



Gesellschaft für Reaktorsicherheit

Deutsche Risikostudie Kernkraft- werke

Fachband 5

Untersuchung von Kernschmelzunfällen

Verlag TÜV Rheinland



Gesellschaft für Reaktorsicherheit

Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke

Eine Untersuchung zu dem durch
Störfälle in Kernkraftwerken
verursachten Risiko

Fachband 5

Untersuchung von Kernschmelzunfällen

Studie im Auftrage des Bundesministeriums
für Forschung und Technologie

Verlag TÜV Rheinland

Die Autoren des Fachbandes 5 "Untersuchung von Kernschmelzun-
fällen" der Deutschen Risikostudie - Kernkraftwerke sind:

Karl-Friedrich Bracht
Vijen Javeri
Jürgen Keusenhoff
Sigurd Meier
Wolfgang Röhrs
Achim Scharfe
Manfred Tiltmann

die der Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH angehö-
ren, und

Franz Mayinger

vom Ingenieurbüro für Berechnung und Entwicklung verfahrens-
technischer Anlagen (Ingenieurbüro F. Mayinger & Co.), Bar-
singhausen, der das Kapitel 5, Untersuchungen zur Dampfexplo-
sion, mitgestaltete.

Redaktion:

L.F. Franzen, H. de Groot-Böhlhoff, K. Kotthoff, M. Straßenmeyer

ISBN 3-88585-016-8

Herausgeber: Der Bundesminister für Forschung und Technologie

Copyright: Der Bundesminister für Forschung und Technologie, Bonn 1980

Verlegerische Betreuung und Gesamtherstellung: Verlag TÜV Rheinland GmbH, Köln

Printed in Germany 1980

Vorwort

Im Frühjahr 1976 hatte der Bundesminister für Forschung und Technologie (BMFT) die "Deutsche Risikostudie - Kernkraftwerke" bei der Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH in Auftrag gegeben. Unter der wissenschaftlichen Leitung ihres Geschäftsführers, Prof. Dr. A. Birkhofer, wurden die zugehörigen Arbeiten zusammen mit weiteren technisch-wissenschaftlichen Organisationen durchