 6,7E-7 K1. Leck DH bei Transienten und Fehlöffnen S1.-Ventil		6,7E-7	< E-8			
12. <u>SP</u> HD 30/40-45/60 9,9E-7 K1. Leck DH bei Transienten und Fehlöffnen S1.-Ventil		9,9E-7	< E-8			
13. <u>SP</u> HD 60/85 6,3E-8 K1. Leck 4-5 HKL		6,3E-8	< E-8			
14. <u>SPR</u> HD 20/30 2,0E-7 ATWS		2,0E-8	2,0E-8			
Summe Anlagenintern	5,7E-7	2,1E-6	2,6E-7	< E-7	1,1E-8	1,3E-8
15. <u>SP</u> HD > 70/95 1,7E-7 Brand		1,7E-7	< 1E-8			
16. <u>SP</u> ND 180/- < 1E-7 Überfltg. abgesch. Reaktor	< 1E-7					
17. <u>SP</u> HD > 70/95 < 2E-7 Überflutung Leistungs-betrieb		< 2,0E-7	< E-8			

Tab. 8-16: Häufigkeitsbeiträge der Schadenszustände zu den Kernschmelzfällen
(2. Fortsetzung)

Schadenszustände und Zeit für interne Notfallmaßnahmen 1. Zahl: Zeit für Verhinderung Kernschmelzen 2. Zahl: Zeit für Verhinderung HD-Kernschmelzen 3. Zahl: Erwartete Häufigkeit/a des Schadenszustands	Erwartete Häufigkeit/a für Kernschmelzen					
	ND	ND*	HD	Primärkreisleck im Ringraum (PLR)	Dampferzeuger-Heizrohrleck	
				ND/ND*	HD	ND*
18. SP HD > 70/95 Erdbeben 3,0E-6		< 1E-7	< 1E-7			
19. SP HD Flugzeugabsturz < 1E-7			< 1E-7			
Summe Übergreifend und Extern	9,0E-8	< 4,6E-7	< 2E-7			
Summe Gesamt	6,6E-7	2,5E-6	4,5E-7	< E-7	1,1E-8	1,3E-8

Bedeutung der Bezeichnung der 1. Spalte: vgl. Tabelle 10-3, weitere Abkürzungen vgl. Tabelle 10-5

ND*: Niedriger Druck im Primärkreis nach später Druckentlastung durch anlageninterne Notfallmaßnahmen

● Unfallabläufe im Reaktorsystem

In der Studie wird mit Hilfe von Simulationsmodellen der Ablauf der Kernaufheizung und des Kernschmelzens bei den verschiedenen Ereignisabläufen untersucht. In der nachfolgenden Tabelle sind als wesentliche Ergebnisse dieser Untersuchungen die jeweils ermittelten Zeiten für den Beginn des Kernschmelzens und das Versagen des Reaktordruckbehälters zusammengefaßt.

Zeitlicher Ablauf von Kernschmelzfällen (Angaben in Stunden)

Ereignisablauf	ND-Fall	ND*-Fall	DE-HRL ^a	HD-Fall ^b	PLR ^c
Beginn Kernschmelzen	0,9	5,5	9	1,8–2,9	1,3
Versagen Reaktordruckbehälter	2,0	6,8	11,8	2,3–3,5	2,3

Anmerkungen:

- a) DE-HRL: Dampferzeuger-Heizrohrleck 12 cm² mit Druckentlastung
- b) Ergebnisse für nicht beherrschten Notstromausfall bzw. nicht beherrschten Ausfall der Speisewasserversorgung
- c) PLR: Bruch einer Nachkühlleitung im Ringraum

Während des Kernschmelzens befindet sich in der Bodenkalotte des Reaktordruckbehälters Wasser ("Restwasser"). Wenn gegen Ende der Kernzerstörung heiße Schmelze in dieses Wasser abstürzt, kann es zu einer heftigen Wechselwirkung zwischen Schmelze und Wasser kommen, bei der ein Teil des Wassers schlagartig verdampft. Im Extremfall werden durch die schnelle Verdampfung Druckwellen erzeugt. Ein solcher Vorgang wird als Dampfexplosion bezeichnet.

Eine Dampfexplosion ist möglich, wenn folgende Voraussetzungen erfüllt sind:

- Hinreichend homogene Vorvermischung zwischen Schmelze und Wasser innerhalb weniger Sekunden,
- Feinfragmentation der Schmelze innerhalb einiger hundertstel Sekunden mit Teilchendurchmessern zwischen 10^{-6} und 10^{-3} m und hinreichend langem und engem Kontakt mit dem Wasser.

Aufgrund des derzeitigen Kenntnisstandes ist eine Dampfexplosion, an der eine zu gleicher Zeit („kohärent“) fragmentierte Kernschmelzmasse von mehreren Tonnen beteiligt ist und bei der mehr als 10 % der in der Schmelzmasse vorhandenen Wärme kurzzeitig in mechanische Energie umgewandelt wird, als sehr unwahrscheinlich anzusehen. Dennoch wird in der Studie untersucht, ob die Belastungen, die unter solchen Voraussetzungen auftreten, durch den Reaktordruckbehälter ohne Gefährdung des Sicherheitsbehälters aufgenommen werden können. Die Untersuchungen zeigen, daß selbst bei einer derartigen Dampfexplosion ein katastrophales Versagen des Reaktordruckbehälters nicht zu erwarten ist. Der Erwartungswert der bedingten Wahrscheinlichkeit für eine Dampfexplosion, die die Integrität des Sicherheitsbehälters gefährdet, ist kleiner als 10^{-2} . Eine weitergehende Analyse zur Eingrenzung der vorhandenen Sicherheitsmargen wird nicht durchgeführt, da bereits mit der bedingten Wahrscheinlichkeit von 10^{-2} ein Ereignisablauf mit heftiger Dampfexplosion so unwahrscheinlich ist, daß er in der Studie nicht weiter behandelt wird. In anderen Situationen, bei denen Wasser mit der Schmelze in Kontakt kommen kann (z. B. Einspeisen von Wasser auf die Schmelze, Überflutung der Schmelze durch Sumpf-

wasser), kann zwar eine rasche Verdampfung auftreten. Die Voraussetzungen für eine heftige Dampfexplosion liegen jedoch nicht vor.

● Belastungen des Sicherheitsbehälters und umgebender Strukturen

Bei der Aufheizung und beim Schmelzen des Reaktorkerns, beim und nach dem Versagen des Reaktordruckbehälters tritt eine Reihe von physikalisch-chemischen Phänomenen auf, die zu Belastungen des Sicherheitsbehälters führen können:

- Durch das ausdampfende Kühlmittel steigen Druck- und Temperatur im Sicherheitsbehälter. Weiterer Wasserdampf entsteht bei der Wechselwirkung von Schmelze und Beton.
- Durch Oxidation von Kernmaterialien (insbesondere des Zirkoniums der Brennstabhüllen) und von Metallen, die beim späteren Aufschmelzen des Betons in Kontakt mit Wasser kommen, entsteht Wasserstoff. Die Verbrennung des Wasserstoffs führt zu einer zusätzlichen Druck- und Temperaturbelastung, deren Höhe u. a. von der Masse des Wasserstoffs und der Verbrennungsgeschwindigkeit abhängt.
- Versagt der Reaktordruckbehälter unter hohem Druck, können dynamische Effekte auftreten, die den Sicherheitsbehälter gefährden.
- Wenn die Schmelze das Betonfundament durchdringt, verliert der Sicherheitsbehälter sein Rückhaltefunktion.

In der Studie werden diese Phänomene und ihre Auswirkungen auf den Sicherheitsbehälter und die umgebenden Strukturen untersucht.

Schmilzt der Kern unter niedrigem Druck (ND- und ND*-Fall), werden die unteren Wandungen des Reaktordruckbehälters innerhalb von etwa 30 min soweit aufgeheizt, daß die Bodenkalotte versagt und zusammen mit der Schmelze in die Reaktorgrube abstürzt. Dabei treten nur geringe Reaktionskräfte an den Verankerungen des Reaktordruckbehälters auf.

Beim Kernschmelzen unter hohem Druck (HD-Fall) kommt es nach Versagen der Kerntragestruktur bereits bei geringeren Wandtemperaturen zum Versagen des Reaktordruckbehälters. Die größten Temperaturbelastungen treten in den Wänden der Bodenkalotte auf. Es ist damit zu rechnen, daß die gesamte Kalotte in die Reaktorgrube abstürzt und dabei ein ringförmiger Abströmquerschnitt von mehreren Quadratmetern entsteht. Bei der raschen Druckentlastung des Primärsystems treten erhebliche Belastungen der Verankerungen des Reaktordruckbehälters, der Hauptkühlmittelleitungen und der umgebenden Betonstrukturen auf. Diese Belastungen werden in der Studie detailliert untersucht. Nach den Ergebnissen dieser Analysen können für einen Innendruck oberhalb von 3 MPa die beim Versagen des Reaktordruckbehälters auftretenden Reaktionskräfte von der Aufhängung nicht abgetragen werden. Eine Aufwärtsbewegung des Reaktordruckbehälters wird durch die Betonstrukturen der inneren Reaktorräume behindert. Bei einem Innendruck über 8 MPa kann jedoch ein Folgeversagen des Sicherheitsbehälters nicht ausgeschlossen werden.

Bei heutigem Kenntnisstand läßt sich nicht klären, ob es bei einem Kernschmelzen unter hohem Druck vor dem Versagen des Reaktordruckbehälters zu einem Versagen an anderer Stelle des Primärsystems kommen kann. In diesem Fall würde es (ähnlich wie beim ND*-Fall) zu einem Kernschmelzen unter niedrigem Druck kommen, ohne daß bei Versagen des Reaktordruckbehälters die Integrität des Sicherheitsbehälters unmittelbar gefährdet wird. Bei einem Kernschmelzunfall entstehen größere Mengen an Wasserstoff. Im Reaktorkern bildet sich Wasserstoff, wenn Wasser mit den Brennstabhüllen aus Zircaloy chemisch

reagiert. Nach den Untersuchungen der Studie werden bei Kernschmelzen vor Beginn der Restwasser-Verdampfung im Reaktordruckbehälter etwa 50 % des vorhandenen Zirkoniums oxidiert. Die dabei entstehenden 600–700 kg Wasserstoff gelangen in den Sicherheitsbehälter. Das restliche Zirkonium wird nach Versagen des Reaktordruckbehälters vor allem in der Anfangsphase der Schmelze-Beton-Wechselwirkung oxidiert. Beim Vordringen der Schmelze in den Beton bildet sich weiterer Wasserstoff durch die Oxidation von metallischen Anteilen (Chrom, Eisen u. a.) in der Schmelze.

In der Studie werden die Verteilung des Wasserstoffs im Sicherheitsbehälter und die möglichen Belastungen des Sicherheitsbehälters bei einer Wasserstoffverbrennung untersucht.

Eine höhere Anreicherung des Wasserstoffs wird verhindert, wenn es zu einer frühzeitigen Wasserstoffverbrennung kommt. Eine Zündung, z. B. durch elektrische Funken, kann im Sicherheitsbehälter lokal erfolgen, wenn die Zündgrenze erreicht wird und ausreichend Sauerstoff vorhanden ist. In der wasserdampfhaltigen Atmosphäre des Sicherheitsbehälters kann eine frühe Zündung jedoch nicht mit Sicherheit angenommen werden. Der Wasserstoff kann sich, wenn keine frühe Zündung erfolgt, auf höhere Konzentrationen anreichern. In den ersten Stunden eines Kernschmelzunfalls, insbesondere unmittelbar nach Versagen des Reaktordruckbehälters, treten die höchsten Wasserstoffkonzentrationen in den mittleren und unteren Anlagenräumen auf. Dort können sich lokal auch detonationsfähige Gasgemische ausbilden. Mögliche Auswirkungen lokaler Detonationen werden jedoch durch die massiven Betonstrukturen in den unteren Raumbereichen des Sicherheitsbehälters begrenzt. Mit lokalen Detonationen von einem Ausmaß, das die Integrität des Sicherheitsbehälters beeinträchtigt, ist vor und unmittelbar nach Versagen des Reaktordruckbehälters nicht zu rechnen.

Zündet das Gasgemisch erst eine bis zwei Stunden nach Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters, so befinden sich ca. 1350 kg Wasserstoff im Sicherheitsbehälter. Eine vollständige deflagrative Verbrennung dieser Wasserstoffmasse würde zu Druckspitzen führen, die den Versagensdruck des Sicherheitsbehälters (ca. 0,85 MPa) erreichen. Bei einer noch späteren Zündung während der längerfristigen Schmelze-Beton-Wechselwirkung würde mit der Verbrennung des bis dahin angesammelten Wasserstoffs der Versagensdruck des Sicherheitsbehälters überschritten.

Gegenmaßnahmen, mit denen die Wasserstoffkonzentration im Sicherheitsbehälter begrenzt und eine gefährliche Verbrennung verhindert werden kann, sind möglich. So können z. B. in gefährdeten Anlagenräumen Zündereinrichtungen installiert werden, die den Wasserstoffgehalt reduzieren, sobald das Gasgemisch zündfähig wird. Bei hohen Dampfgehalten über etwa 40 % ist jedoch eine Zündung nicht mehr zu erwarten. Der Wasserstoff kann aber auch unter diesen Umständen durch katalytisch wirkende Materialien kontinuierlich abgebaut werden. Solche Materialien („katalytische Folien“), die auch bei hoher Dampfkonzentration und geringem Wasserstoffgehalt wirksam sind, werden gegenwärtig erprobt. Für den technischen Einsatz von Zündereinrichtungen und katalytischen Folien und zum Nachweis ihrer Funktionssicherheit sind weitere Entwicklungsarbeiten erforderlich. Andere Maßnahmen, z. B. nachträgliche Inertisierung der Atmosphäre des Sicherheitsbehälters durch Einspeisen von Inertgas bei einem Unfall, sind bisher kaum untersucht.

Derzeit kann nicht beurteilt werden, mit welcher Wahrscheinlichkeit eine Wasserstoffverbrennung zum Versagen des Sicherheitsbehälters führt.

Zur Beurteilung des Langzeitverhaltens des Sicherheitsbehälters werden die Vorgänge bei der Schmelze-Beton-Wechselwirkung und die damit verbundenen Druck- und Tempera-

turbelastungen des Sicherheitsbehälters untersucht. Bei diesen Untersuchungen wurden neue Erkenntnisse aus den im Kernforschungszentrum Karlsruhe durchgeführten experimentellen und theoretischen Arbeiten einbezogen.

Da bei Kernschmelzen unter hohem Druck die Integrität des Sicherheitsbehälters unmittelbar gefährdet ist, konzentrieren sich die Untersuchungen zum Langzeitverhalten auf Kernschmelzen unter niedrigem Druck (ND- und ND*-Fall). Unmittelbar nach dem Versagen der Betonkalotte des Reaktor-druckbehälters dringt die Schmelze vorwiegend nach unten in die Betonstruktur unterhalb des Reaktor-druckbehälters vor. Die inneren Betonstrukturen der Reaktorgrube werden erst nach 7–8 Stunden durchschmolzen.

Ob dabei die Schmelze von Wasser aus dem Gebäudesumpf überflutet wird, läßt sich nicht vorhersagen. Kommt es zum Kontakt mit Sumpfwasser, so wird wahrscheinlich die Oberfläche der Schmelze verkrusten und damit eine vollständige Flutung der Schmelze verhindert. Auch wenn die Schmelze, ggf. durch Maßnahmen des Betriebspersonals, geflutet wird, kann ein weiteres Vordringen der Schmelze in das Betonfundament nicht aufgehalten werden. Die Untersuchungen zeigen, daß die Schmelze auch bei vollständiger Überdeckung mit Wasser nicht ausreichend gekühlt wird. Nach etwa fünf Tagen erreicht die Schmelze die Unterkante des Fundaments.

Selbst wenn ein Durchbruch der Schmelze aufgrund der Kühlung durch das Grundwasser verhindert wird, werden hohe thermische und mechanische Spannungen an der Unterkante des Fundaments zu Rissen und Spalten führen. Durch das Grundwasser können dann Spaltprodukte aus dem Schmelze-Beton-Gemisch ausgelaugt werden. Die Freisetzung von Spaltprodukten in das Grundwasser und ihr weiterer Transport ebenso wie Notfallmaßnahmen zur Eindämmung des Spaltprodukttransports werden in der Studie nicht untersucht.

Bei „trockener“ Schmelze-Beton-Wechselwirkung kommt es nur zu einem langsamen Druckaufbau im Sicherheitsbehälter. Der Druckanstieg wird nach dem Ausdampfen des Kühlmittels vor allem durch die während der Beton-Erosion freigesetzten Gase (Wasserdampf, Wasserstoff, CO, CO₂ u. a.) bestimmt. Der Auslegungsdruck des Sicherheitsbehälters (0,57 MPa) wird – rechnerisch – erst nach 14 Tagen erreicht. Zu diesem Zeitpunkt hat allerdings die Schmelze bereits die Unterkante des Fundaments erreicht. Wird die Schmelze von Sumpfwasser oder auf andere Weise geflutet, führt die Verdampfung des Wassers zu einem schnelleren Druckanstieg. Der Auslegungsdruck wird in diesem Fall nach vier Tagen erreicht.

Nach den Untersuchungen in der Studie ist mit einem Versagen des Sicherheitsbehälters zu rechnen, wenn ein Druck von 0,85 MPa überschritten wird. Auch bei Kontakt zwischen Schmelze und Wasser stehen deshalb mehrere Tage zur Verfügung, um mit einer gezielten Druckentlastung ein Überdruckversagen des Sicherheitsbehälters zu verhindern. Es ist vorgesehen, die Anlage mit Einrichtungen auszurüsten, die eine Druckentlastung über Filter ermöglichen. Dies setzt allerdings voraus, daß eine Gefährdung dieser Einrichtungen durch Wasserstoffverbrennung verhindert wird.

● Bewertung der Funktion des Sicherheitsbehälters

Die Tabelle 8-17 enthält die bedingten Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von den Kernschmelzfällen zu den Zuständen des Sicherheitsbehälters und damit zu den Freisetzungsmöglichkeiten.

Die Zustände des Sicherheitsbehälters sind so ausgewählt, daß sie die Freisetzungsmöglichkeiten bei Kernschmelzen repräsentativ erfassen.

Tab. 8-17: Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von Kernschmelzfällen zu Freisetzungsmöglichkeiten

Freisetzungsmöglichkeiten ¹	Kernschmelzfälle und Häufigkeiten/a	ND	ND*	HD	PLR-ND/ND*	DE-ND*	DE-HD
		6,6 E-7	2,5 E-6	4,5 E-7	< E-7	1,1 E-8	1,3 E-8
1. F-SBV		Σ_1	Σ_1	$1-(1-\Sigma_1)$ ($1-\Sigma_2$)	Σ_1	Σ_1	1
2. F-PLR					$1-\Sigma_1$		
3. F-DE						$1-\Sigma_1$	
4. F-Leckage		0,01 ($1-\Sigma_1$)	0,01 ($1-\Sigma_1$)	0,01 ($1-\Sigma_1$) ($1-\Sigma_2$)			
5. F-Druckentlastung		0,99 ($1-\Sigma_1$)	0,99 ($1-\Sigma_1$)	0,99 ($1-\Sigma_1$) ($1-\Sigma_2$)			
6. F-DF		Σ_3	Σ_4	Σ_5	Σ_3	Σ_4	Σ_5

- Σ_1 : Bedingte Wahrscheinlichkeit für Versagen des Sicherheitsbehälters durch H₂-Detonation
 Σ_2 : Bedingte Wahrscheinlichkeit für Versagen des Sicherheitsbehälters bei HD-Kernschmelzen
 Σ_3 : Bedingte Wahrscheinlichkeit für Freisetzung in das Grundwasser bei ND
 Σ_4 : Bedingte Wahrscheinlichkeit für Freisetzung in das Grundwasser bei ND*
 Σ_5 : Bedingte Wahrscheinlichkeit für Freisetzung in das Grundwasser bei HD

¹: Wegen der Abhängigkeit von den nicht bekannten Parametern Σ_1 bis Σ_5 werden die Häufigkeiten der Freisetzungsmöglichkeiten nicht explizit ausgewiesen.

F-SBV: Freisetzungsmöglichkeit bei großflächigem Sicherheitsbehälterversagen oberhalb der Fundamentplatte (z.B. durch HD-Fall, H₂-Verbrennung, Flugzeugabsturz)

F-PLR: Freisetzungsmöglichkeit unter Umgehung des Sicherheitsbehälters durch Primärkreisleck im Ringraum

F-DE: Freisetzungsmöglichkeit unter Umgehung des Sicherheitsbehälters durch DE-Heizrohrleck

F-Leckage: Freisetzungsmöglichkeit durch erhöhte Leckage (10 cm³) des Sicherheitsbehälters von Anfang an über Ringraum und Hilfsanlagegebäude. Als bedingte Wahrscheinlichkeit für Leckage von 10 cm² Fläche im Sicherheitsbehälter ist 0,01 abgeschätzt

F-Druckentlastung: Freisetzungsmöglichkeit durch gezielte Druckentlastung des Sicherheitsbehälters bei 0,6 MPa über den Kamin

F-DF: Freisetzungsmöglichkeit ins Grundwasser infolge Durchschmelzen des Sicherheitsbehälters und der Fundamentplatte

Die Freisetzungsmöglichkeiten in die Atmosphäre (1 bis 5) und in das Grundwasser (6) bestehen nebeneinander. Bei der Freisetzungsmöglichkeit 1 (F-SBV) kommt es durch großflächiges Versagen des Sicherheitsbehälters zu Freisetzungen in die Atmosphäre. Bei der Freisetzungsmöglichkeit 6 (F-DF) kommt es nach Durchdringung der Fundamentplatte zur Freisetzung in das Erdreich und das Grundwasser. Bei den Freisetzungsmöglichkeiten 2 und 3 ist bereits durch das auslösende Ereignis (Dampferzeuger-Heizrohrleck bzw. Primärkreisleck im Ringraum) eine Freisetzung unter Umgehung des Sicherheitsbehälters gegeben. Durch die Freisetzungsmöglichkeiten 4 und 5 werden die Freisetzungen bei intaktem Sicherheitsbehälter durch bewußt herbeigeführte Druckentlastung über Filter (F-Druckentlastung) und durch von vornherein vorhandene Leckagen von ca. 10 cm² zum Ringraum (F-Leckage) abgedeckt.

Kernschmelzabläufe, die mit großen Leckagen des Sicherheitsbehälters (z. B. Versagen des Abschlusses der Lüftungsleitungen) verbunden sind, werden wegen ihres geringen Beitrags zur Freisetzungshäufigkeit nicht betrachtet.

Der Kenntnisstand zu den Auswirkungen auf den Sicherheitsbehälter durch Wasserstoffverbrennung, durch das Versagen des Primärkreises unter hohem Druck und zum Freisetzungsverhalten in das Grundwasser läßt derzeit eine belastbare Quantifizierung der Häufigkeiten der Freisetzungsmöglichkeiten nicht zu. Für die bedingten Wahrscheinlichkeiten Σ_1 bis Σ_5 in Tabelle 8-17 können daher keine belastbaren Werte angegeben werden. In dieser Tabelle führt zum Beispiel der Kernschmelzfall ND*, der eine erwartete Häufigkeit von $2,5 \cdot 10^{-6}/a$ hat, sowohl zu Freisetzungsmöglichkeiten in die Atmosphäre als auch in das Grundwasser. Die 3 Freisetzungsmöglichkeiten in die Atmosphäre schließen sich gegenseitig aus, d. h. die 3 zugehörigen bedingten Wahrscheinlichkeiten addieren sich zu 1. Mit der bedingten Wahrscheinlichkeit Σ_1 für Versagen des Sicherheitsbehälters kommt es zur Freisetzung durch großflächiges Sicherheitsbehälterversagen (F-SBV), mit der bedingten Wahrscheinlichkeit $0,01 \cdot (1-\Sigma_1)$ zur Freisetzung durch von vornherein vorhandener Leckage (für die eine Leckagewahrscheinlichkeit von 0,01 abgeschätzt ist) und mit der bedingten Wahrscheinlichkeit $0,99 \cdot (1-\Sigma_1)$ zur Freisetzung durch beabsichtigte Druckentlastung (F-Druckentlastung).

Mit der bedingten Wahrscheinlichkeit Σ_4 führt der Kernschmelzfall ND* zu einer Freisetzung mit Ausbreitung im Grundwasser.

Literatur

- [ALE 89] Alex, H., P. Bachmann, P. Gruner, O. Haber, A. Höfler und H. Schulz: Untersuchungen von mechanischen Auswirkungen eines Kernschmelzunfalls auf den RDB und die umgebenden Gebäudebereiche. Beitrag zur Deutschen Risikostudie, Phase B, ND*-Pfad, GRS-A-1560/3, Mai 1989
- [ALS 87a] Alsmeyer, H.: BETA-Experiments in Verification of the WECHSL-Code: Experimental Results on the Melt-Concrete Interaction, Nuclear Engineering and Design: 103, 115-125, 1987
- [ALS 87b] Alsmeyer, H., Dres, K.: Modellexperimente zur Fragmentierung und Krustenbildung in einer Kernschmelze bei Fluten mit Sumpfwasser, KfK-Primärbericht 12.07.02P02A, 1987
- [ALS 87c] Alsmeyer, H. et al.: Modellentwicklung zur analytischen Beschreibung von Kernschmelzunfällen, PNS-Jahresbericht 1986, KfK 4100, 4300-14 bis 32, 1987

- [ALS 88] Alsmeyer, H. und S. Stiefel: Rechnungen zum Langzeitverhalten der Kernschmelze bei der Fundamenterosion, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Institut für Reaktorbauelemente, JKT 1988
- [BAT 78] Bathe, K. J.: ADINA, A Finite Element Program for Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis, MIT-Report 82-558-1, 1978
- [BAT 84] Bathe, K.J.: ADINA, A Finite Element Program for Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis, MIT-Report 82-558-1, 1978 Report AE 84-1, 1984
- [BAT 86] Battelle's Columbus Division: Source Term Code Package A User's Guide (Mod 1), NUREG/CR 4587, July 1986
- [BAY 87] Bayless, P.D.: Natural Circulation During a Severe Accident: Surry Station Blackout, EGG-SSRE-7858; EG&G Idaho, Inc., Idaho Falls, Idaho 83415, September 1987
- [BER 82] Berman, M.: Light Water Reactor Safety Research Program, Semiannual Report, April - September 1981, NUREG/CR-2481 (February 1982), Semiannual Report, October 1981 - March 1982, NUREG/CR-2841, December 1982
- [BER 85] Bermann, M.: The Effects of Scale and Geometry on Hydrogen-Air Detonations 23rd ASME/AICHE/ANS National Heat Transfer Conference, Denver, August 6-9, 1985
- [BER 86a] Berman, M.: An Evaluation of the Bases for Estimating Alpha-Mode Failure Probabilities, International Topical Meeting on Thermal Reactor Safety, San Diego, XI 7.1 - 7.11, February 1986
- [BER 86b] Berman, M.: Light Water Reactor Safety Research Program, Semiannual Report, October 1983 - March 1984, NUREG/CR-4459, February 1986
- [BER 87] Berman, M.: A Critique of Three Methodologies for Estimating the Probability of Containment Failure due to Steam Explosion. Nuclear Scientific and Engineering 96, 173-191, 1987
- [BIR 81] Bird, M. J.: Thermal Interaction between Molten Uranium Dioxide and Water, ASME Winter Annual Meeting, Washington, November 1981
- [BIR 84] Bird, M. J.: An Experimental Study of Scaling in Core Melt/Water Interactions, 22nd National Heat Transfer Conference, Niagara Falls, August 1984
- [BIS 80] Bisanz, R., D. Heine, H. Unger: Untersuchungen zum Verhalten des Brennelementfußstückes von Leichtwasserreaktoren beim hypothetischen Kernschmelzen, BMFT 150 399, Abschlußbericht, IKE, Universität Stuttgart, 1980
- [BLO 87] Blose, R. E. et al.: SWISS: Sustained Heated Metallic Melt/Concrete Interactions with Overlying Water Pools, NUREG/CR-4727, 1987
- [BRA 80] Bracht, K.: Orientierende Analyse zum Kernschmelz-Absturz während eines Kernschmelzunfalls, BMFT RS 263/A.11, GRS-A-490, August 1980
- [BRA 83a] Bracht, K., M. Tiltmann: Analysen zum Kernschmelzunfall infolge eines nicht beherrschten großen Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung, (Niederdruckpfad Kernschmelzen), BMFT-Forschungsvorhaben RS 576, GRS, 1. Zwischenbericht zur Risikostudie, Phase B, GRS-A-906, Dezember 1983
- [BRA 83b] Bracht, K., M. Tiltmann: Analyse zum Kernschmelzunfall infolge eines nicht beherrschten Notstromfalles (Hochdruckpfad Kernschmelzen), BMFT-Forschungsvorhaben RS 576, GRS, 2. Zwischenbericht zur Risikostudie, Phase B, GRS-A-907, Dezember 1983
- [BRO 87] Broughton, J.M.: Recent Results from the TMI-2 Accident Evaluation

- Program, Presented at the US Nuclear Regulatory Commission, SFT/ST Semi-Annual Partners Meeting, Washington, May 1987
- [BUE 63] Bürgermeister, G., H. Steup und H. Kretschmar: Stabilitätstheorie II, Akademie-Verlag, Berlin, 1963
- [BUE 87] Bürger, M. et al.: Theoretische und experimentelle Untersuchungen zur Eingrenzung von Dampfexplosionen im Rahmen von Sicherheitsbetrachtungen bei Leichtwasserreaktoren, IKE 2 TF-77, Februar 1987
- [CAR 88] Carboneau, M. L., et.al.: Experiment Analysis and Summary Report for OECD LOFT Project Fission Product Experiment LP-FP-2, OECD-LOFT-T-3806, September 1988
- [CHA 87] Chakraborty, A. K., K. H. Klatt, R. D. Konrad und H. Wenzl: Beurteilung des Potentials zur Verhinderung brennbarer H₂-Gemische bei Unfallbedingungen in LWR's unter Nutzung katalytisch wirkender Metallfolien, BMU - 1987 - 159
- [COP 86] Copus, E. R., D. R. Bradly: Interaction of Hot Solid Core Debris with Concrete, NUREG/CR-4558, 1986
- [COR 81] Corradini, M. L.: Analysis and Modelling of Steam Explosion Experiments, NUREG/CR-2072, April 1981
- [COR 84] Corradini, M. L.: Molten Fuel-Coolant-Interaction: Recent Analysis of Experiments, Nuclear Scientific and Engineering 86, pp. 372-387, 1984
- [COV 85] Covelli, B.: Beschreibung eines Ertüchtigungskonzeptes zur Verhinderung eines Überdruckversagens des Sicherheitsbehälters Bericht zum Vorhaben SR 354, TECOVA AG, April 1985
- [COW 52] Coward, H. F., und S. W. Jones: Limits of Flamability of Gases and Vapors. U.S. Government Printing Office, Washington, 1952 Bulletin 503, Bureau of Mines.
- [CRO 80] Croff, A. D.: A User's Manual for the ORIGEN2 Computer-Code, ORNL/TM-7175, July 1980
- [CUM 82] Cummings, J. C., et.al.: Review of the Grand Gulf Hydrogen Igniter System, NUREG/CR-2530, SAND 82-0218, January, 1982
- [CYB 84] Cybulskis, P.: In-Vessel Hydrogen Generation Analysis with MARCH 2. Proceedings of the International Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety, September 10-13, 1984, Karlsruhe, FRG
- [DHI 77] Dhir, V. K., and I. Catton: Dryout Heat Fluxes for Inductively Heated Particulate Beds, Transactions of the ASME, Vol. 99, p. 250-256, May 1977
- [EID 88] Eidam, G.R., und W.R. Statton: TMI-2 Defueling Status and Summary of Research Findings, IAEA-SM-296/74, Paper presented at the IAEA International Symposium on Severe Accidents in NPP's, Sorrento, Italy, March 1988
- [FAN 82] Fanous, F. S., und L. F. Greimann: Simplified Dynamic Analysis for Internal Locally Loaded Shells, International Workshop of Cont. Integrity, June 1982,
- [FIS 86] Fischer, M. und H. Reineke: Detaillierung und Verifikation von WAVCO für die Berechnung der Gasverteilung im Sicherheitsbehälter bei Kernschmelzen, F&E Abschlußbericht KWU R 917/86/007
- [FRI 81] Fritz, P.: Wärmeübergang und Fragmentation beim Kontakt einer begasten Schmelze mit Kühlflüssigkeit, BMFT RS 15/365, Teil 3, IfV, TU Hannover, 1981
- [FRI 88] Frid, W.: Behaviour of a Corium Jet in High Pressure Melt Ejection from a Reactor Pressure Vessel, Dissertation Submitted to Department of Nuclear

Reactor Engineering, Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden (1987), NUREG/CR-4508, 1988

- [GEI 84] Geiger, W., und G. Langer: Dynamische Containmentbelastung durch H₂-Explosionen: Festlegung realistischer Belastungsfunktionen, Abschlußbericht des Battelle-Instituts, Frankfurt, Bericht BIEV-R-65.080-11, Frankfurt, 1984
- [GIN 85] Ginsberg, T. et al.: A Review of the Current Understanding of the Potential for Containment Failure Arising from In-Vessel Steam Explosions, NUREG-1116, February 1985
- [GRU 88] Gruner, P., H. Schulz: Tragverhalten des Primärsystems von Druckwasserreaktor-Anlagen bei Belastungen jenseits der Auslegungsgrenzen, Teil I: Analytische Bestimmung des Grenztragverhaltens, 14. MPA-Seminar, Stuttgart, 1988
- [HAG 77] Hagen, S.: Experimentelle Untersuchungen der Abschmelzphase von UO₂-Zirkaloy Brennelementen bei versagender Notkühlung, KfK-2500, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Dezember 1977
- [HAG 86] Hagen, S., P. Hofman: PWR Fuel Element Behaviour at Temperatures up to 2350 °C, Proceeding of the IAEA Specialists Meeting on Water Reactor Fuel Behaviour and Fission Product Release in Off-Normal and Accident Conditions, Vienna, Austria, November 10-13, 1986
- [HAG 87] Hagen, S., P. Hofmann: LWR Fuel Rod Behaviour during Severe Accidents, Nuclear Engineering and Design: 103, 85-106, 1987
- [HAG 88] Hagen, S., et.al: Out-of-pile Experiments on LWR Severe Fuel Damage Behavior. Kernforschungszentrum Karlsruhe KfK 4404, September 1988
- [HAR 86] Harris, B. L., V. N. Shah and G. E. Korth: Creep Rupture Failure of Three Components of the Reactor Primary Coolant System During the TMLB' Accident, Appendix B, INEL, 1986
- [HOE 89a] Höfler A., P. Eisert: Verhalten des Sicherheitsbehälters unter statischen und dynamischen Belastungen, Untersuchung im Rahmen der DRS-B, Referenzanlage Biblis B, GRS-A-1560/1, Mai 1989
- [HOE 89b] Höfler, A.: Gebäudeabschlußklappen Biblis B, Systeme Unterdruckhaltung und Spülluft. Mechanische Tragfähigkeit bei erhöhtem Druck, in geschlossener Stellung, GRS-A-1560/1, Mai 1989
- [HEU 86] Heuser, F. W., A. Höfler, A., H. Schulz: Analysis of Severe Accidents and Estimates of Ultimate Loading Capacity of the Steel Containment, 3rd Workshop of Cont. Int., Washington DC, NUREG/CP 0076, 1986, p. 527
- [HUE 85] Hüttermann, B., H. L. Jahn, T. v. Pham und B. Schwinges: Vorausrechnungen zu der HDR-Brandversuchsgruppe T 51.1 mit RALOC 2/85, Technischer Beitrag zum Code-Vergleich, PHDR-Notiz Nr. 28/85, März 1985
- [JAH 81] Jahn, H. L., G. Langer: Hydrogen Distribution in Subcompartmented Containment, Analysis and Experiments, First International Workshop on the Impact of Hydrogen on Water Reactor Safety, Albuquerque, NM, January 1981
- [JAH 82] Jahn, H. L., P. Papadimitriou, T. v. Pham: RALOC Mod1/81 - Blind Calculations on Standard Problems, A and B on Hydrogen Distribution (HEDL-Tests), GRS-A-739, August 1982
- [JAH 85] Jahn, H. L., T. v. Pham, G. Weber, B. T. Pham: Nachrechnung des HDR-Versuchs V44 mit dem Rechenprogramm RALOC-Mod1/83, GRS-A-1099, Juni 1985

- [JU 84] Ju, F. D., T. A. Butler: Review of Proposed Failure Criteria for Ductile Materials, NUREG/CR-3644, April 1984
- [KAF 79] Kafka, P., G. I. Schuëller, Probabilistische Zuverlässigkeitsbeurteilung von Sicherheitsbehältern, Techn. Mitteilungen, 72. Jahrgang, Heft 1, Januar 1979
- [KLA 83] Klassmann, W.: Dynamische und elastoplastische Beanspruchung einer Kugelschale unter lokaler und globaler Innendruckbelastung, GRS-A-910, Dezember 1983
- [KOE 86] Koenig, L. N.: Experimental Results for a 1:8 Scale Model Nuclear Power Plant Containment Pressurized to Failure, NUREG/CR-4216, SAND85-0790, December 1986
- [KRI 86] Krieg, R. et.al.: Failure Pressure and Failure Mode of the Latest Type of German PWR Containments, 3rd Workshop on Cont. Int., Washinton DC, NUREG/CP 0076, 1986, p. 511
- [LAN 88] Langer, G., und M. Stock: Deflagration - Detonation in Hydrogen-Steam-Air Mixtures under Severe Accident Condition, NUCSAFE 88, 2-7. Oct. 1988, Avignon-France
- [LAR 52] Larson, F. R., and J. Miller: A Time-Temperature Relationship for Rupture and Creep Stresses, Transactions of ASME 74, No.5, 1952
- [LEE 84] Lee, J. H. S., R. Knystautas and A. Frieman: High Speed Turbulent Deflagrations and Transition to Detonation in H₂-Air Mixtures, Combustion and Flame, Vol 56, pp. 227-239, 1984
- [LEI 83] Leistikow, S., G. Schanz, H.v. Berg und A.E. Aly: Comprehensive Presentation of Extended Zircaloy-4, Steam Oxidation Results (600—1600 °C), OECD-NEA-CSNI/IAEA Specialists Meeting on Water Reactor Safety and Fission Product Release in Off-Normal and Accident Conditions, Riso, National Laboratory, 16.-20. May, 1983
- [MAR 85] Martinson, Z. R., and R. W. Miller: SFD 1-4 Test Results with Irradiated Fuel and Control Rods, Transactions of the American Nuclear Society, San Francisco, November 1985
- [MES 84] Messemer, G.: DWR-Sicherheitsbehälter bei überhöhtem Innendruck, Membran-Berstversuche mit zwei ebenen Membranen gleicher Abmessung aus dem Containmentstahl 15 MnNi 63 mit zentrisch angeordneten Rondens, KFK-Primärbericht, PNS-Nr. 842/84, September 1984
- [MIT 81] Mitchell, D. et al.: Intermediate Scale Steam Explosion Phenomena: Experiments and Analysis, NUREG/CR-2145, September 1981
- [MIT 86] Mitchell, D. E. et al.: Steam Explosion Experiments at Intermediate Scale: FITSB Series, NUREG/CR-3983, February 1986
- [MOR 88] Morris, B. W., R. V. Macbeth: Experimental Modelling and Computer Simulation of Core Debris Dispersal, Proc. IAEA/NEA International Symposium on Severe Accidents in Nuclear Power Plants, Sorrento, 1988
- [MPA 85] MPA Stuttgart: Elasto-plastische Festigkeitsanalyse RDB-Deckel Biblis B unter Hochdruck-Kernschmelzpfad, MPA Stuttgart, März 1985
- [MPA 88] MPA Stuttgart: Forschungsprogramm, Versuche zum Versagen einer Hauptkühlmittelleitung infolge Kriechbruch unter hohem Systemdruck (Abschlußbericht), MPA Stuttgart, Februar 1988
- [NAC 85] Nachtsheim, W., D. Schwarzkopp, H. Hoffmann: Untersuchungen zum Strukturverhalten der Sekundärabschirmung eines Reaktorgebäudes bei

- hypothetischen Kernschmelunfällen, Abschlußbericht Zerna, Schnellenbach und Partner, Bochum, März 1985
- [NRC 81] U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC): Preliminary Assessment at the Zion and Indian Point Nuclear Power Plants and Strategies for Mitigating their Effects, NUREG-0850, Vol. 1, 1981
- [NRC 87] U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC): Reactor Risk Reference Document (Draft for Comment), NUREG-1150, February 1987
- [OH 85] Oh, M. D.: Thermal Hydraulic Modelling and Analysis for Large Scale Vapor Explosions, Ph.D. Thesis, University of Wisconsin, Wisconsin, USA, August 1985
- [OH 87] Oh, M. D.: A Propagation Expansion Model for Large Scale Vapor Explosion, Nuclear Scientific and Engineering 95, 225-240, 1987
- [PEE 80] Peehs, M., G. Kaspar, K. Mollwitz, H. Loscher: Experimentelle Untersuchungen des Verhaltens einer im Verlauf eines hypothetischen Kernschmelzunfalls mit dem Sumpfwasser in Kontakt kommenden Kernschmelze, BMFT RS 292, Abschlußbericht, R 914/02/80, KWU-Erlangen, 1980
- [PFO 83] Pförtner, et.al.: Flame Acceleration and Pressure Built up in Free and Partially Confined Hydrogen-Air Clouds, 9th Colloquium on Dynamics of Explosions and Reactive Systems. Poitiers, France, July 1983
- [PIL 86] Pilch, M., and W. W. Tarbell: Preliminary Calculations on Direct Heating of a Containment Atmosphere by Airborne Core Debris, NUREG/CR-4456, 1986
- [POT 73] Potter, R., D. Jakeman: A Review of the CREST Comparison of Sodium/Fuel Interaction Computations Covering Seven Methods, Second Specialist Meeting on Sodium-Fuel Interaction in Fast Reactors, Committee on the Safety of Nuclear Installations, OECD Nuclear Energy Agency, Ispra, Italy, 1973, S. 475/88, November 1973
- [RAT 85] Ratzel, A. C.: Data Analyses for Nevada Test Site (NTS) Premixed Combustion Tests, NUREG/CR-4138 SAND85-0135 R 3 Printed May 1985
- [RED 82] Reddy, G. B., D. J. Ayres: High-Temperature Elastic-Plastic and Creep Properties for SA 533 Grade B Class I and SA 508 Materials, NP-2763, prepared by Combustion Engineering, Inc. for EPRI, 1982
- [REI 81a] Reimann, M.: DEHDIS - Ein Berechnungsmodell zur Aufteilung der Nachwärmeleistung in der metallischen und der oxidischen Phase einer LWR-Kernschmelze im Containment, KfK-Primärbericht, 06.01.12P17B, 1981
- [REI 81b] Reimann, M., W.B. Murfin: The WECHSL-Code: A Computer Program for the Interaction of a Core Melt with Concrete, KfK 2890, Kernforschungszentrum Karlsruhe, 1981
- [REI 87] Reimann, M.: Verification of the WECHSL-Code on Melt/Concrete Interaction and Application to the Core Melt Accident, Nuclear Engineering and Design: 103, 127-137, 1987
- [RIC 73] Richter, F.: Physikalische Eigenschaften von Stählen und ihre Temperaturabhängigkeit - Polynome und graphische Darstellungen, Nachdruck Stahleisen-Sonderberichte, Heft 10, Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, 1973
- [RIV 81] Rivard, J. B. et al.: Interim Technical Assessment of the MARCH Code, SAND81-1672, NUREG/CR-2285, 1981
- [RAT 85] Ratzel, A. C.: Data Analyses for Nevada Test Site (NTS) Premixed Combustion Tests NUREG/CR-4138 SAND85-0135 R 3 Printed May 1985
- [RED 82] Reddy, G.B., D.J. Ayres: High-Temperature Elastic-Plastic and Creep

Properties for SA 533 Grade B Class I and SA 508 Materials, NP-2763, prepared by Combustion Engineering, Inc. for EPRI, 1982

- [REI 81a] Reimann, M.: DEHDIS - Ein Berechnungsmodell zur Aufteilung der Nachwärmeleistung in der metallischen und der oxidischen Phase einer LWR-Kernschmelze im Containment, KfK-Primärbericht, 06.01.12P17B, 1981
- [REI 81b] Reimann, M., W. B. Murfin: The WECHSL-Code: A Computer Program for the Interaction of a Core Melt with Concrete, KfK 2890, Kernforschungszentrum Karlsruhe, 1981
- [REI 87] Reimann, M.: Verification of the WECHSL-Code on Melt/Concrete Interaction and Application to the Core Melt Accident, Nuclear Engineering and Design: 103, 127-137, 1987
- [RIC 73] Richter, F.: Physikalische Eigenschaften von Stählen und ihre Temperaturabhängigkeit - Polynome und graphische Darstellungen, Nachdruck Stahleisen-Sonderberichte, Heft 10, Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, 1973
- [RIV 81] Rivard, J. B. et al.: Interim Technical Assessment of the MARCH Code, SAND81-1672, NUREG/CR-2285, 1981
- [RSK 86] Empfehlungen der Reaktor-Sicherheitskommission (RSK) auf ihrer 218. Sitzung am 17. Dezember 1986: Überprüfung der Sicherheit der Kernkraftwerke mit Leichtwasserreaktor in der Bundesrepublik Deutschland
- [SAN 84] Sanchez Sarmiento, G. et al.: Failure Internal Pressure of Spherical Steel Containments, Second Workshop on Containment Integrity, Washington DC, NUREG/CP-0056, August 1984
- [SCH 79] Schulz, H., Glahn, M.: Requirements on the Mechanical Design of Reactor Systems Operating at Elevated Temperatures, SMiRT 5, L6/4, Berlin 1979
- [SCH 81] Schueller G. I. et al.: Zuverlässigkeitsbeurteilung für den Sicherheitseinschluß am Beispiel des Druckwasserreaktors, Förderungsvorhaben 150201 C, Anhangband, TU-München, September 1981
- [SCH 83] Schwarzott, W., u. a.: Detaillierung von KAVERN und Programmentwicklung zur Gasabströmung aus der Schildgrube, BMFT RS 379, Abschlußbericht 1983
- [SCH 86] Schwinges, B.: Simulation von Brandwirkungen im HDR-Containment mit dem RALOC-Code Vortrag Jahrestagung Kerntechnik, 8.-10. April 1986, Aachen
- [SCH 88] Schwinges, B.: Vorausrechnung der HDR-Brandversuche T51.22, T51.25 mit RALOC-MOD2/85, (Gasbrennerversuche mit zweiter Abgasöffnung), GRS-A-1435, April 1988
- [SHA 57] Shapiro, Z. M. und T. R. Moffette: Hydrogen Flamability Data and Application to PWR Loss-of-Coolant Accidents USAEC Report WARD-SC 545, Westinghouse Electric Corp. Pittsburg, PA. September 1957
- [SHE 86] Sherman, M. P., et al.: The Effect of Transverse Venting on Flame Acceleration and Transition to Detonation in a Large Channel, American Institute of Aeronautics and Astronautics (AIAA) Progress in Aeronautics and Astronautics Series, Vol. 106, pp. 66, 1986
- [SIE 88] Siegler, W. und D. Hoffmann: Self-Contained H₂-Igniters French-German Specialist Meeting on Hydrogen Aspects During S. A. Offenbach/Karlstein, June 30.-July 1., 1988

- [SKO 79] Skokan, A. et al.: Chemical Reactions between Light Water Reactor Core Melt and Concrete, Nucl. Techn. 46, 255-262, 1979
- [SWE 84] Swenson, D. et al.: An Uncertainty Study of PWR Steam Explosions, NUREG-CR-3369, May 1984
- [TAR 86] Tarbell, W. et al.: Pressurized Melt Ejection into Scaled Reactor Cavities NUREG/CR-4512, 1986
- [THE 87] Theofanous, T. G. et al.: An Assessment of Steam Explosion Induced Containment Failure, Nuclear Science and Engineering 97, 259-326, 1987
- [TOL 86] Tolman, E. L. et al.: TMI-2 Accident Scenario Update, EGG-TMI-7489, Dec. 1986, EG&G Idaho, Inc., Idaho Falls, Idaho 83415
- [VDT 72] Vereinigung der Technischen Überwachungsvereine (VdTÜV): Warmfester Baustahl 22NiMoCr37, Werkstoffblätter, Mai 1972
- [VER 72] VdTÜV, Vereinigung der Technischen Überwachungs-Vereine Warmfester Baustahl 22 NiMoCr 37, Werkstoffblätter, Mai 1972
- [WEL 84] Wellein, R.: Versagenswahrscheinlichkeit der Stahlhülle (Personenschleuse) Deutsche Risikostudie, Phase B, Biblis B, KWU – R 214/84/254, 13. 8. 1984
- [WEL 85] Wellein, R., G. Weckesser, R. Wölk, G. Reinheimer: Untersuchungen zum Gebäudeabschluß, Freisetzungspfade im Rahmen der DRS, Phase B, Abschlußbericht Förderungsvorhaben BMFT 1500 576, April 1985
- [WOO 84] Wooton, R. O., P. Cybulskis and S. F. Quayle: MARCH-2 (Meltdown Accident Response Characteristics), Code Description and Users's Manual, NUREG/CR-3988, BMI-2115, September 1984
- [YER 84] Yerkess, A.: The Computer Code SEURBNUK-2, Part 1: General Description, EUR Report, Part 2: Input and Output Specifications, EUR 9390 EN/II, 1984

9 Analysen zur Freisetzung von Spaltprodukten in die Umgebung bei Kernschmelzunfällen

9.1 Einführung

Bei Unfallabläufen mit Kernschmelzen wird ein großer Teil der radioaktiven Stoffe aus dem Reaktorkern freigesetzt. In diesem Kapitel wird beschrieben, wie die radioaktiven Stoffe aus dem Kern freigesetzt werden, wie sie sich beim weiteren Transport in der Anlage verhalten und in welchem Umfang sie in die Umgebung gelangen. Die Phänomene und Prozesse, die dabei von Bedeutung sind, und die Modelle und Einflußgrößen, die für deren Beschreibung verwendet werden, sind in Abschnitt 9.2 dargestellt. In Abschnitt 9.3 wird das Freisetzungsverhalten der radioaktiven Stoffe für typische Unfallabläufe mit Kernschmelzen analysiert. In Abschnitt 9.4 werden die Ergebnisse der Analysen zusammengefaßt und bewertet.

Während der Arbeiten zur Studie wurde mehrfach auf Fachtagungen und Veröffentlichungen über den Stand der Untersuchungen zur Spaltproduktfreisetzung und vorliegende Zwischenergebnisse berichtet [FRI 86a, FRI 86b, FRI 86c, HEU 89].

9.2 Phänomenologischer Überblick

9.2.1 Freisetzung aus dem Kern und Primärsystem

Es wird untersucht, welche Phänomene und Prozesse bei der Freisetzung aus dem Kern und dem Primärsystem bei Kernschmelzunfällen zu berücksichtigen sind. Dabei wird darauf eingegangen, durch welche Modelle diese Phänomene und Prozesse beschrieben werden können, welche Einflußgrößen zu beachten sind. Dazu wird nacheinander eingegangen auf

- das Kerninventar,
- die Freisetzung aus dem Kern,
- die chemische Form des Jods und
- die Spaltproduktückhaltung im Primärsystem.

9.2.1.1 Kerninventar

Während des Betriebes eines Kernkraftwerkes werden im Reaktorkern Spalt- und Aktivierungsprodukte gebildet. Zur Berechnung des nach Nukliden aufgeschlüsselten Kerninventars wird das Programm ORIGEN2 benutzt. Das berechnete Aktivitätsinventar der Spalt- und Aktivierungsprodukte ist für einen mittleren Abbrand von jeweils 10 000, 20 000 und 30 000 MWd/t U je Kernregion in Tabelle 9-1 aufgelistet. Außerdem sind die elementspezifischen Massen im Kernbereich in Tabelle 9-2 aufgeführt.

9.2.1.2 Freisetzung aus dem Kern

In den letzten Jahren wurden eine Reihe von Experimenten und theoretischen Untersuchungen zur Freisetzung von Spaltprodukten aus geborstenen und überhitzten Brennstäben durchgeführt. Die Freisetzung von Spaltprodukten hängt stark vom Temperaturverlauf der Brennstäbe ab.

Tab. 9-1: Aktivitätsinventar des Reaktorkerns zum Zeitpunkt des Unfallbeginns bei einem Abbrand von 10 000, 20 000, 30 000 MWd/t Uran pro Kerndrittel

Nuklid	Halbwertszeit /s/	Radioaktivität /Bq/
Na 24	5.400E+04	1.216E+15
Ar 41	6.577E+03	2.992E+08
Cr 51	2.394E+06	1.845E+17
Mn 54	2.700E+07	5.143E+15
Mn 56	9.283E+03	3.471E+16
Fe 55	2.600E+00	2.685E+16
Fe 59	4.500E+01	2.535E+15
Co 58	6.115E+06	2.976E+16
Co 60	1.663E+08	3.944E+16
Ni 59	8.000E+01	1.481E+13
Ni 65	9.072E+03	5.491E+15
Zn 65	2.107E+07	4.192E+14
Zn 69m	4.954E+04	2.638E+13
Kr 83m	6.588E+03	4.828E+17
Kr 85m	1.613E+04	1.038E+18
Kr 85	3.383E+08	2.326E+16
Kr 87	4.578E+03	2.007E+18
Kr 88	1.022E+04	2.829E+18
Rb 86	1.612E+06	4.292E+15
Rb 88	1.068E+03	2.869E+18
Rb 89	9.120E+02	3.692E+18
Sr 89	4.363E+06	3.874E+18
Sr 90	9.190E+08	1.755E+17
Sr 91	3.420E+04	4.729E+18
Sr 92	9.756E+03	5.076E+18
Sr 93	4.500E+02	5.687E+18
Y 90m	1.116E+04	5.520E+13
Y 90	2.304E+05	1.930E+17
Y 91m	2.983E+03	2.744E+18
Y 91	5.055E+06	4.914E+18
Y 92	1.274E+04	5.099E+18
Y 93	3.636E+04	5.824E+18
Zr 93	4.828E+13	4.666E+12
Zr 95	5.528E+06	6.579E+18
Zr 97	6.084E+04	6.586E+18
Nb 93m	4.292E+08	2.016E+11
Nb 95m	3.118E+05	4.773E+16
Nb 95	3.037E+06	6.505E+18
Nb 97	4.326E+03	6.638E+18
Mo 93	1.104E+11	7.844E+10
Mo 99	2.376E+05	6.760E+18
Mo101	8.772E+02	6.223E+18
Tc 99m	2.167E+04	5.913E+18
Tc 99	6.722E+12	3.071E+13
Tc101	8.520E+02	6.227E+18

Tab. 9-1: Aktivitätsinventar des Reaktorkerns zum Zeitpunkt des Unfallbeginns bei einem Abbrand von 10 000, 20 000, 30 000 MWd/t Uran pro Kerndrittel
(I. Fortsetzung)

Nuklid	Halbwertszeit /s/	Radioaktivität /Bq/
Ru103	3.394E+06	5.391E+18
Ru105	1.598E+04	3.523E+18
Ru106	3.181E+07	1.285E+18
Rh103m	3.367E+03	4.854E+18
Rh105	1.273E+05	3.226E+18
Ag110m	2.159E+07	9.446E+16
Ag111	6.437E+05	2.349E+17
Sb124	5.201E+06	2.708E+15
Sb125	8.741E+07	3.870E+16
Sb126	1.071E+06	3.580E+15
Sb127	3.326E+05	3.826E+17
Sb128m	6.240E+02	6.453E+17
Sb128	3.244E+04	5.124E+16
Sb129	1.555E+04	1.160E+18
Sb130m	3.780E+02	1.712E+18
Sb130	2.400E+03	3.752E+17
Sb131	1.380E+03	3.079E+18
Sb132m	2.520E+02	1.208E+18
Sb132	1.680E+02	1.844E+18
Te125m	5.011E+06	7.548E+15
Te127m	9.418E+06	4.629E+16
Te127	3.366E+04	3.748E+17
Te129m	2.903E+06	1.697E+17
Te129	4.176E+03	1.140E+18
Te131m	1.080E+05	5.265E+17
Te131	1.500E+03	3.255E+18
Te132	2.815E+05	5.239E+18
Te133m	3.324E+03	2.832E+18
Te133	7.470E+02	4.418E+18
Te134	2.508E+03	6.375E+18
J129	4.954E+14	6.949E+10
J130	4.450E+04	8.599E+16
J131	6.947E+05	3.670E+18
J132	8.280E+03	5.317E+18
J133	7.488E+04	7.570E+18
J134	3.156E+03	8.318E+18
J135	2.380E+04	7.060E+18
Xe131m	1.028E+06	4.100E+16
Xe133m	1.892E+05	2.351E+17
Xe133	4.532E+05	7.566E+18
Xe135m	9.174E+02	1.465E+18
Xe135	3.272E+04	1.607E+18
Xe138	8.502E+02	6.312E+18
Cs134m	1.044E+04	1.195E+17

Tab. 9-I: Aktivitätsinventar des Reaktorkerns zum Zeitpunkt des Unfallbeginns bei einem Abbrand von 10 000, 20 000, 30 000 MWd/t Uran pro Kerndrittel
(2. Fortsetzung)

Nuklid	Halbwertszeit /s/	Radioaktivität /Bq/
Cs134	6.507E+07	2.695E+17
Cs135	7.258E+13	7.848E+11
Cs136	1.132E+06	1.154E+17
Cs137	9.467E+08	2.860E+17
Cs138	1.932E+03	6.982E+18
Ba139	4.962E+03	6.804E+18
Ba140	1.105E+06	6.597E+18
La140	1.448E+05	6.752E+18
La141	1.415E+04	6.227E+18
La142	5.562E+03	6.042E+18
Ce141	2.809E+06	6.294E+18
Ce143	1.188E+05	5.835E+18
Ce144	2.456E+07	3.822E+18
Pr143	1.172E+06	5.724E+18
Pr145	2.153E+04	3.959E+18
Nd147	9.556E+05	2.482E+18
Pm147	8.279E+07	4.248E+17
Pm148m	3.568E+06	9.058E+16
Pm148	4.640E+05	8.480E+17
Pm149	1.911E+05	2.038E+18
Pm151	1.022E+05	6.934E+17
Eu152m	3.355E+04	3.038E+14
Eu152	4.292E+08	1.512E+13
Eu154	2.714E+08	1.740E+16
Eu155	1.565E+08	1.186E+16
Eu156	1.312E+06	3.792E+17
Ra226	5.049E+10	2.188E+04
U234	7.716E+12	4.444E+12
U235	2.221E+16	1.187E+11
U238	1.410E+17	1.210E+12
Np237	6.753E+13	5.901E+11
Np238	1.829E+05	6.453E+17
Np239	2.035E+05	7.267E+19
Pu236	8.997E+07	9.454E+11
Pu238	2.769E+09	3.171E+15
Pu239	7.594E+11	9.964E+14
Pu240	2.063E+11	1.208E+15
Pu241	4.544E+08	2.687E+17
Pu242	1.221E+13	2.601E+12
Am241	1.364E+10	1.754E+14
Am242m	4.797E+09	1.009E+13
Am242	5.767E+04	1.323E+17
Am243	2.329E+11	2.068E+13

Tab. 9-1: Aktivitätsinventar des Reaktorkerns zum Zeitpunkt des Unfallbeginns bei einem Abbrand von 10 000, 20 000, 30 000 MWd/t Uran pro Kerndrittel
(3. Fortsetzung)

Nuklid	Halbwertszeit /s/	Radioaktivität /Bq/
Cm242	1.410E+07	5.624E+16
Cm243	8.994E+08	1.956E+13
Cm244	5.715E+08	1.940E+15
Cm245	2.682E+11	1.332E+11
Cm246	1.493E+11	2.449E+10
Cm247	4.923E+14	5.876E+04
Cm248	1.070E+13	1.169E+05

Frühere Experimente wurden mit wenigen Ausnahmen ohne Zirkaloy-Brennstabhüllen und nicht unter Dampfatmosfera durchgeführt. Realistischere Ergebnisse liefern Versuche mit abgebrannten Brennelementen unter Helium- oder Wasserdampfatmosfera, die in Oak Ridge von R.A. Lorenz et al. [LOR 80a, LOR 80b, LOR 80c und LOR 81] durchgeführt wurden. Eine Übersicht über Freisetzungsexperimente gibt [NRC 81].

Die Ergebnisse der Experimente zeigen deutlich, daß nur ein Bruchteil (0,7 % bis 1,5 %) des Inventars an Cäsium und Jod, das sich während des Betriebs im Spaltgasraum angesammelt hat, beim Bersten der Brennstabhüllrohre freigesetzt wird.

Kommt es bei einem Störfall zum Versagen oder verzögerten Einsatz der Kernkühlung, kann der Kern sich auf Temperaturen $> 1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ aufheizen. In diesem Fall erreichen auch die weniger stark belasteten Brennstäbe Temperaturen, die zum Bersten der Hülle und damit zur Freisetzung von Spaltgasen führen. Darüber hinaus werden durch die höheren Temperaturen die im Spalt abgelagerten radioaktiven Stoffe verstärkt freigesetzt. Der Siedepunkt von CsJ z. B. liegt bei $1280\text{ }^{\circ}\text{C}$. Die Spaltprodukte können bei hohen Temperaturen auch aus der Brennstoffmatrix herausdiffundieren.

Von Ritzmann [RIT 82a, RIT 82b] wurde mit verschiedenen Freisetzungsmoellen eine Reihe von Vergleichsrechnungen für einen Unfallablauf durchgeführt, bei dem eine Aufheizung des Kerns bis zum Schmelzen angenommen wurde. Die größten Unterschiede in den einzelnen Rechnungen traten in dem Bereich auf, in dem der Kern noch nicht geschmolzen war. Sobald die Schmelztemperatur erreicht war, verringerten sich diese Unterschiede. In den einzelnen Modellen wurden für leichtflüchtige Nuklide Freisetzungswerte ermittelt, die sich um weniger als den Faktor 2 unterschieden. Der Grund hierfür ist, daß bei den leichtflüchtigen Nukliden bei hohen Temperaturen die Freisetzungsraten sehr hoch sind. Dadurch wirken sich die Modellunterschiede kaum mehr aus. Anders sieht es im Bereich des Kernschmelzens bei den weniger flüchtigen Nukliden aus. Einen entscheidenden Einfluß auf die Größe der Freisetzung der weniger flüchtigen Nuklidgruppen Te, Ba, Sr, Sb, Zr und Ru hat der Grad der Zirkaloy-Oxidation. Dies haben Experimente bei KfK (Versuchsstand SASCHA) und ORNL gezeigt.

Die in den SASCHA-Experimenten ermittelten Freisetzungen für Te und Sb waren um einen Faktor 2-3 größer als die bei ORNL gemessenen. Ein noch größerer Unterschied

Tab. 9-2: Masseninventar des Reaktorkerns zum Zeitpunkt des Unfallbeginns bei einem Abbrand von 10 000, 20 000 30 000 MWd/t Uran pro Kerndrittel

Element	Masse /kg/	Kennzeichnung in ORIGEN2
H	9.816E-03	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
He	1.540E-01	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Li	1.102E-01	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
B	8.468E-02	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
C	1.025E+01	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
N	4.839E+00	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
O	1.367E+04	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
F	1.087E+00	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Na	1.523E+00	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Mg	2.054E-01	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Al	1.237E+01	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Si	4.792E+00	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
P	3.557E+00	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
S	1.254E-01	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Cl	5.392E-01	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Ca	2.033E-01	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Ti	1.434E+01	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
V	9.494E-01	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Cr	7.721E+02	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Mn	3.746E+00	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Fe	1.958E+03	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Co	1.524E+01	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Ni	1.208E+03	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Cu	1.903E+00	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Zn	4.098E+00	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Sr	2.161E-02	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Zr	2.927E+04	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Nb	9.877E+01	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Mo	5.769E+01	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Tc	5.340E-03	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Ru	1.229E-02	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Pd	1.757E-01	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Ag	1.980E+03	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Cd	1.554E+02	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
In	3.593E+02	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Sn	4.496E+02	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Sb	2.426E-01	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Te	3.252E-02	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Gd	2.514E-01	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
W	1.915E-01	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Re	1.056E-02	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Pb	1.016E-01	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
Bi	4.065E-02	AKTIVIERUNGSPRODUKTE
U	9.897E+04	AKTINIDEN UND TÖCHTER
Np	3.115E+01	AKTINIDEN UND TÖCHTER
Pu	6.701E+02	AKTINIDEN UND TÖCHTER

Tab. 9-2: Masseninventar des Reaktorkerns zum Zeitpunkt des Unfallbeginns bei einem Abbrand von 10 000, 20 000, 30 000 MWd/t Uran pro Kerndrittel
(Fortsetzung)

Element	Masse /kg/	Kennzeichnung in ORIGEN2
Am	4.216E+00	AKTINIDEN UND TÖCHTER
Cm	1.141E+00	AKTINIDEN UND TÖCHTER
H	3.492E-03	SPALTPRODUKTE
Ge	4.149E-02	SPALTPRODUKTE
As	1.285E-02	SPALTPRODUKTE
Se	3.584E+00	SPALTPRODUKTE
Br	1.395E+00	SPALTPRODUKTE
Kr	2.403E+01	SPALTPRODUKTE
Rb	2.226E+01	SPALTPRODUKTE
Sr	6.239E+01	SPALTPRODUKTE
Y	3.187E+01	SPALTPRODUKTE
Zr	2.266E+02	SPALTPRODUKTE
Nb	4.363E+00	SPALTPRODUKTE
Mo	1.955E+02	SPALTPRODUKTE
Tc	4.897E+01	SPALTPRODUKTE
Ru	1.431E+02	SPALTPRODUKTE
Rh	2.653E+01	SPALTPRODUKTE
Pd	5.967E+01	SPALTPRODUKTE
Ag	4.192E+00	SPALTPRODUKTE
Cd	5.318E+00	SPALTPRODUKTE
In	1.929E-01	SPALTPRODUKTE
Sn	5.315E+00	SPALTPRODUKTE
Sb	2.017E+00	SPALTPRODUKTE
Te	2.886E+01	SPALTPRODUKTE
J	1.479E+01	SPALTPRODUKTE
Xe	3.262E+02	SPALTPRODUKTE
Cs	1.697E+02	SPALTPRODUKTE
Ba	8.581E+01	SPALTPRODUKTE
La	7.644E+01	SPALTPRODUKTE
Ce	1.838E+02	SPALTPRODUKTE
Pr	6.642E+01	SPALTPRODUKTE
Nd	2.175E+02	SPALTPRODUKTE
Pm	1.280E+01	SPALTPRODUKTE
Sm	4.162E+01	SPALTPRODUKTE
Eu	8.422E+00	SPALTPRODUKTE
Gd	3.449E+00	SPALTPRODUKTE
Tb	1.364E-01	SPALTPRODUKTE
Dy	6.225E-02	SPALTPRODUKTE
Ho	6.088E-03	SPALTPRODUKTE
Er	2.405E-03	SPALTPRODUKTE

zeigte sich bei Ba, Zr und Ru. Bei Ba waren die ORNL-Freisetzungswerte um etwa zwei Größenordnungen höher. Die Unterschiede können durch den unterschiedlichen Oxidationsgrad des Zirkalloys erklärt werden [ALB 84].

Bei geringer Oxidation ist das Zirkonium, das sehr reaktiv ist, in der Lage, BaO zu reduzieren. Da das elementare Ba eine erheblich höhere Flüchtigkeit als BaO hat, kommt es zu einer verstärkten Ba-Freisetzung. Te und Sb dagegen können an die metallische Phase des Zirkoniums gebunden und damit stärker zurückgehalten werden.

Mit steigender Oxidation werden die Zirkoniumverbindungen zu ZrO_2 oxidiert. Dies führt einerseits zu einer verstärkten Te- und Sb-Freisetzung, andererseits zur Minderung der Reduktion von BaO zu dem leichter flüchtigen elementaren Ba.

Für Ru wird der thermodynamisch wahrscheinlichste nicht oxidierte Zustand angenommen.

9.2.1.3 Chemische Form des Jods

Über die chemische Form des Jods unmittelbar beim Austritt aus dem Brennstoff ist der Kenntnisstand begrenzt. Aus im Hochvakuum durchgeführten Untersuchungen läßt sich ableiten, daß zumindest ein Teil des Jods in elementarer Form freigesetzt wird. Es ist jedoch von untergeordneter Bedeutung, in welcher chemischen Form das Jod aus dem Brennstoff freigesetzt wird, da innerhalb des Primärkreises eine Vielzahl chemischer Reaktionen ablaufen, die die in den Sicherheitsbehälter übertretende chemische Form bestimmen.

Das bei hohen Temperaturen wahrscheinlich als neutrale Atome aus dem Brennstoff austretende Jod kann untereinander zum molekularen Jod J_2 rekombinieren. Mit dieser Reaktion in Konkurrenz stehen jedoch mindestens zwei andere Reaktionen, nämlich die mit Wasserstoff und mit Cäsium, wobei beide Elemente im stöchiometrischen Überschuß gegenüber Jod vorhanden sind. Neuere reaktionskinetische Berechnungen [NRC 81] zeigen, daß in einem H_2O , H_2 , Cs und J enthaltenden System im Gleichgewichtszustand nahezu alles Jod zu CsJ umgesetzt wird. Dies ist unter den herrschenden Bedingungen die thermodynamisch stabilste Jod-Verbindung. Durch Reaktion von Jod-Atomen mit Silber-Atomen aus den Steuerstäben kann in der Gasphase wasserunlösliches AgJ gebildet werden. Experimente in der SASCHA-Anlage deuten darauf hin, daß bis zu 1/4 des Jods mit Silber im Primärkreis reagieren kann [ALB 84].

Die wichtigste Frage in diesem Zusammenhang ist die nach dem prozentualen Anteil des elementaren Jods im ausströmenden Gemisch. Exakte Berechnungen sind z. Z. aufgrund fehlender bzw. nicht genau bekannter kinetischer Daten nicht möglich, experimentelle Untersuchungen liegen nur im Labormaßstab vor. Hier sind vor allem die im ORNL durchgeführten Freisetzungsversuche zu erwähnen, die an bestrahlten Brennstabsegmenten in Dampfatmosfera ausgeführt wurden [LOR 80a, LOR 80b]. Diese Experimente ermöglichen Aussagen zur chemischen Form des Jods bei der Freisetzung. Dabei hat sich gezeigt, daß insgesamt weniger als 0,5 %, bei Freisetzungstemperaturen oberhalb etwa 1600 °C sogar weniger als 0,1 %, des freigesetzten Jods in gasförmiger Form vorliegt, wobei z. Z. noch ungeklärt ist, ob diese flüchtige Form elementares Jod oder zumindest teilweise Jod-Wasserstoff HJ ist.

Cäsium kann mit einigen Oxiden Verbindungen bilden, die thermodynamisch stabiler sind als CsJ, so daß durch diese Reaktion CsJ unter Freisetzung von Jodwasserstoff HJ zersetzt würde; HJ seinerseits kann bei hohen Temperaturen wiederum zu neutralen Jod-Atomen thermisch zerlegt werden. Unter Unfallbedingungen innerhalb des Primärkreislaufes

kommt als Partner für derartige Reaktionen nur Cr_2O_3 in Frage; die thermodynamische Stabilität des gebildeten Cs_2CrO_4 ist etwa der des CsJ vergleichbar [HOS 83].

CsJ kann auch durch radioaktive Strahlung zersetzt werden. Welcher Anteil an elementarem Jod durch Radiolyse gebildet wird, ist unklar. Die ORNL-Experimente wurden mit drei Jahre alten Brennstäben durchgeführt. Deshalb sind sie bezüglich des Strahlenpegels nicht repräsentativ zu den Verhältnissen im Reaktordruckbehälter bei einem Kernschmelzunfall.

Die bisherigen Erkenntnisse ermöglichen keine präzisen Aussagen zum J_2 -Anteil. Für Kernschmelzunfälle wird jedoch ein Wert von 1 % als pessimistisch angesehen. Das restliche Jod liegt als Jodid vor.

9.2.1.4 Spaltproduktückhaltung im Primärkreis

Für die Spaltproduktückhaltung ist zu unterscheiden zwischen:

- suspendierten Gasen
- suspendierten Partikeln
- abgelagerten Partikeln
- kondensierten Gasen und
- adsorbierten Spezies.

Letztere sind Gase, die durch chemische Reaktionen an den Oberflächen des Primärkreises irreversibel gebunden werden.

Für die einzelnen Spezies und chemischen Verbindungen sind jedoch nicht alle 5 Zustände möglich. Edelgase werden nicht abgelagert, sie liegen lediglich als suspendiertes Gas vor. Elementares Jod (J_2) kann bei niedrigen Temperaturen (150–550 °C) als suspendiertes Gas an Edelstahloberflächen chemisch gebunden werden [JOR 85]. Für CsJ , CsOH und Te werden alle 5 Zustände betrachtet. Unter den getroffenen Modellannahmen (TRAPMELT, siehe Abschnitt 9.2.5) wird, gestützt auf die Experimente von Elrick und Sallach [ELR 83], für CsOH die Sorptionsgeschwindigkeit an Edelstahl bei 10^{-4} m/s und für Te bei 10^{-2} m/s angenommen. Die Sorptionsgeschwindigkeit von CsJ ist vernachlässigbar. Bei den übrigen Spezies kann angenommen werden, daß sie nach der Freisetzung aus dem Reaktorkern spontan Aerosolpartikel bilden. Als innere Wechselwirkungen zwischen den luftgetragenen Aerosolpartikeln kommen

- Brownsche Koagulation
 - turbulente Koagulation
 - Gravitations-Koagulation
- in Betracht.

Die Verringerung der luftgetragenen Partikelkonzentration wird durch folgende Prozesse bewirkt:

- Sedimentation
Unter dem Einfluß der Schwerkraft werden die Aerosolpartikel auf horizontalen Flächen abgeschieden.
- Thermophorese
Abscheidung von Aerosolteilchen aus dem wärmeren Gasraum an kühlere Wandoberflächen infolge des Temperaturgradienten.

- Turbulente Ablagerung
Abscheidung von Aerosolpartikeln bei turbulenter Strömung wie auch bei laminarer Strömung.

Eine Wiederverdampfung abgelagerter oder kondensierter Spaltprodukte wird dann möglich, wenn die momentane Konzentration der jeweiligen Spezies in der Gasphase kleiner ist als die Sättigungskonzentration bei den entsprechenden Temperaturen der Strukturen oder der Atmosphäre. Hierfür können zwei Ursachen verantwortlich sein:

- Steigende Temperatur der Struktur oder der Atmosphäre infolge der Aufheizung durch die Nachzerfallsleistung der abgelagerten Spaltprodukte oder
- die Konzentrationsverminderung in der Gasphase durch Strömungsvorgänge.

Dieser Mechanismus führt schließlich, insbesondere bei Jod und Cäsium, zu einer verringerten Ablagerung in Rohrleitungssystemen.

9.2.2 Freisetzung bei der Schmelze-Beton-Wechselwirkung

Nach dem Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters gelangt Schmelze in den unteren Teil der Reaktorkaverne, und es kommt zur Schmelze-Beton-Wechselwirkung. Zum Eindringen von Schmelze in Beton wurden im Kernforschungszentrum Karlsruhe und in den USA (Sandia) Experimente durchgeführt.

Die ursprünglich heiße Schmelze dringt in den ersten 10–20 min sehr rasch vertikal in den Beton ein. Dabei wird eine große Menge an Gasen wie H_2O und CO_2 freigesetzt. Durch Wärmeabgabe an den umgebenden Beton und durch Vermischung der Schmelze mit aufgeschmolzenem Beton sinkt die Temperatur der Schmelze sehr rasch ab, und es kommt zur Krustenbildung. Dieser schnelle Temperaturabfall wird etwas vermindert durch exotherme Reaktionen in der Schmelze. Durch die Oxidation von Metallen (Zr, Cr, Fe) entsteht auch H_2 und CO . Die weitere Penetration verläuft nach dieser ersten Phase erheblich langsamer und auch stärker in horizontaler Richtung.

Die bei der Schmelze-Beton-Wechselwirkung freigesetzten Aerosolpartikel gelangen mit der Gasabströmung in den Sicherheitsbehälter. Die Freisetzung dieser Partikel hängt hauptsächlich ab von:

- dem Temperaturverlauf der Schmelze
- der Masse des entstehenden Gases
- der Betonzusammensetzung (basaltisch/kalkhaltig)
- der Zusammensetzung der Schmelze.

Die chemischen Prozesse bei der Schmelze-Beton-Wechselwirkung werden insbesondere von der Betonzusammensetzung und dem Anteil metallischen Zirkoniums beeinflusst. Hierbei können schwerflüchtige Verbindungen in flüchtigere Formen überführt werden. Weiterhin können Aerosole durch Bildung kleiner Schmelzfragmente beim Zerplatzen von Gasblasen an der Schmelzoberfläche erzeugt werden.

9.2.3 Spaltproduktverhalten in der Anlage

In diesem Kapitel wird untersucht, welche Phänomene und Prozesse beim Spaltproduktverhalten in der Anlage eine Rolle spielen. Behandelt wird

- das Verhalten gasförmigen Jods im Sicherheitsbehälter, Ringraum und Hilfsanlagegebäude und beim Eindampfen des Sumpfwassers und
- das Aerosolverhalten.

9.2.3.1 Verhalten von Jod

● Verhalten in der Atmosphäre des Sicherheitsbehälters

Die in den Sicherheitsbehälter freigesetzten Jodformen werden dort durch verschiedene Mechanismen abgeschieden. Ein großer Teil des im Primärkreis gebildeten Jodids (CsJ und u. U. AgJ) kondensiert bei Unterschreiten bestimmter Temperaturen an Aerosolpartikeln.

Das luftgetragene elementare Jod J_2 kann mit organischen Substanzen unter Bildung flüchtiger Organojod-Verbindungen reagieren. Durch Radiolyse, wie auch durch den hohen Dampfgehalt, können diese organischen Jod-Verbindungen wieder zersetzt werden. Es ist zu erwarten, daß sich nach ca. 5 h eine Gleichgewichtskonzentration des Organojods in der Atmosphäre des Sicherheitsbehälters einstellen wird. Die maximal mögliche Gleichgewichtskonzentration für Organojod dürfte unter den gegebenen Verhältnissen bei weniger als 10 % der luftgetragenen elementaren J_2 -Konzentration liegen.

Ein Teil des luftgetragenen elementaren Jods gelangt mit Kondensat in den Sumpf. Zwischen der J_2 -Konzentration in der Gasphase und der J_2 -Konzentration in der flüssigen Phase stellt sich ein Gleichgewichtswert ein.

Die Verteilung von J_2 in Wasser wird durch die sehr schnell ablaufende Hydrolyse beeinflusst:



Das ional im Wasser vorliegende J^- ist sehr schwerflüchtig. Die gebildete unterjodige Säure HJO ist deutlich weniger flüchtig als J_2 . Für die Konzentration in der Gasphase ist daher maßgebend, wie weit das obige Hydrolysegleichgewicht in (9.1) zur rechten Seite verschoben ist. Wesentliche Einflußgrößen sind die Jodkonzentration, der pH-Wert und die Temperatur.

Die Hydrolysereaktion (9.1) ist reversibel. Wird ein Teil des J_2 aus der Gasphase entfernt (z. B. bei großen Leckagen des Sicherheitsbehälters), so stellt sich durch Rekombination von J^- und HJO das Gleichgewicht wieder neu ein.

Die unterjodige Säure kann sich weiter aufspalten:



Durch Bildung von Jodat-Ionen wird die Gesamtkonzentration in der Sicherheitsbehälteratmosphäre weiter reduziert. Die Jodat-Bildung (9.2) läuft unter den im Sumpf vorherrschenden Bedingungen, insbesondere bei niedrigem pH-Wert (5–6), langsam ab [NRC 81]. Über die Geschwindigkeit, mit der der Prozeß (9.2) abläuft, kann gegenwärtig keine zuverlässige Aussage gemacht werden.

Das im Sicherheitsbehälter vorliegende CsJ unterliegt den Aerosolabscheideprozessen. Das abgelagerte CsJ wird von dem Kondensat in den Sumpf gespült und in Cs^+ - und J^- -Ionen gelöst. Das schließlich im großen Überschuß im Sumpf vorliegende J^- verschiebt das Hydrolysegleichgewicht (9.1) zum J_2 und damit zu einer erhöhten Konzentration in der Gasphase.

Unter Berücksichtigung der vorliegenden Bedingungen, wie pH-Wert, J_2 -Konzentration, Temperatur, Radiolyse und großer Jodidüberschuß, kann angenommen werden, daß die

volumenbezogene Konzentration in der Wasserphase 200fach höher ist als in der Gasphase [BEA 85].

Ein Teil des aus den Steuerstäben freigesetzten Silbers verbindet sich mit Jod zu AgJ. Das im Primärkreis gebildete AgJ wird wie die übrigen Aerosolpartikel abgeschieden. Es ist in Wasser unlöslich und lagert sich daher auf den horizontalen Oberflächen oder im Sumpf ab.

Das übrige freigesetzte Silber lagert sich noch innerhalb des Primärkreises an Aerosolpartikel an und gelangt zusammen mit diesen in den Sumpf. Metallisches Silber reagiert mit im Wasser gelöstem elementarem Jod zu AgJ. Dagegen findet praktisch keine Reaktion mit im Sumpfwasser gelöstem Jodid statt [BEA 85]. Silber liegt gegenüber dem in elementarer Form angenommenen Jod in erheblichem Massenüberschuß vor (10 000fach) und macht den Hauptanteil der Aerosolmasse aus (ca. 40 %).

● Verhalten beim Eindampfen des Sumpfwassers

Sumpfwasser wird durch die Nachwärme von Spaltprodukten verdampft. Die Verdampfung wird beschleunigt, wenn Sumpfwasser mit der Kernschmelze in Kontakt kommt. Bei der Druckentlastung des Sicherheitsbehälters wird das in seiner Atmosphäre vorhandene Jod aus dem Sicherheitsbehälter ausgetragen. Die Verminderung der J_2 -Konzentration in der Gasphase wird durch kontinuierliche Nachlieferung aus dem Sumpfwasser ausgeglichen. Dadurch wird ein größerer Teil des elementaren Jods aus dem Sumpf freigesetzt.

In Konkurrenz mit der Nachlieferung von J_2 aus dem Sumpf steht die Bildung von AgJ durch die Reaktion des metallischen Silbers mit im Sumpfwasser gelöstem elementarem Jod. Die AgJ-Reaktion im Sumpf vermindert die J_2 -Freisetzung und führt zu wasserunlöslichem AgJ, das während des Eindampfens als Bodensatz im Sumpf zurückbleibt.

Mit Ausnahme des elementaren Jods sind die im Sumpfwasser vorliegenden Spaltprodukte unter den herrschenden Bedingungen beim Eindampfen des Sumpfwassers nicht flüchtig. Durch Tröpfchenmitriß beim Siedevorgang kann jedoch ein kleiner Teil der im Sumpfwasser gelösten oder suspendierten Spaltprodukte in den Sicherheitsbehälter ausgetragen werden. Mit dem Eindampfen des Sumpfes werden gleichzeitig die gelösten radioaktiven Stoffe aufkonzentriert. Wenn die Löslichkeitsgrenze erreicht wird, kristallisieren die Stoffe aus. Das gesamte im Kern gebildete CsJ und CsOH kann in weniger als 50 l Wasser gelöst werden.

Eine Freisetzung von Jod aus dem Sumpf durch Tröpfchenmitriß ist dann von Bedeutung, wenn die Integrität des Sicherheitsbehälters über mehrere Tage aufrechterhalten wird. In dieser Zeit vermindert sich die Konzentration aerosolförmigen Jods in der Sicherheitsbehälteratmosphäre um mehrere Größenordnungen, so daß schließlich selbst ein kleiner Tröpfchenmitriß die Aktivitätskonzentration völlig bestimmen wird.

● Verhalten im Ringraum und Hilfsanlagegebäude

Über Leckagen in der Stahlhülle gelangt ein kleiner Teil des Jods in den Ringraum.

Das Verhalten aerosolförmigen Jods im Ringraum und Hilfsanlagegebäude wird in Abschnitt 9.2.3.2 näher beschrieben.

Das elementare Jod, das über Leckagen des Sicherheitsbehälters in den Ringraum übertritt, wird bei funktionierender Störfall-Ringraumabsaugung sehr effektiv im Filter zurückgehalten. Ein geringer Teil des elementaren Jods kann mit organischen Substanzen im Ringraum und Hilfsanlagegebäude reagieren und organische Jodverbindungen erzeugen.

Die organischen Jodverbindungen werden ebenfalls bei funktionierender Störfall-Ringraumabsaugung über Filter geleitet. Der Filterwirkungsgrad für organische Jodverbindungen

dungen ist jedoch um ca. 2 Größenordnungen niedriger als für elementares Jod. Wegen des niedrigen Strahlenpegels und geringen Dampfgehaltes im Ringraum und Hilfsanlagegebäude kann angenommen werden, daß sich Organojod-Verbindungen nicht wieder zersetzen.

9.2.3.2 Aerosolverhalten

Das Verhalten aerosolförmiger Partikel wird durch innere Prozesse und durch Transport- und Ablagerungsprozesse bestimmt. Als innere Wechselwirkungsprozesse, die zu einer Änderung der Partikelgrößenverteilung führen, werden

- Brownsche Koagulation und
 - Gravitations-Koagulation
- berücksichtigt.

Die Verringerung der luftgetragenen Partikelkonzentration wird durch folgende Prozesse bewirkt:

- Sedimentation
Unter dem Einfluß der Schwerkraft werden die Aerosolpartikel auf horizontalen Flächen abgelagert.
- Diffusion
Der Gradient der Partikelkonzentration in der laminaren Grenzschicht der Wände beeinflusst die Aerosolabscheidung.
- Diffusiophorese
Transport von Aerosolpartikeln mit dem an Wänden kondensierenden Wasserdampf.
- Leckage
Aerosolaustrag von luftgetragenen Partikeln mit der Gasabströmung.

Resuspension abgelagerter Aerosolpartikel ist auf verschiedene Weise möglich. So können in das Sumpfwasser gelangte Aerosolpartikel durch Tröpfchenmitriß bei der Sumpfwasserverdampfung wieder freigesetzt werden. Hiervon betroffen sind alle wasserlöslichen Partikel wie CsJ, CsOH, BaO, SrO etc. und auch wasserunlösliche, suspendierte Feststoffpartikel, die in den Sumpf gespült werden.

Die Resuspension abgelagerter Aerosolpartikel als Folge einer H₂-Verbrennung wurde in H₂-Verbrennungsexperimenten bei Sandia [NEL 87] untersucht. Die Ergebnisse dieser Versuche lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

- Bei heftigen H₂-Bränden werden mehr als 60 % der abgelagerten Partikel freigesetzt.
- Bis zu 86 % Cs wird resuspendiert.
- Bei „milden“ Bränden liegt die Freisetzung noch im Bereich von 15–55 %.
- Die Anwesenheit einer Dampfatosphäre hat keinen Einfluß auf die Resuspension.

9.2.4 Freisetzung beim Durchschmelzen des Betonfundaments

Bei einem Kernschmelzunfall ist ein Durchschmelzen des 6 m dicken Fundaments des Reaktorgebäudes nach ca. 4–5 Tagen nach Störfallbeginn zu erwarten. Dabei kann durch die Wärmeabfuhr von der Schmelze in das Grundwasser ein weiteres Vordringen der Schmelze nach unten verhindert werden. Danach erfolgt jedoch ein stetiges seitliches Vordringen in die Fundamentplatte.

Das Auslagerverhalten radioaktiver Stoffe und ihr Transport mit dem Grundwasserstrom werden hier nicht untersucht.

Der weitere Ablauf hängt davon ab, ob Maßnahmen durchgeführt werden können, um die weitere Ausbreitung dieser Stoffe zu unterbinden oder zumindest auf den Nahbereich zu begrenzen. Voraussetzung für die Durchführbarkeit solcher Maßnahmen ist jedoch, daß keine massive Kontamination der Umgebung erfolgt ist.

Als technische Gegenmaßnahmen, die einzeln oder in Kombination angewendet werden können, sind zu nennen:

- Brunnengalerien, mit deren Hilfe das kontaminierte Grundwasser abgepumpt werden kann,
- Grundwasserabsenkung durch stetige Wasserförderung, so daß der Grundwasserspiegel im Bereich der Anlage unter Fundamentniveau abgesenkt wird,
- Vereisung des Untergrundes des Reaktorfundaments als Grundwassersperre,
- Einbringen von Dichtungswänden, entweder durch Aushub und Einbringen von Dichtwänden (z. B. Spundwände, Schlitzwände) oder durch abdichtende Injektionen von Zement bzw. Zement-Ton-Suspensionen oder Silikatlösungen.

9.2.5 Rechenprogramme und Modelle

Für die Analyse des Freisetzungs- und Transportverhaltens der radioaktiven Stoffe werden die folgenden Rechenprogramme eingesetzt:

- ORIGEN2 [CRO 80]
ermittelt das Inventar des Reaktorkerns an Aktivierungsprodukten, Spaltprodukten, Aktiniden und Tochternukliden,
- MARCH3 [GIE 86]
berechnet den Verlauf der Kernaufheizung in den verschiedenen Phasen des Kernschmelzunfalls, die Freisetzung von Spaltprodukten und die entstehende Dampf- und Gasabströmung aus dem Kern,
- TRAPMELT3 [JOR 85, GIE 86]
verfolgt den weiteren Transport und die Ablagerung der Spaltprodukte im Primärkreis,
- WECHSL, VANESA [POW 86, GIE 86]
dient zur Berechnung des Freisetzungsverhaltens von radioaktiven und nicht radioaktiven Aerosolpartikeln bei der Schmelze-Beton-Wechselwirkung,
- CONDRU, RALOC (siehe Kapitel 8.1.3)
berechnen die thermodynamische Belastung des Reaktorgebäudes (Sicherheitsbehälter, Ringraum, Hilfsanlagegebäude),
- NAUA [BUN 87]
ermittelt das Verhalten der aerosolförmig in die Atmosphäre des Reaktorgebäudes freigesetzten Partikel aus der Kernschmelze,
- IMPAIR (JOD-Modell) [HAS 87]
beschreibt die Verteilung der aerosol- und gasförmigen Jodspezies auf die Gas- und Wasserphase und chemische Reaktionen des elementaren Jods mit Silber und organischen Substanzen. Außerdem wird die Freisetzung der nicht radioaktiven Edelgase ermittelt und die Resuspension von Spaltprodukten bei der Sumpfwasserverdampfung behandelt.

9.3 Untersuchungen zur Spaltproduktfreisetzung

9.3.1 Freisetzung aus dem Sicherheitsbehälter

Als Referenzfall für die Quelltermrechnungen wird der ND*-Kernschmelzfall zugrunde gelegt. Dazu wird angenommen, daß die Schmelze mit Sumpfwasser in Kontakt kommt und bei einem Druck im Sicherheitsbehälter von 0,6 MPa die Druckentlastung über Filter eingeleitet wird. In diesem Fall wird der Auslegungsdruck im Sicherheitsbehälter nach ca. 4 Tagen überschritten. Im Hinblick auf die Funktion des Sicherheitsbehälters werden die drei Fälle betrachtet:

- Fall 1: Druckentlastung des Sicherheitsbehälters über Filter
- Fall 2: Sicherheitsbehälterversagen durch H₂-Verbrennung
- Fall 3: Erhöhte Leckage des Sicherheitsbehälters

Die Freisetzung wird in Einzelschritten und mit den in Abschnitt 9.2.5 aufgeführten Rechenprogrammen ermittelt. Für die drei Fälle werden

- das Verhalten und der Transport radioaktiver Stoffe im Primärsystem und
- die Freisetzung bei der Schmelze-Beton-Wechselwirkung gleichbehandelt.

● Freisetzung aus dem Primärsystem

Die Rechnungen werden mit TRAPMELT3 durchgeführt. Die Nodalisierung und Modellierung der Einbaustrukturen sind in Bild 9-1 dargestellt.

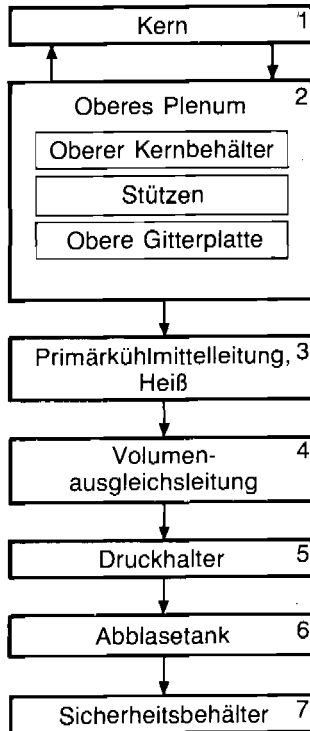


Bild 9-1: Nodalisierung des Primärkreises für das Programm TRAPMELT3 beim Rechenfall ND*

Die Ergebnisse der Spaltprodukttransportrechnung sind in den Bildern 9-2 und 9-3 für die radiologisch wichtigsten Nuklidgruppen J und Te zusammengefaßt. Die einzelnen Werte sind auf das gesamte Kerninventar der jeweiligen Nuklidgruppe normiert. Die Kurven zeigen den Verlauf der Gesamtfreisetzung aus dem Kern und die Inventaranteile, die sich als Schwebstoffe oder abgelagert im Primärkreis befinden bzw. in den Sicherheitsbehälter freigesetzt sind.

Die Kurvenverläufe für Jod und Cäsium sind sehr ähnlich. Bis zum Absturz des Kerns ins Restwasser nach ca. 6 h sind diese Nuklide fast vollständig aus dem Kern freigesetzt, wobei sich ca. 20 % im Primärsystem abgelagert haben. Durch die nachfolgende Restwasserverdampfung nimmt die Schwebstoffkonzentration stark ab. Gleichzeitig heizen die abgelagerten Spaltprodukte die Strukturen auf. Ein Teil der abgelagerten Spaltprodukte wird verdampft und freigesetzt. Bis zum Versagen des Reaktordruckbehälters sind mehr als 83 % der Jod/Cäsium-Nuklidgruppe in den Sicherheitsbehälter freigesetzt, während der Rest im Primärkreis zurückgehalten wird.

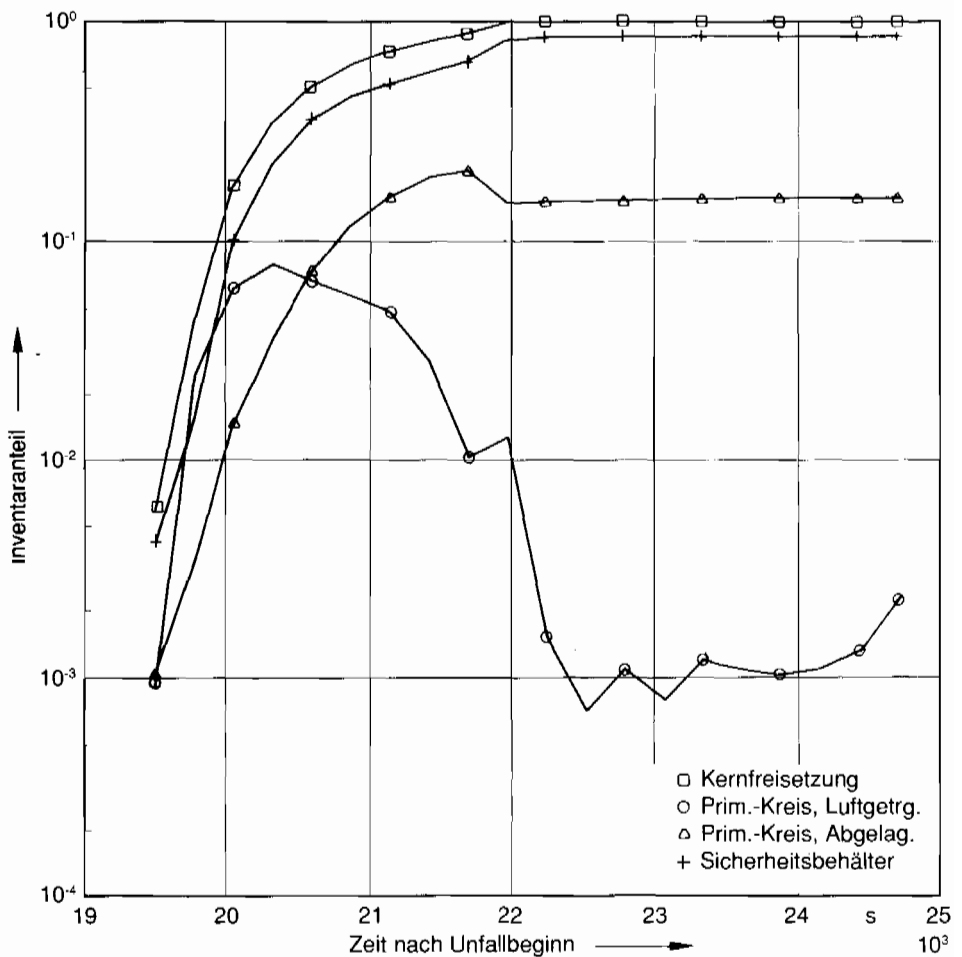


Bild 9-2: J-Verhalten im Primärkreis als Ergebnis der TRAPMELT3-Analyse für den Rechenfall ND*

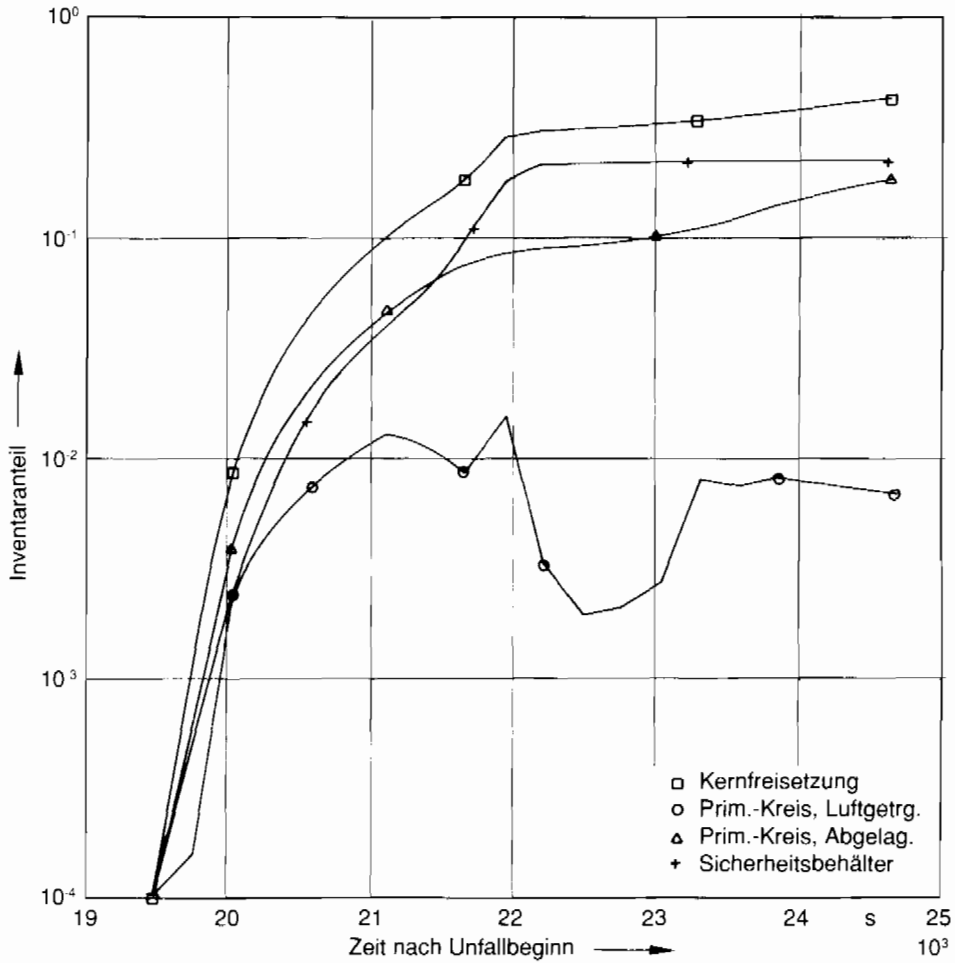


Bild 9-3: Te-Verhalten im Primärkreis als Ergebnis der TRAPMELT3-Analyse für den Rechenfall ND*

Tellur verhält sich anders als Jod und Cäsium. Ein Teil des Tellurs verbindet sich mit dem Zirkonium. Nur ca. 40 % des Tellurinventars werden aus dem Kern freigesetzt. Davon wird ein Viertel erst freigesetzt, wenn der Kern abstürzt und das Restwasser in der Bodenkalotte verdampft ist. Ca. 18 % des Kerninventars lagern sich durch Chemiesorption an Stahloberflächen ab. Daher gelangen ca. 22 % des Tellurinventars in die Atmosphäre des Sicherheitsbehälters, während ca. 60 % in der Kernschmelze verbleiben.

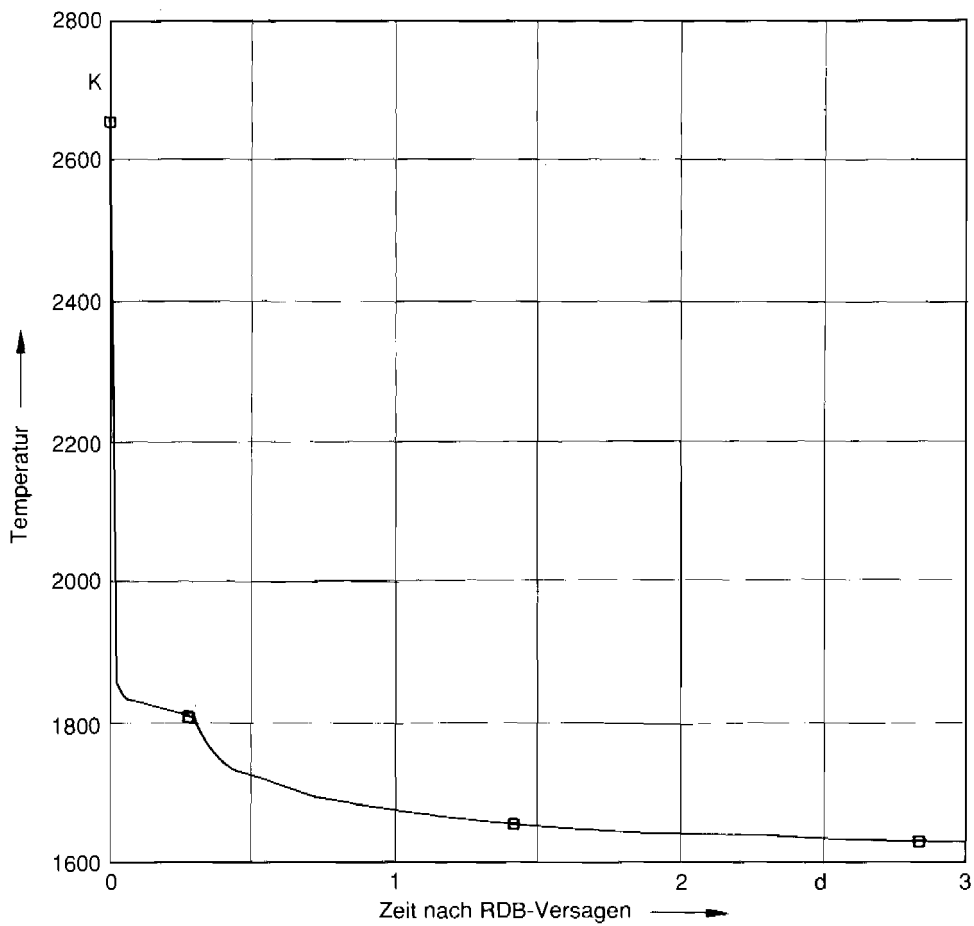


Bild 9-4: Temperatur der Schmelze bei der Betonerosion als Ergebnis der WECHSL-Analyse für den Rechenfall ND*

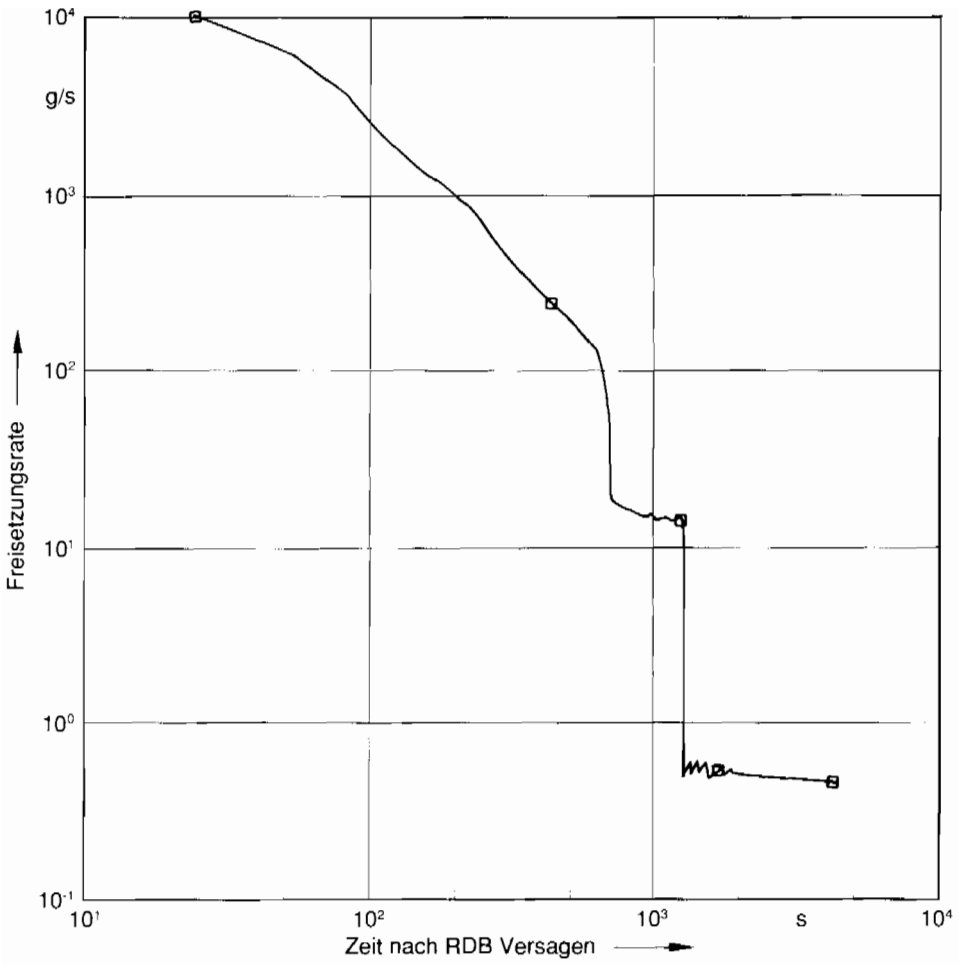


Bild 9-5: Aerosolfreisetzungsrates bei der Schmelze-Beton-Wechselwirkung als Ergebnis der VANESA-Analyse für den Rechenfall ND*

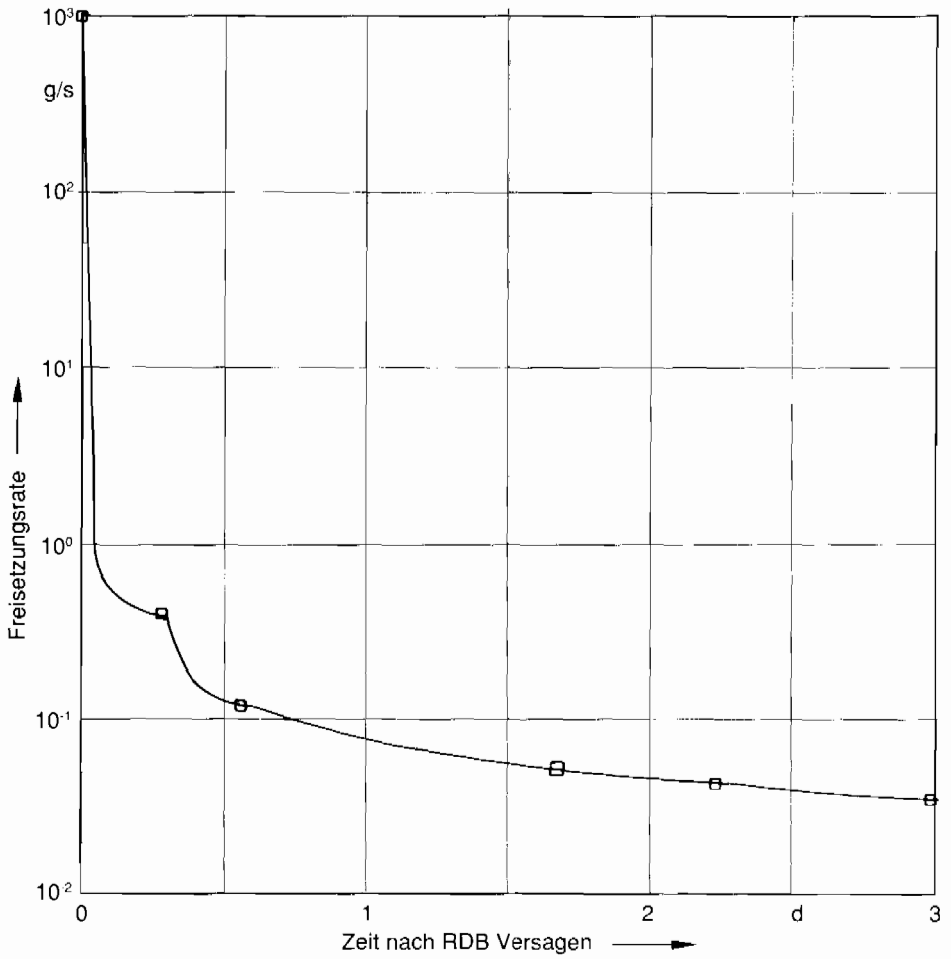


Bild 9-6: Aerosolfreisetzungsrates bei der Schmelze-Beton-Wechselwirkung als Ergebnis der VANESA-Analyse für den Rechenfall ND*

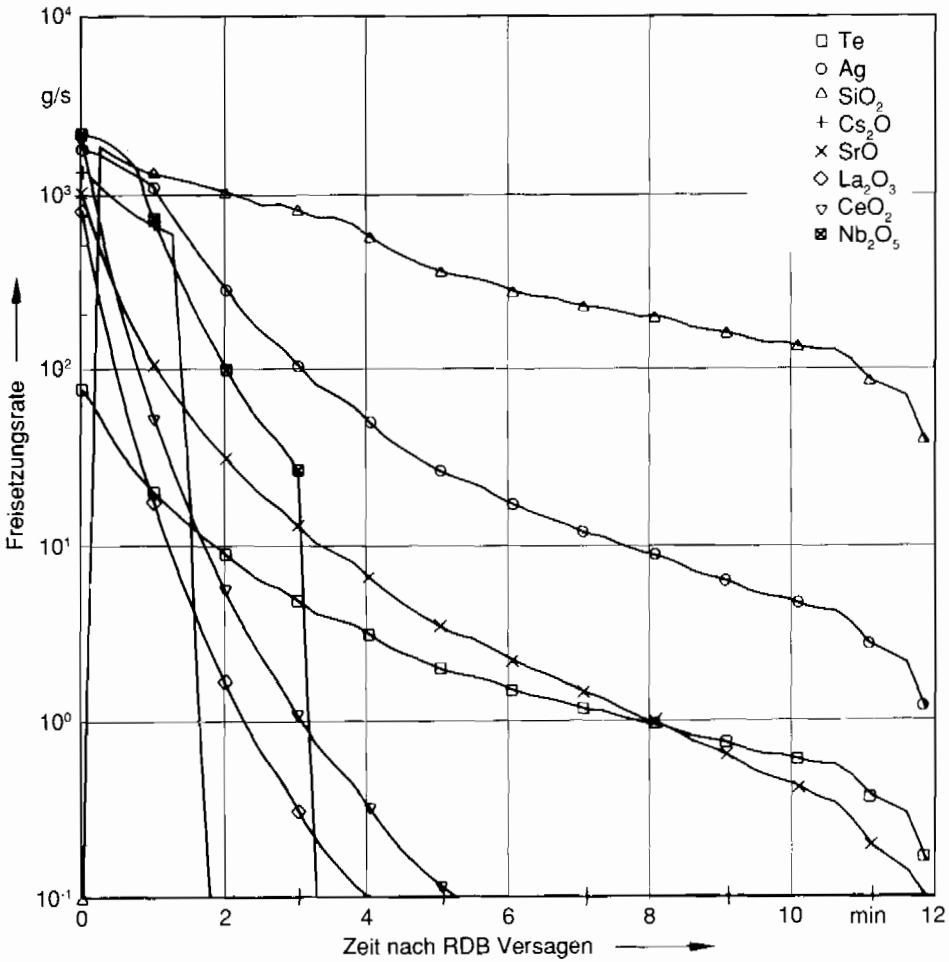


Bild 9-7: Freisetzungsraten bei der Schmelze-Beton-Wechselwirkung als Ergebnis der VANESA-Analyse für den Rechenfall ND*

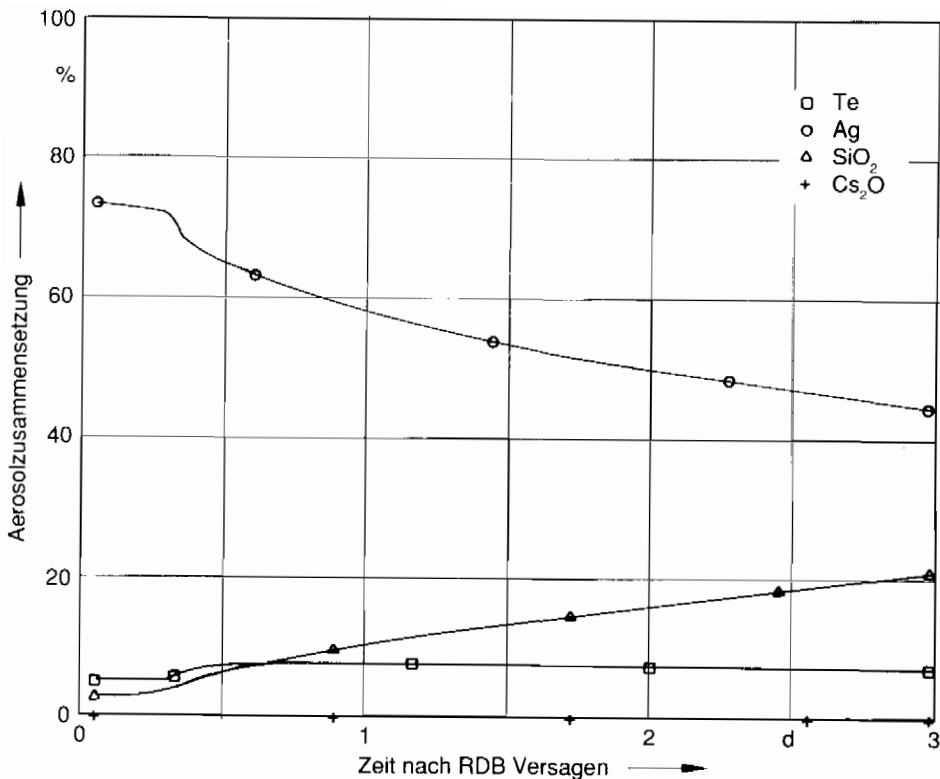


Bild 9-8: Zusammensetzung der Aerosolpartikel bei der Freisetzung während der Schmelze-Beton-Wechselwirkung beim Rechenfall ND* (VANESA-Ergebnisse)

● Freisetzung bei der Schmelze-Beton-Wechselwirkung

Nach Versagen des Reaktordruckbehälters gelangt Schmelze in die Betonkaverne. Bei der Schmelze-Beton-Wechselwirkung werden Spaltprodukte und nichtradioaktive Aerosolpartikel in die Sicherheitsbehälteratmosphäre freigesetzt. Für die Analysen wird das Programm VANESA eingesetzt. Dieses Programm verwendet Ergebnisse der WECHSL-Rechnung, die in Abschnitt 8.4.4 beschrieben sind. Die Freisetzung von Spaltprodukten wird beeinflusst durch die Temperatur der Schmelze und den Massenstrom der Gase wie H₂O, CO₂, H₂ und CO. Bild 9-4 zeigt den berechneten Temperaturverlauf, der gekennzeichnet ist durch einen sehr raschen Abfall von 2400 °C auf 1600 °C innerhalb von 10 min und eine lang andauernde Phase bei nahezu konstanter Temperatur. Für die Anfangsphase werden große Mengen an Gasen aus dem Beton freigesetzt.

Die Ergebnisse der VANESA-Rechnung sind in den Bildern 9-5 bis 9-7 dargestellt. Bild 9-5 zeigt den Massenstrom der aus der Schmelze in die Atmosphäre des Sicherheitsbehälters freigesetzten Aerosolpartikel in der ersten Stunde der Wechselwirkung, Bild 9-6 den entsprechenden Verlauf über 3 Tage. Die Rechnungen zeigen einen starken Abfall der Freisetzungsrates innerhalb der ersten 10 min um den Faktor 500. Ein weiterer Abfall um den Faktor 30 ist bis ca. 20 min zu beobachten, bis das in der Schmelze vorhandene metallische Zirkonium vollständig oxidiert ist. Danach nimmt die Freisetzungsrates nur noch geringfügig ab.

Die wichtigsten chemischen Verbindungen, die in den ersten Minuten freigesetzt werden, sind dem Bild 9-7 zu entnehmen. Die Freisetzung schwerflüchtiger Verbindungen wie La, Ce und Nb hängt u. a. sehr stark von der Temperatur ab und ist nach den Rechnungen infolge des raschen Temperaturabfalls bereits nach 4 min beendet. Nuklide und Nuklidverbindungen wie beispielsweise Te, Ag und SiO_2 , die auch bei niedrigen Temperaturen verdampfen, bestimmen langfristig die Freisetzung. Die Zusammensetzung der freigesetzten Aerosolpartikel nach vollständiger Zirkoniumoxidation ist in Bild 9-8 dargestellt. Der überwiegende Teil ist nicht radioaktiv. Er stammt aus dem Silber der Steuerstäbe und aus den Zersetzungsprodukten des Betons (SiO_2). Der radioaktive Anteil an den Aerosolpartikeln wird langfristig hauptsächlich vom Tellur bestimmt.

9.3.1.1 Freisetzung bei Druckentlastung des Sicherheitsbehälters über Filter

Die wichtigsten Eingabedaten für die Rechnungen mit den Programmen NAUA und IMPAIR sind in Tabelle 9-3 dargestellt. Die Freisetzung der Spaltprodukte aus dem Primärkreis, berechnet mit dem TRAPMELT3-Programm, und die Freisetzung während der Schmelze-Beton-Wechselwirkung, ermittelt mit VANESA, werden als Zeitfunktion in das Programm NAUA eingegeben. Es wird angenommen, daß der Sicherheitsbehälterabschluß auslegungsgemäß funktioniert und die Leckage in den Ringraum dem Auslegungswert entspricht. Für diesen Fall ist die räumliche Verteilung der Aerosole im Sicherheitsbehälter von untergeordneter Bedeutung. Zur Berechnung des Druck- und Temperaturverlaufs wird das einfache CONDRU-Modell mit den 3 Zonen Sicherheitsbehälter, Ringraum und Umgebung eingesetzt.

Die Ergebnisse der NAUA-Rechnung sind in Bild 9-9 zusammengefaßt. Die Rechnungen werden nach ca. 4,8 Tagen abgebrochen, da zu diesem Zeitpunkt als Resultat der WECHSL-Rechnung die Schmelze das Betonfundament durchdrungen hat.

Aerosole werden vor allem durch Gravitation und Diffusiophorese abgeschieden. Die Diffusion ist um ca. 3 Größenordnungen geringer und in ihrer Wirkung vernachlässigbar. Die luftgetragene Aerosolmasse nimmt durch die Abbauprozesse innerhalb des ersten Tages um ca. 3 Größenordnungen ab und bleibt danach auf einem fast konstanten Wert von etwa 1,5 kg, weil die abgelagerte Masse gerade durch die Nachlieferung aus der Schmelze-Beton-Wechselwirkung ausgeglichen wird. Bis zum Beginn der Druckentlastung nach 4,1 Tagen ist lediglich ein Anteil von $5 \cdot 10^{-7}$ der integral aus der Kernschmelze freigesetzten Aerosolmasse über Leckagen des Sicherheitsbehälters und des Ringraums aus der Anlage freigesetzt worden. Durch die gefilterte Druckentlastung über einen Zeitbereich von ca. 0,7 Tagen steigt die Aerosolabgabe insgesamt auf etwa $2 \cdot 10^{-6}$ der integral aus der Kernschmelze freigesetzten Aerosolmasse an.

In Bild 9-10 sind die Freisetzungsanteile nach außen für einzelne Spaltproduktgruppen dargestellt. Die aerosolförmig vorliegenden leichtflüchtigen Elemente wie Jod und Cäsium sind bereits zum Zeitpunkt des Reaktordruckbehälter-Versagens nahezu vollständig aus der Kernschmelze freigesetzt und bei Beginn der Druckentlastung des Sicherheitsbehälters infolge natürlicher Prozesse aus der Atmosphäre des Sicherheitsbehälters ausgeschieden. Ein geringer Teil dieser Nuklide wird über die Leckage des Sicherheitsbehälters in den Ringraum und in die Umgebung freigesetzt. Der Hauptanteil der Nuklide Te, Ba und Ru ist dagegen zu Beginn der Schmelze-Beton-Wechselwirkung noch in der Schmelze enthalten. Ein geringer Bruchteil davon wird mit den bei der Wechselwirkung entstehenden Gasen langfristig in den Sicherheitsbehälter freigesetzt und stellt daher den Hauptbeitrag der radioaktiven Spaltprodukte bei der Druckentlastung des Sicherheitsbehälters dar.

Tab. 9-3: Eingabegrößen für die Verhaltens- und Transportrechnungen mit dem NAUA- bzw. JOD-Modell

Variable	Wert
1) Primärfreisetzung im Reaktordruckbehälter, integrale Masse	
- Aerosole	640 kg
- Edelgase	350 kg
2) Freisetzung aus der Schmelze-Beton-Wechselwirkung (bis 5 d)	
- Aerosole	940 kg
3) Aerosolparameter	
- Formfaktoren	
• Mobilität	1,0
• Koagulation	1,0
• Kondensation	1,0
- Kollisionseffizienz,	Pruppacher-Klett Modell
- effektive Partikeldichte	4 000 kg/m ³
- Lognormale Größenverteilung für Primäraerosole	
• mittlerer geometrischer Radius der Zahlverteilung	0,1 E-6 m
• geometrische Standardabweichung	1,5
- Diffusionsgrenzschichtdicke	1,0 E-4 m
4) Geometrie	
- Volumen	
• Sicherheitsbehälter	7,2 E4 m ³
• Ringraum	3,0 E4 m ³
• Hilfsanlagengebäude	3,0 E4 m ³
- Bodenfläche	
• Sicherheitsbehälter	4,5 E3 m ²
• Ringraum	4,0 E3 m ²
• Hilfsanlagengebäude	4,0 E3 m ²
- Wandfläche	
• Sicherheitsbehälter	4,5 E4 m ²
• Ringraum	3,0 E4 m ²
• Hilfsanlagengebäude	3,0 E4 m ²
5) chemische Form des Jod bei der Freisetzung in den Sicherheitsbehälter	
- molekulares Jod, J ₂	1 %
- organisches Jod, z.B. CH ₃ J	- %
- aerosolförmiges Jod, als CsJ	99 %
- aerosolförmiges Jod, als AgJ	- %
6) Jod-Reaktionsparameter	
- J ₂ /J _{org} -Umwandlung	
• SB: Reaktionsgleichgewicht	J _{org} = 10 % J ₂
Zeitkonstante	5 h
• RR: keine Begrenzung der J _{org} -Bildung	
50 % Umwandlung nach	10 h

Tab. 9-3: Eingabegrößen für die Verhaltens- und Transportrechnungen mit dem NAUA- bzw. JOD-Modell (Fortsetzung)

Variable	Wert
- J_2 -Verteilungskoeffizient	
• SB: J_2 -Verteilungskoeffizient	200
Zeitkonstante	3 h
• RR: J_2 -Verteilungskoeffizient	5 000
spontane Einstellung	
- AgJ-Bildung im Sumpf	
• Reaktionsrate	0,03 h ⁻¹
7) Resuspension bei der Sumpfverdampfung	
- Mitrißfaktor	1,0 E-4
(= Tröpfchenanteil des verdampften Sumpfwassers (Massenanteil))	
- Partikelgröße (Durchmesser)	5 µm
(Das Resuspensionsaerosol wird hier als monodispers behandelt.)	

In den Ergebnissen der NAUA-Rechnung ist der Effekt des Tröpfchenmitrisses beim Siedevorgang im Sumpf nicht enthalten. Dieser Prozeß wird im Jodmodell IMPAIR berücksichtigt.

Die Ergebnisse der IMPAIR-Rechnung für das Verhalten des Jods sind in den Bildern 9-11 und 9-12 dargestellt. Bild 9-11 zeigt das Verhalten des elementaren Jods im Sicherheitsbehälter und Ringraum sowie die kumulative Freisetzung in die Umgebung. Das aus dem Primärkreis austretende elementare Jod gelangt zum Teil mit dem Kondensat in den Sumpf. Der Übergang von J_2 ins Wasser dauert so lange, bis sich ein Gleichgewicht zwischen der J_2 -Konzentration in der gasförmigen Phase und derjenigen in der flüssigen Phase eingestellt hat. Die AgJ-Reaktion im Sumpf vermindert fortlaufend die J_2 -Konzentration im Wasser und bewirkt wegen der Gleichgewichtsbedingung einen fortlaufenden Eintrag von J_2 aus der Atmosphäre in den Sumpf. Bis zum Zeitpunkt der Druckentlastung hat ca. 75 % des elementaren Jods mit Silber reagiert und ist somit für den Austauschprozeß nicht mehr verfügbar.

Die Freisetzung von elementarem Jod in die Umgebung steigt bei der Druckentlastung sehr stark an. Eine Rückhaltung von elementarem Jod in der Druckentlastungsstrecke wurde nicht unterstellt. Durch den Einbau eines Filters für elementares Jod wäre eine erhebliche Reduktion der Jodabgabe möglich.

Das luftgetragene elementare Jod kann mit organischen Substanzen unter Bildung von Organojod-Verbindungen reagieren. Das Verhalten dieser Verbindungen ist in Bild 9-12 dargestellt. Auch diese Substanzen werden hauptsächlich in der Phase der Druckentlastung in die Umgebung freigesetzt.

Die Freisetzung des aerosolförmig gebundenen Jods (CsJ) und die Freisetzung des im Sumpfwasser gelösten J^- über Tropfenmitriß beim Siedevorgang des Sumpfes in die Umgebung sind in Bild 9-13 über der Zeit aufgetragen. Die Freisetzung des primär gebildeten CsJ über Leckagen des Sicherheitsbehälters in den Ringraum und weiter in die Umgebung ist aufgrund der natürlichen Abscheideprozesse nach 1 Tag nahezu beendet.

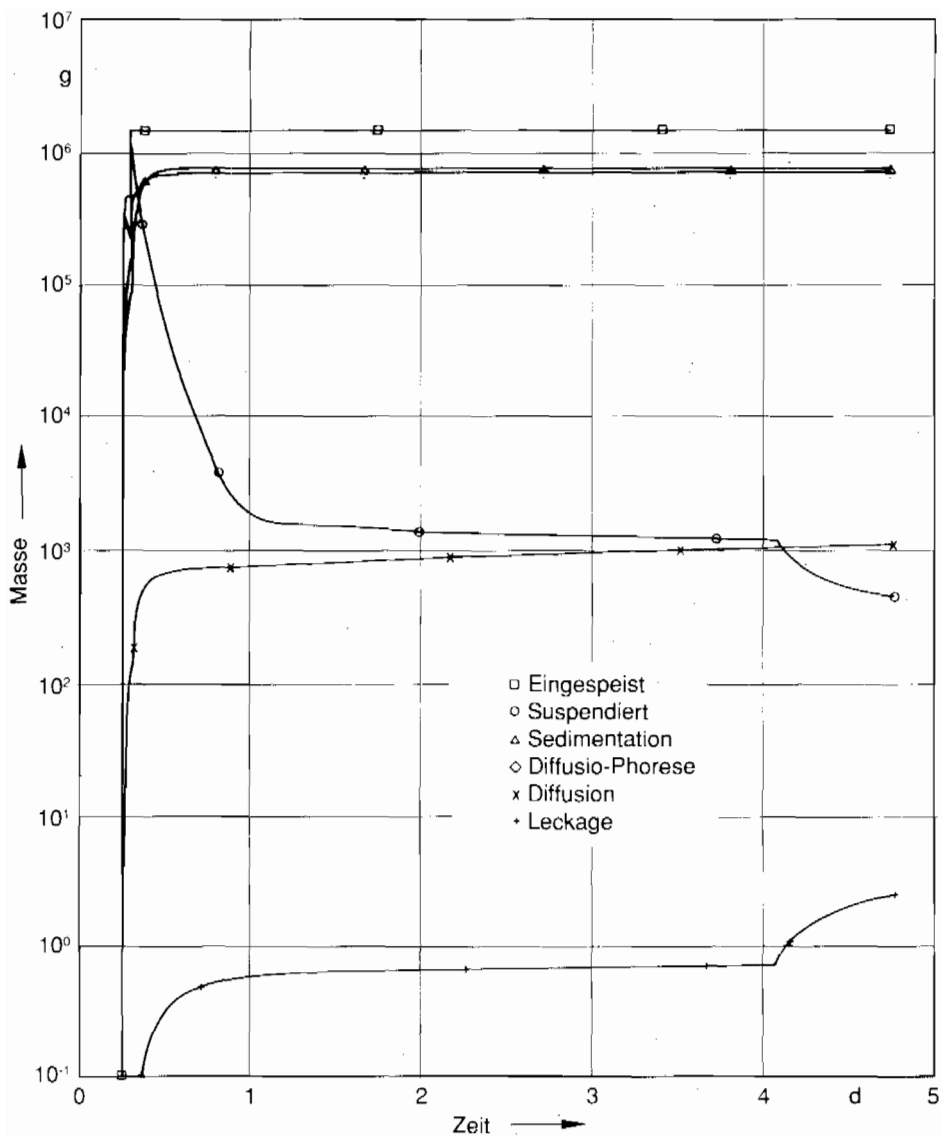


Bild 9-9: Massenbilanz des Aerosolsystems in der Anlage als Ergebnis der NAUA-Analyse für den Rechenfall ND* - Fall 1

Die Hauptfreisetzung des in Tropfen gelösten J^- findet erst in der Druckentlastungsphase des Sicherheitsbehälters statt. Mit dem Eindampfen des Sumpfes ist gleichzeitig eine Aufkonzentrierung verbunden, so daß im Laufe der Zeit der Aktivitätsaustrag über mitgerissene Tropfen stark zunimmt, aber insgesamt immer noch unterhalb der Freisetzung durch Leckage liegt. Dies ist darin begründet, daß die Druckentlastung über ein Aerosolfilter geleitet wird und nur ein Anteil von 10^{-3} in die Umgebung freigesetzt wird. Der Freisetzungsverlauf des Aktivitätsaustrages durch Tröpfchenmitriß, der im Jodmodell IMPAIR nur für die im Sumpfwasser vorhandene Jodspezies J^- berechnet wurde, läßt

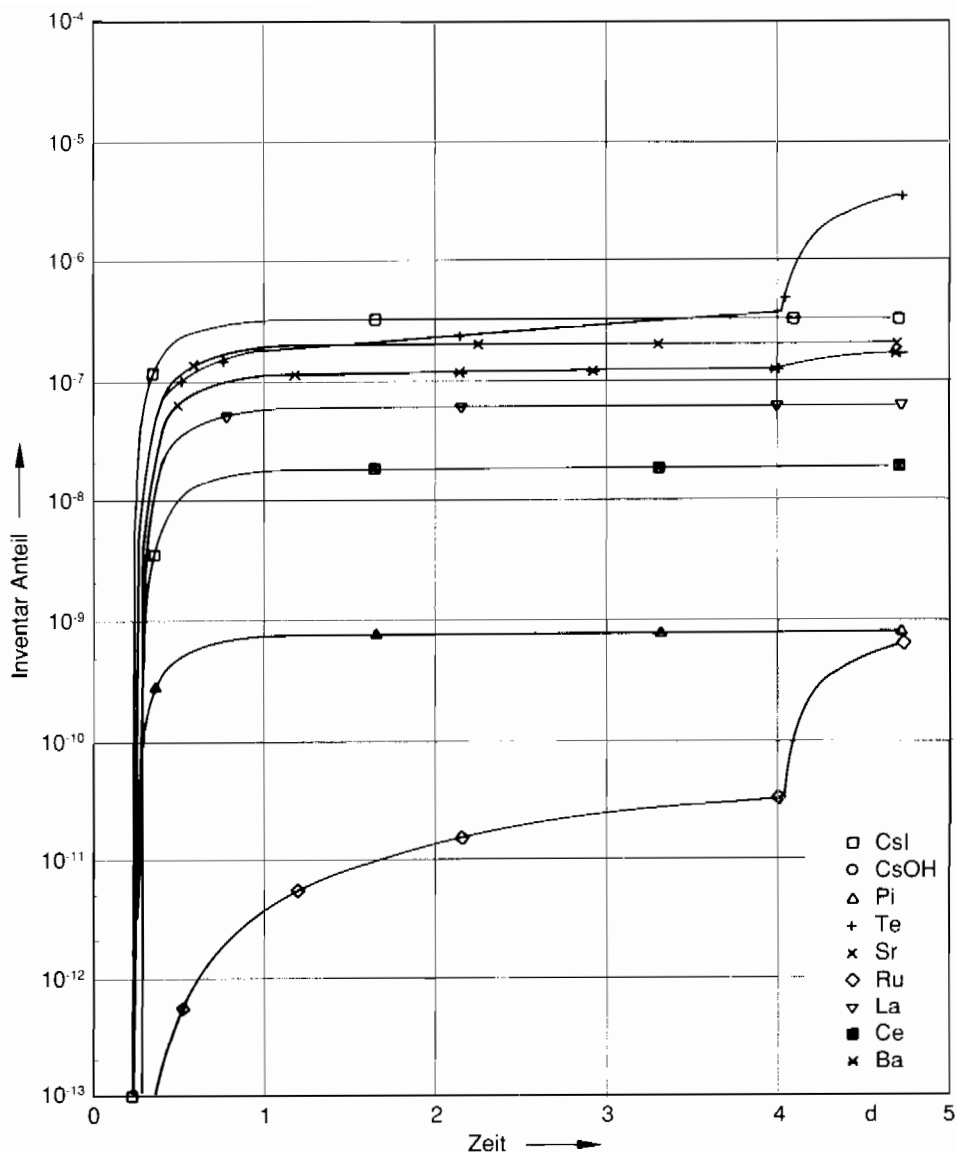


Bild 9-10: Freisetzung in die Umgebung in Anteilen des Kerninventars als Ergebnis der NAUA-Analyse für den Rechenfall ND* - Fall 1

sich analog auch auf die übrigen im Sumpfwasser gelösten oder suspendierten Stoffe übertragen. Als Sumpfinhaltsstoffe werden hier alle zuvor im Sicherheitsbehälter als Aerosol abgeschiedenen Stoffe angesehen, d. h. es wird angenommen, daß sie mit dem an Strukturen des Sicherheitsbehälters kondensierenden Wasserdampfstrom in den Gebäudesumpf gespült worden sind.

Unter den hier vorliegenden Randbedingungen hat jedoch der Spaltproduktaustrag über Tropfenmitriß im Vergleich zur Freisetzung über den Leckagepfad nur eine untergeordnete Bedeutung.

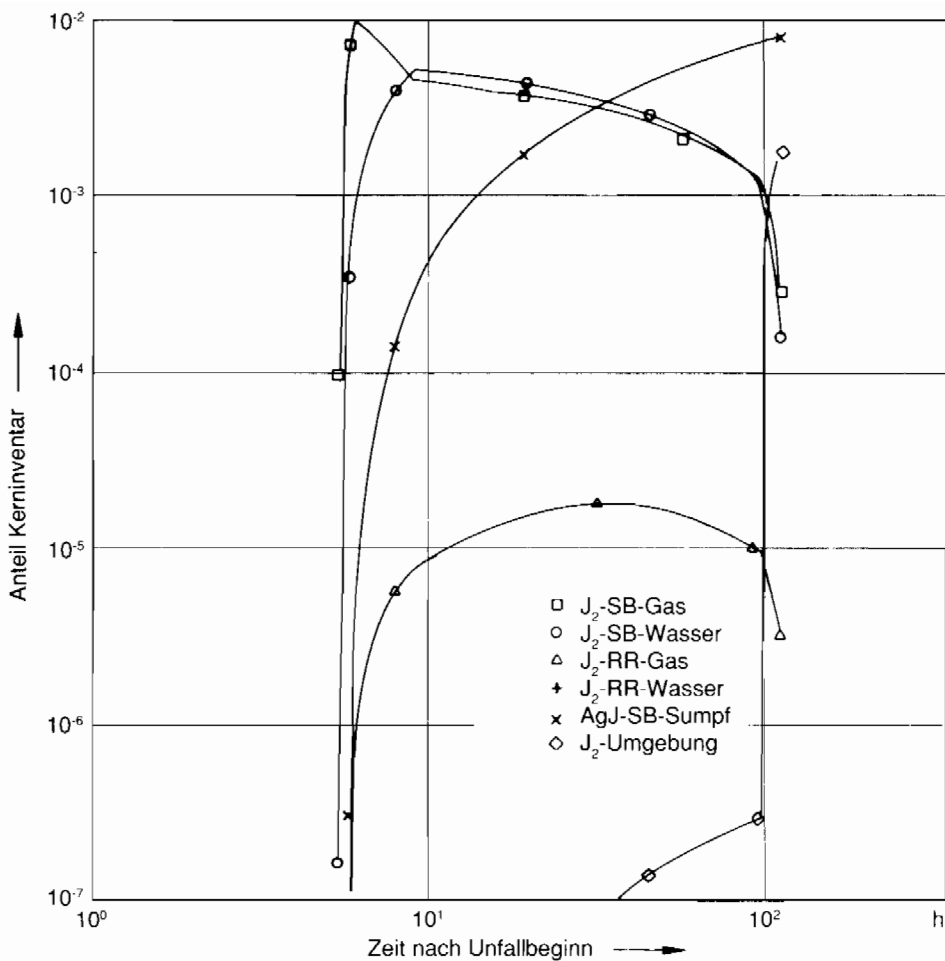


Bild 9-11: Verhalten des elementaren Jods als Ergebnis der IMPAIR-Analyse für den Rechenfall ND* - Fall 1

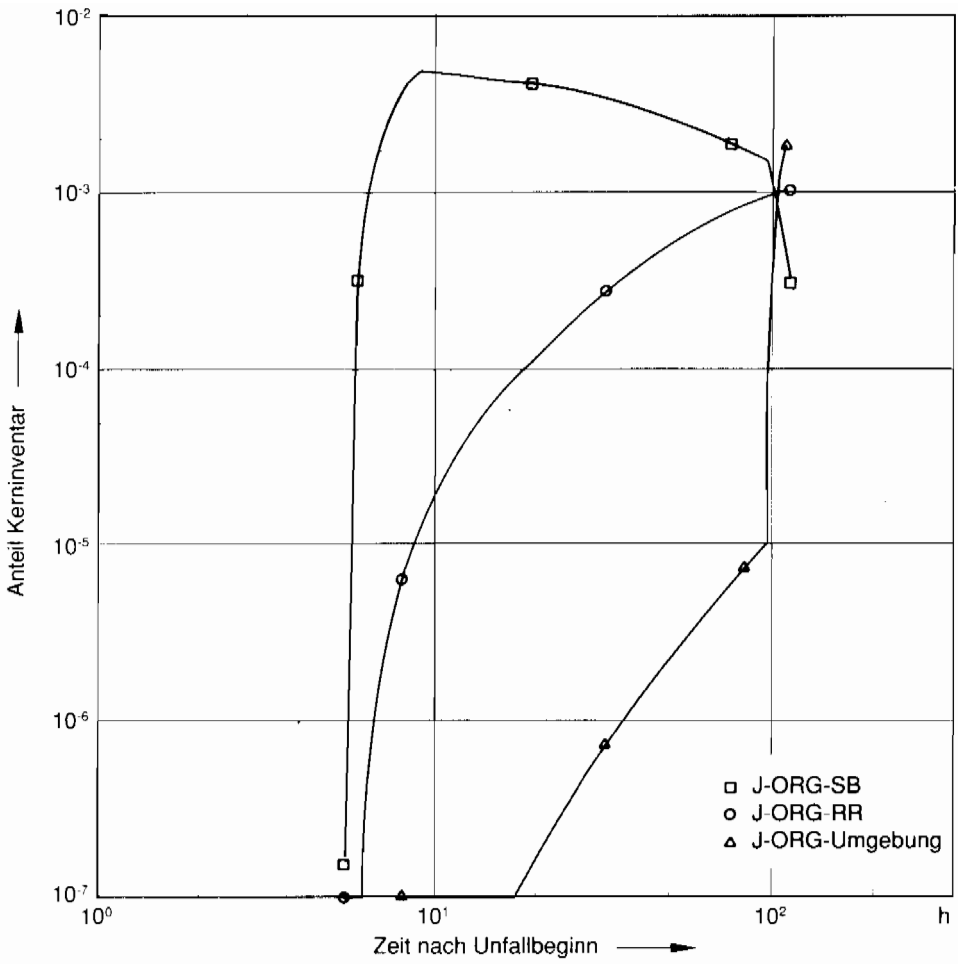


Bild 9-12: Verhalten des organischen Jods als Ergebnis der IMPAIR-Analyse für den Rechenfall ND* - Fall 1

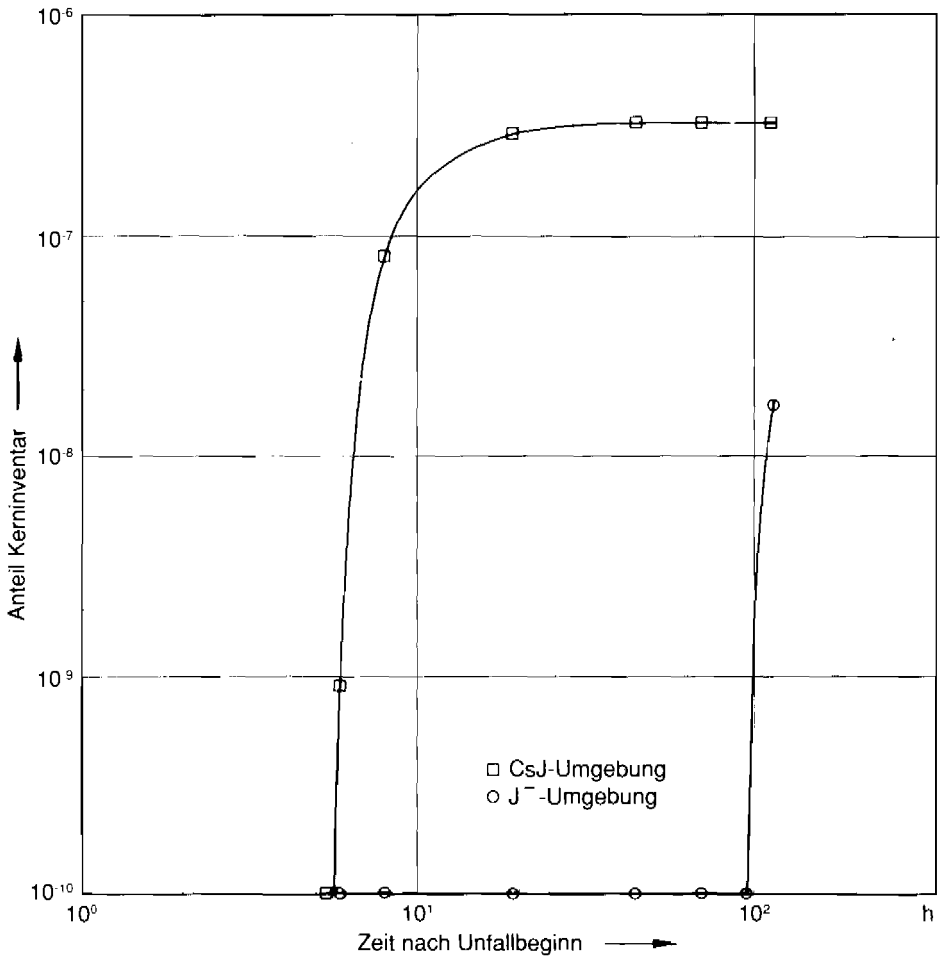


Bild 9-13: Verhalten des aerosolförmigen Jods als Ergebnis der IMPAIR-Analyse für den Rechenfall ND* - Fall 1

9.3.1.2 Freisetzung bei Sicherheitsbehälterversagen durch H₂-Verbrennung

Zur Abschätzung der Freisetzung bei einem durch eine H₂-Verbrennung ausgelösten Versagen des Sicherheitsbehälters werden keine eigenständigen Rechnungen durchgeführt, da die Zwischenergebnisse des Falls 1 benutzt werden können. Nach den Analysen zur H₂-Verteilung für den ND*-Kernschmelzfall kann nach Abschnitt 8.4.3 ein großflächiges Versagen des Sicherheitsbehälters infolge H₂-Verbrennung nicht ausgeschlossen werden, da bisher keine Maßnahmen zur Beseitigung erhöhter Wasserstoffkonzentrationen vorhanden sind. Nach ca. 12 h sind beispielsweise noch etwa 1–2 % des Kerninventars der Nuklide J, Cs, Ba und Sr, 0,4 % der La-Gruppe und 7 % der Te-Gruppe luftgetragen in der Anlage vorhanden, die bei einem unterstellten Sicherheitsbehälterversagen zu diesem Zeitpunkt zum größten Teil in die Umgebung freigesetzt werden.

Darüber hinaus muß bei einer H₂-Verbrennung mit einer erheblichen Resuspension (> 50 %) abgelagerter Spaltprodukte gerechnet werden, wie orientierende Experimente in den Sandia-Laboratorien zeigen [NEL 87].

9.3.1.3 Freisetzung bei erhöhter Leckage des Sicherheitsbehälters

Abweichend zu den Bedingungen von Fall 1 wird angenommen, daß ab Unfallbeginn eine erhöhte Leckage des Sicherheitsbehälters vorhanden ist. Aufgrund der Vielzahl von Durchführungen durch den Sicherheitsbehälter kann nach Abschnitt 8.5.1.2 und unter Berücksichtigung der sonstigen technischen Erfahrung die Möglichkeit für eine erhöhte Leckage bei einer Stör- bzw. Unfallbeanspruchung nicht ausgeschlossen werden. Zur Abschätzung des Einflusses wird im Äquatorialbereich eine 100fache Auslegungsleckage als konservativer oberer Eckwert angenommen, was einer Öffnung von etwa 10 cm² entspricht. Durch den Druckaufbau im Ringraum versagen die Schleusen und Türen vom Ringraum zum Hilfsanlagegebäude. Dadurch erfolgt der Transport von Spaltprodukten aus dem Ringraum durch das Hilfsanlagegebäude in die Umgebung. Die Berechnung der thermodynamischen Größen erfolgt mit dem Rechenprogramm RALOC. Dabei wird das Reaktorgebäude in 18 Zonen unterteilt.

Die Verteilung von aerosolförmigen Spaltprodukten wird mit dem Programm NAUA unter Verwendung der RALOC-Diskretisierung berechnet.

Bild 9-14 zeigt das Ergebnis der NAUA-Rechnung. Es sind die kumulierte Masse des Aerosoleintrags in die Sicherheitsbehälteratmosphäre, die in der Atmosphäre in der Anlage (Reaktorgebäude und Hilfsanlagegebäude) suspendierte Masse und die durch Abscheidung oder Leckage entzogenen Massen dargestellt. Die Abscheidung erfolgt in diesem Fall überwiegend durch Sedimentation und Diffusiophorese.

Bild 9-15 zeigt die Freisetzung in die Umgebung nach Nuklidgruppen getrennt. Wie auch in Bild 9-14 sichtbar, ist die Freisetzung nach außen bei Beendigung der Rechnung noch nicht abgeschlossen. Der maximal noch zusätzlich freisetzbare Anteil kann mit den zu diesem Zeitpunkt noch in der Atmosphäre suspendierten Nuklidfraktionen pessimistisch abgeschätzt werden. Der mögliche Beitrag durch Tröpfchenmitriß bei der Sumpfverdampfung ist vernachlässigbar.

Die Bilder 9-16 und 9-17 zeigen die Verteilung luftgetragener Inventaranteile auf die Anlagenbereiche und die Umgebung für die radiologisch wichtigen Nuklidgruppen CsJ und Te.

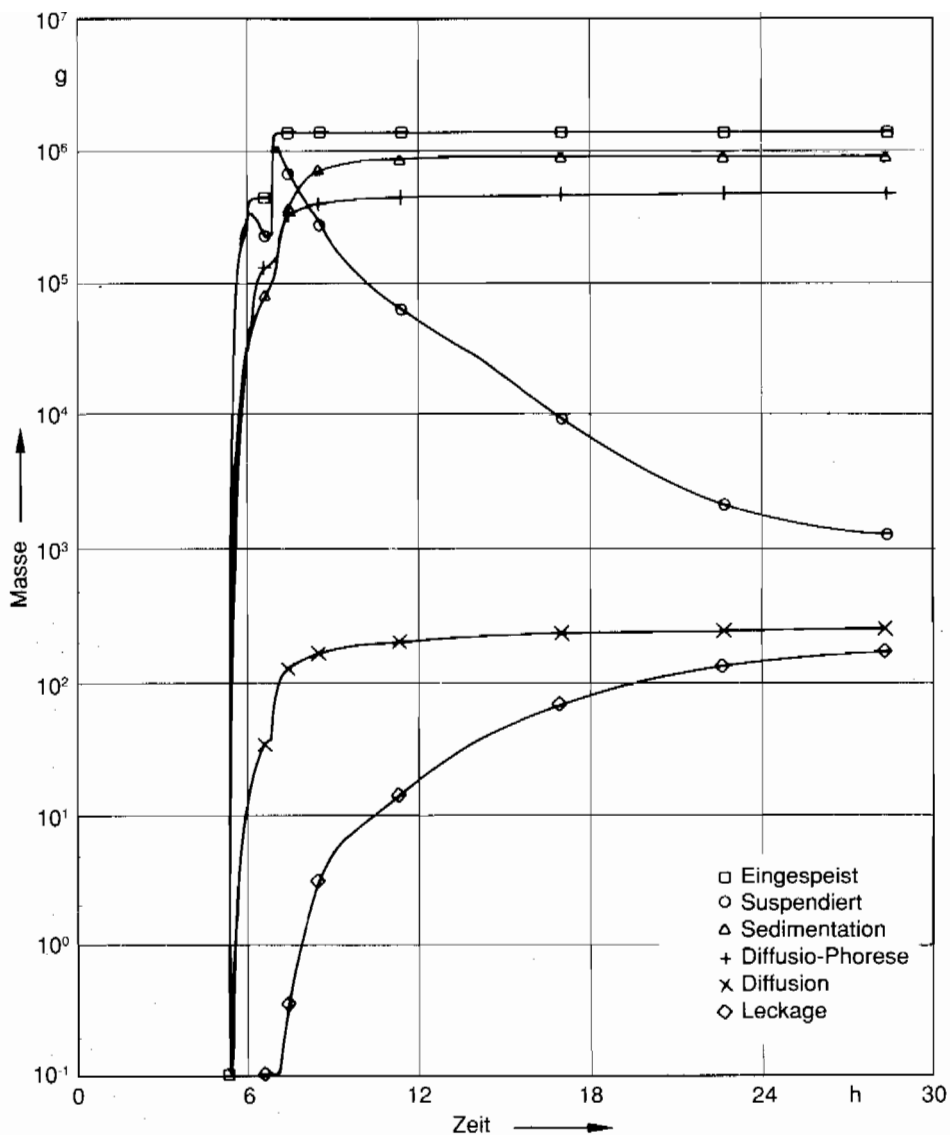


Bild 9-14: Massenbilanz des Aerosolsystems in der Anlage als Ergebnis der NAUA-Analyse für den Rechenfall ND* - Fall 3

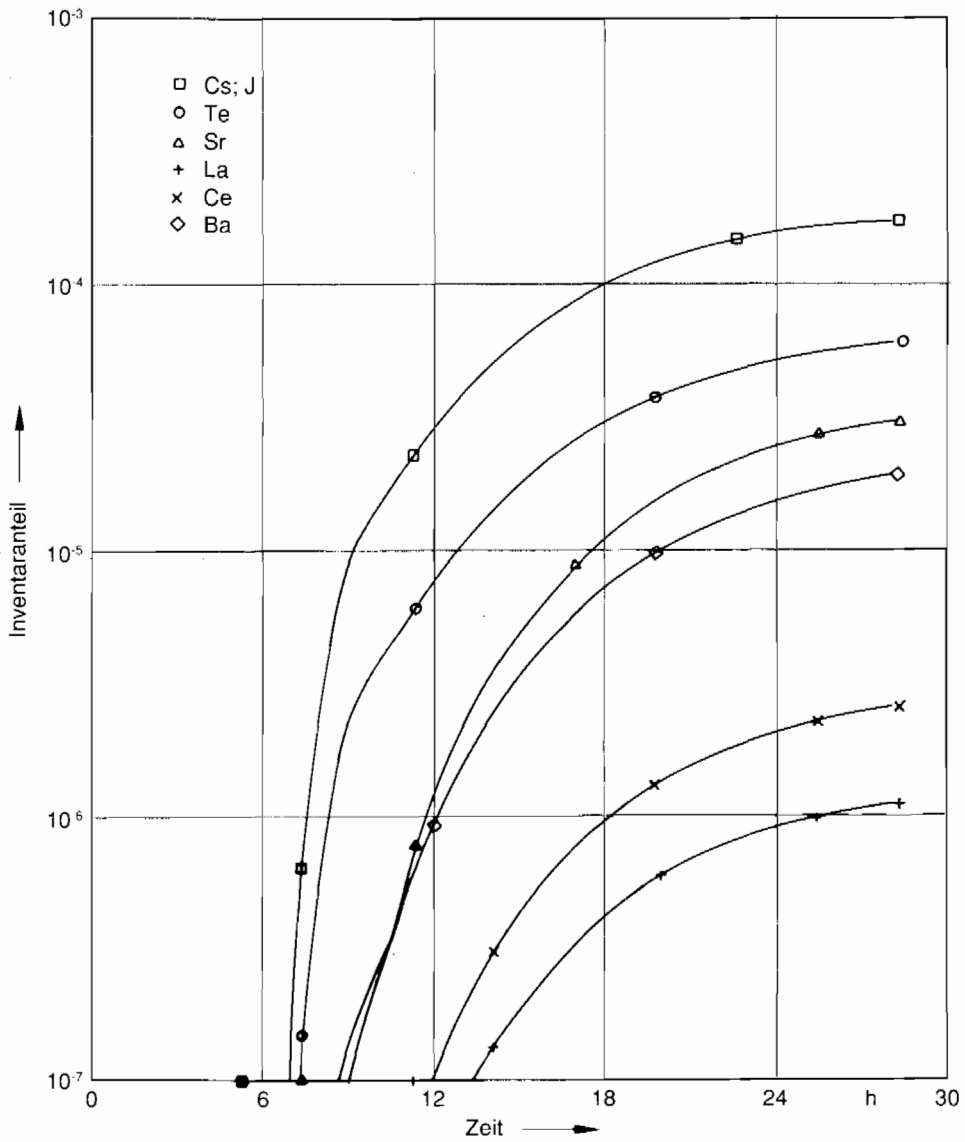


Bild 9-15: Freisetzung in die Umgebung in Anteilen des Kerninventars als Ergebnis der NAUA-Analyse für den Rechenfall ND* - Fall 3

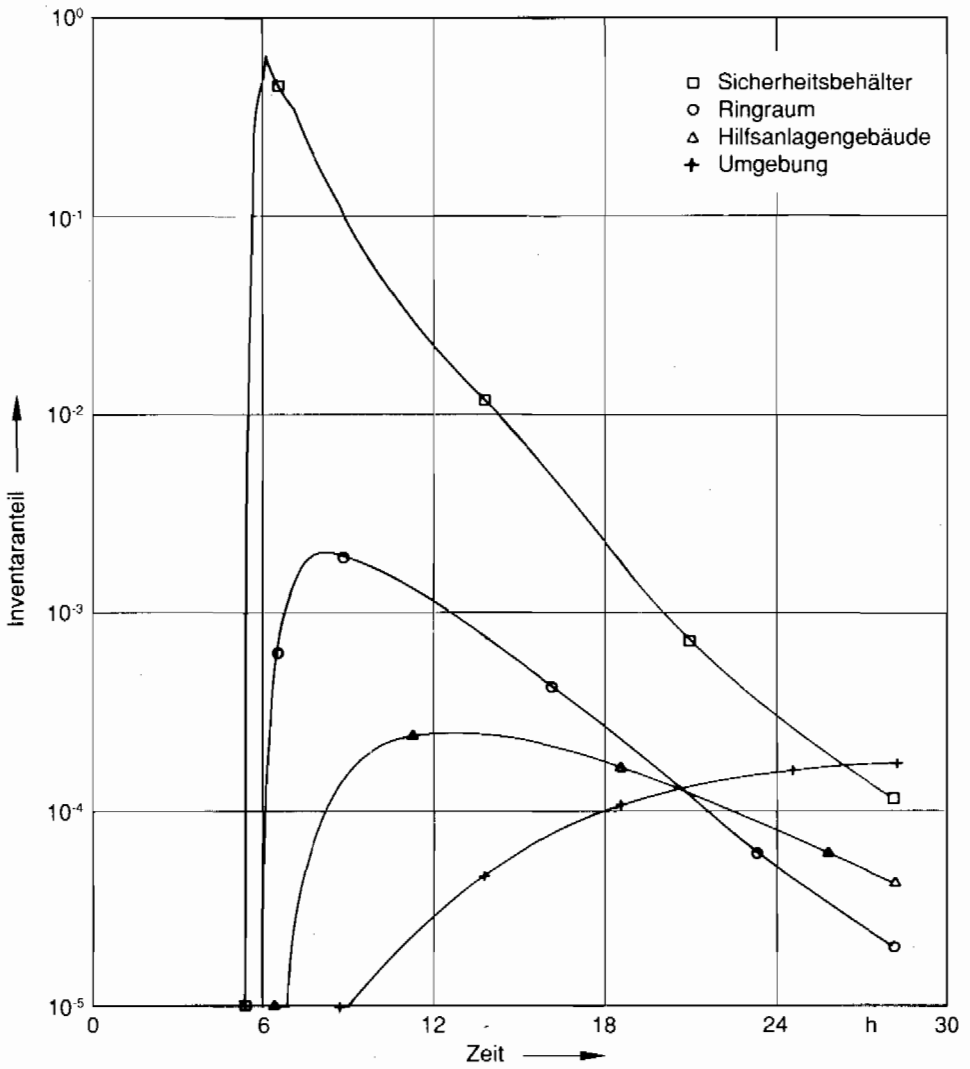


Bild 9-16: CsJ-Inventaranteil in der Atmosphäre der einzelnen Kompartments als Ergebnis der NAUA-Analyse für den Rechenfall ND* - Fall 3

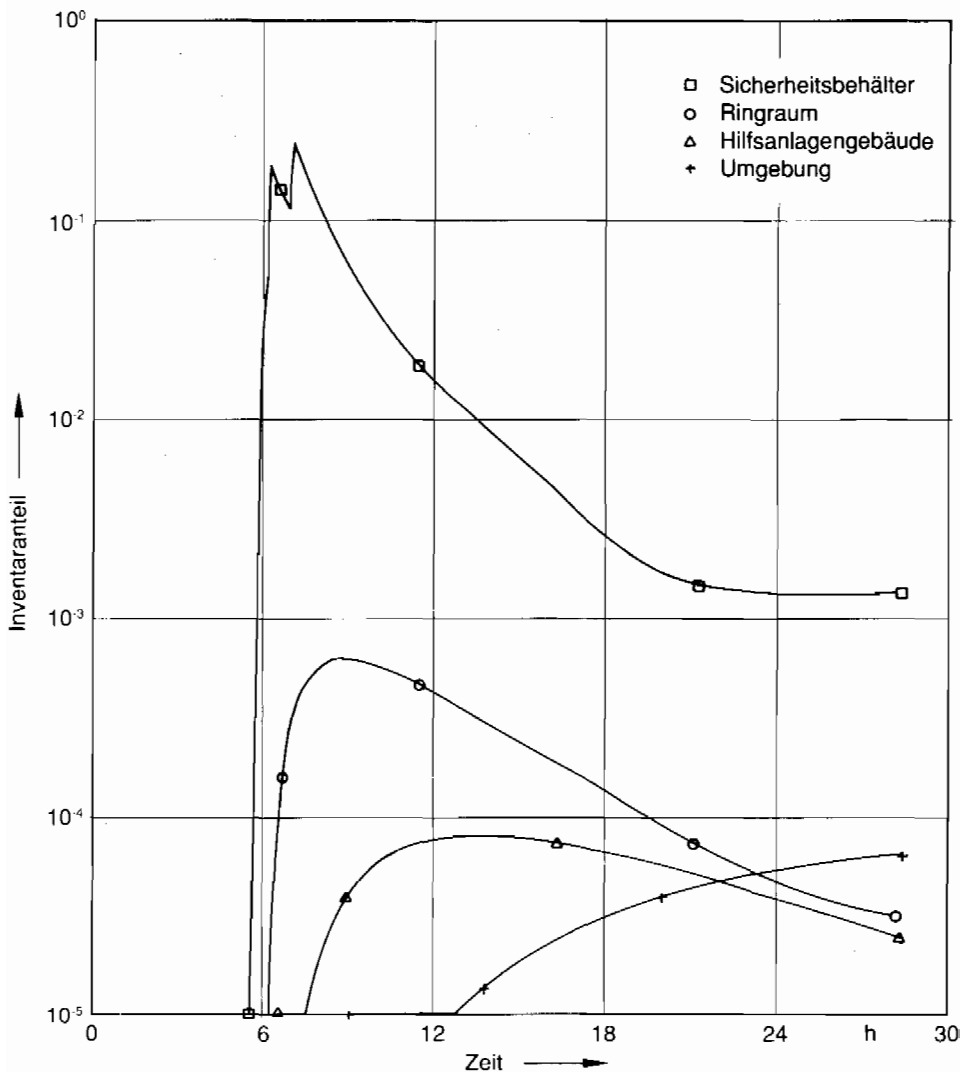


Bild 9-17: Te-Inventaranteil in der Atmosphäre der einzelnen Kompartments als Ergebnis der NAUA-Analyse für den Rechenfall ND* - Fall 3

9.3.2 Freisetzung unter Umgehung des Sicherheitsbehälters

Als Referenzfälle für Unfallabläufe, bei denen es zur Freisetzung unter Umgehung des Sicherheitsbehälters kommt, wird Kernschmelzen nach einem Primärkreisleck im Ringraum und nach einem nicht beherrschten Dampferzeuger-Heizrohrleck näher untersucht.

9.3.2.1 Freisetzung nach Versagen einer Nachkühlleitung im Ringraum

Der Unfallablauf und die Dampf- und Gasströmungsverhältnisse sind bereits in Abschnitt 8.3.1.4 und 8.4.2 beschrieben. Die folgende Darstellung beschränkt sich auf das Spaltproduktverhalten und die Freisetzung radioaktiver Stoffe in die Umgebung.

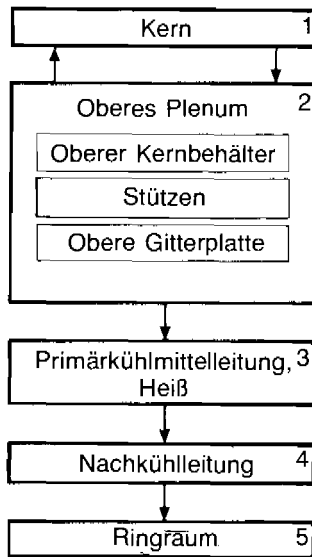


Bild 9-18: Nodalisationsschema für das Programm TRAPMELT3 bei einem Primärkreisleck im Ringraum

Die Freisetzung der radioaktiven Spaltprodukte erfolgt bis zum Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters unter Umgehung des Sicherheitsbehälters in den Ringraum. Der Rückhaltung im Primärkreis kommt daher eine größere Bedeutung zu. Dieser Effekt wurde mit dem TRAPMELT3-Rechenprogramm analysiert. Das Nodalisationsschema für diesen Rechenfall ist in Bild 9-18 dargestellt. Die Bilder 9-19 und 9-20 zeigen die Ergebnisse für die Nuklidgruppen J und Te. Dargestellt sind der Verlauf der Gesamtfreisetzung aus dem Kern und die Inventaranteile, die sich luftgetragen oder abgelagert im Primärkreis befinden bzw. in den Ringraum freigesetzt werden.

Die Kurvenverläufe für Jod und Cäsium sind sehr ähnlich. Bis zum Absturz des Kerns ins Restwasser nach ca. 6 600 s sind diese Nuklide fast vollständig aus dem Kern freigesetzt, wobei sich ca. 12 % im Primärkreissystem abgelagert haben. Durch die nachfolgende Restwasserverdampfung wird ein großer Teil der luftgetragenen Spaltprodukte aus dem Primärkreis in den Ringraum ausgetragen. Außerdem heizen die abgelagerten Spaltprodukte die Strukturen auf, und es wird ein Teil der abgelagerten Spaltprodukte verdampft und freigesetzt. Beim Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters sind mehr als 95 % der Jod/Cäsium-Nuklidgruppe in den Ringraum freigesetzt.

Dagegen gelangen ca. 50 % des Tellurinventars in die Atmosphäre des Ringraums, während fast 40 % mit der Kernschmelze in die Betonkaverne abstürzen und ca. 11 % durch Chemiesorption an Stahloberflächen gebunden werden.

Die Freisetzung von Spaltprodukten und nichtradioaktiven Stoffen bei der nachfolgenden Schmelze-Beton-Wechselwirkung wird mit den Rechenprogrammen WECHSL und VANESA berechnet. Die Ergebnisse sind ähnlich wie beim ND*-Fall.

Die Rückhaltung von aerosolförmigen Spaltprodukten im Ringraum und Hilfsanlagengebäude und das Verhalten der bei der Schmelze-Beton-Wechselwirkung in den Sicherheitsbehälter freigesetzten Aerosolpartikel wird mit dem Programm NAUA untersucht. Da bei dieser Sequenz Verteilungsprozesse eine Rolle spielen, wird das Reaktorgebäude in 20

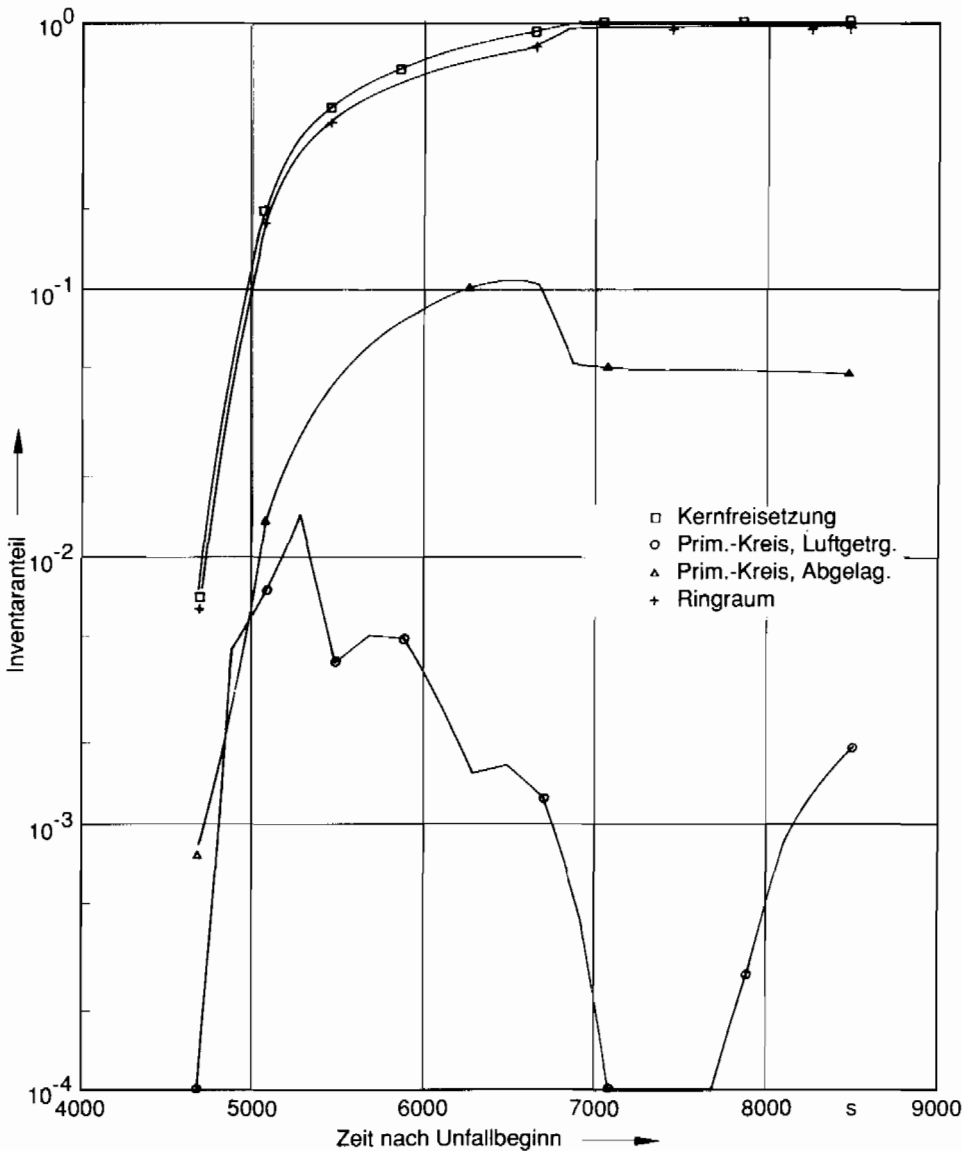


Bild 9-19: J-Verhalten im Primärkreis als Ergebnis der TRAPMELT3-Analyse bei einem Primärkreisleck im Ringraum

Zonen unterteilt. Die Thermodynamik in der Anlage wird mit dem Mehrraumprogramm RALOC berechnet. Die RALOC-Nodalisierung wird für die NAUA-Analyse übernommen und um 6 Zonen für die Umgebung erweitert. Die Freisetzung der Spaltprodukte aus dem Primärkreis, die mit dem TRAPMELT3-Programm berechnet wird, und die mit VANESA ermittelte Freisetzung während der Schmelze-Beton-Wechselwirkung stellen die Aerosolquellen für das Programm NAUA dar.

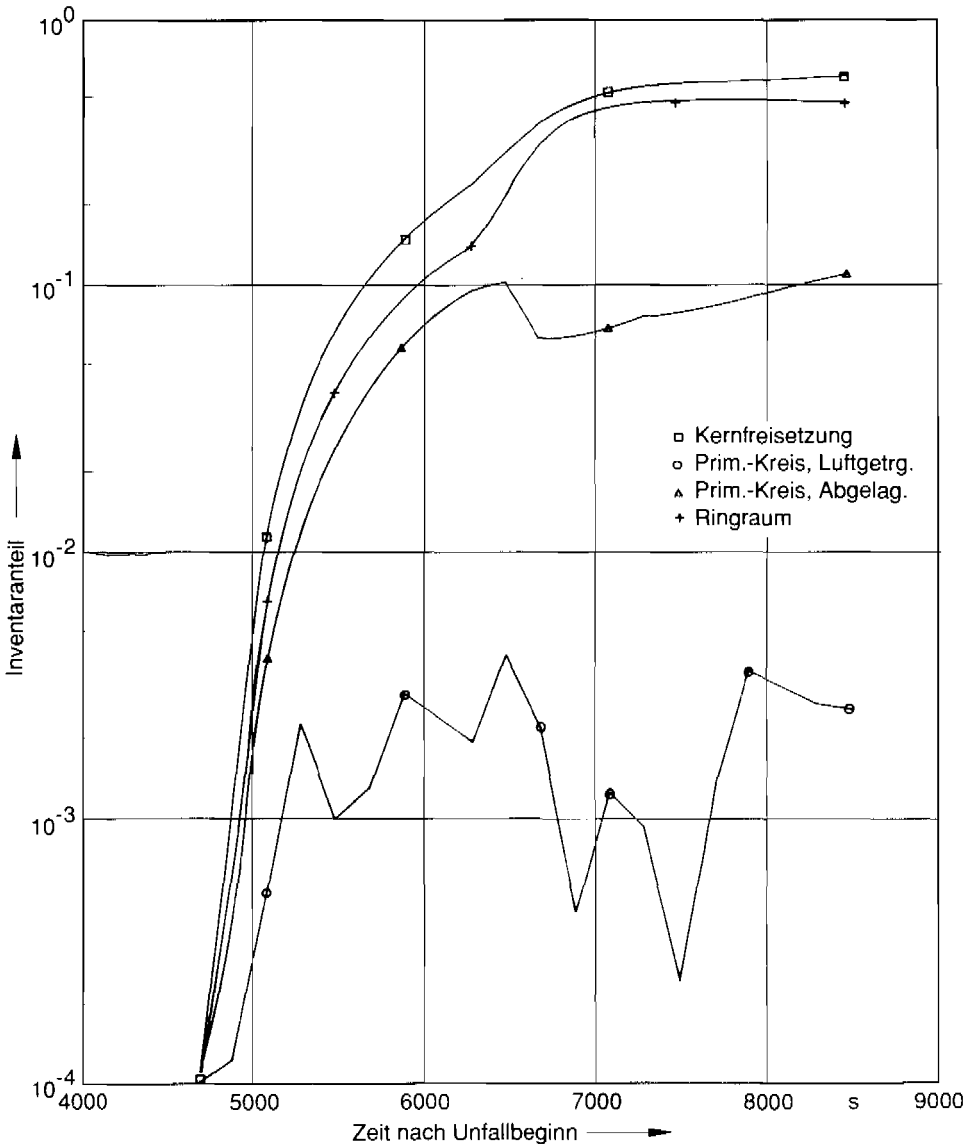


Bild 9-20: Te-Verhalten im Primärkreis als Ergebnis der TRAPMELT3-Analyse bei einem Primärkreisleck im Ringraum

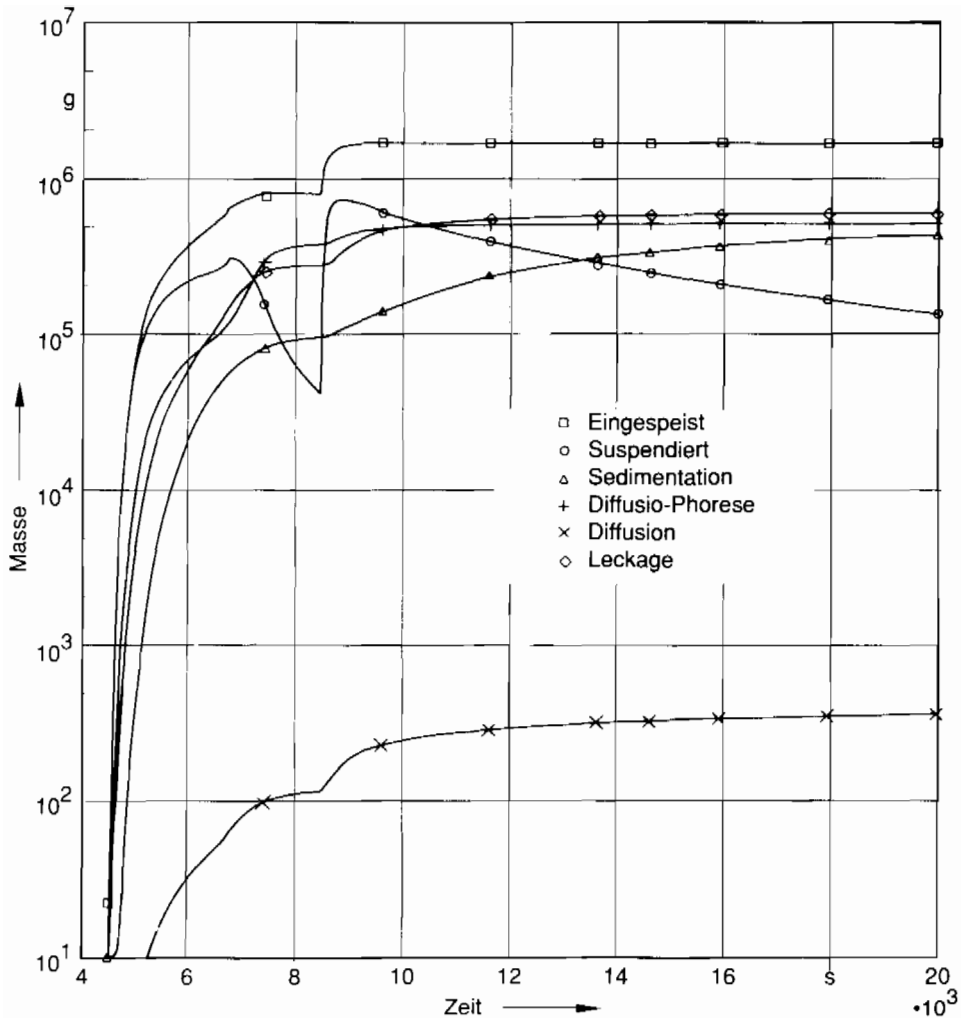


Bild 9-21: Massenbilanz des Aerosolspektrums in der Anlage als Ergebnis der NAUA-Analyse bei einem Primärkreisleck im Ringraum

In Bild 9-21 sind die Ergebnisse der Rechnungen dargestellt. Dort sind für alle im Modell enthaltenen Aerosolabbauprozesse die zugehörigen kumulativen Aerosolmassen als Funktion der Zeit der jeweiligen noch luftgetragenen Partikelmasse gegenübergestellt. Die Rechnung wurde nach ca. 5,2 h abgebrochen, da zu diesem Zeitpunkt die Freisetzung der leichtflüchtigen Nuklide Jod und Cäsium in die Umgebung praktisch beendet ist.

Bis zum Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters bei ca. 2,4 h werden die Spaltprodukte über die Nachkühlleitung in den Ringraum und von dort hauptsächlich über die Fluchttür im unteren Bereich in die Umgebung freigesetzt. Im Ringraum dominiert in dieser Phase die Abscheidung über Diffusiophorese. Bei der anschließenden Schmelze-Beton-Wechselwirkung wird innerhalb kurzer Zeit ca. 1000 kg Aerosolmasse in den Sicherheitsbehälter freigesetzt. Ein Teilstrom gelangt über den offenen Reaktordruckbe-

hälter und die gebrochene Nachkühlleitung in den Ringraum. Nuklide, die erst bei der Schmelze-Beton-Wechselwirkung aus der Schmelze freigesetzt werden, werden aufgrund der Verdünnungs- und Ablagerungseffekte im Sicherheitsbehälter stärker zurückgehalten.

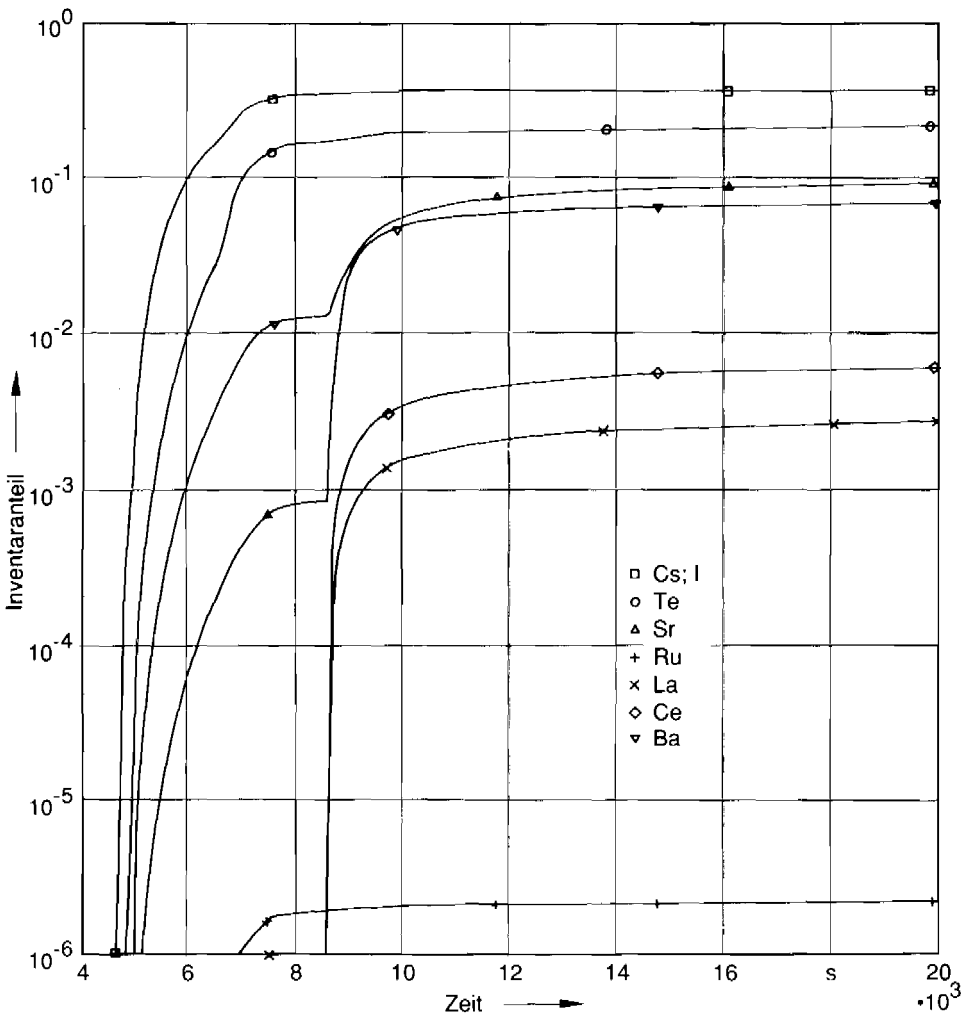


Bild 9-22: Freisetzung in die Umgebung in Anteilen des Kerninventars als Ergebnis der NAUA-Analyse bei einem Primärkreisleck im Ringraum

Bild 9-22 zeigt die Freisetzunganteile der einzelnen Nuklidgruppen. Die Freisetzung der leichtflüchtigen Nuklide Jod und Cäsium ist zum Zeitpunkt des Reaktor-druckbehälter-Versagens nahezu beendet. Ein Teil des Tellurs wird noch während der Schmelze-Beton-Wechselwirkung freigesetzt. Die übrigen Nuklide werden vorwiegend nach Versagen des Reaktor-druckbehälters freigesetzt. Bild 9-23 zeigt als Beispiel die luftgetragenen Inventaranteile in den einzelnen Anlagenbereichen für die Nuklidgruppe Strontium. Am Ende der Rechnung ist der in der Atmosphäre der Anlage noch vorhandene Kerninventaranteil an

Strontium etwa ebenso groß wie der nach außen freigesetzte Anteil. Für eine Abschätzung des weiteren Freisetzungsverlaufs ist somit für Spaltprodukte, die überwiegend erst bei der Schmelze-Beton-Wechselwirkung aus der Schmelze ausgetragen werden, maximal mit

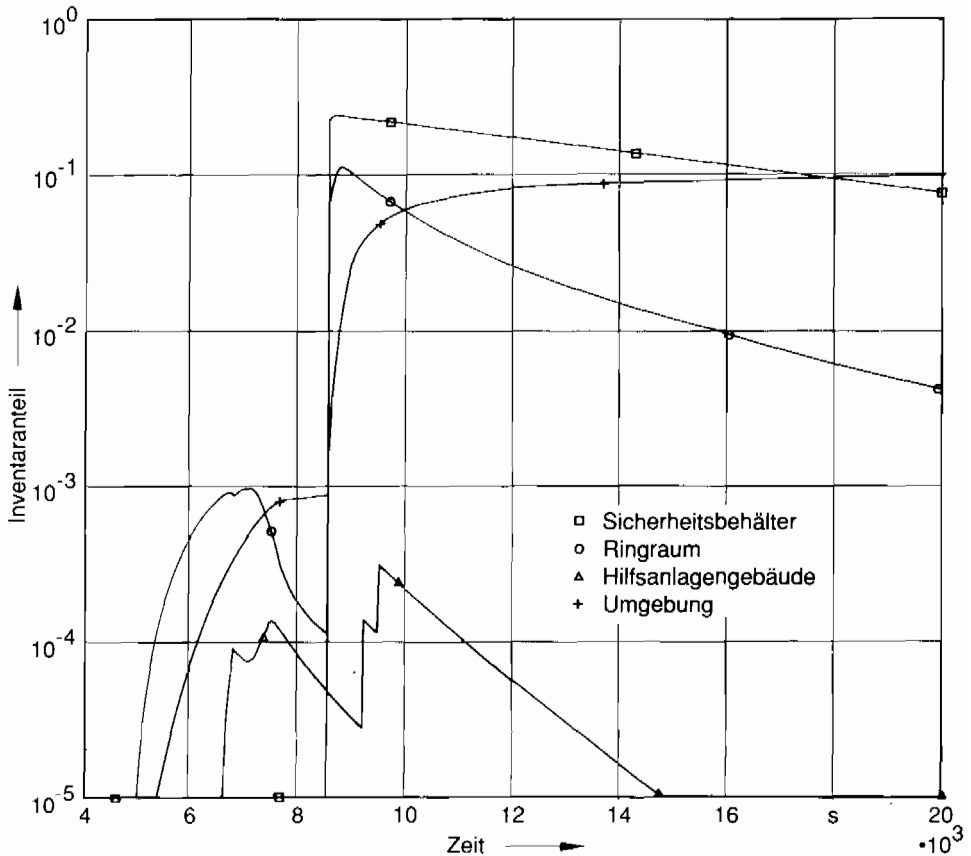


Bild 9-23: Sr-Inventaranteil in der Atmosphäre der einzelnen Kompartments als Ergebnis der NAUA-Analyse bei einem Primärkreisleck im Ringraum

einer Verdopplung des Quellterms nach außen zu rechnen. Die Rechnungen werden ohne Berücksichtigung einer H_2 -Verbrennung im Ringraum durchgeführt. Resuspensionen, die zu einer partiellen Freisetzung der im Ringraum abgelagerten Spaltprodukte führen, sind nicht analysiert. Auf eine Berechnung des Jodverhaltens mit dem IMPAIR-Programm wird verzichtet, weil bei der hohen Freisetzung des an Aerosol gebundenen Jods andere Jodformen von untergeordneter Bedeutung sind.

9.3.2.2 Freisetzung nach einem nicht beherrschten Dampferzeuger-Heizrohrleck

Der Unfallablauf ist bereits in Abschnitt 8.3.1.5 und 8.4.2 beschrieben, im folgenden werden nur die für die Spaltproduktfreisetzung wichtigen Daten diskutiert. Für die Freisetzungsrechnungen sind zwei Fälle zu unterscheiden:

- Bruch von Dampferzeuger-Heizrohren unmittelbar oberhalb des Rohrbodens,
- Bruch von Dampferzeuger-Heizrohren im Bereich des Rohrbogens.

Die Wahrscheinlichkeit für das Auftreten von Dampferzeuger-Heizrohrbrüchen im Rohrbogen wird in Abschnitt 5.3.2.2 als geringer eingeschätzt als die Wahrscheinlichkeit für einen Bruch im Bereich des Rohrbodens. Die Unterschiede sind jedoch nicht so groß, daß der erste Fall nicht betrachtet werden muß.

Die Rechnungen zum Dampferzeugerleck (siehe Abschnitt 8.3.1.5) wurden unter der Annahme durchgeführt, daß doppelendige Brüche von 10 Heizrohren ($\triangleq 60 \text{ cm}^2$ Leckfläche) vorliegen und die Außerbetriebnahme der Hochdruck-Sicherheitseinspeisung versagt. Bei diesem Fall kommt es zu Kernschmelzen bei niedrigem Druck. Für ein solches auslösendes Ereignis lassen sich bruchmechanisch jedoch keine Mechanismen finden, und die zugehörigen Wahrscheinlichkeiten sind nicht zu quantifizieren (siehe Abschnitt 5.3.2.2). Bei einem Versagen von 2 Heizrohren reicht bei Ausfall der sekundärseitigen Systemfunktionen der Leckquerschnitt nicht aus, um den Druck im Primärkreis ausreichend abzusenken. Es wird daher angenommen, daß zur Vermeidung eines HD-Falles eine primärseitige Druckentlastung über den Druckhalter mit einer Querschnittsfläche von 60 cm^2 in den Sicherheitsbehälter eingeleitet wird. Durch diese Maßnahme wird der größte Teil (ca. $5/6$) der Spaltprodukte in den Sicherheitsbehälter abgegeben und es gelangt nur ein kleiner Teil (ca. $1/6$) über den defekten Dampferzeuger in den Sekundärkreis. Dieser Fall konnte bisher nicht untersucht werden. Die Ergebnisse werden aus den Resultaten für den postulierten Bruch von 10 Heizrohren abgeschätzt.

Die Rechnungen zur Rückhaltung der Spaltprodukte auf dem Transport vom Kern bis zum Dampferzeugerleck werden mit TRAPMELT3 durchgeführt. Die Bilder 9-24 und 9-25 zeigen, daß nur ca. 8 % des Jodinventars zurückgehalten werden. Dies gilt auch für die Nuklidgruppe Cäsium. Tellur weist einen etwas höheren Abscheidegrad aus (ca. 12 %). Tellur wird stärker zurückgehalten, da es zum größeren Teil erst während der Wiederaufheizung nach dem Verdampfen des Restwassers freigesetzt wird und auch stärker an Primärkreisoberflächen chemisch gebunden wird. Die in den Bildern 9-24 und 9-25 ausgewiesenen Freisetzungsanteile in die Dampferzeuger-Sekundärseite vermindern sich für den Bruch von 2 Heizrohren um ca. den Faktor 6. Die restlichen Freisetzungsanteile werden in den Sicherheitsbehälter freigesetzt.

Eine Auswaschung von Spaltprodukten, die über das Heizrohrleck in den Sekundärkreis übertreten, kann durch Auffüllen des defekten Dampferzeugers mit Wasser erreicht werden. Es gibt weder Experimente noch Modelle zur Berechnung der Spaltproduktrückhaltung im Dampferzeuger. Es muß daher auf Modelle zurückgegriffen werden, mit denen der Auswascheffekt in der Wasservorlage der Kondensationskammer eines Siedewasserreaktors analysiert wird. Der Effekt der Einbauten auf der Sekundärseite des Dampferzeugers auf die Spaltproduktauswaschung kann dabei nicht berücksichtigt werden. Die vorliegende Analyse kann daher nur zur groben Orientierung dienen.

Die Rückhaltung der Spaltprodukte in der Wasservorlage der Sekundärseite des defekten Dampferzeugers wird mit dem Programm SPARC abgeschätzt [GIE 86, OWC 85]. Der Abscheideeffekt hängt ab von der Unterkühlung des Wassers, der Blasengröße und Blasenform, der Zusammensetzung des Trägergases (Dampf bzw. nicht kondensierbares Gas) und dessen Eintrittsgeschwindigkeit, der Größenverteilung der Aerosolpartikel und der Höhe der Wassersäule.

Der zeitliche Verlauf und die Zusammensetzung des Trägergases sowie die Quellfunktion der Aerosolpartikel für verschiedene Größenklassen werden aus den Ergebnissen der

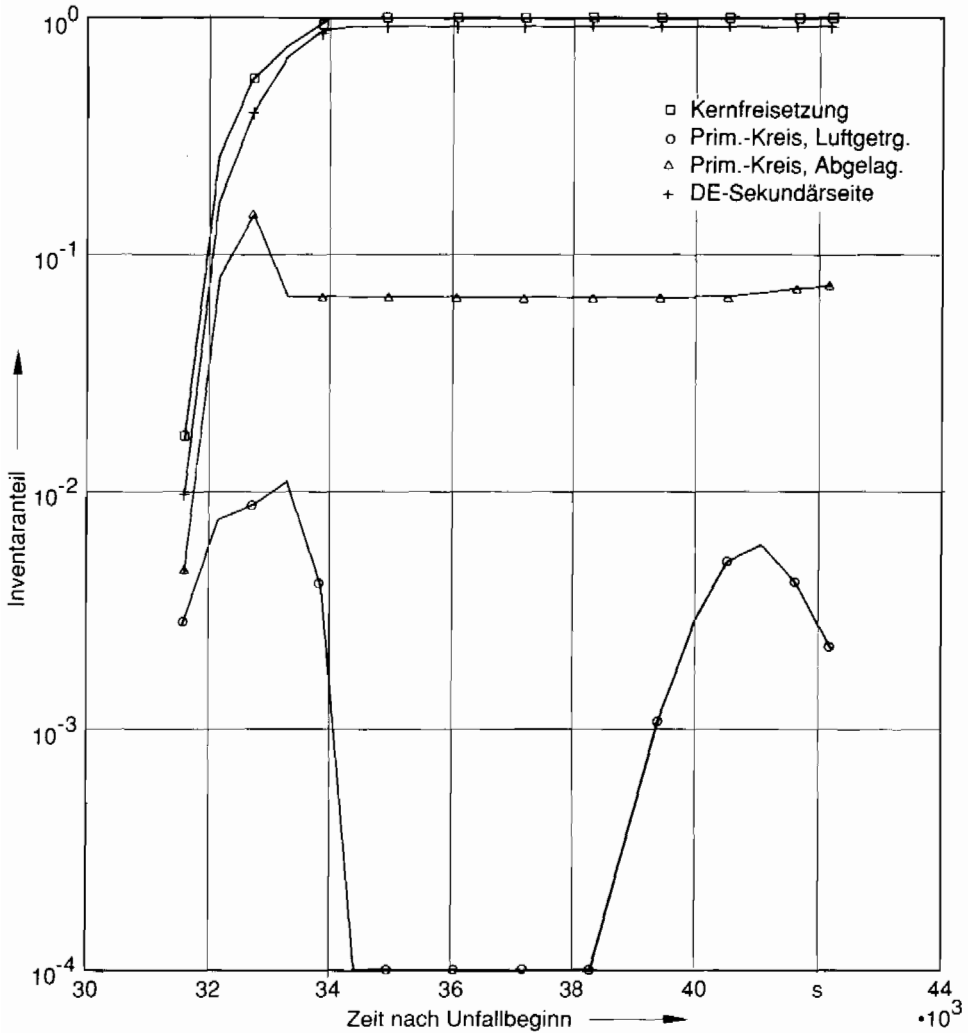


Bild 9-24: J-Verhalten im Primärkreis als Ergebnis der TRAPMELT3-Analyse für den Rechenfall Dampferzeugerleck

TRAPMELT3-Rechnung übernommen. Als Temperatur des Wassers wird die Sättigungstemperatur zugrunde gelegt. Über die Größe der Gasblasen bestehen bei den im Dampferzeuger vorliegenden Bedingungen (Störung durch Einbauten) jedoch große Unsicherheiten. Je nach Lage der Bruchstelle und abhängig vom Wasserfüllstand muß man eine unterschiedliche Wasserüberdeckung der Leckstelle betrachten. Unter gewissen Bedingungen ist es denkbar, daß der Zyklonabscheider freigeblasen wird. Hierbei entfällt der Abscheideeffekt durch Impaktion infolge des Eintrittsimpulses der Blase. Zur

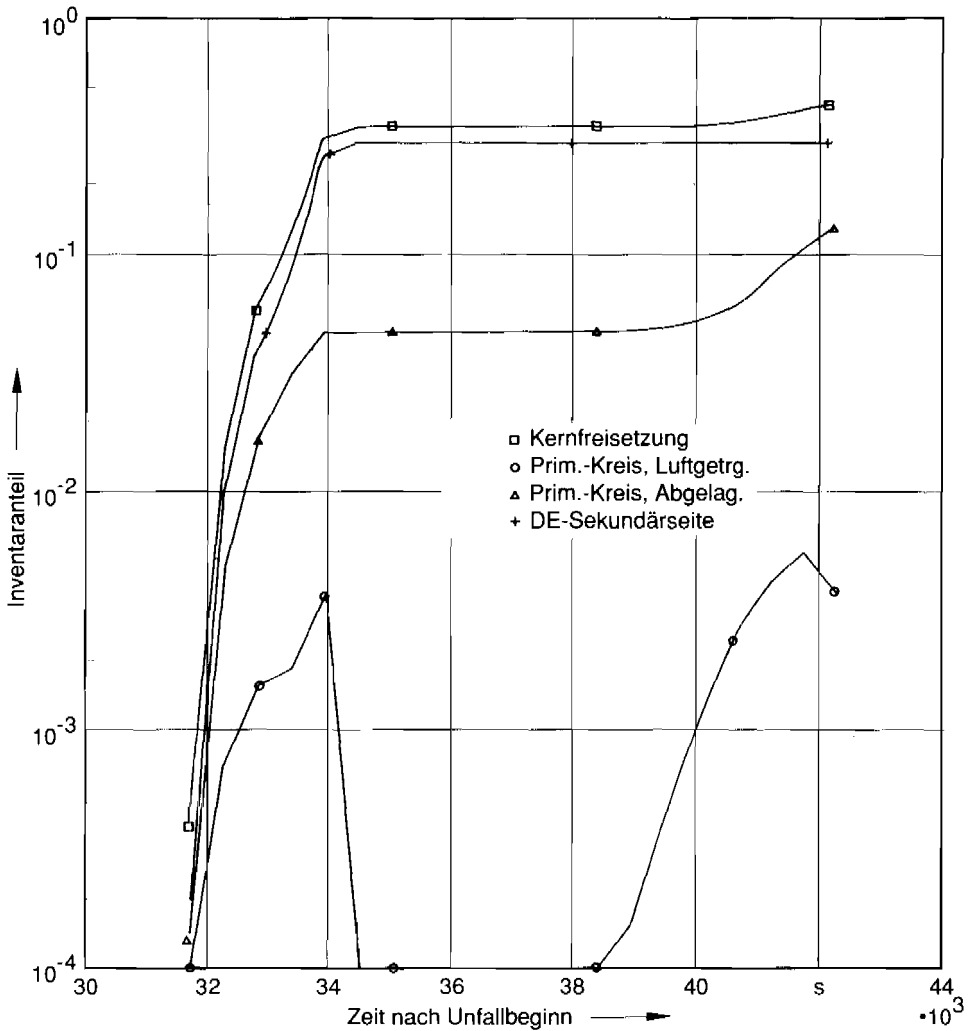


Bild 9-25: Te-Verhalten im Primärkreis als Ergebnis der TRAPMELT3-Analyse für den Rechenfall Dampferzeugerleck

Abschätzung dieser Effekte werden die Parameter durch Extremwertbetrachtung eingegrenzt und folgende Parametervariationen durchgeführt:

- Blasendurchmesser: 0,7 bzw. 50 cm
- effektive Wasserüberdeckung: keine bzw. 1 bis 12 m
- Abscheideeffekt beim Blaseneintritt: mit Impaktion bei kritischer Ausströmung bzw. keine Impaktion

Die Ergebnisse der Parametervariationen für den Fall Abriß von 2 Heizrohren (12 cm^2 Leckfläche) sind in Bild 9-26 für die Nuklidgruppen Jod und Cäsium und in Bild 9-27 für Tellur zusammengefaßt. Wird der defekte Dampferzeuger nicht mit Wasser aufgefüllt,

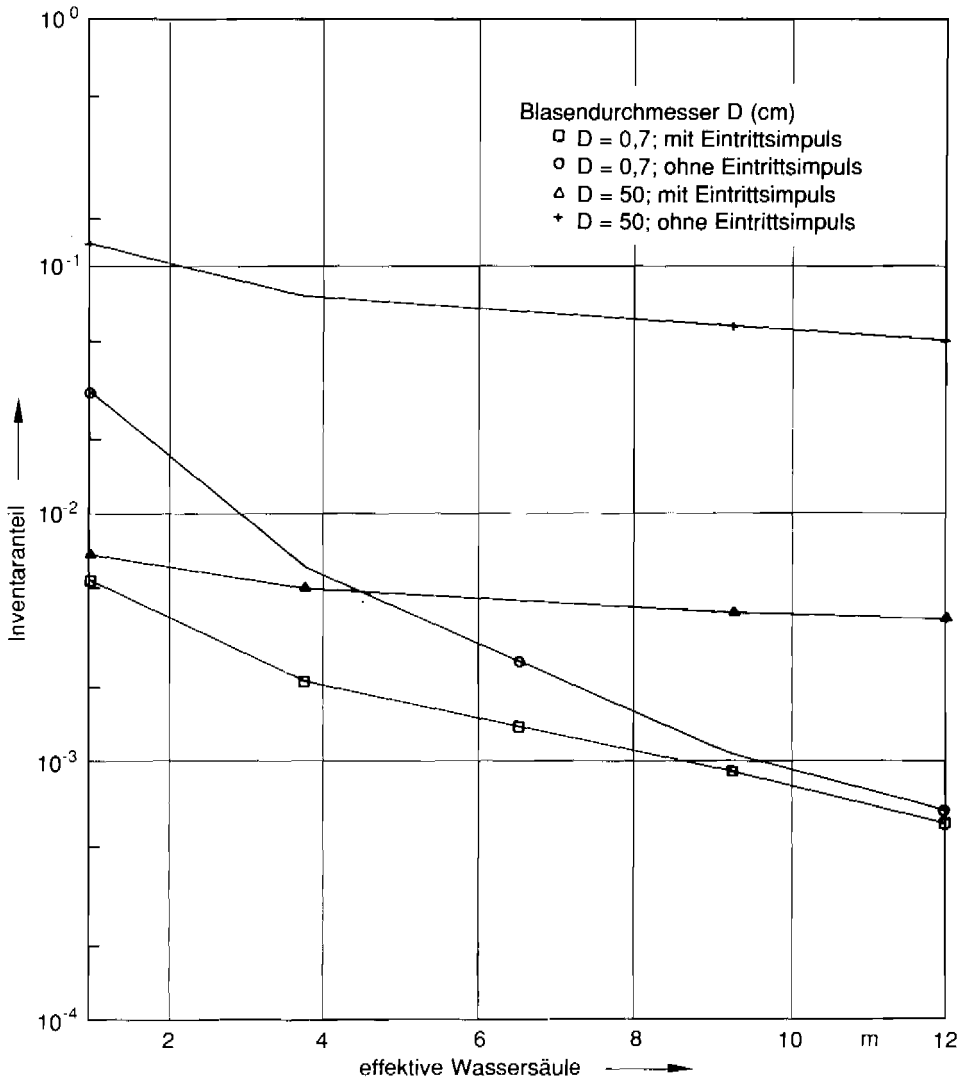


Bild 9-26: Cs-, J-Freisetzung aus dem defekten Dampferzeuger in Kerninventaranteilen (Sekundärseite)

dann werden bis zum Reaktordruckbehälter-Versagen ca. 15 % des Kerninventars von Jod und Cäsium und 5 % von Tellur in die Umgebung freigesetzt. Bei einem Auffüllen des defekten Dampferzeugers läßt sich im günstigsten Fall bei 12 m Wasserüberdeckung für die Freisetzung von Jod und Cäsium in die Umgebung eine Bandbreite von 0,06 % bis 6 % des jeweiligen Kerninventars abschätzen. Die entsprechenden Werte für Tellur schwanken zwischen 0,05 % und 2 % des Kerninventars. Bei den großen Blasen hat die Höhe der Wasserüberdeckung keinen großen Effekt. Den dominierenden Einfluß (Faktor 10) hat hier der Abscheideeffekt durch Impaktion beim Blaseneintritt ins Wasser. Bei kleinen

Blasen sind die Verhältnisse genau umgekehrt. Der Impaktionseffekt ist hier nur bei geringer Wasserüberdeckung von Bedeutung. Bei ausreichender Wasserhöhe führen darüber hinaus auch andere Abscheideeffekte zu einer effektiven Auswaschung der Spaltprodukte.

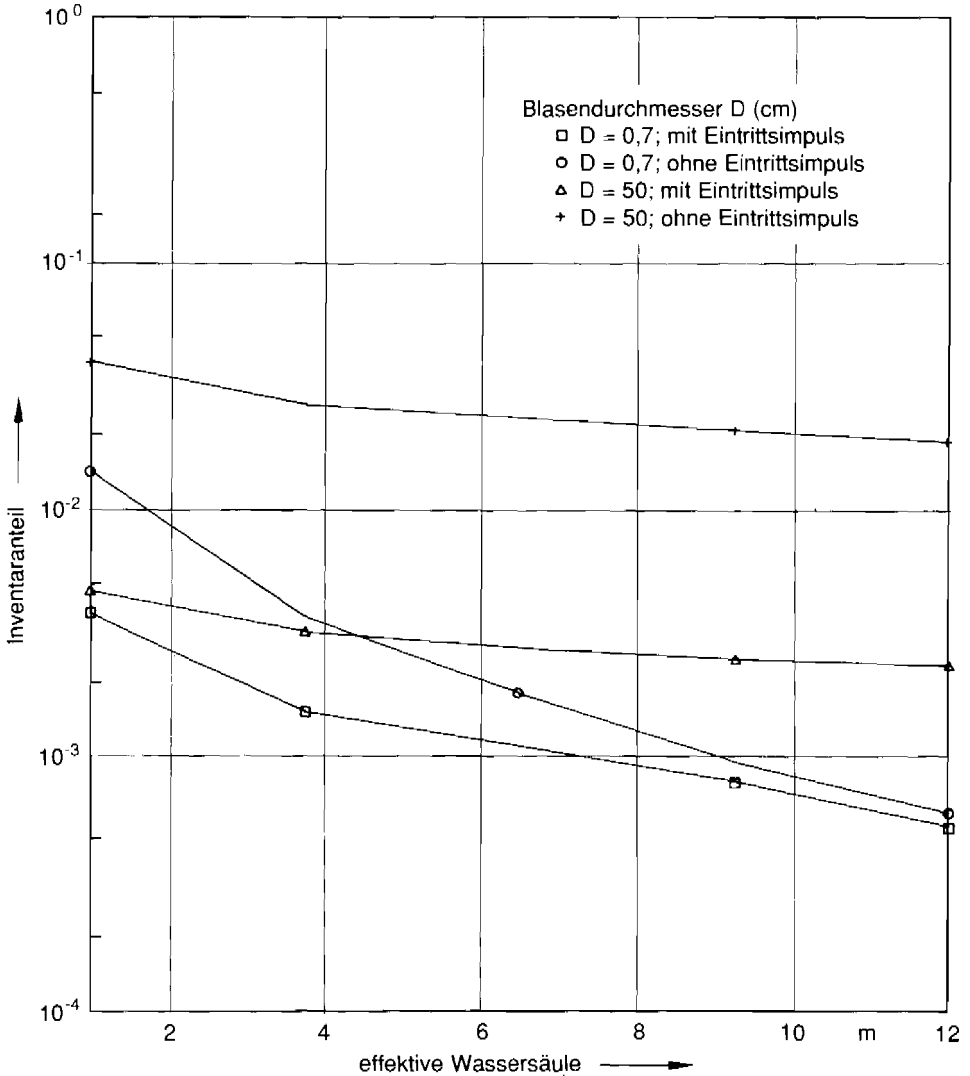


Bild 9-27: Te-Freisetzung aus dem defekten Dampferzeuger in Kerninventaranteilen (Sekundärseite)

Die vorliegenden Ergebnisse basieren auf Rechnungen, die bis zum Versagen des Reaktordruckbehälters gemacht wurden. Diejenigen Spaltprodukte, die über die geöffneten Druckhalterventile zunächst in den Sicherheitsbehälter freigesetzt werden, unterliegen dort den natürlichen Abscheidemechanismen. Nach Durchschmelzen des Reaktordruck-

behälters wird ein Teil der Sicherheitsbehälteratmosphäre über den offenen Reaktordruckbehälter und das Leck im Dampferzeuger in die Umgebung ausströmen. Der Freisetzungsvorgang in dieser Phase kann zur Zeit mit einfachen Mitteln nicht abgeschätzt werden, da es sich um dynamische Vorgänge handelt, die mit einem aufwendigen Sicherheitsbehälter-Rechenprogramm berechnet werden müssen.

9.4 Zusammenfassung und Bewertung der Ergebnisse

● Zusammenfassung

Das Ausmaß der Spaltproduktfreisetzung bei Kernschmelzunfällen ist in Tabelle 9-4 für 9 Nuklidgruppen zusammengefaßt. Angegeben ist, welcher Anteil des Kerninventars der jeweiligen Nuklidgruppe in die Umgebung freigesetzt wird. Der radioaktive Zerfall ist hierbei nicht enthalten, muß aber bei Unfallfolgenrechnungen berücksichtigt werden.

Massive Freisetzungen der leichtflüchtigen radioaktiven Stoffe (J, Cs, Te, etc.) sind möglich bei großflächigem Versagen des Sicherheitsbehälters, z. B. durch H₂-Verbrennung bei Kernschmelzen unter niedrigem Druck (ND, ND*) oder Kernschmelzen unter hohem Druck (HD).

Für die Freisetzung beim HD-Fall werden keine Einzelanalysen durchgeführt. Die Freisetzungssätze werden vielmehr abgeschätzt. Bis zum Versagen des Reaktordruckbehälters werden die aus dem Kern freigesetzten Spaltprodukte zum überwiegenden Teil im Primärkreis abgelagert. Beim Versagen des Reaktordruckbehälters und der damit verbundenen schnellen Druckentlastung treten große Turbulenzen auf. Dabei werden nennenswerte Anteile abgelagerter Spaltprodukte resuspendiert. Es ist zu erwarten, daß mindestens 50 % der leichtflüchtigen Nuklide (J, Cs, Te) in die Umgebung gelangen. Bei Edelgasen wird eine Freisetzung von 100 % angenommen. In der nachfolgenden Schmelze-Beton-Wechselwirkung werden durch chemische Umwandlungen auch schwerflüchtige Nuklide freigesetzt. Eine Rückhaltung dieser Nuklide im Sicherheitsbehälter wird wegen des Versagens der Integrität des Sicherheitsbehälters und der dadurch bedingten kurzen Verweilzeit nicht unterstellt.

Nach den Analysen zur H₂-Verteilung für den ND*-Kernschmelzfall kann ein großflächiges Versagen des Sicherheitsbehälters nicht ausgeschlossen werden, solange keine Maßnahmen zur Beseitigung erhöhter H₂-Konzentrationen getroffen sind. In diesem Fall werden die luftgetragenen und ein erheblicher Teil der resuspendierten Nuklide in die Umgebung freigesetzt. Die Größe der Freisetzung entspricht der beim HD-Fall.

Das Freisetzungsspektrum beim Primärkreisleck im Ringraum wird bis 5,5 h berechnet. Es wird angenommen, daß die zu diesem Zeitpunkt noch luftgetragen vorliegenden Spaltprodukte in die Umgebung freigesetzt werden. In den Rechnungen wird keine Wasserstoffverbrennung berücksichtigt. Diese würde möglicherweise zur Resuspension abgelagerter Spaltprodukte und zu einer Erhöhung der Freisetzung führen. Resuspensionseffekte bei einer eventuellen H₂-Verbrennung werden für diesen Fall nicht untersucht.

Beim Dampferzeuger-ND*-Fall wird der Bruch von 2 Dampferzeuger-Heizrohren (12 cm² Leckfläche) angenommen, der durch Versagen der Frischdampfleitung oder eines Frischdampf-Sicherheitsventils in Offenstellung zu einem nicht absperbaren Leck in die Umgebung führt. In den Rechnungen wird angenommen, daß zur Minimierung der Spaltproduktfreisetzung der defekte Dampferzeuger vor dem Kernschmelzen mit Wasser aufgefüllt werden kann und rechtzeitig durch primärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen im Primärkreis der Druck auf < 2 MPa abgesenkt wird. Durch die offenen

Tab. 9-4: Kumulative Spaltproduktfreisetzung aus der Anlage, normiert auf das Kerninventar für die verschiedenen Freisetzungsmöglichkeiten (ohne radioaktiven Zerfall)

	Kr-Xe	J	Cs	Te	Sr	Ru ¹	La ²	Ce ³	Ba
1. AF-SBV	1E+00	[0,5	bis	0,9]	4E-01	1E-05	2E-02	4E-02	3E-01
2. AF-PLR #1)	1,0E+00	3,7E-01	3,7E-01	2,3E-01	1,7E-01	2,5E-06	6,4E-03	1,4E-02	1,1E-01
3a. AF-DE ND* #2)	1,7E-01	1,5E-01	1,5E-01	5,0E-02	6,7E-05	8,8E-08	7,0E-09	--	1,4E-03
3b. AF-DE ND* #3)	1,7E-01	2,5E-02	2,5E-02	1,5E-02	1,3E-05	1,7E-08	1,3E-09	--	2,7E-04
4. AF-Leckage ND* 1,0E+00	7,8E-03	3,5E-04	2,1E-03	1,5E-04	3,6E-07	5,6E-06	1,3E-05	1,3E-04	1,3E-04
5. AF-Druckentlastung ND*	9,0E-01	2,0E-03	3,3E-07	3,5E-06	2,0E-07	6,4E-10	6,3E-08	2,0E-08	1,7E-07
6. AF-DF	nicht untersucht								
AF-SBV:	Ausmaß der Freisetzung bei großflächigem Sicherheitsbehälterversagen oberhalb der Fundamentplatte (z.B. durch HD-Fall, H ₂ -Verbrennung, Flugzeugabsturz)								
AF-PLR:	Ausmaß der Freisetzung unter Umgehung des Sicherheitsbehälters durch Primärkreisleck im Ringraum								
AF-DE ND*:	Ausmaß der Freisetzung unter Umgehung des Sicherheitsbehälters durch DE-Heizrohrleck, primärseitige Druckentlastung. Durch Aufteilung des Massenstroms verbleiben 5/6 der leichtflüchtigen Spaltprodukte im Sicherheitsbehälter im ND*-Fall								
AF-Leckage ND*:	Ausmaß der Freisetzung durch erhöhte Leckage (10 cm ²) des Sicherheitsbehälters über Ringraum und Hilfsanlagegebäude								
AF-Druckentlastung ND*:	Ausmaß der Freisetzung bei gezielter Druckentlastung des Sicherheitsbehälters bei 0,6 MPa über den Kamin								
AF-DF:	Ausmaß der Freisetzung ins Grundwasser infolge Durchschmelzen des Sicherheitsbehälters und der Fundamentplatte								

#1): ohne H₂-Verbrennung im Ringraum und Sicherheitsbehälter

#2): bis zum Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters ohne ausreichende Wasservorlage im defekten Dampferzeuger

#3): bis zum Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters mit 12 m Wasservorlage im defekten Dampferzeuger

1 enthält Tc, Rh, Pd, At

2 enthält Pr, Nd, Pm, Sm, Eu, Gd, Tb, Dy, Ho, Er, Tm, Yb, Lu, Hf, Ta, W, Re, Os, Ir, Pt, Au, Ac

3 enthält Th, Pa, U, Np, Pu, Am, Cm, Bk, Cf, Es, Fm, Md

Druckhalter-Ventile gelangt während des Kernschmelzens der größte Teil der Spaltprodukte in den Sicherheitsbehälter.

Die Ergebnisse zum Dampferzeuger-Heizrohrleck (12cm^2) werden aus den Rechnungen zum 60-cm^2 -Leck bis zum Versagen des Reaktordruckbehälters bei ca. 12 h abgeschätzt. Der weitere Freisetzungsverlauf konnte noch nicht analysiert werden. Bei diesen Rechnungen wird angenommen, daß die Sekundärseite des defekten Dampferzeugers vorher mit Wasser aufgefüllt wird. In der Tabelle 9-4 sind die beiden Grenzbetrachtungen aufgeführt:

- Effektive Auswaschung bei 12 m Wasserüberdeckung der Leckstelle
- Keine ausreichende Wasserüberdeckung, d. h. kein Rückhalteeffekt im Dampferzeuger

Beim ND*-Fall werden anlageninterne Notfallmaßnahmen wirksam, so daß der Kern bei niedrigem Druck schmilzt. Es wird dabei zwischen den beiden Fällen unterschieden:

- Venting: Druckentlastung des Sicherheitsbehälters über Filter
- Leckage: Erhöhte Leckage des Sicherheitsbehälters

Die Rechnungen ND*-Fall mit Druckentlastung über Filter werden zum Zeitpunkt 4,8 d abgebrochen, da zu diesem Zeitpunkt die Schmelze das Betonfundament durchdringt (siehe Abschnitt 8.4.4). Die luftgetragenen Aerosolpartikel werden dabei weitgehend von den Filtern des Druckentlastungssystems zurückgehalten.

Beim Leckage-Fall wird bis zum Zeitpunkt von 29 h gerechnet. Die zu diesem Zeitpunkt noch luftgetragenen Nuklide werden ohne Berücksichtigung weiterer Rückhalteeffekte dem freigesetzten Nuklidanteil zugeschlagen. Dies führt gerade bei den Nukliden, die hauptsächlich erst während der Schmelze-Beton-Wechselwirkung aus der Schmelze emittiert werden, zu einer Überschätzung der Spaltproduktfreisetzung.

Durch geeignete Vorrichtungen und Notfallmaßnahmen kann nach Durchschmelzen der Fundamentplatte die weitere Ausbreitung radioaktiver Stoffe in das Grundwasser weitgehend verhindert werden. Eine Bewertung der Durchführbarkeit und Wirksamkeit ist derzeit nicht möglich, weil keine systematischen Untersuchungen vorliegen.

Während der Arbeiten zur Studie wurde mehrfach auf Fachtagungen und Veröffentlichungen über den Stand der Untersuchungen zur Spaltproduktfreisetzung und vorliegenden Zwischenergebnisse berichtet [FRI 86a, FRI 86b, FRI 86c, HEU 89].

● Bewertung

Tabelle 9-4 enthält die zu den Freisetzungsmöglichkeiten berechneten Spaltproduktfreisetzungen nach außen. Angegeben werden die kumulativen Freisetzungen bezogen auf das Kerninventar der jeweiligen Nuklidgruppe.

Für die Edelgase (Kr-Xe) kann keine Rückhaltung angenommen werden. Sie werden daher in den meisten Fällen nahezu vollständig freigesetzt. Sehr hohe Freisetzungen sind bei Unfallabläufen möglich, die bereits frühzeitig zu einem großflächigen Versagen des Sicherheitsbehälters führen. Sie können bei Kernschmelzen unter hohem Druck oder bei Kernschmelzen unter niedrigem Druck mit nachfolgender Wasserstoffverbrennung, die den Sicherheitsbehälter zerstört, eintreten. Sie werden unter AF-SBV zusammengefaßt. Für die hierzu angegebenen Freisetzungen werden keine Einzelanalysen durchgeführt. Sie wurden lediglich abgeschätzt. Dabei wird angenommen, daß bei Versagen des Sicherheitsbehälters mindestens 50 % der leichtflüchtigen Nuklide (J, Cs, Te) nach außen gelangen und während der Schmelze-Beton-Wechselwirkung auch größere Anteile schwerflüchtiger Nuklide freigesetzt werden.

Hohe Freisetzungen ergeben sich auch für den nicht beherrschten Bruch einer Nachkühlleitung im Ringraum, AF-PLR. Bei diesem Unfall werden etwa zwei Drittel der leichtflüchtigen Spaltprodukte zurückgehalten, wenn es im Ringraum nicht zu einer Wasserstoffverbrennung kommt.

Unfallabläufe aus nicht beherrschten Dampferzeuger-Heizrohrlecks, AF-DE, führen zu deutlich geringeren Freisetzungen, insbesondere wenn der defekte Dampferzeuger vor Beginn des Kernschmelzens mit Wasser aufgefüllt werden kann (3b). Bei diesen Fällen wird angenommen, daß zur Verhinderung von Kernschmelzen unter hohem Druck der Druck im Primärkreis rechtzeitig durch primärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen abgesenkt worden ist. Dadurch gelangt der größte Teil der Spaltprodukte in den Sicherheitsbehälter. Es werden die Freisetzungen nur bis zum Zeitpunkt des Durchschmelzens des Reaktor-druckbehälters (nach ca. 12 h) berücksichtigt. Die Freisetzung während der Schmelze-Beton-Wechselwirkung ist nicht untersucht worden.

Für Unfallabläufe, die mit kleinen Leckagen des Sicherheitsbehälters verbunden sind, wird bei der Analyse ein 10 cm² großes Leck (100faches der Auslegungsleckage) angenommen (AF-Leckage). Bei diesem Fall werden die meisten Spaltprodukte auf dem Freisetzungsweg (Sicherheitsbehälter-Ringraum-Hilfsanlagengebäude-Umgebung) zurückgehalten. Eine Wiederaufwirbelung bereits abgelagerter Spaltprodukte bei einer eventuellen Wasserstoff-Verbrennung wird nicht berücksichtigt.

Bleibt die Integrität des Sicherheitsbehälters langfristig erhalten, so wird durch Abbauprozesse der weitaus größte Teil der Spaltprodukte an inneren Wänden des Sicherheitsbehälters abgelagert oder im Sumpfwasser zurückgehalten. Bei einer gefilterten Druckentlastung, AF-Druckentlastung, werden Aerosolpartikel, die zum Zeitpunkt der Druckentlastung noch luftgetragen in der Atmosphäre des Sicherheitsbehälters sind, dabei weitgehend von den Filtern absorbiert.

Für Spaltproduktfreisetzungen durch das Reaktorfundament (AF-DF) werden keine Werte angegeben, weil die Vorgänge bei der Fundamentdurchdringung und bei der Auslaugung von Spaltprodukten durch das Grundwasser zu wenig bekannt sind und Möglichkeiten zur Begrenzung der Ausbreitung von Spaltprodukten im Grundwasser nicht systematisch untersucht sind.

Literatur

- [ALB 84] Albrecht, H., H. Wild: Review of the main Results of the SASCHA Programm, Fission Product Release under Core Melting Conditions, PNS-Primärbericht Nr. 815/84
- [BEA 85] Beahm, E. C., W. E. Shockley: Iodine Volatility, Proceedings: American Nuclear Society, Meeting on Fission-Product Behavior and Source Term Research, Snowbird, Utah, July 15-19, 1984, S.44-1, 44-14, Report NP-4113-SR, Editor: M. F. Huebner, Argonne National Laboratory-West, Idaho Falls, 1985
- [BUN 87] Bunz, H., M. Koyro, W. Schöck: NAUA Mod 5 und NAUA Mod 5-M, Zwei Computerprogramme zur Berechnung des Aerosolverhaltens im Containmentsystem eines LWR nach einem Kernschmelzunfall, Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, KfK 4278, 1987
- [CRO 80] Croff, A. D.: A User's Manual for the ORIGEN2 Computer-Code, ORNL/TM-7175, July 1980
- [ELR 83] Elrick, R. M., R. A. Sallach: Fission Product Chemistry in the Primary System

- Proceedings: International Meeting on Light Water Reactor Severe Accident Evaluation, Cambridge, Massachusetts, ANS Publikation, 700085, S. 4.6-1, 4.6-5, August 28 – September 1, 1983
- [FRI 86a] Friederichs, H.-G., F. W. Heuser, J. Rohde: Unfallarten und Freisetzungskategorien, Jahrestagung Kerntechnik, 8.–10. 4. 1986, Aachen
- [FRI 86b] Friederichs, H.-G., E. Schrödl: Neue Ergebnisse zur Spaltproduktfreisetzung aus dem Kern und Reaktorgebäude bei Unfällen, 10. GRS-Fachgespräch, November 1986, veröffentlicht in GRS-64 (März 1987)
- [FRI 86c] Friederichs, H.-G.: Fission product source term in severe accident situations Proceedings of the CEC seminar: Studies of severe accidents in LWR, EUR 11019 EN, Brüssel, 10.–12. November 1986
- [GIE 86] Gieseke, J. A., P. Cybulskis, H. Jordan, K. W. Lee, P. M. Schumacher, L. A. Curtis, R. O. Wooton, S. F. Quayle, V. Kogan: Source Term Code Package, A User's Guide (Mod 1), NUREG/CR-4587, BMI-2138, July 1986
- [HAS 87] Hassmann, K., J. P. Hosemann, M. Peehs: Spaltproduktfreisetzung bei Kernschmelzen: Methodische Bestimmung und experimentelle Absicherung, Kerntechnische Gesellschaft e.V., Köln, Verlag TÜV Rheinland, 1987
- [HEU 89] Heuser, F. W.: Basic aspects and results of the German Risk Study, Phase B International Topical Meeting Probability, Reliability and Safety Assessment, Proceedings, Addendum, Pittsburg, USA, 2.–7. April 1989
- [HOS 83] Hosemann, J. P., K. H. Neeb, J. Wilhelm: Neuere Bewertung der Freisetzung und des Transports von Jod bei schweren Reaktorstörfällen, Jahrestagung Kerntechnik 1983, Berlin, Juni 1983
- [JOR 85] Jordan, H., M. R. Kuhlmann: TRAPMELT2 User's Manual, NUREG/CR-4205, BMI-2124, May 1985
- [LOR 80a] Lorenz, R. A., et al.: Fission Product Release from Highly Irradiated Fuel, NUREG/CR-0722 (ORNL/NUREG-TM-287), 1980
- [LOR 80b] Lorenz, R. A., J. L. Collins, A. P. Malinauskas: Fission Product Source Terms for the Loss-of-Coolant Accident, NUREG/CR-1288 (ORNL/NUREG/TM-321), July 1980
- [LOR 80c] Lorenz, R. A., et al.: Fission Product Release from Highly Irradiated Fuel Heated to 1300-1600 °C in Steam, ORNL/NUREG/TM-346, December 1980
- [LOR 81] Lorenz, R. A., et al.: Fission Product Release from BWR Fuel under LOCA Conditions, ORNL/NUREG/TM-388, July 1981
- [NEL 87] Nelson, L. S., K. P. Guay: Experiments Related to the Resuspension of Aerosols during Hydrogen Burns, Heat Transfer Pittsburgh 1987, AIChE Symposium Series 257, Vol. 83, 1987
- [NRC 81] U. S. Nuclear Regulatory Commission (NRC): Technical Bases for Estimating Fission Product Behavior During LWR Accidents, NUREG-0722, June 1981
- [OWC 85] Owczarski, P. C., R. I. Schreck, A. K. Postma: Technical Bases and User's Manual for the Prototype of a Suppression Pool Aerosol Removal Code (SPARC), NUREG/CR-3317, PNL-4742, May 1985
- [POW 86] Powers, D. A., J. E. Brockmann, A. W. Shiver: VANESA: A Mechanistic Model of Radionuclide Release and Aerosol Generation During Core Debris Interactions with Concrete, NUREG/CR-4308, SAND85-1370, July 1986
- [RIT 82a] Ritzman, R. L.: Fission Product Release During Core Heat Up in Severe Reactor Accidents, SAI-291-82-PA (DRAFT), 1982
- [RIT 82b] Ritzman, R. L., D. Cubicciotti: NUREG/CP-0027, Vol. 2, p. 1059–1068, 1982

10 Zusammenfassung und Bewertung

Die Deutsche Risikostudie befaßt sich mit Störfällen in Kernkraftwerken und den mit ihnen verbundenen Risiken. Die Untersuchungen wurden für das Kernkraftwerk Biblis B durchgeführt und in zwei Phasen (Phase A und Phase B) gegliedert. Die Ergebnisse zur Phase A wurden 1979 veröffentlicht [GRS 79].

In den Untersuchungen der Phase A wurde die Vorgehensweise der amerikanischen Reaktorsicherheitsstudie WASH-1400 [NRC 75] auf deutsche Verhältnisse übertragen. Ziel dieser ersten Risikoanalysen war es vor allem, das mit dem Betrieb von Kernkraftwerken verbundene Risiko zu ermitteln und einen Vergleich mit anderen Risiken zu ermöglichen. Es stellte sich aber heraus, daß der Hauptnutzen derartiger Analysen in der Identifikation von Verbesserungsmöglichkeiten der technischen Auslegung und Betriebsweise lag.

Demgemäß wird das Schwergewicht der Untersuchungen in Phase B auf system- und anlagentechnische Untersuchungen zu Störfall- und Unfallabläufen verlagert. Hauptziel ist es, die Ausgewogenheit der Sicherheitstechnik der Anlagen zu überprüfen und Möglichkeiten zur Verbesserung der Sicherheit zu identifizieren.

Zwar wird das Ausmaß möglicher Spaltproduktfreisetzungen auch in Phase B ermittelt, jedoch werden keine erneuten Unfallfolgerechnungen durchgeführt. Unabhängig von vorhandenen Sicherheitseinrichtungen lassen sich immer Unfallsituationen annehmen, bei denen es zu Freisetzungen eines erheblichen Anteils des Aktivitätsinventars kommt. Unfallfolgen außerhalb der Anlage, die mit derart hohen Aktivitätsfreisetzungen verbunden sind, wurden bereits in der Phase A abgeschätzt. Diese Ergebnisse können auch für die Phase B zur Orientierung herangezogen werden.

Die Ergebnisse zu den in Phase B durchgeführten anlagentechnischen Untersuchungen werden in Abschnitt 10.1 zusammengefaßt. In Abschnitt 10.2 werden die Ergebnisse der systemtechnischen Analysen denen der Phase A gegenübergestellt. Abschließend erfolgt in Abschnitt 10.3 eine Bewertung der Untersuchungsergebnisse.

10.1 Zusammenfassung der Ergebnisse

Die Ergebnisse der Untersuchungen werden entsprechend den in Kapitel 3 beschriebenen Untersuchungsschritten in verschiedenen Tabellen zusammengestellt. Im einzelnen enthalten die Tabellen Angaben zu

- auslösenden Ereignissen,
- Übergang von auslösenden Ereignissen zu Schadenszuständen,

- Überführung von Schadenszuständen in einen sicheren Zustand durch anlageninterne Notfallmaßnahmen,
- Übergang von Schadenszuständen zu Kernschmelzfällen,
- Funktion des Sicherheitsbehälters beim Kernschmelzen,
- Ausmaß der Spaltproduktfreisetzungen.

Die Tabellen werden nachfolgend erläutert.

In den Tabellen werden (mit Ausnahme von Tabelle 10-11) Angaben zu erwarteten Häufigkeiten und bedingten Wahrscheinlichkeiten gemacht. Die Zahlenwerte sind Punktwerte aus Wahrscheinlichkeitsverteilungen. Durch die Verteilungen wird der Grad an Aussagesicherheit ausgedrückt. Dieser bestimmt sich aus den Unsicherheiten über die Eintrittshäufigkeiten der auslösenden Ereignisse und über die Zuverlässigkeitsdaten der Komponenten. Die Auswirkungen dieser Unsicherheiten werden bis zu den Schadenszuständen verfolgt. Für die erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände werden Wahrscheinlichkeitsverteilungen ermittelt, die den Einfluß der quantifizierten Schätzunsicherheiten wiedergeben. Aus Aufwandsgründen werden dabei nicht alle Schadenszustände berücksichtigt. Die in die Ermittlung der Wahrscheinlichkeitsverteilung einbezogenen Schadenszustände liefern einen Anteil von ca. 70 % an der Summe der erwarteten Häufigkeiten der von anlageninternen auslösenden Ereignissen verursachten Schadenszustände.

Bild 10-1 zeigt die Wahrscheinlichkeitsverteilung der Summe der erwarteten Häufigkeit dieser Schadenszustände. Bild 10-2 zeigt die relative Lage des entsprechenden Punktwertes dieser Schadenszustände zu üblicherweise verwendeten Größen zur Beschreibung von Wahrscheinlichkeitsverteilungen, wie z. B. dem Medianwert und dem Erwartungswert. Die 99%-Fraktile der Verteilung dieser Schadenszustände liegt bei $1,9 \cdot 10^{-4}/a$. Die Varianzen der Wahrscheinlichkeitsverteilungen der berücksichtigten Schadenszustände unterscheiden sich relativ wenig. Der Faktor zwischen der 95%-Fraktile und der 5%-Fraktile liegt zwischen 71 und 285.

Über die Schadenszustände hinaus wird die Fortpflanzung der Unsicherheiten nicht verfolgt, weil in diesem Bereich der Einfluß wichtiger Parameter derzeit nicht belastbar quantifiziert werden kann.

Die Darstellung und Diskussion der Ergebnisse der Studie stützt sich auf Punktwerte ab, die unter Verwendung der Erwartungswerte der auslösenden Ereignisse und der Erwartungswerte der Zuverlässigkeitsdaten der Komponenten ermittelt werden. Für alle untersuchten Beiträge liegen die Punktwerte zwischen den Medianwerten und Erwartungswerten der zugehörigen Verteilungen.

Die Verwendung von Punktwerten ist bei der im Vordergrund stehenden Beurteilung der Ausgewogenheit der sicherheitstechnischen Auslegung sinnvoll, weil es in erster Linie auf Relationen zwischen den ermittelten Zahlen ankommt. Der Vergleich mit Punktwerten aus anderen Studien ist ohne Kenntnis der dort zugrunde liegenden Verteilungen nur mit Vorbehalt möglich.

● Auslösende Ereignisse

Störungen und Schäden an Komponenten und Anlagenteilen, die Anforderungen von Sicherheitssystemen auslösen, werden als „auslösende Ereignisse“ bezeichnet.

Die untersuchten auslösenden Ereignisse mit ihren erwarteten Eintrittshäufigkeiten sind in Tabelle 10-1 dargestellt.

Die begrenzte Anzahl auslösender Ereignisse ist so ausgewählt, daß durch die betrachteten

Ereignisabläufe die wesentlichen Anforderungen an die Sicherheitssysteme und die dabei auftretenden physikalischen Phänomene erfaßt werden. In der Tabelle sind ähnliche anlageninterne auslösende Ereignisse zu den folgenden Ereignisgruppen zusammengefaßt: Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung, Lecks am Druckhalter, Primärkreislecks im Ringraum, Dampferzeuger-Heizrohrlecks, Betriebstransienten, Transienten durch Frischdampf-Leitungslecks, Betriebstransienten mit Ausfall der Reaktorschnellabschaltung. Brand und Ringraumüberflutung bilden die Ereignisgruppe „übergreifende anlageninterne Ereignisse“, und Erdbeben und Flugzeugabsturz die Ereignisgruppe „anlagenexterne Ereignisse“.

Zur Ermittlung der erwarteten Eintrittshäufigkeit auslösender Ereignisse werden verwendet:

- anlagenspezifische Informationen für Ereignisse, die häufiger während der Betriebszeit der Anlage aufgetreten sind. Diese Daten sind über einen mehrjährigen Beobachtungszeitraum ermittelt worden.
- anlagenspezifische Informationen und zusätzliche Informationen aus anderen Kernkraftwerken oder gegebenenfalls auch aus anderen Industrieanlagen für Ereignisse, für die die anlagenspezifische Betriebserfahrung allein unzureichend ist.

Ist in der Betriebserfahrung das auslösende Ereignis noch nie beobachtet worden, so ist der Schätzwert der erwarteten Eintrittshäufigkeiten ausschließlich vom Beobachtungszeitraum bestimmt. Bei den relativ kurzen Beobachtungszeiten kann dies zu Überschätzungen führen. Um in solchen Fällen zu realistischen Abschätzungen zu kommen, werden theoretische Überlegungen mit herangezogen.

Für die Ereignisgruppen in Tabelle 10-1

- Lecks am Druckhalter durch Transienten (7 bis 9),
- kleines Leck am Druckhalter durch Fehlöffnen Sicherheitsventil (10),
- Primärkreislecks im Ringraum (11),
- übergreifende anlageninterne Ereignisse (26 bis 28)
- anlagenexterne Ereignisse (29 bis 32)

ergeben sich die erwarteten Eintrittshäufigkeiten der auslösenden Ereignisse aus dem Produkt der erwarteten Eintrittshäufigkeit eines Einleitungsereignisses und einer bedingten Wahrscheinlichkeit, daß es als Folge des Einleitungsereignisses zum auslösenden Ereignis kommt. Ein Beispiel dafür sind Lecks am Druckhalter durch Transienten. Das Einleitungsereignis ist eine der Transienten 14 bis 16, in deren Folge es zum Öffnen und nicht wieder Schließen von Druckhalterventilen kommt. Dies führt zu einem der auslösenden Ereignisse 7 bis 9. Die erwarteten Eintrittshäufigkeiten der Einleitungsereignisse ergeben sich aus Betriebserfahrungen oder Abschätzungen; die bedingten Wahrscheinlichkeiten werden durch Systemanalyse ermittelt.

Tabelle 10-2 enthält für die genannten Ereignisgruppen die erwarteten Eintrittshäufigkeiten der Einleitungsereignisse und die zugehörigen bedingten Wahrscheinlichkeiten.

● Übergang von auslösenden Ereignissen zu Schadenszuständen

Zur Beherrschung eines auslösenden Ereignisses werden bestimmte Funktionen der Sicherheitssysteme benötigt. Sind diese nicht verfügbar, so kommt es zum Ausfall der Wärmeabfuhr aus dem Reaktorkern. Ein solcher Zustand wird als „Schadenszustand“ bezeichnet. Werden keine anlageninternen Notfallmaßnahmen durchgeführt, so führen die Schadenszustände zum Kernschmelzen.

Die benötigten Funktionen der Sicherheitssysteme werden durch thermohydraulische Analysen bestimmt. Dabei wird insbesondere festgestellt, wieviele der mehrfach vorhandenen Systemstränge mindestens erforderlich sind (Mindestanforderung), um eine Systemfunktion zu erfüllen. In vielen Fällen sind die Mindestanforderungen geringer als im atomrechtlichen Genehmigungsverfahren verlangt.

Tabelle 10-3 zeigt die bedingten Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von auslösenden Ereignissen zu Schadenszuständen.

Die Schadenszustände sind gekennzeichnet durch:

- Ausfall sekundärseitiger bzw. primärseitiger Systeme zur Wärmeabfuhr oder der Reaktorschnellabschaltung,
- Druck im Primärkreis (niedriger Druck: ND oder hoher Druck: HD),
- Zeiten, die maximal zur Verfügung stehen, um Kernschmelzen generell bzw. Kernschmelzen unter hohem Druck (HD-Fall) zu vermeiden.

Die Schadenszustände sind so ausgewählt, daß es für deren Beurteilung keine Rolle spielt, von welchem auslösenden Ereignis der Zustand verursacht wird. In der Tabelle sind auch die erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände angegeben.

Zum Beispiel hat das Leck in der Hauptkühlmittelleitung 2-12 cm² (auslösendes Ereignis 6) eine erwartete Eintrittshäufigkeit von $2,8 \cdot 10^{-3}/a$ und führt mit der bedingten Wahrscheinlichkeit $8,0 \cdot 10^{-4}$ zum Schadenszustand 1, mit der bedingten Wahrscheinlichkeit $2,5 \cdot 10^{-3}$ zum Schadenszustand 11 und mit der bedingten Wahrscheinlichkeit $2,0 \cdot 10^{-5}$ zum Schadenszustand 13.

Dabei ist z. B. der Schadenszustand 1 charakterisiert durch: Ausfall sekundärseitiger Systemfunktionen bei intakten primärseitigen Systemfunktionen (SP); hoher Druck im Primärkreis (HD); Zeit zur Vermeidung von Kernschmelzen: $t_1 = 60 \text{ min}$; Zeit zur Vermeidung des HD-Falls: $t_2 = 85 \text{ min}$.

Zur Gesamthäufigkeit $8,2 \cdot 10^{-6}$ des Schadenszustands 1 trägt das auslösende Ereignis 6 mit der erwarteten Eintrittshäufigkeit $2,8 \cdot 10^{-3}/a \cdot 8,0 \cdot 10^{-4} = 2,2 \cdot 10^{-6}/a$ bei (siehe auch Tabelle 10-5, Zeile 6).

In der Studie werden alle Änderungen berücksichtigt, die in Biblis B nach Beendigung der Phase A durchgeführt sind. Zwischenergebnisse der Studie, die in einer Reihe von Veröffentlichungen dargestellt wurden (siehe Tabelle 1-3 in Abschnitt 1.5), haben zu Vorschlägen für systemtechnische Verbesserungen und zu Änderungen des Betriebshandbuchs geführt. Soweit diese Änderungen in der Anlage durchgeführt wurden, sind sie in den systemtechnischen Untersuchungen berücksichtigt. Geplante Änderungen, für die bewertungsfähige Unterlagen des Betreibers vorliegen, werden unter dem Vorbehalt entsprechender Realisierung bewertet. Dazu gehören auch Ergänzungen des Betriebshandbuchs zur Berücksichtigung realistischer Mindestanforderungen zur Störfallbeherrschung. In Tabelle 10-4 sind diese hier berücksichtigten Änderungen aufgeführt.

In Tabelle 10-5 werden für die untersuchten anlageninternen auslösenden Ereignisse die Hauptbeiträge zu den Nichtverfügbarkeiten von Systemfunktionen, sowie die Anteile von Ausfällen gemeinsamer Ursache (Common-Cause-Ausfälle, oft auch Common-Mode-Ausfälle genannt) und menschlichen Fehlhandlungen an der gesamten Nichtverfügbarkeit zusammengestellt. Außerdem sind die erwarteten Eintrittshäufigkeiten der zu den auslösenden Ereignissen gehörigen Schadenszustände und deren Summen angegeben.

Aus dieser Tabelle ist ersichtlich, daß Common-Cause-Ausfälle relativ hohe Anteile an der Nichtverfügbarkeit der Systeme haben. Ein Grund dafür ist, daß bei einem System mit zuverlässigen Einzelkomponenten und mit hoher Redundanz die Wahrscheinlichkeit für

den Ausfall des Systems durch gleichzeitige unabhängige Ausfälle mehrerer Redundanzen sehr gering ist.

Zur Ermittlung der Wahrscheinlichkeiten von Common-Cause-Ausfällen liegen nur wenige Beobachtungen vor. Diese stammen überwiegend aus nationaler und internationaler Betriebserfahrung in anderen Kernkraftwerken und nur in einzelnen Fällen aus Biblis B. Die geringe Datenbasis, wie auch das Problem der Übertragbarkeit beobachteter Common-Cause-Ausfälle auf Biblis B führen zu großen Schätzunsicherheiten. Deswegen sind Schlußfolgerungen für technische Verbesserungen erst nach detaillierten Analysen der Fälle mit dominierenden Beiträgen möglich. Nur fortlaufende und systematische Auswertungen der Betriebserfahrung können zu einer besser abgesicherten Einschätzung von Common-Cause-Ausfällen führen. Dann kann auch der Einsatz differenzierterer Auswertemethoden sinnvoll werden.

Die Tabelle 10-5 zeigt weiterhin, daß menschliche Fehlhandlungen einen erheblichen Anteil an den Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktion haben. Dies ist darauf zurückzuführen, daß trotz des hohen Automatisierungsgrads der Anlage ab 30 min nach Anregung der Automatik Handlungen des Betriebspersonals zur Beherrschung von Störfällen erforderlich sind. Dabei können Fehlhandlungen entstehen, deren Ursache vor allem in den relativ kurzen Zeiten zu sehen sind, die zur Diagnose des gestörten Anlagenzustands und zur Ausführung der Handlungen dann noch zur Verfügung stehen. Der Anteil von Fehlhandlungen könnte dadurch vermindert werden, daß die Diagnosehilfsmittel verbessert werden und die Automatisierung erweitert wird, wie dies bei neueren Anlagen bereits der Fall ist (z. B. automatische Inbetriebnahme des Notstandssystems). Durch die Schaffung von Möglichkeiten zur Rücksetzung von Reaktorschutzsignalen nach bestimmten Kriterien könnte eine flexiblere Störfallbeherrschung erfolgen.

Bild 10-2 enthält weitere Auswertungen der Tabellen 10-3 und 10-5. Es zeigt für anlageninterne auslösende Ereignisse die Beiträge einzelner Ereignisgruppen zu der Summe der Beiträge der Ereignisgruppen zur Summe der erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände

Beiträge der Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktionen

Beiträge einzelner Ereignisgruppen zur Summe der erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände

Beiträge der Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktionen erwarteten Häufigkeit der Schadenszustände, sowie die Beiträge der Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktionen zur Summe der erwarteten Häufigkeiten der von den Ereignisgruppen verursachten Schadenszustände und zur Summe der erwarteten Häufigkeit der Schadenszustände.

Tabelle 10-6 und Bild 10-4 enthalten die entsprechenden Informationen für übergreifende anlageninterne und anlagenexterne Ereignisse.

Bild 10-5 enthält für alle untersuchten auslösenden Ereignisse die Beiträge der wichtigsten Ereignisgruppen zur Summe der erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände und die Beiträge der Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktionen zur Summe der erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände.

Wie sich zeigt, beträgt der ermittelte Punktwert für die Summe der erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände $2,9 \cdot 10^{-5}/a$. Die größten Beiträge resultieren aus nicht beherrschten Betriebstransienten (51 %) und Kühlmittelverluststörfällen durch Lecks in den Hauptkühlmittleitungen und am Druckhalter (24 %). Nicht beherrschte Abläufe aus übergreifenden anlageninternen und anlagenexternen Einwirkungen tragen 12 % zur Gesamthäufigkeit der Schadenszustände bei. Von diesen resultiert ein Anteil von 83 % aus Transienten, die durch Erdbeben ausgelöst werden.

98 % der Schadenszustände sind mit hohem Druck im Primärkreis verbunden. Lediglich nicht beherrschte Kühlmittelverluststörfälle mit einem Leckquerschnitt größer als etwa 50 cm² führen zu einem Schadenszustand unter niedrigem Druck. Ausfälle der Speisewasserversorgung bewirken 70 % und Ausfälle der Frischdampfabgabe 14 % der erwarteten Häufigkeit der Schadenszustände. Ausfälle der Niederdruck-Einspeisung tragen mit 7,5 % bei.

Der dominierende Beitrag durch Ausfälle der Speisewasserversorgung wird durch das zusätzlich vorgesehene Notstandssystem voraussichtlich stark vermindert. Durch die ebenfalls vorgesehene verbesserte Ansteuerung der 15-%-Sicherheitsventile zur Absenkung des Frischdampfdrucks wird auch der Beitrag durch Ausfälle der Frischdampfabgabe reduziert.

Verbesserungen der Niederdruck-Einspeisung zur Notkühlung könnten durch Mindestmengenleitungen für die Nachkühlpumpen sowie durch überlappenden Betrieb der Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen und Notkühlpumpen erreicht werden.

● Überführung von Schadenszuständen in einen sicheren Zustand durch anlageninterne Notfallmaßnahmen

Durch Wiederherstellung einer ausreichenden Wärmeabfuhr kann die Anlage aus einem Schadenszustand in einen sicheren Zustand überführt werden. Dazu dienende Maßnahmen werden als anlageninterne Notfallmaßnahmen zur Beherrschung von Schadenszuständen bezeichnet. Kann die Anlage nicht in einen sicheren Zustand überführt werden, so kommt es zum Kernschmelzen. In diesen Fällen können anlageninterne Notfallmaßnahmen zur Verminderung von Schadensfolgen durchgeführt werden.

Es gibt eine Vielzahl von Möglichkeiten, anlageninterne Notfallmaßnahmen durchzuführen. In die systemtechnischen Untersuchungen einbezogen werden jedoch nur Maßnahmen zur Druckentlastung und Bespeisung des Primär- bzw. Sekundärkreises.

Die meisten Schadenszustände (mehr als 98 %) sind mit hohem Druck im Primärkreis und dort zunächst mit langsamen Zustandsänderungen verbunden. Die thermohydraulischen Analysen für diese Fälle zeigen, daß mindestens 10 min ab Störfalleintritt vergehen, bis der Füllstand im Dampferzeuger auf 2 m absinkt und mindestens 60 min ab Störfalleintritt, bis der Füllstand im Reaktordruckbehälter bis unter die Kernoberkante absinkt. Diese Zeitspanne von 50 min oder mehr kann für primär- oder sekundärseitige anlageninterne Notfallmaßnahmen genutzt werden, um die Kühlung des Kerns wiederherzustellen. Dies kann sekundärseitig durch Druckentlastung erfolgen, so daß es zu einer selbsttätigen Bespeisung der Dampferzeuger mit dem Inhalt des Speisewasserbehälters kommt. Die Dampferzeuger können ebenso mit mobilen Pumpen bespeist werden, wobei auch externe Wasservorräte genutzt werden können. Dadurch kann der Primärkreisdruck soweit abgesenkt werden, daß das Not- und Nachkühlsystem zu langfristigen Wärmeabfuhr genutzt werden kann.

Primärseitig kann die Kernkühlung wieder hergestellt werden durch Druckabsenkung über die Druckhalterventile und Nutzung des Not- und Nachkühlsystems.

Für Schadenszustände mit Ausfall der Not- und Nachkühlung und langen Zeiten bis zum Absinken des Wasserstands im Reaktordruckbehälter auf Kernoberkante (z. B. bei kleinen Lecks in der Hauptkühlmittelleitung) sind weitere anlageninterne Notfallmaßnahmen zur Wiederherstellung einer ausreichenden Kernkühlung möglich. Solche werden aber hier nicht betrachtet.

Ist bei den betrachteten Fällen die Not- und Nachkühlung nicht verfügbar, so kommt es

zum Kernschmelzen; Kernschmelzen unter hohem Druck wird aber verhindert, wenn der Druck im Primärkreis über die Druckhalterventile rechtzeitig abgesenkt wird.

Gelingt es durch anlageninterne Notfallmaßnahmen, die Wärmeabfuhr wieder herzustellen, so wird ein Schadenszustand in einen sicheren Zustand überführt.

Zur Durchführung der anlageninternen Notfallmaßnahmen werden vom Betreiber Änderungen in der Anlage vorgenommen. Diese sind in Tabelle 10-7 zusammengestellt. Die Einzelheiten der Maßnahmen waren zum Zeitpunkt der Fertigstellung der Studie durch den Betreiber noch nicht ausgearbeitet. Daher können die Maßnahmen nur vorläufig bewertet und quantitativ berücksichtigt werden.

Für die meisten Schadenszustände, bei denen sowohl primärseitige als auch sekundärseitige Notfallmaßnahmen zur Wiederherstellung der Kühlung möglich sind, wird vorläufig angenommen, daß sie in 99 von 100 Fällen erfolgreich durchgeführt werden können. Für Schadenszustände, für die kürzere Zeiten zur Verfügung stehen oder erschwerende Randbedingungen vorliegen, z. B. bei Dampferzeuger-Heizrohrlecks mit einer Bruchfläche $> 6 \text{ cm}^2$ und ATWS-Fällen oder bei übergreifenden anlageninternen und anlagenexternen Ereignissen werden kleinere Erfolgswahrscheinlichkeiten angenommen.

Die angesetzten Werte können sich je nach den endgültigen Prozeduren der anlageninternen Notfallmaßnahmen und deren systemtechnischen Realisierung ändern.

Die bedingten Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von Schadenszuständen zum sicheren Zustand sind in der ersten Zeile der Tabelle 10-8 enthalten. Die Zahlenwerte ergeben sich aus den Erfolgswahrscheinlichkeiten der anlageninternen Notfallmaßnahmen und aus systemtechnischen Verfügbarkeiten der Not- und Nachkühlung. Werden die Eintrittshäufigkeiten der Schadenszustände mit den Erfolgswahrscheinlichkeiten für ihre Beherrschung durch anlageninterne Notfallmaßnahmen multipliziert und diese Produkte summiert, so ergibt sich $2,5 \cdot 10^{-5}/\text{a}$. Dies bedeutet, daß in ca. 88 % der Schadenszustände die Anlage durch die anlageninternen Notfallmaßnahmen in einen sicheren Zustand überführt wird.

● Übergang von Schadenszuständen zu Kernschmelzfällen

Schadenszustände führen zu Kernschmelzen, wenn eine ausreichende Wärmeabfuhr durch anlageninterne Notfallmaßnahmen nicht wiederhergestellt werden kann.

Die in der Studie untersuchten Kernschmelzfälle werden so festgelegt, daß die möglichen Auswirkungen von Kernschmelzen auf die Funktionsfähigkeit des Sicherheitsbehälters repräsentativ erfaßt werden.

Die Fälle unterscheiden sich zum einen durch das mögliche Ausmaß der mechanischen und thermischen Belastungen des Sicherheitsbehälters. Wesentlich ist hierbei die Unterscheidung nach dem Druck im Primärkreis zum Zeitpunkt des Durchschmelzens des Reaktordruckbehälters, nämlich:

- niedriger Druck im Primärkreis nach früher Druckentlastung durch das auslösende Ereignis (ND-Kernschmelzfall),
- niedriger Druck im Primärkreis nach später Druckentlastung durch anlageninterne Notfallmaßnahmen (ND*-Kernschmelzfall),
- hoher Druck im Primärkreis, Druckentlastung erst durch Versagen des Reaktorkühlkreises (HD-Kernschmelzfall).

Außerdem wird danach unterschieden, ob bei Eintreten des Kernschmelzens die Rückhaltefunktion des Sicherheitsbehälters gegeben ist (Fälle 1 bis 3) oder nicht (Fälle 4 bis 6).

Angaben zum Zeitpunkt des Beginns des Kernschmelzens und des Versagens des Reaktordruckbehälters finden sich für die einzelnen Kernschmelzfälle in Tabelle 10-9.

Die Zeilen 2 bis 7 der Tabelle 10-8 enthalten die bedingten Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von Schadenszuständen zu Kernschmelzfällen. Die Wahrscheinlichkeiten beinhalten Versagenswahrscheinlichkeiten der anlageninternen Notfallmaßnahmen und systemtechnische Nichtverfügbarkeiten der Notkühlung.

Beim Schadenszustand 4 zum Beispiel ist der Druck im Primärkreis hoch. Die erwartete Eintrittshäufigkeit ist $2,8 \cdot 10^{-6}/a$. Er ist verursacht durch den nicht beherrschten Notstromfall und durch kleine Lecks am Druckhalter (siehe Tabelle 10-1 und 10-2). Mit der bedingten Wahrscheinlichkeit $2 \cdot 10^{-3}$ (Ausfall der Notkühlung nach erfolgreicher Druckentlastung durch anlageninterne Notfallmaßnahmen) führt er zum Kernschmelzfall ND und mit der bedingten Wahrscheinlichkeit von 0,01 bei Versagen der internen Notfallmaßnahmen zum Kernschmelzfall HD. Zur erwarteten Häufigkeit $2,5 \cdot 10^{-6}/a$ des Kernschmelzfalls ND* trägt dieser Schadenszustand mit $2,8 \cdot 10^{-6}/a \cdot 2 \cdot 10^{-3} = 5,6 \cdot 10^{-9}/a$ bei und zur erwarteten Häufigkeit $4,5 \cdot 10^{-7}/a$ des Kernschmelzfalls HD trägt er $2,8 \cdot 10^{-6}/a \cdot 1,0 \cdot 10^{-2} = 2,8 \cdot 10^{-8}/a$ bei.*

Ähnlich wie beim Schadenszustand 4 kommt es auch bei den Schadenszuständen 1, 3, 5 und 14, welche aus Transienten und kleinen Lecks mit einer Leckfläche $< 50 \text{ cm}^2$ herrühren, zum Kernschmelzen, wenn entweder die sekundärseitigen und primärseitigen Notfallmaßnahmen mißlingen oder nach erfolgreicher primärseitiger Druckabsenkung die Notkühlung versagt.

Auch für die Schadenszustände 10 bis 13 zeigt die Tabelle gleiche Übergangswahrscheinlichkeiten zu den Kernschmelzfällen. Diese werden verursacht durch Kühlmittelverluststörfälle mit Leckfläche $< 50 \text{ cm}^2$, bei denen die Notkühlung ausgefallen ist. In diesen Fällen kann Kernschmelzen unter hohem Druck (HD) in 99 % aller Fälle durch Druckentlastung des Primärkreises in Kernschmelzen unter niedrigem Druck (ND*) überführt werden.

Bei Kühlmittelverluststörfällen mit einer Leckfläche $> 50 \text{ cm}^2$, bei denen die Notkühlung ausgefallen ist (Schadenszustände 2 und 9), werden keine anlageninternen Notfallmaßnahmen zur Verhinderung von Kernschmelzen unter niedrigem Druck (ND) berücksichtigt. Tabelle 10-10 zeigt, die Häufigkeitsbeiträge der einzelnen Schadenszustände zu den Kernschmelzfällen. Die relativen Anteile der einzelnen Ereignisgruppen an den Kernschmelzfällen bei niedrigem Druck (ND + ND*) bzw. hohem Druck (HD) sind in den Bildern 10-6 und 10-7 dargestellt.

Bei der angenommenen Erfolgswahrscheinlichkeit für anlageninterne Notfallmaßnahmen und ausgehend von der ermittelten Häufigkeit der Schadenszustände von ca. $2,9 \cdot 10^{-5}/a$ ergibt sich die Häufigkeit für Kernschmelzfälle insgesamt zu $3,6 \cdot 10^{-6}/a$ und die Häufigkeit für Kernschmelzen unter hohem Druck zu $4,5 \cdot 10^{-7}/a$. Dies bedeutet, daß in ca. 88 % der Schadenszustände die Anlage durch die anlageninternen Notfallmaßnahmen in einen sicheren Zustand überführt wird. Ca. 10 % der Schadenszustände führen auch bei Berücksichtigung von anlageninternen Notfallmaßnahmen zu Kernschmelzen bei niedrigem Druck und ca. 1,5 % der Schadenszustände zu Kernschmelzen unter hohem Druck. Bei Berücksichtigung von anlageninternen Notfallmaßnahmen kommen die dominanten Beiträge zur Häufigkeit des Kernschmelzens bei niedrigem Druck von kleinen Lecks in der Hauptkühlmittelleitung (ca. 50 %) und am Druckhalter (ca. 30 %). Hauptursachen dafür sind Ausfälle der Not- und Nachkühlung und Ausfälle der Frischdampfabgabe beim Abfahren.

Zum HD-Kernschmelzfall tragen vor allem nicht beherrschte Transienten aus Betriebsstö-

rungen und Erdbeben bei. Dieser Anteil wird voraussichtlich durch das vorgesehene Notstandssystem reduziert.

● Funktion des Sicherheitsbehälters beim Kernschmelzen

Bei Kernschmelzen stellt der Sicherheitsbehälter mit der Fundamentplatte die letzte Barriere gegen Freisetzungen von Spaltprodukten in die Atmosphäre und ins Grundwasser dar. Der Zustand (Maß an Dichtheit) dieser Barriere unter Berücksichtigung der Belastungen durch Kernschmelzen bestimmt die Funktion des Sicherheitsbehälters und damit die Möglichkeiten der Spaltproduktfreisetzungen (Freisetzungsmöglichkeiten). Beim Kernschmelzen wird unterschieden zwischen Belastungen des Sicherheitsbehälters vor und nach dem Versagen des Reaktordruckbehälters.

Die Untersuchungen der Studie zeigen, daß beim Kernschmelzen keine wesentlichen Belastungen des Sicherheitsbehälters anzunehmen sind, solange die Schmelze innerhalb des Reaktordruckbehälters verbleibt. In dieser Phase könnte die Sicherheitsbehälter-Integrität nur durch Wasserstoffdetonation oder Dampfexplosion gefährdet werden. Es werden zwar große Mengen Wasserstoff gebildet und in den Sicherheitsbehälter freigesetzt; jedoch ist die Bildung detonationsfähiger Gemische von einem Ausmaß, das die Integrität des Sicherheitsbehälters gefährden könnte, in dieser Phase so unwahrscheinlich, daß darauf in der Studie nicht eingegangen wird. Aus dem gleichen Grund werden Dampfexplosionen, die zu einem Überdruckversagen des Reaktordruckbehälters und dadurch zum Verlust der Integrität des Sicherheitsbehälters führen, in der Studie nicht betrachtet.

Die Belastungen des Sicherheitsbehälters nach dem Versagen des Reaktordruckbehälters hängen vom Druck im Primärkreis beim Versagen ab.

– ND- und ND*-Kernschmelzfälle

Das Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters bei niedrigem Druck im Primärkreis (ND, ND*) führt nicht zu wesentlichen unmittelbaren Belastungen des Sicherheitsbehälters.

Bei der anschließenden Wechselswirkung zwischen der Schmelze und dem Beton (Schmelze-Beton-Wechselwirkung) entstehen weiterhin große Mengen Wasserstoff im Sicherheitsbehälter. Wenn der Wasserstoff aufgrund fehlender Zündquellen oder wegen unzureichender Zündfähigkeit nicht verbrennen kann, könnten sich solche Gasgemische bilden, daß bei einer späteren Zündung die Integrität des Sicherheitsbehälters gefährdet wäre.

Durch Zündeinrichtungen und katalytische Materialien kann die Wasserstoff-Konzentration im Sicherheitsbehälter begrenzt und eine Verbrennung mit Auswirkungen auf die Integrität des Sicherheitsbehälters verhindert werden. Derartige Vorrichtungen befinden sich derzeit in der Entwicklung. Eine Verbrennung mit Auswirkungen auf die Integrität des Sicherheitsbehälters könnte auch durch rechtzeitige Einspeisung von Wasser auf die Schmelze oder von Gasen in den Sicherheitsbehälter verhindert werden, wenn damit die Atmosphäre des Sicherheitsbehälters ausreichend stark inertisiert wird. Beim gegenwärtigen Entwicklungsstand läßt sich die Wirksamkeit solcher Maßnahmen allerdings nicht belastbar probabilistisch quantifizieren.

Beim Langzeitverhalten des intakten Sicherheitsbehälters spielen der Druckaufbau und die Betonerosion eine wichtige Rolle.

Neue Forschungsergebnisse haben hier zu einer gegenüber früher stark veränderten Beurteilung der Ausbreitung der Schmelze im Beton geführt. Danach dringt die Schmelze viel stärker in vertikaler Richtung in den Beton vor als früher angenommen. Insbesondere

ergibt sich dadurch eine erheblich geringere Wahrscheinlichkeit für einen Einbruch von Sumpfwasser in die Reaktorgrube. Außerdem zeigen Untersuchungen, daß die Schmelze auch bei Wasserbedeckung nicht ausreichend gekühlt wird und deswegen das Betonfundament erodiert.

Bei Übertragung dieser Ergebnisse auf Biblis B zeigen Rechnungen, daß die Schmelzfront etwa 5 Tage nach Beginn der Wechselwirkung mit dem Beton die Unterkante des Fundaments erreicht, unabhängig davon, ob die Schmelze mit Wasser bedeckt ist oder nicht.

Ob die Schmelze von Wasser überflutet wird oder nicht, hat erheblichen Einfluß auf den Druck im Sicherheitsbehälter. Ist die Schmelze mit Wasser bedeckt, z. B. infolge Sumpfwassereinbruch, wird der Auslegungsdruck nach ca. 4 Tagen erreicht. Befindet sich kein Wasser über der Schmelze, erfolgt der Druckaufbau langsamer und die Schmelze kann die Unterkante des Fundaments erreichen, bevor der Auslegungsdruck des Sicherheitsbehälters überschritten wird.

Durch Druckentlastung des Sicherheitsbehälters kann sowohl sein Überdruckversagen verhindert als auch die Freisetzung bei Durchdringen des Fundaments vermindert werden. Die bei der Druckentlastung mögliche Freisetzung kann durch Filter begrenzt werden. Dies setzt allerdings voraus, daß eine Gefährdung der Druckentlastungsvorrichtung durch eine Wasserstoffverbrennung verhindert werden kann.

Die Untersuchungen der Studie zeigen, daß es beim ND*-Kernschmelzfall im Zusammenhang mit dem Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters zu keinen wesentlichen anderen Belastungen der Sicherheitsbehälter-Integrität kommt, als beim ND-Kernschmelzfall.

- HD-Kernschmelzfall

Die Auswirkungen von Kernschmelzen unter hohem Druck auf die Integrität des Sicherheitsbehälters hängen davon ab, an welcher Stelle der Primärkreis zuerst versagt.

Versagt der Primärkreis zuerst durch Abriß der Bodenkalotte des Reaktordruckbehälters, so kann die Integrität des Sicherheitsbehälters unmittelbar gefährdet sein. Versagt z. B. zuerst die Hauptkühlmitteleitung, so sinkt vor dem Versagen der Bodenkalotte des Reaktordruckbehälters der Druck so weit, daß die Integrität des Sicherheitsbehälters nicht mehr direkt gefährdet ist.

Eine Aussage dazu, an welcher Stelle der Primärkreis zuerst versagen würde, kann derzeit nicht gemacht werden. Deswegen kann die Wahrscheinlichkeit für die Gefährdung der Sicherheitsbehälter-Integrität nicht quantifiziert werden.

- Bewertung der Funktion des Sicherheitsbehälters

Die Tabelle 10-11 enthält die bedingten Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von den Kernschmelzfällen zu den Zuständen des Sicherheitsbehälters und damit zu den Freisetzungsmöglichkeiten.

Die Zustände des Sicherheitsbehälters sind so ausgewählt, daß sie die Freisetzungsmöglichkeiten bei Kernschmelzen repräsentativ erfassen.

Die Freisetzungsmöglichkeiten in die Atmosphäre (1 bis 5) und in das Grundwasser (6) bestehen nebeneinander. Bei der Freisetzungsmöglichkeit 1 (F-SBV) kommt es durch großflächiges Versagen des Sicherheitsbehälters zu Freisetzungen in die Atmosphäre. Bei der Freisetzungsmöglichkeit 6 (F-DF) kommt es nach Durchdringung der Fundamentplatte zur Freisetzung in das Erdreich und das Grundwasser. Bei den Freisetzungsmöglichkeiten 2 und 3 ist bereits durch das auslösende Ereignis (Dampferzeuger-Heizrohrleck bzw. Primärkreisleck im Ringraum) eine Freisetzung unter Umgehung des Sicherheitsbehälters

geben. Durch die Freisetzungsmöglichkeiten 4 und 5 werden die Freisetzungen bei intaktem Sicherheitsbehälter durch bewußt herbeigeführte Druckentlastung über Filter (F-Druckentlastung) und durch von vornherein vorhandene Leckagen von ca. 10 cm² zum Ringraum (F-Leckage) abgedeckt.

Kernschmelzabläufe, die mit großen Leckagen des Sicherheitsbehälters (z. B. Versagen des Abschlusses der Lüftungsleitungen) verbunden sind, werden wegen ihres geringen Beitrags zur Freisetzungshäufigkeit nicht betrachtet.

Der Kenntnisstand zu den Auswirkungen auf den Sicherheitsbehälter durch Wasserstoffverbrennung, durch das Versagen des Primärkreises unter hohem Druck und zum Freisetzungsverhalten in das Grundwasser läßt derzeit eine Quantifizierung der Häufigkeiten der Freisetzungsmöglichkeiten nicht zu, wenn für die bedingten Wahrscheinlichkeiten Σ_1 bis Σ_5 in Tabelle 10-11 keine belastbaren Werte angegeben werden können.

In dieser Tabelle führt zum Beispiel der Kernschmelzfall ND, der eine erwartete Häufigkeit von $2,5 \cdot 10^{-6}/a$ hat, sowohl zu Freisetzungsmöglichkeiten in die Atmosphäre als auch in das Grundwasser. Die drei Freisetzungsmöglichkeiten in die Atmosphäre schließen sich gegenseitig aus, d. h. die drei zugehörigen bedingten Wahrscheinlichkeiten addieren sich zu 1. Mit der bedingten Wahrscheinlichkeit Σ_1 für Versagen des Sicherheitsbehälters kommt es zur Freisetzung durch großflächiges Sicherheitsbehälterversagen (F-SBV), mit der bedingten Wahrscheinlichkeit $0,01 \cdot (1-\Sigma_1)$ zur Freisetzung durch von vornherein vorhandener Leckage (für die eine Leckagewahrscheinlichkeit von 0,01 abgeschätzt ist) und mit der bedingten Wahrscheinlichkeit $0,99 \cdot (1-\Sigma_1)$ zur Freisetzung durch beabsichtigte Druckentlastung (F-Druckentlastung).*

Mit der bedingten Wahrscheinlichkeit Σ_4 führt dieser Kernschmelzpfad zu einer Freisetzung mit Ausbreitung im Grundwasser.

● Ausmaß der Spaltproduktfreisetzungen¹

Tabelle 10-12 enthält die zu den Freisetzungsmöglichkeiten berechneten Spaltproduktfreisetzungen nach außen. Angegeben werden die kumulativen Freisetzungen bezogen auf das Kerninventar der jeweiligen Nuklidgruppe.

Für die Edelgase (Kr-Xe) kann keine Rückhaltung angenommen werden. Sie werden daher in den meisten Fällen nahezu vollständig freigesetzt. Massive Freisetzungen, AF-SBV, würden sich bei großflächigem Versagen des Sicherheitsbehälters ergeben z. B. infolge Kernschmelzen unter hohem Druck (HD) oder infolge Wasserstoff-Verbrennung bei Kernschmelzen unter niedrigem Druck (ND, ND*). In solchen Fällen wären Freisetzungen von 50 % bis 90 % der leichtflüchtigen Spaltprodukte möglich. Für den nicht beherrschten Bruch einer Nachkühlleitung im Ringraum ergeben sich Freisetzungen von 37 % dieser Spaltprodukte, AF-PLR. Deutlich geringere Freisetzungen ergeben sich bei einem nicht beherrschten Dampferzeuger-Heizrohrleck, AF-DE. Dies trifft insbesondere dann zu, wenn der defekte Dampferzeuger vor Beginn des Kernschmelzens mit Wasser aufgefüllt ist (3b). Für Unfallabläufe, die mit einer begrenzten Leckage durch ein 10 cm² großes Leck im Sicherheitsbehälter (100faches der Auslegungsleckage) verbunden sind, wird ein erheblicher Teil der Spaltprodukte beim Weg durch den Ringraum und das Hilfsanlagengebäude zurückgehalten, AF-Leckage. Die mit einer gefilterten Druckentla-

¹ Im folgenden wird für die radioaktiven Stoffe der Begriff Spaltprodukte verwendet, da diese die radiologisch wichtigste Gruppe darstellen. Zusätzlich werden jedoch bei den Untersuchungen auch die übrigen Gruppen wie Aktivierungsprodukte und Aktiniden berücksichtigt.

stung des Sicherheitsbehälters verbundene Freisetzung, AF-Druckentlastung, ist sehr gering.

Für Spaltproduktfreisetzungen durch das Reaktorfundament, AF-DF, werden keine Werte angegeben, weil die Vorgänge bei der Fundamentdurchdringung und bei der Auslaugung von Spaltprodukten durch das Grundwasser zu wenig bekannt sind. Darüber hinaus sind Möglichkeiten, durch die die Ausbreitung von Spaltprodukten im Grundwasser begrenzt werden kann, nicht systematisch untersucht.

10.2 Gegenüberstellung der systemtechnischen Ergebnisse von Phase B und Phase A

In Phase A wurde die Auswahl der auslösenden Ereignisse im wesentlichen aus WASH-1400 übernommen. Schadenszustände wurden als gegeben betrachtet, wenn die Mindestanforderungen des Genehmigungsverfahrens nicht erfüllt waren. Die Schadenszustände wurden mit Kernschmelzfällen gleichgesetzt. Es wurde nur Kernschmelzen bei niedrigem Druck im Primärkreis untersucht. Großflächiges Versagen des Sicherheitsbehälters aufgrund einer Dampfexplosion wurde stellvertretend für alle Fälle mit frühzeitiger Zerstörung des Sicherheitsbehälters behandelt. Es wurde angenommen, daß der entstehende Wasserstoff kontinuierlich verbrennt und es dadurch nicht zu gefährlichen Belastungen des Sicherheitsbehälters kommt. Für die ermittelten Freisetzungen wurden Unfallfolgen abgeschätzt.

In Phase B werden differenziertere systemtechnische und thermodynamische Untersuchungen vorgenommen. Die auslösenden Ereignisse und ihre Eintrittshäufigkeiten werden so weit wie möglich auf Betriebserfahrungen zurückgeführt. Die Eintrittshäufigkeit von Schadenszuständen wird über Mindestanforderungen ermittelt, die sich aus thermohydraulischen Analysen ergeben. Sie wird nicht mit der Eintrittshäufigkeit von Kernschmelzfällen gleichgesetzt. Möglichkeiten zur Vermeidung von Kernschmelzfällen durch anlageninterne Notfallmaßnahmen werden berücksichtigt. Das Spektrum möglicher Kernschmelzfälle und der sich daraus ergebenden Belastungen des Sicherheitsbehälters und Freisetzungsmöglichkeiten werden untersucht. Die Eintrittshäufigkeiten der Freisetzungsmöglichkeiten werden wegen der großen, mit solchen Abläufen verbundenen Unsicherheiten nicht probabilistisch bewertet. Unfallfolgen außerhalb der Anlage werden nicht ermittelt.

In Tabelle 10-13 sind die systemtechnischen Ergebnisse aus Phase A und Phase B einander gegenübergestellt.

● Erwartete Eintrittshäufigkeiten auslösender Ereignisse

In der Tabelle 10-13 sind die erwarteten Eintrittshäufigkeiten der auslösenden Ereignisse aus Phase B und aus Phase A angegeben.

- Lecks in der Hauptkühlmittelleitung

Bei den Kühlmittelverluststörfällen bestehen zwischen der Phase A und der Phase B erhebliche Unterschiede in den erwarteten Eintrittshäufigkeiten „großer Lecks“ und „mittlerer Lecks“; die geringeren Werte der Phase B spiegeln die durch detaillierte Untersuchungen gewonnenen Erkenntnisse zur Qualität der Hauptkühlmittelleitungen wieder. Beim „kleinen Leck in einer Hauptkühlmittelleitung“ sind die Unterschiede zwischen den Werten der Phase A und der Phase B nur gering, da hier die Anschlußleitungen kleiner Nennweite, und nicht die Hauptkühlmittelleitungen maßgebend sind.

– Lecks am Druckhalter durch Transienten

Die aus der anlagenspezifischen Betriebserfahrung ermittelte erwartete Häufigkeit für „Öffnen von Druckhalterventilen bei Transienten“ ist etwas größer als der in der Phase A verwendete Wert. Nicht bewertet wurde in der Phase A das „Fehlöffnen von Druckhalter-Sicherheitsventilen“, weil dazu keine Betriebserfahrung mit entsprechenden Ventilen vorlag.

– Lecks unter Umgehung des Sicherheitsbehälters

Neu hinzugekommen sind in der Phase B „Dampferzeuger-Heizrohrlecks“ und weitere Primärkreislecks im Ringraum.

– Betriebstransienten

Bei den Betriebstransienten ergeben sich aus der anlagenspezifischen Betriebserfahrung zum „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung“ erheblich niedrigere erwartete Eintrittshäufigkeiten, während sich beim „Notstromfall“ und dem „Ausfall der Hauptwärmesenke“ kaum etwas geändert hat. Der „Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und der Hauptwärmesenke“ aufgrund einer Auslösung des Sekundärkreisabschlusses wurde in der Phase A nicht bewertet, da die bis Mitte 1978 aufgetretenen Ereignisse als Anfangsschwierigkeiten interpretiert wurden, die mit vergleichbarer Häufigkeit nicht mehr zu erwarten waren. Die Bewertung in Phase B erfolgt aufgrund der Betriebserfahrung ab 1980.

– Transienten durch Frischdampf-Leitungsleck

Für das „große Frischdampf-Leitungsleck“ und das „mittlere Frischdampf-Leitungsleck“ wird in der Phase B insgesamt eine erwartete Eintrittshäufigkeit von $7,8 \cdot 10^{-4}/a$ abgeschätzt. Diese Fälle wurden in der Phase A nicht untersucht.

– Betriebstransienten mit Ausfall der Reaktorschnellabschaltung

Die erwartete Häufigkeit von Betriebstransienten mit Ausfall der Reaktorschnellabschaltung (ATWS) ergibt sich zu $3,7 \cdot 10^{-5}/a$ aus der erwarteten Eintrittshäufigkeit der Anforderung der Reaktorschnellabschaltung bei betrieblichen Transienten von $1,4/a$ (Erwartungswert) und der Versagenswahrscheinlichkeit der Reaktorschnellabschaltung.

● Schadenszustände

Die erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände sind in Tabelle 10-13 für Phase B und Phase A dargestellt.

In der Phase A wurden dominante Beiträge ermittelt für das „kleine Leck in einer Hauptkühlmittelleitung“, den „Notstromfall“ und das „kleine Leck am Druckhalter bei Notstromfall“, das den Hauptbeitrag zu „kleinen Lecks am Druckhalter bei Transienten“ lieferte. Durch systemtechnische Verbesserungen in der Anlage nach Abschluß der Phase A reduzierten sich die Beiträge dieser auslösenden Ereignisse in der Phase B. Hier sind insbesondere die folgenden Systemänderungen zu nennen:

- Teilautomatik zum Abfahren der Anlage mit 100 K/h bei Kühlmittelverluststörfällen,
- Verbesserungen in der Frischdampf-Abblasestation,
- geänderte Ansteuerung der Druckhalter-Ventile,
- Möglichkeit der Rückschaltung der Notstromanlage auf die Eigenbedarfsanlage bei ausgefallenen Notstromdieseln,
- Ansteuerung der Deionat-Pumpen vom Deionat-Zuschaltsignal,
- automatisches Teilabfahren der Anlage bei Ausfall der Hauptwärmesenke.

Außerdem sind folgende in Phase B zusätzlich berücksichtigte Systemänderungen von Bedeutung für die Ergebnisse:

- Berücksichtigung eines niedrigen Reaktordruckbehälter-Füllstandes bei der Auslösung der Notkühl- und Gebäudeabschlußsignale,
- druckfeste Durchführung der Lüftungsleitungen durch den Ringraum,
- Auslegung der Druckhalter-Ventile für Wasser-Ausströmung,
- automatische Außerbetriebnahme der Hochdruck-Sicherheitseinspeisung beim Dampferzeuger-Heizrohrleck und
- Maßnahmen zur Verringerung der Eintrittshäufigkeit von Lecks im Ringraum.

Folgende in der Phase B zusätzlich bewertete auslösende Ereignisse liefern wichtige Beiträge zu den erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände:

- kleines Leck am Druckhalter durch Fehlöffnen von Druckhaltersicherheitsventilen,
- Dampferzeuger-Heizrohrleck,
- Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und der Hauptwärmesenke,
- Frischdampf-Leitungsleck.

Insgesamt liegt mit ca. $2,9 \cdot 10^{-5}/a$ in Phase B der Punktwert der erwarteten Häufigkeit aller Schadenszustände um etwa einen Faktor 3 niedriger als in Phase A. Jeweils etwa gleiche Teile dieses Wertes resultieren aus den bereits in Phase A und aus den zusätzlich in Phase B untersuchten auslösenden Ereignissen.

In Phase B werden anlageninterne Notfallmaßnahmen zur Beherrschung von Schadenszuständen berücksichtigt. Damit ergibt sich eine erwartete Häufigkeit von Kernschmelzfällen von ca. $3,6 \cdot 10^{-6}/a$.

Erwartete Häufigkeiten von Spaltproduktfreisetzungen werden in der Phase B nicht quantifiziert. Der Sicherheitsbehälter hat zwar auch bei Kernschmelzen ein wesentliches Potential zur Rückhaltung von Spaltprodukten; seine Funktionsfähigkeit wird aber in Phase B wegen der derzeit großen Unsicherheiten nicht probabilistisch bewertet. Selbst wenn unrealistischerweise angenommen würde, daß der Sicherheitsbehälter keinerlei Rückhaltefunktionen besitzt, ergäbe sich in Phase B etwa die gleiche Häufigkeit für massive Spaltproduktfreisetzungen wie in Phase A (FK1 und FK2).

10.3 Bewertung der Ergebnisse

Das Schwergewicht der Arbeiten der Phase B der Risikostudie liegt bei anlagentechnischen Untersuchungen. Dabei wird eine Reihe wesentlicher Verbesserungen der Anlagentechnik und der Vorgehensweisen zur Störfallbeherrschung angeregt, die zum Teil schon in der Anlage verwirklicht sind. Diese richten sich vor allem auf die bessere Beherrschung von

- Betriebstransienten durch Verbesserung der Speisewasserversorgung,
- Dampferzeuger-Heizrohrlecks durch Verbesserung der Ansteuerung des Not- und Nachkühlsystems,
- Kühlmittelverlust-Störfällen infolge kleiner Lecks in der Hauptkühlmittelleitung und am Druckhalter durch Verbesserung der Ansteuerung der Frischdampfsicherheitsventile,
- ATWS-Störfällen durch Auslegung der Druckhalterventile und der zugehörigen Steuerventile für Abblasen von Wasser-Dampf-Gemischen,
- Störfällen infolge Überflutung des Ringraums durch Verbesserung der Identifizierung des betroffenen Nebenkühlwasserstrangs und durch automatische Umschaltung von Nebenkühlwasserpumpen.

Außerdem wird eine Erweiterung des Betriebshandbuches vorgeschlagen, um die ermittelten Mindestanforderungen, die zum Teil geringer sind als bisher im Betriebshandbuch zugrunde gelegt, bei der Störfallbeherrschung zu berücksichtigen.

Darüber hinaus wird festgestellt, daß in der Anlage vorhandene Komponenten und Systeme auch für anlageninterne Notfallmaßnahmen eingesetzt werden können, um Kernschmelzen zu verhindern oder zumindest dessen Auswirkungen zu begrenzen, wenn Sicherheitssysteme nicht wie vorgesehen funktionieren. Durch die analytischen Untersuchungen in der Studie werden Planungsgrundlagen für solche Maßnahmen geschaffen. Eingehend untersucht werden Maßnahmen zur Druckentlastung und Bespeisung des Primär- und Sekundärkreises, um die Not- und Nachkühlung wieder verfügbar zu machen. Zur Durchführung derartiger Maßnahmen werden ebenfalls Änderungen in der Anlagentechnik und den Betriebsvorschriften vorgeschlagen.

In Fällen, in denen bei kleinen Lecks die Primärseite ausgefallen ist, sind weitere Maßnahmen zur Wiederherstellung der Kernkühlung wegen der langen zur Verfügung stehenden Zeiten möglich. Sie werden in der Studie nicht berücksichtigt, weil dazu keine Ausarbeitungen vorliegen.

Für die Anlage Biblis B wird eine erwartete Häufigkeit von Schadenszuständen zwischen $10^{-5}/a$ und $10^{-4}/a$ ermittelt. In diesem Bereich liegen die in der Phase A und in anderen Studien, z. B. [NRC 87] ermittelten erwarteten Häufigkeiten für Kernschmelzen. Bei Berücksichtigung von anlageninternen Notfallmaßnahmen liegt die in Phase B ermittelte erwartete Häufigkeit für Kernschmelzen um eine Zehnerpotenz unter diesem Niveau.

Die Studie hat gezeigt, daß die Größenordnungen der erwarteten Häufigkeiten der Vorgänge beim Kernschmelzen, die zu bedeutenden Belastungen des Sicherheitsbehälters führen, bei $10^{-8}/a$ bis $10^{-6}/a$ liegen. Die Analysen derartig seltener Vorgänge und der sich daraus ergebenden Belastungen des Sicherheitsbehälters enthalten naturgemäß große Unsicherheiten. Insbesondere ist die belastbare Quantifizierung wichtiger Einflußgrößen beim Hochdruck-Kernschmelzen, bei den Auswirkungen auf den Sicherheitsbehälter durch H_2 -Verbrennung und bei der Durchdringung des Reaktorfundaments durch die Kernschmelze derzeit nicht möglich. Kernschmelzen führt aber nicht zwangsläufig zu großflächigem Versagen des Sicherheitsbehälters und zu massiven Spaltproduktfreisetzungen. Außerdem sind Maßnahmen möglich und zum Teil schon in der Entwicklung, mit denen ein solches Versagen des Sicherheitsbehälters, z. B. infolge H_2 -Verbrennung, verhindert werden soll. Damit ist zu erwarten, daß sich die Häufigkeit massiver Spaltproduktfreisetzungen gegenüber Phase A erheblich vermindern wird.

In Anbetracht der Seltenheit der angesprochenen Vorgänge bedeuten die Unsicherheiten in der Beschreibung nicht, daß ein Defizit der sicherheitstechnischen Auslegung besteht. Die erwarteten Eintrittshäufigkeiten für hohe Freisetzungen lassen sich zwar durch zusätzliche sicherheitstechnische Maßnahmen reduzieren. Trotzdem können immer dann hohe Freisetzungen errechnet werden, wenn extreme Unfallabläufe untersucht werden. Dabei wären Phänomene und Belastungen zu berücksichtigen, die nicht im einzelnen analysiert werden können und deren probabilistische Bewertung deswegen nicht mehr sinnvoll ist.

Probabilistische Untersuchungen sollten auch in Zukunft zur sicherheitstechnischen Verbesserung herangezogen werden. Die Studie zeigt Wege auf, wie hier auch zukünftig Fortschritte erzielt werden können. Dazu ist erforderlichlich:

- Die Betriebserfahrung in der Anlage hinsichtlich unabhängiger Ausfälle, Common-Cause-Ausfälle und der Bewertung von Handlungen des Betriebspersonals fortlaufend auszuwerten, um dadurch die Basis für die Bewertung der Systemtechnik zu verbessern.
- Anlageninterne Notfallmaßnahmen weiter zu entwickeln, um die Möglichkeiten zur Beherrschung von Schadenszuständen zu erweitern.
- Simulationsmodelle bereitzustellen, mit deren Hilfe Handlungen in außergewöhnlichen Situationen besser beurteilt werden können, um anlageninterne Notfallmaßnahmen realistisch bewerten zu können.
- Simulationsmodelle bereitzustellen und zu validieren, mit denen Vorgänge beim Kernschmelzen unter hohem Druck, bei der Wasserstoffverbrennung im großvolumigen, mehrfach unterteilten Sicherheitsbehälter und die Freisetzung beim Durchschmelzen des Reaktorfundaments genauer beschrieben werden können, um die Funktionsfähigkeit des Sicherheitsbehälters beim Kernschmelzen besser bewerten zu können.
- Technische Maßnahmen weiterzuentwickeln, mit denen ein Versagen des Sicherheitsbehälters bei Kernschmelzen unter hohem Primärkreisdruck oder durch den Aufbau gefährlicher H_2 -Konzentrationen im Sicherheitsbehälter sowie die Ausbreitung von Spaltprodukten in das Grundwasser verhindert werden können.
- Erkenntnisse aus Forschung und Betrieb in angemessenen Zeitabständen neu zu bewerten, um festzustellen, ob sicherheitstechnische Verbesserungen möglich oder notwendig sind.

Die Studie unterliegt einer Reihe von Begrenzungen. So können nicht alle Abläufe untersucht werden, die möglicherweise zu Kernschäden und Freisetzungen führen. Die Auswahl der betrachteten Fälle richtet sich nach den erwarteten Häufigkeiten und Auswirkungen der Unfallabläufe. Ausgehend von dem erwarteten Niveau der Kernschmelzhäufigkeiten werden Abläufe mit geringer eingeschätzten Häufigkeitsbeträgen nicht im einzelnen behandelt. Dazu gehören Abläufe, die durch die folgenden Ereignisse ausgelöst werden:

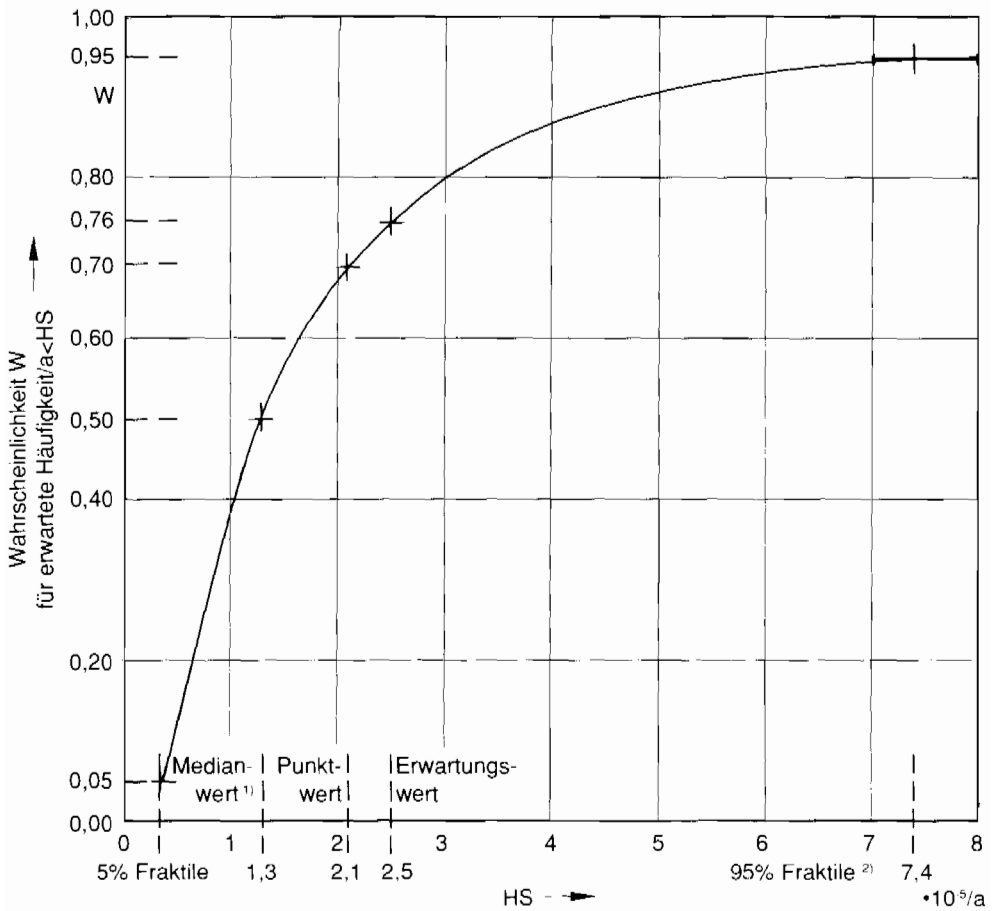
- Reaktivitätsstörfälle,
- Störfälle bei An- und Abfahren und bei der Revision,
- Speisewasser-Leitungsleck oder -bruch,
- Kleinst-Leck $< 2 \text{ cm}^2$ im Primärkreislauf,
- Großflächiges Versagen von Komponenten des Primärkreislaufs und der Dampferzeuger.

Einwirkungen durch Sabotage oder Krieg werden nicht untersucht. Aus diesen Einwirkungen sind keine wesentlich verschiedenen Konsequenzen zu erwarten, als in anderen bereits in der Studie betrachteten Abläufen. Außerdem existiert keine ausreichend abgesicherte Datenbasis zur Quantifizierung solcher Einwirkungen.

Alle Ergebnisse und Aussagen der Studie beruhen auf dem derzeitigen Kenntnisstand und hängen stark vom Aufbau der sicherheitstechnischen Systeme und von Auslegungsdetails ab, die zwischen verschiedenen Anlagen erheblich differieren können. Deswegen können die Ergebnisse für andere Anlagen nur Anhaltspunkte geben. Die Übertragbarkeit muß im einzelnen untersucht werden.

Literatur

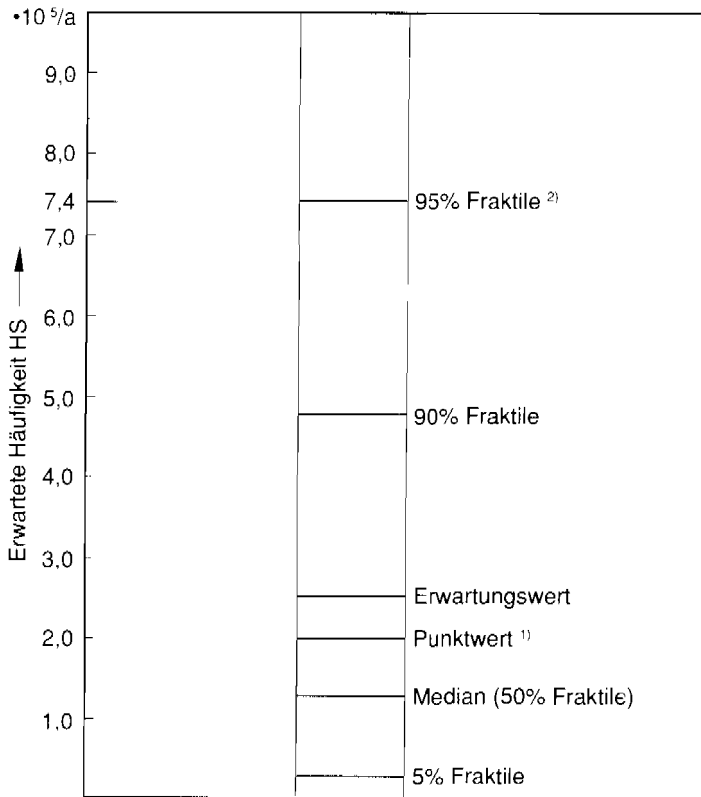
- [GRS 79] Gesellschaft für Reaktorsicherheit (mbH): Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke, Hauptband. Eine Untersuchung zu dem durch Störfälle in Kernkraftwerken verursachten Risiko. Verlag TÜV Rheinland GmbH, Köln, 1979
- [NRC 75] U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC): Reactor Safety Study. An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants, WASH-1400, NUREG-75/014, October 1975
- [NRC 87] U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC): Reactor Risk Reference Document (Draft for Comment), NUREG-1150, February 1987



¹⁾ Alle Werte beziehen sich auf die Summe der zugrunde gelegten Schadenszustände.

²⁾ 95% Fraktile bedeutet: die Wahrscheinlichkeit ist 0.95, daß der zutreffende Wert der erwarteten Häufigkeit/a kleiner ist als $7,4 \cdot 10^{-5}$

Bild 10-1: Wahrscheinlichkeitsverteilung der erwarteten Häufigkeiten der berücksichtigten Schadenszustände (ca. 70 %) für anlageninterne auslösende Ereignisse



¹⁾ Alle Werte beziehen sich auf die Summe der zugrunde gelegten Schadenszustände.

²⁾ 95% Fraktile bedeutet: die Wahrscheinlichkeit ist 0,95, daß der zutreffende Wert der erwarteten Häufigkeit/a kleiner ist als $7,4 \cdot 10^5$

Bild 10-2: Relative Lage verschiedener Fraktile, des verwendeten Punktwertes und des Erwartungswertes der erwarteten Häufigkeiten der berücksichtigten Schadenszustände (ca. 70 %) für anlageninterne auslösende Ereignisse

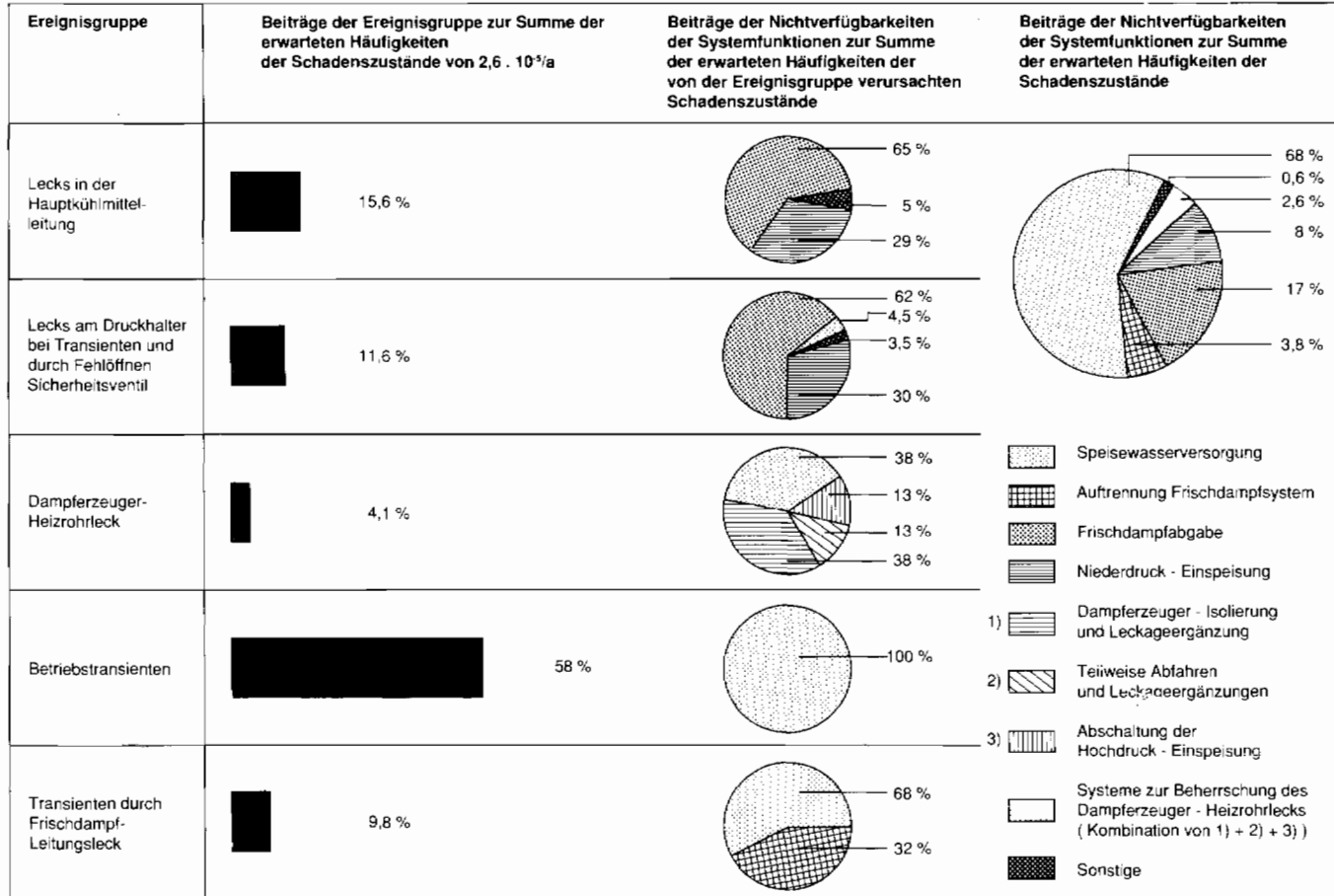


Bild 10-3: Anlageninterne auslösende Ereignisse
 Beiträge der Ereignisgruppen zur Summe der erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände
 Beiträge der Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktionen

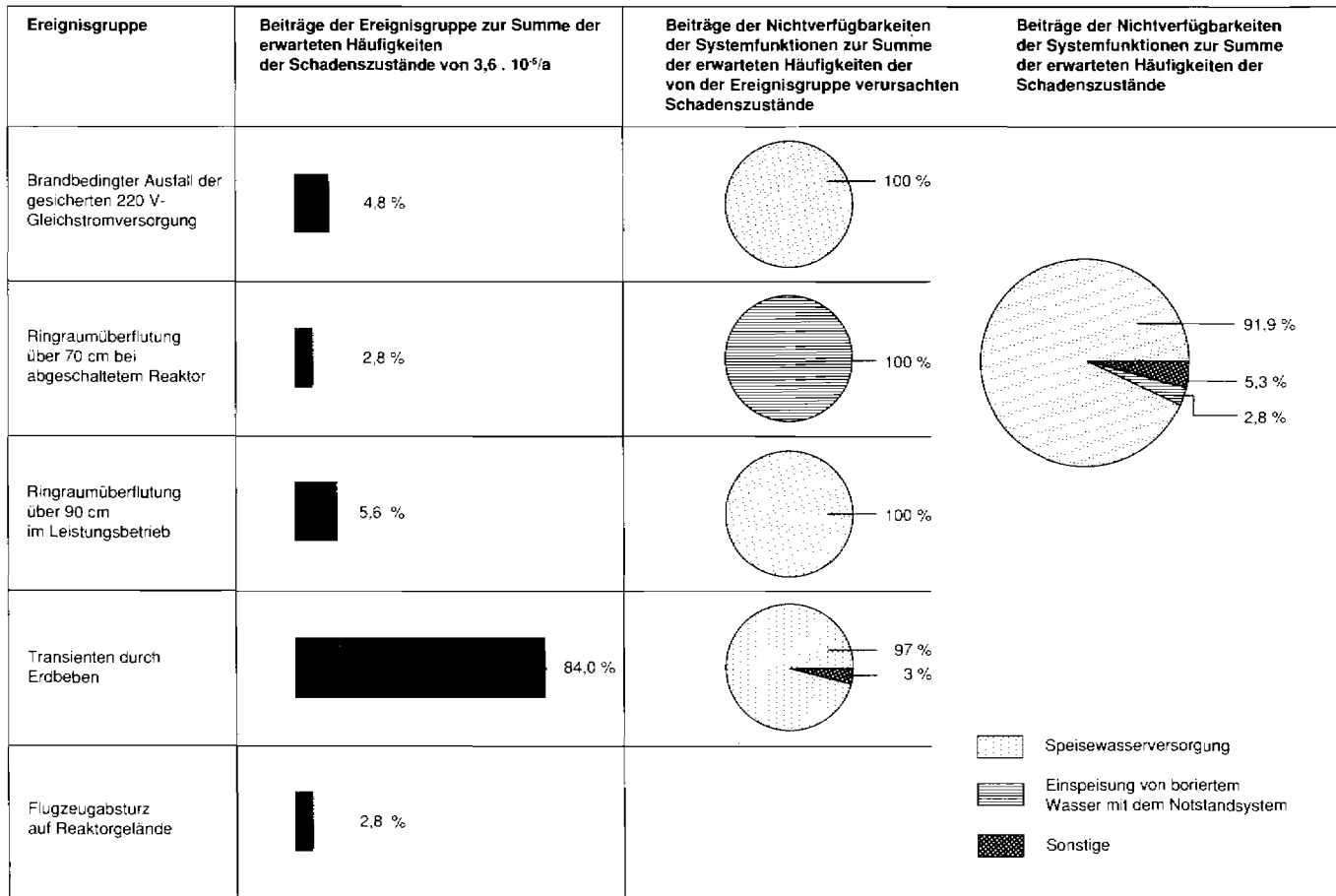


Bild 10-4: Übergreifende anlageninterne und anlagenexterne Ereignisse
 Beiträge der Ereignisgruppen zur Summe der erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände
 Beiträge der Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktionen

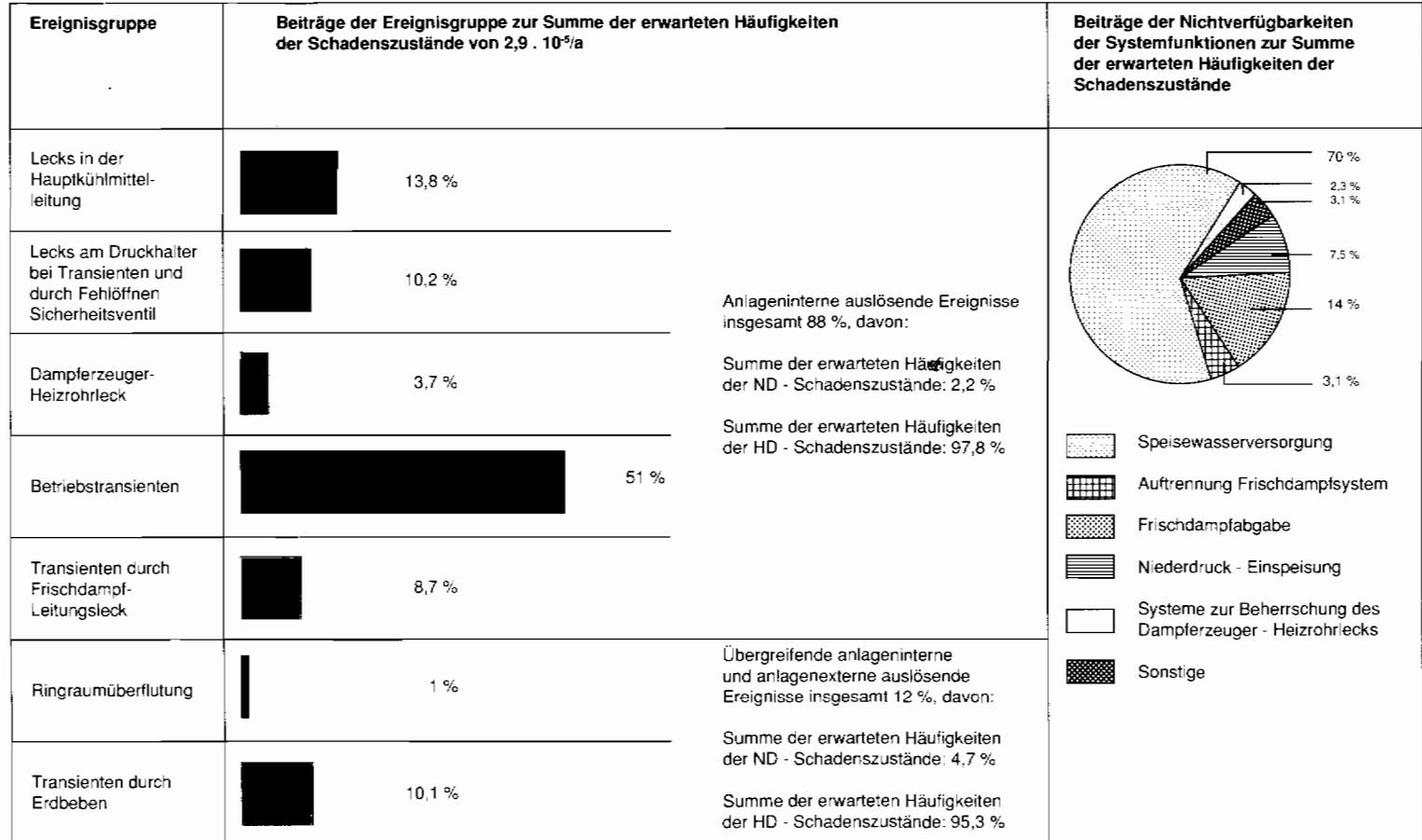


Bild 10-5: Anlageninterne, übergreifende und anlagenexterne auslösende Ereignisse
 Beiträge einzelner Ereignisgruppen zur Summe der erwarteten Häufigkeiten der Schadenszustände
 Beiträge der Nichtverfügbarkeiten der Systemfunktionen






Ereignisgruppe	Beitrag zur erwarteten Häufigkeit von ND- und ND*- Kernschmelzfällen	
Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung	 50%	<p>Erwartete Häufigkeit aller Schadenszustände: $2,9 \cdot 10^5/a$</p> <p>Erwartete Häufigkeit aller Kernschmelzfälle (ND und ND* und HD): $3,6 \cdot 10^6/a$</p> <p>Erwartete Häufigkeit aller ND- und ND*-Kernschmelzfälle: $3,2 \cdot 10^6/a$ (88%)</p>
Lecks am Druckhalter bei Transienten und durch Fehlöffnen Sicherheitsventil	 32%	
Übergreifende anlageninterne Ereignisse	 14%	
Anlagenexterne Ereignisse (Erdbeben)	 2,8%	
Sonstige	 1,2%	

Bild 10-6: Beiträge einzelner Ereignisgruppen zur erwarteten Häufigkeit von Niederdruck-Kernschmelzfällen (ND und ND*)

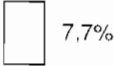
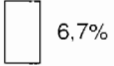

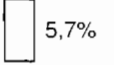

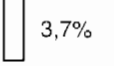
Ereignisgruppe	Beitrag zur erwarteten Häufigkeit von HD-Kernschmelzfällen	
Lecks in einer Hauptkühlmittelleitung		Erwartete Häufigkeit aller Schadenszustände: $2,9 \cdot 10^{-5}/a$; davon 97,8% unter hohem Druck
Lecks am Druckhalter bei Transienten und durch Fehlöffnen Sicherheitsventil		Erwartete Häufigkeit aller Kernschmelzfälle (ND und ND* und HD): $3,6 \cdot 10^{-6}/a$
Betriebstransienten		Erwartete Häufigkeit aller Kernschmelzfälle unter hohem Druck: $4,5 \cdot 10^{-7}/a$
Transienten durch Frischdampf-Leitungslecks		(12,5% aller Kernschmelzfälle bzw. 1,5% aller HD-Schadenszustände)
Anlagenexterne Ereignisse (Erdbeben und Flugzeugabsturz)		
Betriebstransienten mit Ausfall der Reaktorschnellabschaltung		

Bild 10-7: Anlageninterne, übergreifende anlageninterne und anlagenexterne auslösende Ereignisse

Tab. 10-1: Liste der auslösenden Ereignisse

Bezeichnung		erwartete Eintrittshäufigkeit / a
<u>Lecks in der Hauptkühlmitteleitung</u>		
1.	Großes und mittleres Leck Hauptkühlmitteleitung > 200 cm ²	< E-7
2.	Kleines Leck 1 Hauptkühlmitteleitung 80-200 cm ²	9,0E-5
3.	Kleines Leck 2 Hauptkühlmitteleitung 50-80 cm ²	7,5E-5
4.	Kleines Leck 3 Hauptkühlmitteleitung 25-50 cm ²	7,5E-5
5.	Kleines Leck 4 Hauptkühlmitteleitung 12-25 cm ²	1,4E-4
6.	Kleines Leck 5 Hauptkühlmitteleitung 2-12 cm ²	2,8E-3
<u>Lecks am Druckhalter durch Transienten</u>		
7.	Kleines Leck am Druckhalter 20 cm ² bei Ausfall Hauptspeisewasser	3,2E-5
8.	Kleines Leck an Druckhalter 20 cm ² bei Ausfall der Hauptwärmesenke	3,3E-5
9.	Kleines Leck am Druckhalter 20 cm ² bei anderen Transienten	1,2E-4
10.	Kleines Leck am Druckhalter 40 cm ² bei Fehlöffnen Sicherheitsventil	8,5E-4
11.	Primärkreisleck im Ringraum 2 - 500 cm ²	< E-7
<u>Dampferzeuger-Heizrohrlecks</u>		
12.	Dampferzeuger-Heizrohrleck 6-12 cm ²	1,0E-5
13.	Dampferzeuger-Heizrohrleck 1-6 cm ²	6,5E-3

Tab. 10-1: Liste der auslösenden Ereignisse
(1. Fortsetzung)

Bezeichnung	erwartete Eintrittshäufigkeit / a
<u>Betriebstransienten</u>	
14. Notstromfall	0,13
15. Ausfall Hauptspeisewasser ohne Ausfall Hauptwärmesenke (langfristig)	0,15
16. Ausfall Hauptspeisewasser und Ausfall Hauptwärmesenke	0,29
17. Ausfall Hauptwärmesenke ohne Ausfall Hauptspeisewasser	0,36
<u>Transienten durch Frischdampf-Leitungslecks</u>	
18. Großes Leck in Frischdampf-Leitung innerhalb des Sicherheitsbehälters	1,6E-4
19. Großes Leck in Frischdampf-Leitung außerhalb des Sicherheitsbehälters	4,8E-4
20. Mittleres Leck in Frischdampf-Leitung innerhalb des Sicherheitsbehälters	2,7E-5
21. Mittleres Leck in Frischdampf-Leitung außerhalb des Sicherheitsbehälters	1,1E-4
<u>Betriebstransienten mit Ausfall der Reaktorschnellabschaltung</u>	
22. ATWS bei Ausfall Hauptspeisewasser (kurz- und langfristig)	4,7E-6
23. ATWS bei Notstromfall	3,4E-6
24. ATWS bei Ausfall HSPW und HWS	7,5E-6
25. ATWS bei sonstigen Transienten	2,3E-5

Tab. 10-1: Liste der auslösenden Ereignisse
(2. Fortsetzung)

Bezeichnung	erwartete Eintritts- häufigkeit / a
<u>Übergreifende anlageninterne Ereignisse</u>	
26. Brandbedingter Ausfall der gesicherten 220 V- Gleichstromversorgung	4,0E-6
27. Ringraumüberflutung über 70 cm bei abgeschaltetem Reaktor	9,0E-7
28. Ringraumüberflutung über 90 cm im Leistungsbetrieb	4,0E-6
<u>Anlagenexterne Ereignisse</u>	
29. Transiente durch Erdbeben der Intensitätsstufe 1	7,0E-4
30. Transiente durch Erdbeben der Intensitätsstufe 2	9,5E-5
31. Transiente durch Erdbeben der Intensitätsstufe 3	5,0E-6
32. Flugzeugabsturz auf das Reaktorgebäude	6,3E-7

Tab. 10-2: Erwartete Häufigkeiten von einleitenden Ereignissen und bedingte Wahrscheinlichkeiten für den Übergang von Einleitungsereignissen zu auslösenden Ereignissen

Nr. aus Tab.2-1	Einleitungsereignis		Bedingte Wahr- scheinlichkeit für	Auslösendes Ereignis	
	Bezeichnung	erwartete Häufig- keit/a		Bezeichnung	erwartete Häufig- keit/a
7.	Öffnen des 1. Druckhalter-Abblaseventils bei Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung	$1,4 \cdot 10^{-1}/a$	Versagen der Absperr- maßnahme $2,3 \cdot 10^{-4}$	Kleines Leck am Druckhal- ter 20 cm^2 bei Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung	$3,2 \cdot 10^{-5}/a$
8.	Öffnen des 1. Druckhalter-Abblaseventils bei Ausfall der Hauptwärmesenke	$1,4 \cdot 10^{-1}/a$	Versagen der Absperr- maßnahme $2,3 \cdot 10^{-4}$	Kleines Leck am Druckhal- ter 20 cm^2 bei Ausfall der Hauptwärmesenke	$3,3 \cdot 10^{-5}/a$
9.	Öffnen des 1. Druckhalter-Abblaseventils bei anderen zu erwartenden Transienten	$5,3 \cdot 10^{-1}/a$	Versagen der Absperr- maßnahme $2,3 \cdot 10^{-4}$	Kleines Leck am Druckhalter 20 cm^2 bei anderen Tran- sienten	$1,2 \cdot 10^{-4}/a$
10.	Fehlöffnen eines Druckhalter-Sicherheitsventils	$2,0 \cdot 10^{-2}/a$	Versagen der Absperr- maßnahme $4,2 \cdot 10^{-2}$	Kleines Leck am Druckhal- ter 40 cm^2 bei Fehlöffnen eines Druckhalter-Sicher- heitsventils	$8,5 \cdot 10^{-4}/a$

Tab. 10-2: Erwartete Häufigkeiten von einleitenden Ereignissen und bedingte Wahrscheinlichkeiten für den Übergang von Einleitungsereignissen zu auslösenden Ereignissen (1. Fortsetzung)

Nr. aus Tab.2-1	Einleitungsereignis		Bedingte Wahrscheinlichkeit für	Auslösendes Ereignis	
	Bezeichnung	erwartete Häufigkeit/a		Bezeichnung	erwartete Häufigkeit/a
11.	Versagen der Erstabspernung bzw. Leck in einer Anschlußleitung des Reaktorkühlkreislaufs im Ringraum	10^{-2} bis $10^{-5}/a$	Versagen der Absperrmaßnahme $< 10^{-2}$ bis 10^{-6}	Primärkreisleck (nicht absperbar) im Ringraum 2-500 cm ²	$< 10^{-7}/a$
26.	Brand im Bereich der gesicherten 220 V Gleichstromversorgung	$2,5 \cdot 10^{-3}/a$	Versagen von Brandschutzmaßnahmen $1,6 \cdot 10^{-3}$	Brandbedingter Ausfall der gesicherten 220 V-Gleichstromversorgung	$4,0 \cdot 10^{-6}/a$
27.	Leck des Nebenkühlwassersystems im Ringraum bei abgeschaltetem Reaktor	$1,0 \cdot 10^{-3}/a$	Ausfall der leckbegrenzenden Maßnahmen $9,0 \cdot 10^{-4}$	Ringraumüberflutung über 70 cm bei abgeschaltetem Reaktor	$9,0 \cdot 10^{-7}/a$
28.	Leck des Nebenkühlwassersystems im Ringraum bei Leistungsbetrieb	$4,0 \cdot 10^{-3}/a$	Ausfall der leckbegrenzenden Maßnahmen $1,0 \cdot 10^{-3}$	Ringraumüberflutung über 90 cm im Leistungsbetrieb	$4,0 \cdot 10^{-6}/a$

Tab. 10-2: Erwartete Häufigkeiten von einleitenden Ereignissen und bedingte Wahrscheinlichkeiten für den Übergang von Einleitungsereignissen zu auslösenden Ereignissen (2. Fortsetzung)

Nr. aus Tab.2-1	Einleitungsereignis		Bedingte Wahr- scheinlichkeit für	Auslösendes Ereignis	
	Bezeichnung	erwartete Häufig- keit/a		Bezeichnung	erwartete Häufig- keit/a
29.	Erdbeben der Intensitäts- stufe 1	$7,0 \cdot 10^{-4}/a$	Nichtverfügbarkeit der Speisewasser- versorgung ≤ 1	Transiente (Ausfall Haupt- speisewasser und Ausfall Hauptwärmesenke) durch Erdbeben der Intensitäts- stufe 1	$\leq 7,0 \cdot 10^{-4}/a$
30.	Erdbeben der Intensitäts- stufe 2	$9,5 \cdot 10^{-5}/a$	Nichtverfügbarkeit der Speisewasser- versorgung ≤ 1	Transiente (Ausfall Haupt- speisewasser und Ausfall Hauptwärmesenke) durch Erdbeben der Intensitäts- stufe 2	$\leq 9,5 \cdot 10^{-5}/a$
31.	Erdbeben der Intensitäts- stufe 3	$5,0 \cdot 10^{-6}/a$	Nichtverfügbarkeit der Speisewasser- versorgung ≤ 1	Transiente (Ausfall Haupt- speisewasser und Ausfall (Hauptwärmesenke) durch Erdbeben der Intensitäts- stufe 3	$\leq 5,0 \cdot 10^{-6}/a$
32.	Flugzeugabsturz auf Anlagen- gelände (Fläche 1 km ²)	$9,0 \cdot 10^{-5}/a$	Treffen des Reaktor- gebäudes $7,0 \cdot 10^{-3}$	Flugzeugabsturz auf das Reaktorgebäude	$6,3 \cdot 10^{-7}/a$

Tab. 10-3: Bedingte Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von auslösenden Ereignissen zu Schadenszuständen

Auslösendes Ereignis; Häufigkeiten/a	Lecks in der Hauptkühl- mittelleitung						Lecks am Druck- halter				PLR	DE-Heiz- rohr- lecks			Betriebs- transienten				Transienten durch Frischdampf- Leitungslecks				ATWS				Anlagenexterne Ereignisse							
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10		11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32	
Scha- denszu- stände, t_1/t_2 Häufigkeiten.	<1, E-7	9,0 E-5	7,5 E-5	7,5 E-5	1,4 E-4	2,8 E-3	3,2 E-5	3,3 E-5	1,2 E-4	8,5 E-4	< E-7	1,0 E-5	6,5 E-3	1,3 E-1	1,5 E-1	2,9 E-1	3,6 E-1	1,6 E-4	4,8 E-4	2,7 E-5	1,1 E-4	4,7 E-6	3,4 E-6	7,5 E-6	2,3 E-5	2,5 E-3	9,0 E-7	4,0 E-6	7,0 E-4	9,5 E-5	5,0 E-6	6,3 E-7		
1. <u>SP</u> HD 60/85-70/95 8,2E-6				1,6 E-3	8,0 E-4	8,0 E-4									2,1 E-5			7,8 E-3	2,1 E-3	3,0 E-3	2,0 E-3													
2. <u>SP</u> ND 2,6E-7		1,6 E-3	1,6 E-3																															
3. <u>SP</u> HD 90/120 1,4E-6												1,8 E-3				1,6 E-3																		
4. <u>SP</u> HD 120/150 2,8E-6																	1,7 E-5																	
5. <u>SP</u> HD 80/105 9,7E-6																	2,3 E-5	8,0 E-6																
6. <u>SP/SP/SP</u> HD 60/85 - 60/650 1,0E-6 DE-Heizrohrleck														1,5 E-4																				
7. <u>SP/SP/SP</u> HD 30/85 - 30/400 1,1E-7 DE-Heizrohrleck														1,1 E-2																				
8. <u>SP</u> ND/HD PLR <E-7											1																							
9. <u>SP</u> ND 3,0E-7	<3, E-3	1,9 E-3	1,8 E-3																															
10. <u>SP</u> HD 120/135 2,9E-7																																		

Tab. 10-3: Bedingte Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von auslösenden Ereignissen zu Schadenszuständen (Fortsetzung)

Auslösendes Ereignis; Häufigkeiten/a	Lecks in der Hauptkühl- mittelleitung						Lecks am Druck- halter				PLR	DE-Heiz- rohr- lecks			Betriebs- transienten				Transienten durch Frischdampf- Leitungslecks				ATWS					Anlagenexterne Ereignisse					
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10		11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32
Schadenszu- stände, t_1/t_2 Häufigkeiten,	<1, E-7	9,0 E-5	7,5 E-5	7,5 E-5	1,4 E-4	2,8 E-3	3,2 E-5	3,3 E-5	1,2 E-4	8,5 E-4	< E-7	1,0 E-5	6,5 E-3	1,3 E-1	1,5 E-1	2,9 E-1	3,6 E-1	1,6 E-4	4,8 E-4	2,7 E-5	1,1 E-4	4,7 E-6	3,4 E-6	7,5 E-6	2,3 E-5	4,0 E-6	9,0 E-7	4,0 E-6	7,0 E-4	19,5 E-5	15,0 E-6	6,3 E-7	
11. SP HD 240/260 6,7E-7						2,5 E-4																											
12. SP HD 30/40-45/60 9,9E-7				1,8 E-3						1,0 E-3																							
13. SP HD 60/85 5,3E-8					2,0 E-5	2,0 E-5	7,0 E-5			2,0 E-5																							
14. SPR HD 20/30 2,0E-7 ATWS																						8,4 E-3	2,3 E-2	5,0 E-3	2,0 E-3								
15. SP HD >70/95 Brand 1,7E-7																											4,2 E-2						
16. SP ND 180/- Überflutung 1 <E-7																																	
17. SP HD >70/95 Überflutung 2 2,0E-7																																<5,0 E-2	
18. SP HD >70/95 Erdbeben 3,0E-6																															1,0 E-3	2,0 E-2	8,1 E-2
19. SP HD Flugzeugabsturz <1,0E-7																																	0,15

Bedeutung der Bezeichnung der 1. Spalte:

S: Ausfall sekundärseitiger Systemfunktionen

HD: Hoher Druck im Primärkreis > 2 Mpa

PLR: Primärkreisleck im Ringraum

P: Ausfall primärseitiger Systemfunktionen

ND: Niedriger Druck im Primärkreis

DE: Dampferzeuger

R: Ausfall der Reaktorschnellabschaltung

 t_1/t_2 : Zeiten (min) zur Vermeidung von Kernschmelzen /
Vermeidung des HD-Falls

Tab. 10-4: Änderungen der Systemtechnik und des Betriebshandbuchs, die in der Phase B bei der Ermittlung der Verfügbarkeit von Systemfunktionen zur Störfallbeherrschung berücksichtigt werden

Not- und Nachkühlkette

- Verbesserungen in den Ansteuerungen des Not- und Nachkühlsystems, des Volumenregelsystems und des nuklearen Zwischenkühlkreises durch das Reaktorschutzsystem zur besseren Beherrschung von Dampferzeuger-Heizrohrlecks und anderen Störfällen: Schutzabschaltung der Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen bei "Dampferzeuger-Füllstand hoch" und "Druck im Sicherheitsbehälter nicht hoch"; überbrückbares Notkühlvorbereitungssignal, Gebäudeabschlußsignal für das Volumenregelsystem, HD- und ND-Einspeisesignal bei Reaktordruckbehälter-Füllstand > MIN; nicht überbrückbare Signale bei Reaktordruckbehälter-Füllstand < MIN
- Schutzabschaltung der Nachkühlpumpen bei Entleerung der zugehörigen Flutbehälter
- Installation von analogen Druckmessungen (anstelle der Druckschalter) zwischen Erst- und Zweitabsperungen im Not- und Nachkühlsystem und von Analoganzeigen auf der Warte
- Monatliche Funktionsprüfung dieser Druckmessungen
- Funktionskontrolle der Endschalter der Erstabsperungen vor Durchführung der Druckentlastung beim Anfahren
- Verriegelung des Auffahrens der Prüfarmatur mit niedrigem Druck zwischen Erst- und Zweitabsperung
- Ertüchtigung der Prüfleitung zwischen Sicherheitsbehälter bis einschließlich Gebäudeabschlußarmaturen für vollen Primärkreisdruck, Antriebe störfallfest
- Installation einer Temperaturmeßstelle in der Prüfleitung und Ausgabe eines automatischen Schließbefehls an die Prüfarmaturen und die Gebäudeabschlußarmaturen in der Prüfleitung bei Temperatur hoch
- Installation je einer zusätzlichen Gebäudeabschlußarmatur in der Vor- und Rücklaufleitung des nuklearen Zwischenkühlkreises innerhalb des Sicherheitsbehälters und Begrenzung des Drucks im nuklearen Zwischenkühlkreis innerhalb des Sicherheitsbehälters

Volumenregelsystem

- Monatliche Funktionsprüfung der Druckschieber der HD-Förderpumpen
- Störfallfeste Ausführung der Gebäudeabschlußarmaturen in der Einspeiseleitung des Volumenregelsystems

Tab. 10-4: Änderungen der Systemtechnik und des Betriebshandbuches, die in der Phase B bei der Ermittlung der Verfügbarkeit von Systemfunktionen zur Störfallbeherrschung berücksichtigt werden
(1. Fortsetzung)

<ul style="list-style-type: none"> - Absperrbare Rückschlagarmatur in der Einspeiseleitung des Volumenregelsystems zwischen Sicherheitsbehälter und Rekuperativwärmetauscher - Installation einer Temperaturmeßstelle in der Einspeiseleitung und automatischer Schließbefehl für die o.g. Armaturen in der Einspeiseleitung bei Temperatur hoch
<p><u>Druckhaltesystem und Kühlmitteldruckregelung/-begrenzung</u></p> <ul style="list-style-type: none"> - Störfallfeste Druck- und Temperaturmeßumformer in der Kühlmitteldruckregelung und -begrenzung - Keine Ansteuerung der Druckhalter-Abblasestränge durch das N16-Signal - Auslegung der Druckhalterventile und der zugehörigen Steuerventile für Abblasen von Zweiphasengemisch und Wasser, einschließlich der dabei auftretenden Kräfte - Auslegung der Druckhalterventile und der zugehörigen Steuerventile für Kühlmittelverluststörfall-Umgebungsbedingungen
<p><u>Sicherheitsbehälter</u></p> <ul style="list-style-type: none"> - Redundanzänderung in der Ansteuerung des Lüftungsabschlusses
<p><u>Ringraum</u></p> <ul style="list-style-type: none"> - Druckfeste Durchführungen der Zu- und Fortluftleitungen der Unterdruckhaltung des Sicherheitsbehälters - System zur Nebenkühlwasser-Leckerkennung und Strangidentifizierung mit Einbau von Wasserstandsmessungen und zusätzlichen Bodenschwellen sowie einer automatischen Umschaltung von Nebenkühlwasser-Pumpen
<p><u>Betriebshandbuch (Handmaßnahmen zur Störfallbeherrschung) und Gefahrenmeldungen</u></p> <ul style="list-style-type: none"> - Aufnahme des Rückwärtsisolierens des defekten Dampferzeugers in die Logikfahnen 13.30 zur Beherrschung von Dampferzeuger-Heizrohrlecks

Tab. 10-4: Änderungen der Systemtechnik und des Betriebshandbuches, die in der Phase B bei der Ermittlung der Verfügbarkeit von Systemfunktionen zur Störfallbeherrschung berücksichtigt werden

(2. Fortsetzung)

- Berücksichtigung der Verbesserungen in den Ansteuerungen des Not- und Nachkühlsystems, des Volumenregelsystems und des nuklearen Zwischenkühlkreises durch das Reaktorschutzsystem in den Logikfahnen 13.30 zur Beherrschung von Dampferzeuger-Heizrohrlecks
- Logikfahnen zur Nebenkühlwasser-Leckerkennung und Strangidentifizierung im Ringraum
- Ergänzungen des Betriebshandbuches zu den Logikfahnen 13.21 - 23 für Kühlmittelverluststörfälle durch Berücksichtigung von realistischen Mindestanforderungen zur Störfallbeherrschung (schutzzielorientierte Maßnahmen)

Tab. 10-5: Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen für anlageninterne auslösende Ereignisse

Nummer und Art des auslösenden Ereignisses	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen					Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen			
		Mittelwert	Hauptbeiträge		Anteil von Ausfallursachen		SP	SP	SP	Insgesamt
				Anteil %	CC %	MF %				
1. Gr.+ mittl. Leck HKL > 200 cm ²	< E-7	<3,E-3	ND-Einspeisung	75	70	13		<E-8		<E-8
2. Kleines Leck 1 HKL 80-200 cm ²	9,E-5	3,5E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe	40 42	52	25	1,4E-7 ND	1,7E-7 ND		3,1E-7
3. Kleines Leck 2 HKL 50-80 cm ²	7,5E-5	3,3E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe	40 44	50	25	1,2E-7 ND	1,3E-7 ND		2,5E-7
4. Kleines Leck 3 HKL 25-50 cm ²	7,5E-5	3,3E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe	40 44	50	25	1,2E-7 60/85 HD	1,3E-7 30/40 HD		2,5E-7
5. Kleines Leck 4 HKL 12-25 cm ²	1,4E-4	1,7E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe	52 47	70	19	1,1E-7 60/85 HD	1,2E-7 120/135 HD	<E-8 60/85 HD	2,4E-7
6. Kleines Leck 5 HKL 2-12 cm ²	2,8E-3	1,1E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe HD-Einsp.∧ Abfahren	23 73 2	52	36	2,2E-6 60/85 HD	7,0E-7 240/260 HD	5,6E-8 60/85 HD	3,0E-6
7. Kleines Leck am DH bei Ausfall Hauptspeisewasser 20 cm ²	3,2E-5	2,8E-3	ND-Einspeisung Speisewasser-Vers. HD-Einsp.∧ Abfahren FD-Abgabe	32 40 3 25	45	36	5,8E-8 90/120 HD	2,9E-8 120/135 HD	<E-8 60/85 HD	8,8E-8
8. Kleines Leck am DH bei Ausfall Hauptwärmesenke 20 cm ²	3,3E-5	1,6E-2	ND-Einspeisung FD-Abgabe	6 94	60	31	5,0E-7 120/150 HD	3,0E-8 120/135 HD		5,3E-7

Tab. 10-5: Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen für anlageninterne auslösende Ereignisse
(1. Fortsetzung)

Nummer und Art des auslösenden Ereignisses	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Mittelwert	Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen				Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen			
			Hauptbeiträge		Anteil von Ausfallursachen		SP	SP	SP	Insgesamt
				Anteil %	CC %	MF %				
9. Kleines Leck am DH bei anderen Transienten 20 cm ²	1,2E-4	1,7E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe	52 47	70	19	9,1E-8 120/150 HD	1,1E-7 120/135 HD	<E-8 60/85 HD	2,0E-7
10. Kleines Leck am DH bei Fehlöffnen Sf.-Ventil 40 cm ²	8,5E-4	2,6E-3	ND-Einspeisung FD-Abgabe	34 60	50	32	1,3E-6 90/120 HD	8,5E-7 45/60 HD		2,2E-6
11. Primärleitungsleck im Ringraum	< E-7	1	Notkühlung	100	n.u.	n.u.		< E-7 ND/HD		< E-7
12. DE-Heizrohrleck 6-12 cm ²	1,0E-5	1,1E-2	n.u.	n.u.	n.u.	n.u.	n.u.*) 30/85 DE-HD	n.u.*) 30/400 DE-HD	n.u.*) 30/400 DE-HD	1,1E-7
13. DE-Heizrohrleck 1-6 cm ²	6,5E-3	1,5E-4	DE-Isolation Δ Leckageergänzung Teilw. Abfahren Δ Leckageergänzung Abschalt. HD-Einsp. Speisewasser-Vers.	38 13 13 38	26	68	3,7E-7*) 60/85 DE-HD	1,3E-7*) 60/650 DE-HD	5,0E-7*) 60/650 DE-HD	1,0E-6
14. Notstromfall	0,13	1,7E-5	Speisewasser-Vers.	100	76	11	2,2E-6 120/150 HD			2,2E-6
15. Ausfall HSPW ohne Ausfall HWS	0,15	2,1E-5	Speisewasser-Vers.	100	77	48	3,2E-6 70/95 HD			3,2E-6

Tab. 10-5: Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen für anlageninterne auslösende Ereignisse
(2. Fortsetzung)

Nummer und Art des auslösenden Ereignisses	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen						Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen			
		Mittelwert	Hauptbeiträge		Anteil von Ausfallursachen		SP	SP	SP	Insgesamt	
				Anteil %	CC %	MF %					
16. Ausfall HSPW und Ausfall HWS	0,29	2,3E-5	Speisewasser-Vers.	100	76	49	6,7E-6 80/105 HD			6,7E-6	
17. Ausfall HWS ohne Ausfall HSPW	0,36	8,0E-6	Speisewasser-Vers.	100	55	50	2,9E-6 80/105 HD			2,9E-6	
18. Großes Leck in FD-Leitung im SB	1,6E-4	7,8E-3	Auftrenn. FD-System Speisewasser-Vers.	20 80	30	7	1,2E-6 70/95 HD			1,2E-6	
19. Großes Leck in FD-Leitung außerhalb des SB	4,8E-4	2,1E-3	Auftrenn. FD-System Speisewasser-Vers.	58 42	85	2	1,0E-6 70/95 HD			1,0E-6	
20. Mittleres Leck in FD-Leitung in SB	2,7E-5	3,0E-3	Auftrenn. FD-System Speisewasser-Vers.	40 60	63	5	8,1E-8 70/95 HD			8,1E-8	
21. Mittleres Leck in FD-Leitung außerhalb des SB	1,1E-4	2,0E-3	Auftrenn. FD-System Speisewasser-Vers.	60 40	86	2	2,2E-7 70/95 HD			2,2E-7	
22. ATWS bei Ausfall Hauptspeisewasser	4,7E-6	8,4E-3	Speisewasser-Vers. DH-Ventile	60 40	n. u.		2,4E-8 20/30 HD	1,5E-8		3,9E-8	

Tab. 10-5: Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen für anlageninterne auslösende Ereignisse
(3. Fortsetzung)

Nummer und Art des auslösenden Ereignisses	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen						Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen			
		Mittelwert	Hauptbeiträge		Anteil von Ausfallursachen		SP	SP	SP	Insgesamt	
				Anteil %	CC %	MF %					
23. ATWS bei Notstromfall	3,4E-6	2,3E-2	Speisewasser-Vers. DH-Ventile	98 2	n. u.	n. u.	7,5E-8 20/30 HD	< E-8 **)		7,8E-8	
24. ATWS bei Ausfall HWS und HSPW	7,5E-6	5,0E-3	Speisewasser-Vers. DH-Ventile	90 10	n. u.	n. u.	3,4E-8 20/30 HD	< E-8 **)		3,8E-8	
25. ATWS bei sonstigen Transienten	2,3E-5	2,0E-3	Speisewasser-Vers. DH-Ventile	75 25	n. u.	n. u.	3,5E-8 20/30 HD	1,1E-8 **)		4,6E-8	
Summe anlagenintern							2,3E-5 90,3 %	2,2E-6 8,8 %	2,3E-7 0,9 %	2,6E-5	

*) Diese Schadenszustände werden zu einem Schadenszustand zusammengefaßt und der Summe der Schadenszustände SP zugerechnet

***) Dieser Schadenszustand wird wegen seiner geringen Eintrittshäufigkeit nicht weiter betrachtet

Legende

S: Ausfall sekundärseitiger Systemfunktionen

P: Ausfall primärseitiger Systemfunktionen

R: Ausfall der Reaktorschneidabschaltung

HD: Hoher Druck im Primärkreis > 2 MPa

ND: Niedriger Druck im Primärkreis

t₁/t₂: Zeiten (min) zur Vermeidung von Kernschmelzen / Vermeidung des HD-Falls

PLR: Primärkreisleck im Ringraum

DE: Dampferzeuger

Λ: Und-Verknüpfung

n. u.: Nicht untersucht

CC: Ausfall aus gemeinsamer Ursache (Common Cause)

MF: Menschliche Fehlhandlungen

Tab. 10-6: Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen durch übergreifende anlageninterne und anlagenexterne Ereignisse

Nummer und Art des auslösenden Ereignisses	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen ^{1,2}			Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen ³			
		Mittelwert	Hauptbeiträge von Systemfunktionen	Anteil %	SP	SP	SP	Insgesamt
26. Brandbedingter Ausfall der gesicherten 220-V-Gleichstromversorgung	4,0E-6	4,2E-2	Speisewasserversorgung	100	1,7E-7 > 70/95 HD			1,7E-7
27. Ringraumüberflutung über 70 cm bei abgeschaltetem Reaktor	9,0E-7	< E-1	Einspeisung von boriiertem Wasser mit dem Notstandssystem	100		<1,0E-7 180/- ND		<1,0E-7
28. Ringraumüberflutung über 90 cm im Leistungsbetrieb	4,0E-6	<5,0E-2	Speisewasserversorgung	100	<2,0E-7 > 70/95 HD	--		<2,0E-7
29. Erdbeben der Intensitätsstufe 1	7,0E-4	1,0E-3	Speisewasserversorgung	100	7,0E-7 > 70/95 HD			7,0E-7
30. Erdbeben der Intensitätsstufe 2	9,5E-5	2,0E-2	Speisewasserversorgung	99	1,9E-6 > 70/95 HD			1,9E-6
31. Erdbeben der Intensitätsstufe 3	5,0E-6	8,1E-2	Speisewasserversorgung	86	4,0E-7 > 70/95 HD			4,0E-7

Tab. 10-6: Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen und erwartete Eintrittshäufigkeiten von Schadenszuständen durch übergreifende anlageninterne und anlagenexterne Ereignisse
(Fortsetzung)

Nummer und Art des auslösenden Ereignisses	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a	Nichtverfügbarkeit von Systemfunktionen ^{1,2}			Erwartete Eintrittshäufigkeit/a von Schadenszuständen ³			
		Mittelwert	Hauptbeiträge von Systemfunktionen	Anteil %	SP	SP	SP	Insgesamt
32. Flugzeugabsturz auf das Reaktor- gebäude	6,3E-7	<0,15	Containmentpenetration	100			<1,0E-7 HD	<1,0E-7
Summe					<3,4E-6	<1,0E-7	<1,0E-7	<3,6E-6

¹ Bei Flugzeugabsturz zusätzlich auch bedingte Wahrscheinlichkeit für Containmentpenetration

² Aufgrund vereinfachter Vorgehensweise bei der Ereignisablaufanalyse werden CC- und MF-Anteile nicht ausgewiesen

³ Bedeutung der Abkürzungen: vgl. Tabelle 2-3 bzw. 2-5

Tab. 10-7: Änderungen der Systemtechnik und zum Notfallhandbuch, die in der Phase B bei der Bewertung von anlageninternen Notfallmaßnahmen berücksichtigt werden

Druckhaltesystem

- Zusätzliche Steuerstränge mit Motorarmaturen für alle Druckhalterventile zur Durchführbarkeit von primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen
- Auslegung der Druckhalteventile und der zugehörigen Steuerventile für die bei primärseitigen Notfallmaßnahmen auftretenden Dampf- bzw. Gastemperaturen
- Auslegung der Druckhalterventile und der zugehörigen Steuerventile für eine langfristige Beanspruchung durch Umgebungsbedingungen, die bei primärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen auftreten
- Offenhaltung der Druckhalterventile bis zu niedrigen Kühlmitteldrücken

Speisewasser-Dampf-Kreislauf

- Installation von Anschlüssen für Feuerlöschpumpen in zwei Notspeisewasser-Druckleitungen
- Erweiterung des Reaktorschutzsystems zur Durchführbarkeit von sekundärseitigen anlageninternen Notfallmaßnahmen

Sicherheitsbehälter

- Maßnahmen zur gefilterten Druckentlastung des Sicherheitsbehälters

Notfallhandbuch

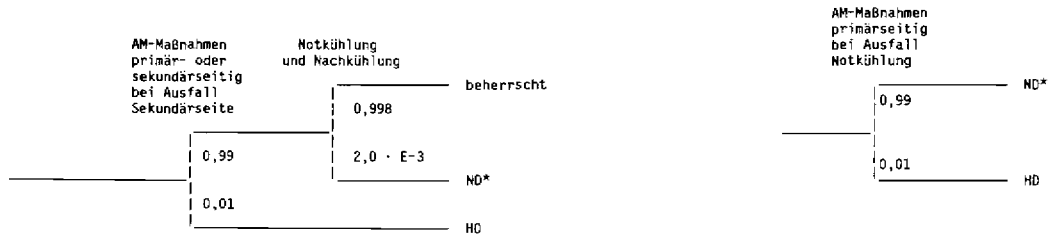
- Logikfahnen für das Druckentlasten und Bespeisen von Dampferzeugern
- Notgefahrmeldung bei allen Dampferzeuger-Füllständen $< 2 \text{ m}$
- Logikfahnen zur Druckentlastung des Reaktorkühlkreislaufs
- Notgefahrmeldung bei Reaktordruckbehälter-Füllstand $< \text{MIN}$
- Notgefahrmeldung bei Brennelement-Austrittstemperatur $> \text{MAX}$

Tab. 10-8: Bedingte Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von Schadenszuständen zu einem wiederhergestellten sicheren Zustand und zu Kernschmelzen
 Erwartete Häufigkeiten/a der wiederhergestellten sicheren Zustände und der Kernschmelzfälle

Schadenszustände Kernschmelzfälle und Häufigkeiten/a	Schadenszustände und Häufigkeiten/a																		
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19
	8,2 E-6	2,6 E-7	1,4 E-6	2,8 E-6	9,7 E-6	1,0 E-6	1,1 E-7	< E-7	3,0 E-7	2,9 E-7	6,7 E-7	9,9 E-7	6,3 E-8	2,0 E-7	1,7 E-7	< E-7	<2,0 E-7	3,0 E-6	< E-7
1. Wieder hergestellter sicherer Zustand	2,5E-5	0,988	0,988	0,988	0,988	0,988	0,89							0,8				0,94	
2. ND	6,6E-7	1							1							1			
3. ND*	2,5E-6	2,0 E-3	2,0 E-3	2,0 E-3	2,0 E-3					0,99	0,99	0,99	0,99	1,0 E-1	0,99		0,97	3,0 E-2	
4. HD	4,5E-7	1,0 E-2	1,0 E-2	1,0 E-2	1,0 E-2					1,0 E-2	1,0 E-2	1,0 E-2	1,0 E-2	1,0 E-1	1,0 E-2		3,0 E-2	3,0 E-2	< 1
5. PLR-ND/ND*	< E-7							1											
6. DE-HD	1,1E-8					1,0 E-2	1,0 E-2												
7. DE-ND*	1,3E-8					2,0 E-3	1,0 E-1												

Bedeutung der Abkürzungen:

- ND: Niedriger Druck im Primärkreis
- HD: Hoher Druck im Primärkreis
- ND*: Niedriger Druck im Primärkreis nach Druckentlastung durch anlageninterne Notfallmaßnahmen (AM)
- PLR: Primärkreisleck im Ringraum
- DE: Dampferzeuger-Heizrohrbruch



Tab. 10-9: Zeitangaben zu Kernschmelzfällen

Kernschmelzfall	Zeit ab Störfalleintritt in min.	
	Beginn des Kernschmelzens	Versagen des Reaktor-druckbehälters
ND	55	120
ND*	330	410
HD	110	140
PLR-ND/ND*	80	140
DE-HD	110	140
DE-ND*	540	710

ND: Niedriger Druck im Primärkreis

ND*: Niedriger Druck im Primärkreis nach Druckentlastung durch anlageninterne Notfallmaßnahmen (AM)

HD: Hoher Druck im Primärkreis

PLR: Primärkreisleck im Ringraum

DE: Dampferzeuger-Heizrohrbruch

Tab. 10-10: Häufigkeitsbeiträge der Schadenszustände zu den Kernschmelzfällen

Schadenszustände und Zeit für interne Notfallmaßnahmen	Erwartete Häufigkeit/a für Kernschmelzen					
				Primärkreisleck im Ringraum (PLR)	Dampferzeuger-Heizrohrleck	
	ND	Nu*	HD	ND/ND*	HD	ND*
1. Zahl: Zeit für Verhinderung Kernschmelzen 2. Zahl: Zeit für Verhinderung HD-Kernschmelzen 3. Zahl: Erwartete Häufigkeit/a des Schadenszustands						
1. <u>SP</u> HD 60/85-70/95 8,2E-6 Kl. Leck 3-5, Ausfall HSPW, Gr.+ mittl. HKL-Leck, FD-Leitungsleck		1,6E-8	8,2E-8			
2. <u>SP</u> ND 2,6E-7 Kl. Leck 1-2 HKL	2,6E-7					
3. <u>SP</u> HD 90/120 1,4E-6 Kl. Leck DH bei Transienten und Fehlöffnen Sl.-Ventil		< E-8	1,4E-8			
4. <u>SP</u> HD 120/150 2,8E-6 Notstromfall		< E-8	2,8E-8			
5. <u>SP</u> HD 80/105 9,7E-6 Ausfall HWS mit und ohne Ausfall HSPW		2,0E-8	9,7E-8			
6. <u>SP/SP/SP</u> HD 60/85-60/650 1,0E-6 DE-Heizrohrleck					1,0E-8	< E-8
7. <u>SP/SP/SP</u> HD 30/85-30/400 1,1E-7 DE-Heizrohrleck					< E-8	1,1E-8
8. <u>SP</u> ND/HD < E-7 PLR				< E-7		
9. <u>SP</u> ND 3,0E-7 Gr.+ mittl.+ kl. Leck 1-2 HKL	3,0E-7					

Tab. 10-10: Häufigkeitsbeiträge der Schadenszustände zu den Kernschmelzfällen
(1. Fortsetzung)

Schadenszustände und Zeit für interne Notfallmaßnahmen	Erwartete Häufigkeit/a für Kernschmelzen					
				Primärkreisleck im Ringraum (PLR)	Dampferzeuger-Heizrohrleck	
	ND	ND*	HD		ND/ND*	HD
1. Zahl: Zeit für Verhinderung Kernschmelzen 2. Zahl: Zeit für Verhinderung HD-Kernschmelzen 3. Zahl: Erwartete Häufigkeit/a des Schadenszustands						
10. <u>SP</u> HD 120/135 2,9E-7 KI. Leck 3-5 HKL		2,9E-7	< E-8			
11. <u>SP</u> HD 240/260 6,7E-7 KI. Leck 3-5 HKL		6,7E-7	< E-8			
12. <u>SP</u> HD 30/40-45/60 9,9E-7 KI. Leck DH bei Transienten und Fehlbffnen Si.-Ventil		9,9E-7	< E-8			
13. <u>SP</u> HD 60/85 6,3E-8 KI. Leck 4-5 HKL		6,3E-8	< E-8			
14. <u>SPR</u> HD 20/30 2,0E-7 ATWS		2,0E-8	2,0E-8			
Summe Anlagenintern	5,7E-7	2,1E-6	2,6E-7	< E-7	1,1E-8	1,3E-8
15. <u>SP</u> HD > 70/95 1,7E-7 Brand		1,7E-7	< 1E-8			
16. <u>SP</u> ND 180/- < 1E-7 Überfltg. abgesch. Reaktor	< 1E-7					
17. <u>SP</u> HD > 70/95 < 2E-7 Überflutung Leistungs-betrieb		< 2,0E-7	< E-8			

Tab. 10-10: Häufigkeitsbeiträge der Schadenszustände zu den Kernschmelzfällen
(2. Fortsetzung)

Schadenszustände und Zeit für interne Notfallmaßnahmen	Erwartete Häufigkeit/a für Kernschmelzen					
	ND	ND*	HD	Primär- kreisleck im Ringraum (PLR)	Dampferzeuger- Heizrohrleck	
1. Zahl: Zeit für Verhinderung Kernschmelzen 2. Zahl: Zeit für Verhinderung HD-Kernschmelzen 3. Zahl: Erwartete Häufigkeit/a des Schadenszustands				ND/ND*	HD	ND*
18. <u>SP</u> HD > 70/95 3,0E-6 Erdbeben		< 1E-7	< 1E-7			
19. <u>SP</u> HD < 1E-7 Flugzeugabsturz			< 1E-7			
Summe Übergreifend und Extern	9,0E-8	< 4,6E-7	< 2E-7			
Summe Gesamt	6,6E-7	2,5E-6	4,5E-7	< E-7	1,1E-8	1,3E-8

Bedeutung der Bezeichnung der 1. Spalte: vgl. Tabelle 10-3, weitere Abkürzungen vgl. Tabelle 10-5

ND*: Niedriger Druck im Primärkreis nach später Druckentlastung durch anlageninterne Notfallmaßnahmen

Tab. 10-11: Bedingte Wahrscheinlichkeiten des Übergangs von Kernschmelzfällen zu Freisetzungsmöglichkeiten

Freisetzungsmöglichkeiten ¹	Kernschmelzfälle und Häufigkeiten/a	ND 6,6 E-7	ND* 2,5 E-6	HD 4,5 E-7	PLR-ND/ND* < E-7	DE-ND* 1,1 E-8	DE-HD 1,3 E-8
1. F-SBV		Σ_1	Σ_1	$1 - (1 - \Sigma_1)(1 - \Sigma_2)$	Σ_1	Σ_1	1
2. F-PLR					$1 - \Sigma_1$		
3. F-DE						$1 - \Sigma_1$	
4. F-Leckage		0,01 ($1 - \Sigma_1$)	0,01 ($1 - \Sigma_1$)	0,01 ($1 - \Sigma_1$) ($1 - \Sigma_2$)			
5. F-Druckentlastung		0,99 ($1 - \Sigma_1$)	0,99 ($1 - \Sigma_1$)	0,99 ($1 - \Sigma_1$) ($1 - \Sigma_2$)			
6. F-DF		Σ_8	$\Sigma_4 \cdot \Phi^*$	Σ_5	Σ_8	Σ_4	Σ_5

- Σ_1 : Bedingte Wahrscheinlichkeit für Versagen des Sicherheitsbehälters durch H₂-Detonation
- Σ_2 : Bedingte Wahrscheinlichkeit für Versagen des Sicherheitsbehälters bei HD-Kernschmelzen
- Σ_3 : Bedingte Wahrscheinlichkeit für Freisetzung in das Grundwasser bei ND
- Σ_4 : Bedingte Wahrscheinlichkeit für Freisetzung in das Grundwasser bei ND*
- Σ_5 : Bedingte Wahrscheinlichkeit für Freisetzung in das Grundwasser bei HD

¹: Wegen der Abhängigkeit von den nicht bekannten Parametern Σ_1 bis Σ_8 werden die Häufigkeiten der Freisetzungsmöglichkeiten nicht explizit ausgewiesen.

- F-SBV: Freisetzungsmöglichkeit bei großflächigem Sicherheitsbehälterversagen oberhalb der Fundamentplatte (z.B. durch HD-Fall, H₂-Verbrennung, Flugzeugabsturz)
- F-PLR: Freisetzungsmöglichkeit unter Umgehung des Sicherheitsbehälters durch Primärkreisleck im Ringraum
- F-DE: Freisetzungsmöglichkeit unter Umgehung des Sicherheitsbehälters durch DE-Heizrohrleck
- F-Leckage: Freisetzungsmöglichkeit durch erhöhte Leckage (10 cm²) des Sicherheitsbehälters von Anfang an über Ringraum und Hilfsanlagegebäude. Als bedingte Wahrscheinlichkeit für Leckage von 10 cm² Fläche im Sicherheitsbehälter ist 0,01 abgeschätzt
- F-Druckentlastung: Freisetzungsmöglichkeit durch gezielte Druckentlastung des Sicherheitsbehälters bei 0,6 MPa über den Kamin
- F-DF: Freisetzungsmöglichkeit ins Grundwasser infolge Durchschmelzen des Sicherheitsbehälters und der Fundamentplatte

Tab. 10-12: Kumulative Spaltproduktfreisetzung aus der Anlage, normiert auf das Kerninventar für die verschiedenen Freisetzungsmöglichkeiten (ohne radioaktiven Zerfall)

	Kr-Xe	J	Cs	Te	Sr	Ru ¹	La ²	Ce ³	Ba
1. AF-SBV	1E+00	[0,5	bis	0,9]	4E-01	1E-05	2E-02	4E-02	3E-01
2. AF-PLR #1)	1,0E+00	3,7E-01	3,7E-01	2,3E-01	1,7E-01	2,5E-06	6,4E-03	1,4E-02	1,1E-01
3a. AF-DE ND* #2)	1,7E-01	1,5E-01	1,5E-01	5,0E-02	6,7E-05	8,8E-08	7,0E-09	--	1,4E-03
3b. AF-DE ND* #3)	1,7E-01	2,5E-02	2,5E-02	1,5E-02	1,3E-05	1,7E-08	1,3E-09	--	2,7E-04
4. AF-Leckage ND*	1,0E+00	7,8E-03	3,5E-04	2,1E-03	1,5E-04	3,6E-07	5,6E-06	1,3E-05	1,3E-04
5. AF-Druckentlastung ND*	9,0E-01	2,0E-03	3,3E-07	3,5E-06	2,0E-07	6,4E-10	6,3E-08	2,0E-08	1,7E-07
6. AF-DF	nicht untersucht								
AF-SBV:	Ausmaß der Freisetzung bei großflüchigem Sicherheitsbehälterversagen oberhalb der Fundamentplatte (z.B. durch HD-Fall, H ₂ -Verbrennung, Flugzeugabsturz)								
AF-PLR:	Ausmaß der Freisetzung unter Umgehung des Sicherheitsbehälters durch Primärkreisleck im Ringraum								
AF-DE ND*:	Ausmaß der Freisetzung unter Umgehung des Sicherheitsbehälters durch DE-Heizrohrleck, primärseitige Druckentlastung. Durch Aufteilung des Massenstroms verbleiben 5/6 der leichtflüchtigen Spaltprodukte im Sicherheitsbehälter im ND*-Fall								
AF-Leckage ND*:	Ausmaß der Freisetzung durch erhöhte Leckage (10 cm ²) des Sicherheitsbehälters über Ringraum und Hilfsanlagegebäude								
AF-Druckentlastung ND*:	Ausmaß der Freisetzung bei gezielter Druckentlastung des Sicherheitsbehälters bei 0,6 MPa über den Kamin								
AF-DF:	Ausmaß der Freisetzung ins Grundwasser infolge Durchschmelzen des Sicherheitsbehälters und der Fundamentplatte								

#1): ohne H₂-Verbrennung im Ringraum und Sicherheitsbehälter

#2): bis zum Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters ohne ausreichende Wasservorlage im defekten Dampferzeuger

#3): bis zum Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters mit 12 m Wasservorlage im defekten Dampferzeuger

¹ enthält Tc, Rh, Pd, At

² enthält Pr, Nd, Fm, Sm, Eu, Gd, Tb, Dy, Ho, Er, Tm, Yb, Lu, Hf, Ta, W, Re, Os, Ir, Pt, Au, Ac

³ enthält Th, Pa, U, Np, Pu, Am, Cm, Bk, Cf, Es, Fm, Md

Tab. 10-13: Gegenüberstellung der Ergebnisse von Phase B und Phase A

		Erwartete Eintrittshäufigkeit/a			
		Phase B		Phase A	
		Auslösendes Ereignis	Summe der Schadenszustände	Auslösendes Ereignis	Schadenszustand ¹
<u>Lecks in der Hauptkühlmittelleitung</u>					
1.	Großes Leck Hauptkühlmittelleitung > 500 cm ²	<E-7	<E-8	2,7E-4	5,E-7
2.	Mittleres Leck Hauptkühlmittelleitung 200-500 cm ²	<E-7	<E-8	} > 8,E-4	2,E-6
3.	Kleines Leck 1 Hauptkühlmittelleitung 80-200 cm ²	9,E-5	3,1E-7		
4.	Kleines Leck 2 Hauptkühlmittelleitung 50-80 cm ²	7,5E-5	2,5E-7	} > 2,7E-3	5,7E-5
5.	Kleines Leck 3 Hauptkühlmittelleitung 25-50 cm ²	7,5E-5	2,5E-7		
6.	Kleines Leck 4 Hauptkühlmittelleitung 12-25 cm ²	1,4E-4	2,4E-7		
6.	Kleines Leck 5 Hauptkühlmittelleitung 2-12 cm ²	2,8E-3	3,0E-6		
<u>Lecks am Druckhalter durch Transienten</u>					
7.	Kleines Leck am Druckhalter 20 cm ² bei Ausfall Hauptspeisewasser	3,2E-5	<E-7	} > 1,3E-3	9,E-6
8.	Kleines Leck an Druckhalter 20 cm ² bei Ausfall der Hauptwärmesenke	3,3E-5	5,3E-7		
9.	Kleines Leck am Druckhalter 20 cm ² bei anderen Transienten	1,2E-4	2,0E-7		

¹: In der Phase A als Beitrag zur Kernschmelzhäufigkeit ausgewiesen.

Tab. 10-13: Gegenüberstellung der Ergebnisse von Phase B und Phase A
(1. Fortsetzung)

	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a			
	Phase B		Phase A	
	Auslösendes Ereignis	Summe der Schadenszustände	Auslösendes Ereignis	Schadenszustand ¹
10. Kleines Leck am Druckhalter 40 cm ² bei Fehlöffnen Sicherheitsventil	8,5E-4	2,2E-6		
11. Primärkreisleck im Ringraum	<10 ⁻⁷	<10 ⁻⁷	3,E-8	3,E-8
<u>Dampferzeuger-Heizrohrlecks</u>				
12. Dampferzeuger-Heizrohrleck 6-12 cm ²	1,0E-5	1,1E-7		
13. Dampferzeuger-Heizrohrleck 1-6 cm ²	6,5E-3	1,0E-6		
<u>Betriebstransienten</u>				
14. Notstromfall	0,13	2,2E-6	0,1	1,3E-5
15. Ausfall Hauptspeisewasser ohne Ausfall Hauptwärmesenke (langfristig)	0,15	3,2E-6	0,8	3,E-6
16. Ausfall Hauptspeisewasser und Ausfall Hauptwärmesenke	0,29	6,7E-6		

¹: In der Phase A als Beitrag zur Kernschmelzhäufigkeit ausgewiesen.

Tab. 10-13: Gegenüberstellung der Ergebnisse von Phase B und Phase A
(2. Fortsetzung)

	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a			
	Phase B Auslösendes Ereignis	Summe der Schadens- zustände	Phase A Auslösendes Ereignis	Schadens- zustand ¹
17. Ausfall Hauptwärmesenke ohne Ausfall Hauptspeisewasser (langfristig)	0,36	2,9E-6	0,3	< E-7
<u>Transienten durch Frischdampf-Leitungslecks</u>				
18. Großes Leck in Frischdampf-Leitung innerhalb des Sicherheitsbehälters	1,6E-4	1,2E-6		
19. Großes Leck in Frischdampf-Leitung außerhalb des Sicherheitsbehälters	4,8E-4	1,0E-6		
20. Mittleres Leck in Frischdampf-Leitung innerhalb des Sicherheitsbehälters	2,7E-5	8,1E-8		
21. Mittleres Leck in Frischdampf-Leitung außerhalb des Sicherheitsbehälters	1,1E-4	2,2E-7		
<u>Betriebstransienten mit Ausfall der Reaktorschnellabschaltung</u>				
22. ATWS bei Ausfall Hauptspeisewasser (kurz- und langfristig)	4,7E-6	3,9E-8	4,E-6	6,E-7

¹: In Phase A als Beitrag zur Kernschmelzhäufigkeit ausgewiesen.

Tab. 10-13: Gegenüberstellung der Ergebnisse von Phase B und Phase A
(3. Fortsetzung)

	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a			
	Phase B		Phase A	
	Auslösendes Ereignis	Summe der Schadenszustände	Auslösendes Ereignis	Schadenszustand ¹
23. ATWS bei Notstromfall	3,4E-6	7,8E-8	} > 2,5E-5	7,E-7
24. ATWS bei Ausfall HWS und HSPW	7,5E-6	3,8E-8		
25. ATWS bei sonstigen Transienten	2,3E-5	4,6E-8		
<u>Übergreifende anlageninterne Ereignisse</u>				
26. Brandbedinger Ausfall der gesicherten 220 V-Gleichstromversorgung	4,0E-6	1,7E-7		
27. Ringraumüberflutung über 70 cm bei abgeschaltetem Reaktor	9,0E-7	<1,0E-7		
28. Ringraumüberflutung über 90 cm im Leistungsbetrieb	4,0E-6	<2,0E-7		
<u>Anlagenexterne Ereignisse</u>				
29. Transiente (Ausfall Hauptspeisewasser und Ausfall Hauptwärmesenke) durch Erdbeben der Intensitätsstufe 1	7,0E-4	7,0E-7		

¹: In der Phase A als Beitrag zur Kernschmelzhäufigkeit ausgewiesen.

Tab. 10-13: Gegenüberstellung der Ergebnisse von Phase B und Phase A
(4. Fortsetzung)

	Erwartete Eintrittshäufigkeit/a			
	Phase B		Phase A	
	Auslösendes Ereignis	Summe der Schadenszustände	Auslösendes Ereignis	Schadenszustand ¹
30. Transiente (Ausfall Hauptspeisewasser und Ausfall Hauptwärmesenke) durch Erdbeben der Intensitätsstufe 2	9,5E-5	1,9E-6		
31. Transiente (Ausfall Hauptspeisewasser und Ausfall Hauptwärmesenke) durch Erdbeben der Intensitätsstufe 3	5,0E-6	4,0E-7		
32. Flugzeugabsturz auf das Reaktorgebäude	6,3E-7	<1,0E-7	4,E-7	<8,E-8
Summe		2,9E-5		9,0E-5

¹: In der Phase A als Beitrag zur Kernschmelzhäufigkeit ausgewiesen.

A Bewertung sicherheitsrelevanter Unterschiede zwischen der Anlage Biblis B und Konvoianlagen

A.1 Einleitung

Das in dieser Studie untersuchte Kernkraftwerk Biblis B ist ein Kernkraftwerk mit Druckwasserreaktor mit 1300 MWe elektrischer Leistung und wurde Anfang 1977 an den Betreiber übergeben. Die Technik der Druckwasserreaktor-Anlagen hat sich bis zu den 1988 in Betrieb genommenen Kernkraftwerken, den „Konvoianlagen“, weiterentwickelt. Nach einer kurzen Beschreibung der System- und Anlagentechnik dieser neuesten Anlagen mit Druckwasserreaktoren der KWU in Abschnitt A.2 werden in Abschnitt A.3 die wesentlichen sicherheitsrelevanten Unterschiede zu der untersuchten Anlage zusammenfassend bewertet.

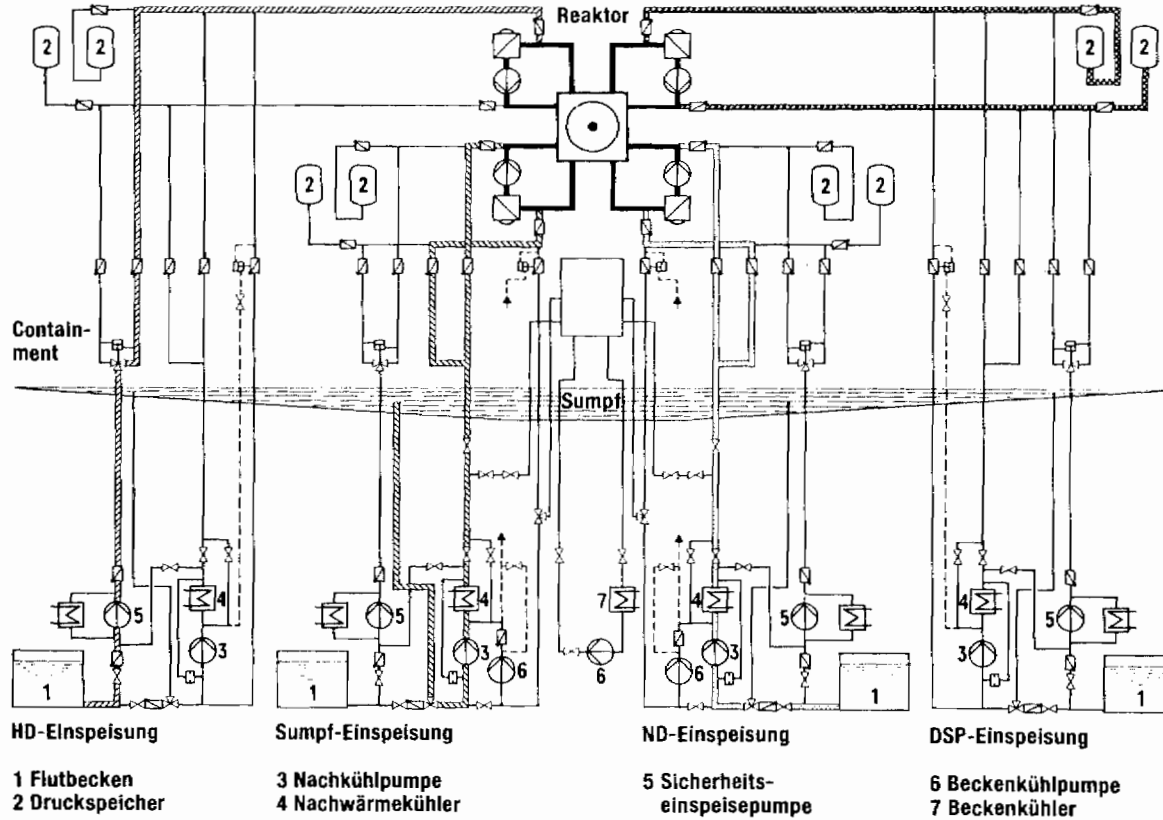
A.2 System- und Anlagentechnik bei Konvoianlagen

A.2.1 Aufbau der Sicherheitssysteme

Die vier Stränge der Sicherheitssysteme sind nahezu vollständig funktionell und räumlich getrennt (getrennte Räume oder durch Wände getrennte Raumbereiche). Vermaschungen zwischen den Strängen sind während des Betriebs abgesperrt und können nur langfristig über Handmaßnahmen aufgehoben werden. Die Trennung der Stränge dient der Vermeidung von strangübergreifenden Ausfällen gemeinsamer Ursache (Common-Cause-Ausfällen) und von Folgeausfällen.

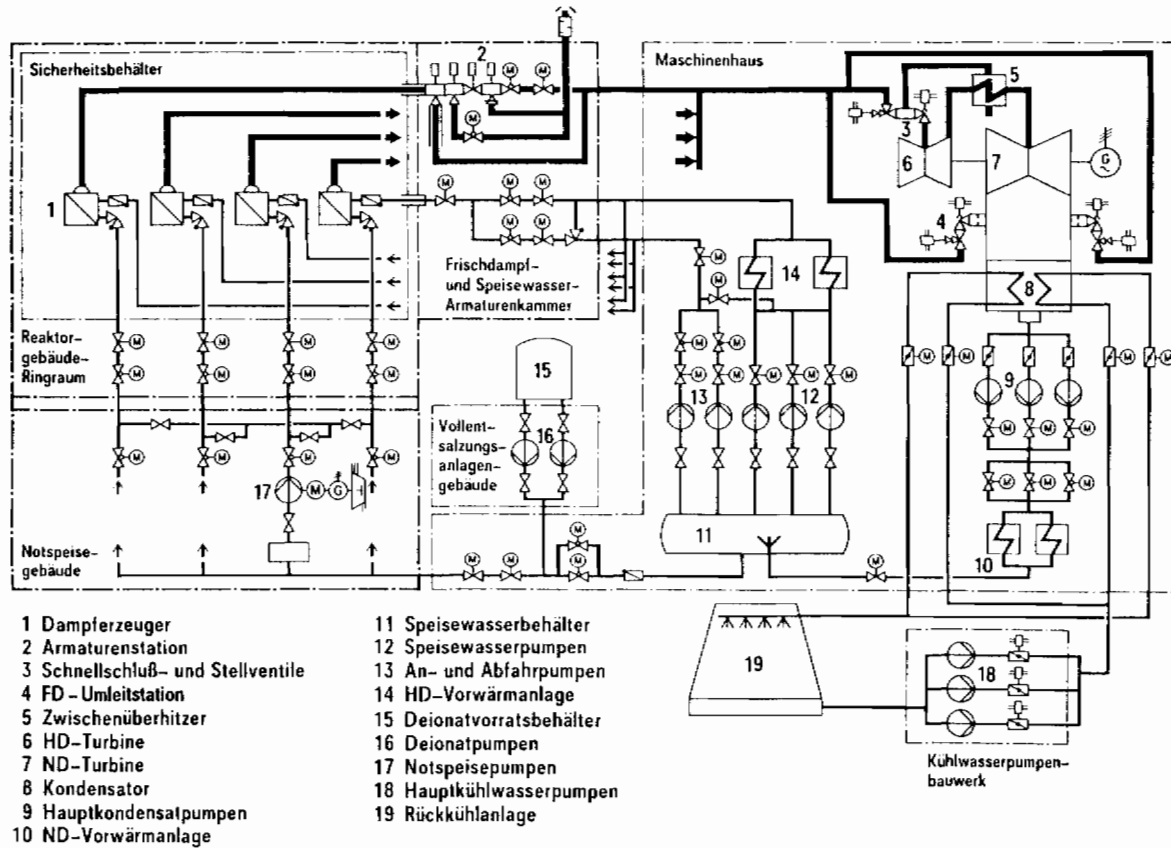
Das primärseitige Not- und Nachkühlsystem ist, wie auch in der untersuchten Anlage, mit seinen vier Strängen den vier Hauptkühlmittelleitungen zugeordnet. In Bild A-1 sind Aufbau und unterschiedliche Betriebsweisen des Systems aufgezeigt. Das Kühlsystem für das Brennelementbecken kann bei Konvoianlagen auch für die langfristige Nachwärmeabfuhr aus dem Primärkreis herangezogen werden.

Die Konvoianlagen sind mit 8 Druckspeichern ausgerüstet, von denen 4 den heißen und 4 den kalten Strängen der Hauptkühlmittelleitungen zugeordnet sind. Die Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen werden bei Auslösung der Notkühlsignale in Betrieb genommen. Zusätzlich werden die Nachkühlpumpen eingeschaltet, wenn der Druck im Primärkreis unter 0,9 MPa absinkt. Die Nachkühlpumpen besitzen Mindestmengenleitungen. Die Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen werden bei Entleerung der Flutbecken abgeschaltet. Sie können auch im Sumpf-Umwälzbetrieb eingesetzt werden, wobei die Nachkühlpumpen als Vorpumpen dienen. Die vier Stränge des Not- und Nachkühlsystems sind in den unterschiedlichen Quadranten des Sicherheitsbehälters und Ringraums angeordnet.



(Quelle: Siemens UB KWU)

Bild A-1: Not- und Nachkühlsystem bei Konvoianlagen



(Quelle: Siemens UB KWU)

Bild A-2: Systeme zur sekundärseitigen Wärmeabfuhr bei Konvoianlagen

Die Wärmeabfuhr erfolgt über das nukleare Zwischenkühlsystem und das nukleare Nebenkühlwassersystem an den Fluß bzw. die Atmosphäre. Die vier Stränge des nuklearen Zwischenkühlsystems sind in den unterschiedlichen Quadranten des Ringraums untergebracht. Die Zwischenkühler, die zur Wärmeabfuhr an das nukleare Nebenkühlwasser dienen, sind in getrennten Kammern des Ringraums aufgestellt. Die Abkammerung soll beim Leck eines Zwischenkühlers Folgeschäden durch Überflutung des Ringraums mit Nebenkühlwasser verhindern. Die vier Nebenkühlwasserpumpen befinden sich im Pumpenbauwerk getrennt untergebracht, bei einem Teil der Konvoianlagen gibt es dazu zwei Pumpenbauwerke. Die sekundärseitigen Systeme zur Nachwärmeabfuhr sind in Bild A-2 schematisch dargestellt. Die Dampferzeuger können durch folgende Systeme bespeist werden:

- Hauptspeisewassersystem,
- An- und Abfahrssystem und
- Notspeisesystem.

Das An- und Abfahrssystem übernimmt bei Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung vorrangig die Dampferzeugerbespeisung (Bild A-3). Von den beiden Pumpen dieses Systems kann jeder Dampferzeuger bespeist werden. Die An- und Abfahrpumpen haben Durchflußbegrenzungen, so daß auch eine Bespeisung druckloser Dampferzeuger möglich ist. Die Pumpen werden durch das Notstromnetz 1 versorgt.

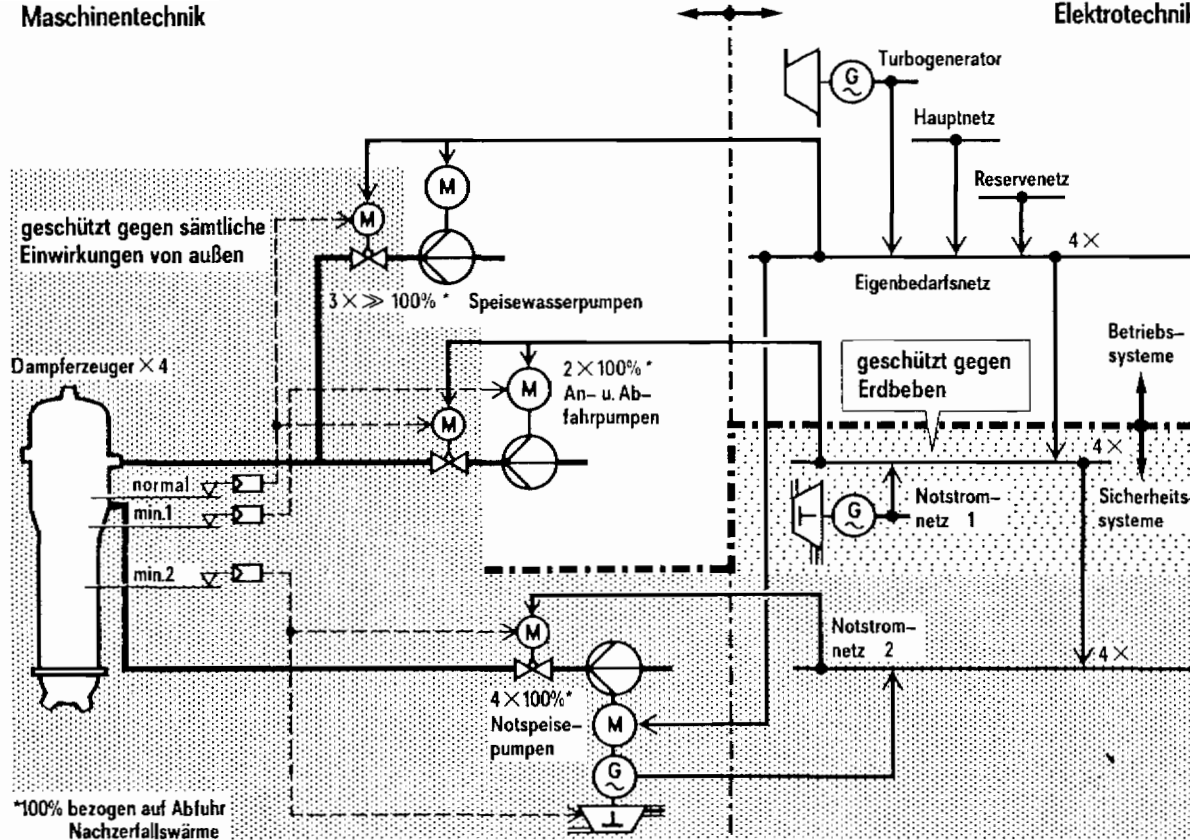
Ist auch das An- und Abfahrssystem nicht verfügbar, so werden die Dampferzeuger mit dem Notspeisesystem versorgt. Das Notspeisesystem ist viersträngig aufgebaut. Jeder Strang ist einem anderen Dampferzeuger zugeordnet und besitzt einen eigenen Deionatvorrat und eine direkt durch ein Dieselaggregat angetriebene Notspeisepumpe. Außerdem kann die Notspeisepumpe durch einen Elektromotor angetrieben werden, der aus der Eigenbedarfsanlage versorgt wird.

Die Notspeisestränge haben Durchflußbegrenzungen, so daß auch drucklose Dampferzeuger bespeist werden können. Zwischen den Deionatvorratsbehältern und auf der Druckseite der Notspeisepumpen sind Verbindungsleitungen mit Handarmaturen vorhanden. Somit können, auch bei Ausfall eines Teils der Notspeisepumpen, langfristig alle Deionatvorräte genutzt und alle Dampferzeuger bespeist werden.

Die elektrische Energieversorgung des Notspeisesystems erfolgt durch die vier Stränge des Notstromnetzes 2, das normalerweise durch das Notstromnetz 1 gespeist wird. Bei Ausfall des Notstromnetzes 1 wird die Versorgung durch Notstrom-Generatoren übernommen, die direkt von den o.g. Dieselaggregaten angetrieben werden.

Das Notspeisesystem befindet sich in einem separaten, gegen anlagenexterne und übergreifende anlageninterne Ereignisse geschützten Gebäude. Für den Betrieb der Dieselaggregate sowie der direkt angetriebenen Notspeisepumpen und Notstrom-Generatoren werden keine externen Kühlsysteme benötigt. Im Notspeisegebäude sind auch die Notsteuerstelle und wesentliche Teile des Reaktorschutzsystems untergebracht. Mit Hilfe dieser Einrichtungen wird die Anlage automatisch abgeschaltet. Bei Transienten kann die Wärmeabfuhr ohne Handmaßnahmen über 10 h aufrechterhalten werden.

Dazu dient auch ein viersträngiges Zusatzboriersystem, das keine externen Kühlsysteme benötigt und dessen elektrische Energieversorgung durch das Notstromnetz 2 erfolgt. Es ist geschützt gegen anlagenexterne Ereignisse im Reaktorgebäude untergebracht. Das Zusatzboriersystem speist in den Primärkreis ein und kann für mindestens 10 h ohne externe Handmaßnahmen Kühlmittelleckagen ersetzen. Das System kann in die vier Hauptkühlmittelleitungen einspeisen oder zum Druckhalter-Sprühen (beim Dampferzeuger-Heizrohrleck) verwendet werden.



(Quelle: Siemens UB KWU)

Bild A-3: Möglichkeiten der Dampferzeugerbespeisung bei Konvoianlagen

Konvoianlagen sind über einen 380-kV-Hauptnetzanschluß und einen 110-kV-Reserveanschluß an das Verbundnetz angeschlossen. Haupt- und Reserveanschluß sind schaltungstechnisch entkoppelt, die Netzeinbindungen erfolgen auf verschiedenen Trassen. Über zwei Eigenbedarfstransformatoren und einen Reservenetztransformator ist die Eigenbedarfsanlage angeschlossen, die viersträngig aufgebaut ist.

Die Notstromanlage besteht aus zwei Netzen:

- Das Notstromnetz 1 mit vier Dieselgeneratoren versorgt über vier zugeordnete Notstromschienen das Not- und Nachkühlsystem sowie das An- und Abfahrssystem.
- Das Notstromnetz 2 mit weiteren vier Dieselgeneratoren versorgt alle Verbraucher, die benötigt werden, die Anlage über längere Zeit im Zustand „unterkritisch, heiß“ zu halten.

Die Dieselgeneratoren im Notstromnetz 2 laufen an, wenn entweder die Spannungsversorgung des Notstromnetzes 2 oder die Dampferzeugerbespeisung über das An- und Abfahrssystem ausfällt und dadurch der Dampferzeuger-Füllstand absinkt (Bild A-3).

A.2.2 Druckführende Komponenten

Forschungsarbeiten haben zu einem vertieften Verständnis des Materialverhaltens sowie zu Fortschritten bei Herstellung und Prüfung druckführender Komponenten geführt. Aufgrund dieser Erkenntnisse wurde ein Katalog von Anforderungen festgelegt, bei deren Erfüllung ein katastrophales Versagen druckführender Komponenten nicht in Betracht zu ziehen ist.

Bei Konvoianlagen sind nicht nur die Komponenten des Primärkreises von vornherein so konzipiert, daß sie diese Anforderungen erfüllen, sondern auch die Frischdampf- und Speisewasserleitungen innerhalb des Reaktorgebäudes (im Sicherheitsbehälter und Ringraum) bis einschließlich Armaturenstation. Damit sind größere Leckagen auch in diesen Systemabschnitten äußerst unwahrscheinlich. Durch eine getrennte Leitungsführung der vier Speisewasser- und Frischdampfleitungen mit vier getrennten Armaturenstationen sollen außerdem Folgewirkungen auf die anderen Leitungen verhindert werden.

Um sicherheitstechnisch wichtige Komponenten gegen die Auswirkungen von Lecks in Frischdampf- und Speisewasserleitungen zu schützen, sind die Abschnitte dieser Leitungen im Ringraum mit einem Doppelrohr versehen.

Durch hohe Qualität der übrigen Frischdampf- und Speisewasserleitungen soll erreicht werden, daß auch Leckagen in anderen Leitungsabschnitten sehr unwahrscheinlich sind.

A.2.3 Sicherheitsbehälter

Ein erhöhter Sicherheitszuschlag bei der Berechnung der thermodynamischen Anforderung an den Sicherheitsbehälter führte zu einem höheren Auslegungsdruck bei Konvoianlagen (0,53 MPa Überdruck). Dazu wird ein Material höherer Zähigkeit mit günstigeren Verarbeitungseigenschaften eingesetzt. Der Bereich der Stutzen und Durchführungen wurde konstruktiv verbessert.

Bei einem langfristigen Druckanstieg im Sicherheitsbehälter wäre vor Erreichen des Berstdrucks bei Drücken oberhalb von 1 MPa Überdruck eine Leckage im Bereich der Verschraubung am Übergang von der Materialschleuse zum Sicherheitsbehälter zu erwarten, wie theoretische und experimentelle Untersuchungen zeigen [KRI 87, GOE 88].

A.2.4 Auslegungsanforderungen

Die Anforderungen an die Auslegung der Systeme, insbesondere aus

- anlageninternen Ereignissen durch Lecks im Sekundärkreislauf,
- Betriebstransienten mit Ausfall der Reaktorschnellabschaltung (ATWS) und
- anlagenexternen Ereignissen,

wurden für Konvoianlagen neu festgelegt.

Die Anforderungen an die Frischdampf- und Speisewasserleitungen und ihre räumlich getrennte Anordnung sind in Abschnitt A.2.2 beschrieben.

Zur Beherrschung von ATWS wurden die Druckhalterventile für eine Durchströmung mit Wasser-Dampf-Gemisch ausgelegt. Durch das Zusatzboriersystem kann 4%ige Borsäure eingespeist und der Reaktor langfristig in den unterkritischen Zustand übergeführt werden. Die erweiterten Anforderungen aus anlagenexternen Ereignissen durch Erdbeben, Flugzeugabsturz und Explosionsdruckwelle haben dazu geführt, daß ein gegen Einwirkungen von außen geschütztes Notstandsgebäude errichtet wurde. Dort sind das eigenständige Notspeisesystem, wesentliche Teile des Reaktorschutzsystems und die Notsteuerstelle untergebracht (Abschnitt A.2.1).

Verbessert wurden auch die Maßnahmen zur Beherrschung von Dampferzeuger-Heizrohrlecks. Mit dem viersträngigen Zusatzboriersystem erfolgt eine weitere Druckhalter-Sprühung. Dadurch soll ein Absinken des Druckhalter-Füllstandes und als Folge die Zuschaltung der Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen verhindert werden. Starten die Pumpen dennoch, so verhindert die automatische Reduzierung des Förderdruckes der Pumpen eine Überspeisung des defekten Dampferzeugers. Zusätzlich soll der defekte Dampferzeuger isoliert und der Ansprechdruck des Abblaseregelventils und des Frischdampf-Sicherheitsventils an der zugeordneten Frischdampfleitung hochgesetzt werden. Damit wird ein druckbedingtes Öffnen der Ventile mit einer Abgabe von Primärkühlmittel in die Atmosphäre vermieden.

Aufgrund der Analysen der Phase A der Risikostudie erfolgten bei den Konvoianlagen Systemänderungen im Vergleich zu der untersuchten Anlage Biblis B. In Konvoianlagen sind auch die Nachkühlpumpen mit Mindestmengenleitungen ausgestattet (Abschnitt A.2.1). Bei einem Kühlmittelverluststörfall laufen die Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen und Nachkühlpumpen parallel, wenn der Druck im Primärkreis unter 0,9 MPa absinkt. Folglich entfällt die Umschaltung zwischen diesen Pumpen. Die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* sind wie die *Niederdruck-Einspeisungen* auch im Sumpf-Umwälzbetrieb möglich. Bereits bei der Auslegung der Konvoianlagen wurde die Speisewasserregelung so aufgebaut, daß bei Kühlmittelverluststörfällen auch eine Hauptspeisewasserversorgung möglich ist.

Der Automatisierungsgrad der Sicherheitssysteme wurde erweitert: Die Einleitung und Durchführung eines Abfahrens der Anlage mit 100 K/h bei einem kleinen Leck im Primärkreis ist in Konvoianlagen automatisiert. Bei Transienten mit Ausfall der betrieblichen Dampferzeugerbespeisung übernimmt zunächst das An- und Abfahrssystem und, sofern auch dieses ausfällt, das Notspeisesystem diese Aufgabe automatisch.

Im Reaktorschutzsystem sind die Auslösesignale zur Ansteuerung der Sicherheitssysteme häufig zeitbegrenzt und rücksetzbar ausgeführt. Dies erlaubt eine flexible Störfallbeherrschung. Die Meßwerterfassung besitzt teilweise eine höhere Redundanz und Diversität. Die Messung des Reaktordruckbehälter-Füllstands ist nicht in den Reaktorschutz eingebunden.

Tab. A-1: Systemtechnische Unterschiede zwischen Biblis B und Konvoianlagen zur Beherrschung von Kühlmittelverluststörfällen

System / Anlage	Biblis B	DWR-1300 MWe Konvoi	Sicherheitstechnischer Vorteil der Konvoi-Systeme
1. Eigenbedarfs- und Notstromversorgung	- Hauptnetz (380 kV und 220 kV)	- Hauptnetz (380 kV)	- Haupt- und Reservenetzanschluß elektrisch und räumlich getrennt
1.1 Netzsituation	- Reservenetz (220 KV)	- Reservenetz (110 kV)	- 2 autarke Notstromnetze
1.2 Notstromversorgung	- Notstromnetz	- Notstromnetz 1 - Notstromnetz 2	- automatische Zuschaltung
1.3 Weitere Stromversorgungen	- Eigenbedarfsversorgung von Block A (Handmaßnahme) - Kabeleinspeisung (Handmaßnahme)	- Kabelanschluß möglich (Handmaßnahme)	
2. Teilabfahren über die Sekundärseite	- automatisch	- automatisch	- Ansprechhäufigkeit FD-SiV und Druckhalter-Abblaseventile verringert
3. Frischdampfabgabe zur Druckbegrenzung	- 2 Abblaseregelventile (je 100 %) - 4 kleine FD-SiV (je 100%) - 4 große FD-SiV (je 100%)	- 4 Abblaseregelventile (je 100 %) - 4 FD-SiV (je 100%)	
4. Dampferzeuger-Bespeisung			4.2 - separates System
4.1 Hauptspeisewassersystem	- 3 x 100 %	- 3 x 100 %	- automatischer Betrieb
4.2 An- u. Abfahrssystem	-	- 2 x 100 %	4.3 - viersträngiges System unvermascht, autark
4.3 Notspeisesystem	- 4 x 100 %	- 4 x 100 %	- automatischer Betrieb
4.4 Notstandssystem	- 2 x 100 % von Block A (Handmaßnahme)	-	- Energie- bzw. Notstromversorgung durch .. Notspeisediesel .. Eigenbedarfsanlage bzw. Notstromanlage

Tab. A-1: Systemtechnische Unterschiede zwischen Biblis B und Konvoianlagen zur Beherrschung von Kühlmittelverluststörfällen (Fortsetzung)

System / Anlage	Biblis B	DWR-1300 MWe Konvoi	Sicherheitstechnischer Vorteil der Konvoi-Systeme
4. Not- und Nachkühlssystem			- Vergrößerung der Wasservorräte
4.1 Druckspeicher (DSP)	- 4 DSP (je 55 m ³)	- 8 DSP (je 34 m ³)	- Erhöhung der DSP-Redundanz
4.2 Einspeisevorräte der HD-Sicherheitseinspeisepumpen (SIP)	- 4 Flutbehälter (je 316 m ³)	- 4 Flutbecken (je 450m ³) und Sumpf	- SIP-Einspeisung aus Flutbehälter und Sumpf
4.3 Parallellauf von SIP und Nachkühlpumpe	- nicht möglich	- möglich	- überlappender Betrieb von SIP und Nachkühlpumpen

Tab. A-2: Systemtechnische Unterschiede zwischen Biblis B und Konvoianlagen zur Beherrschung von Transienten

System / Anlage	Biblis B	DWR-1300 MWe Konvoi	Sicherheitstechnischer Vorteil der Konvoi-Systeme
1. Eigenbedarfs- und Notstromversorgung	- zweigeteiltes Hauptnetz (380 kV und 220 kV)	- Hauptnetz (380 kV)	- Haupt- und Reservenetz
1.1 Netzsituation	- Reservenetz (220 KV)	- Reservenetz (110 kV oder 220 kV)	
1.2 Notstromversorgung	- Notstromnetz	- Notstromnetz 1	- 2 autarke Notstromnetze
		- Notstromnetz 2	- automatische Zuschaltung
1.3 Weitere Stromversorgungen	- Eigenbedarfsversorgung von Block A (Handmaßnahme) - Kabeleinspeisung (Handmaßnahme)	- Kabelanschluß möglich (Handmaßnahme)	
2. Teilabfahren über die Sekundärseite	- automatisch	- automatisch	- Ansprechhäufigkeit FD-SiV und Druckhalter-Abblaseventile verringert
3. Frischdampfabgabe zur Druckbegrenzung	- FD-Umleiteinrichtung - 2 Abblaseregelventile (je 100 %) - 4 kleine FD-SiV (je 100%) - 4 große FD-SiV (je 100%)	- FD-Umleiteinrichtung - 4 Abblaseregelventile (je 100 %) - 4 FD-SiV (je 100%)	
4. Dampferzeuger-Bespeisung			4.2 - separates System
4.1 Hauptspeisewassersystem	- 3 x 100 %	- 3 x 100 %	- automatischer Betrieb
4.2 An- u. Abfahrssystem	-	- 2 x 100 %	4.3 - viersträngiges System unvermascht, autark
4.3 Notspeisesystem	- 4 x 100 %	- 4 x 100 %	- Energie- bzw. Notstromversorgung durch .. Notspeisediesel .. Eigenbedarfsanlage bzw. Notstromanlage
4.4 Notstandssystem	- 2 x 100 % von Block A (Handmaßnahme)	-	

Die Tabellen A-1 und A-2 geben einen Überblick über die wichtigsten systemtechnischen Unterschiede zwischen dem Kernkraftwerk Biblis B und Konvoianlagen.

A.2.5 Primärkreislecks im Ringraum

In Konvoianlagen erfolgt die Druckentlastung der Stränge des Not- und Nachkühlsystems beim Anfahren und bei Funktionsprüfungen über die Prüfarmaturen. Dies entspricht dem ursprünglichen Zustand in der untersuchten Anlage. Um ein Primärkreisleck im Ringraum über die Prüfleitung zu verhindern, gibt es in Konvoianlagen folgende technische und administrative Maßnahmen. Der Ansprechdruck der Überströmventile zur Druckentlastung der Leitungsstücke zwischen Erst- und Zweitabspernung ist bei Konvoianlagen auf 6 MPa reduziert (untersuchte Anlage: 11 MPa). Die Drücke zwischen den Erst- und Zweitabspernungen werden auf der Warte angezeigt. Ist eine der Erstabspernaraturen nicht in geschlossener Stellung, so erfolgt über die Stellungsüberwachung eine Gefahrenmeldung. Ein Öffnen der Prüfarmatur ist nur möglich, wenn eine geschlossene Stellung der zugehörigen Erstabspernaratur signalisiert wird. In der Prüfleitung ist nur eine Gebäudeabschlußarmatur außerhalb des Sicherheitsbehälters vorhanden, die für einen Druck von 1,2 MPa ausgelegt ist.

In der Einspeiseleitung des Volumenregelsystems befindet sich bei Konvoianlagen eine Gebäudeabschlußarmatur innerhalb und eine außerhalb des Sicherheitsbehälters. Um ein Primärkreisleck über die Einspeiseleitung zu verhindern, werden diese Armaturen bei Auslösung der Gebäudeabschlußsignale zugefahren. Innerhalb des Sicherheitsbehälters ist auch eine Rückschlagarmatur angeordnet, die bei Rückströmung durch die Einspeiseleitung selbsttätig schließt. Außerdem befindet sich jeweils eine Rückschlagarmatur vor den Einspeisestellen in die Hauptkühlmittelleitungen.

A.3 Bewertung der sicherheitsrelevanten Unterschiede

Die aufgezeigten Unterschiede in der System- und Anlagentechnik zwischen dem untersuchten Kernkraftwerk und Konvoianlagen erlauben folgende zusammenfassende Bewertung:

Bei der untersuchten Anlage bewirken Ausfälle der Speisewasserversorgung etwa 70 % der Häufigkeit von Schadenszuständen; der Hauptbeitrag resultiert von Betriebstransienten mit 51 %, die wichtigsten Betriebstransienten sind der Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung und Hauptwärmesenke aufgrund der Auslösung der Sekundärkreis-Abschlußsignale ($\Delta p/\Delta t$ -Signale) und der Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung. Transienten aus Frischdampf-Leitungsleck tragen mit etwa 9 % bei.

Ausfälle der Frischdampfabgabe liefern 15 % der Häufigkeit von Schadenszuständen, bedingt durch Ausfälle der Frischdampf-Druckabsenkung bei Kühlmittelverluststörfällen. Ausfälle der Notkühlung bei Kühlmittelverluststörfällen bewirken ca. 8 % der Häufigkeit von Schadenszuständen.

Bei Konvoianlagen ist im Vergleich zur untersuchten Anlage die Notspeisewasserversorgung verbessert, die Inbetriebnahme sowohl des An- und Abfahrsystems als auch des Notspeisesystems erfolgt automatisch. Transienten mit Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung sind darüber hinaus von geringerer Bedeutung, da die Hauptspeisewasserversorgung auch bei tiefem Dampferzeuger-Füllstand wieder in Betrieb genommen werden kann. Die Häufigkeiten von Transienten aus sekundärseitigen Lecks sind deutlich niedriger

anzusetzen als die im wesentlichen aus der weltweiten Betriebserfahrung mit Druckwasserreaktor-Anlagen abgeleiteten Eintrittshäufigkeiten für die untersuchte Anlage Biblis B. Daher ist bei Konvoianlagen eine geringere Häufigkeit von Schadenszuständen aufgrund von Transienten mit Ausfall der Speisewasserversorgung zu erwarten.

Zur Frischdampfabgabe besitzt in Konvoianlagen jede der vier Frischdampfleitungen eine Armaturenstation mit Schnellschlußventil, absperrbarem Abblaseregelventil und absperrbarem Sicherheitsventil. Bei der Anlage Biblis B sind in jeder der vier Frischdampfleitungen ein absperrbares kleines 15-%-Sicherheitsventil und ein großes 100-%-Sicherheitsventil vorhanden sowie insgesamt zwei absperrbare Abblaseregelventile. Damit sind in der untersuchten Anlage mehr Möglichkeiten zur Frischdampf-Druckbegrenzung gegeben. Dagegen sind bei Konvoianlagen die Möglichkeiten zur Frischdampf-Druckabsenkung für das bei Kühlmittelverluststörfällen angeforderte 100-K/h-Abfahren höher redundant, da eines von vier Abblaseregelventilen ausreicht. Darüber hinaus wird das 100-K/h-Abfahren in Konvoianlagen automatisch bei Störfalleintritt eingeleitet, in Biblis B erfordert dies eine Handmaßnahme.

Verbessert wurden in Konvoianlagen auch die Maßnahmen zur Notkühlung. Die Auslösung der Notkühl- und Gebäudeabschlußsignale über den Reaktordruckbehälter-Füllstand steht allerdings nicht zur Verfügung. Der überlappende Betrieb der Hochdruck-Sicherheitseinspeisepumpen und Nachkühlpumpen sowie die Mindestmengenleitungen der Nachkühlpumpen verhindern bei Konvoianlagen solche Ausfälle der Notkühlung, die durch Umschalten zwischen diesen Pumpen bei zu hohem Druck bedingt sind. Die Borwasservorräte in den Flutbehältern sind in Konvoianlagen größer als in der untersuchten Anlage. Weiterhin können die *Hochdruck-Sicherheitseinspeisungen* auch im Sumpfumwälzbetrieb erfolgen. Dies ist von Bedeutung, falls der Primärkreisdruck bei Entleerung der Flutbehälter nicht ausreichend abgesenkt sein sollte und erlaubt eine flexiblere Störfallbeherrschung sowie flexiblere anlageninterne Notfallmaßnahmen. Dazu sind in Konvoianlagen auch die Hauptkühlmittelpumpen soweit störfallfest ausgeführt, daß ein kurzzeitiger Betrieb unter Kühlmittelverlustbedingungen möglich ist.

In Konvoianlagen sind verschiedene Maßnahmen getroffen, die die Beherrschung von Dampferzeuger-Heizrohrlecks verbessern.

Zur Verhinderung eines Primärkreislecks im Ringraum gibt es in Konvoianlagen weitergehende Maßnahmen, als sie ursprünglich in der untersuchten Anlage vorhanden waren. Eine Ausnahme ist die Gebäudeabschlußarmatur in der Prüflleitung des Not- und Nachkühlsystems. Für Biblis B erfolgte eine ganze Reihe zusätzlicher Maßnahmen zur Verhinderung von Primärkreislecks im Ringraum.

Während beim untersuchten Kernkraftwerk die Wartungsarbeiten an den Sicherheitssystemen grundsätzlich während der Revision erfolgen, werden bei Konvoianlagen diese Arbeiten teilweise während des Leistungsbetriebes durchgeführt. Dadurch ergeben sich bei den Konvoianlagen zusätzliche Beiträge zu den Strangnichtverfügbarkeiten der Sicherheitssysteme. Dies wirkt sich erhöhend auf die Häufigkeit der Schadenszustände und insbesondere der Beiträge der unabhängigen Komponentenausfälle zu diesen Schadenszuständen aus.

Die bei Konvoianlagen zu erwartende Häufigkeit von Schadenszuständen muß in detaillierten probabilistischen Sicherheitsanalysen überprüft werden.

Literatur

- [GOE 88] Göller, B. et al.: Failure Pressure and Failure Mode of the Bolted Connection for the Large Component Port in German PWR Containments, Nuclear Engineering and Design 106 (1988)
- [KRI 87] Krieg, R. et al.: Failure Pressure and Failure Mode of the Latest Type of German PWR Containments, Nuclear Engineering and Design 104 (1987)

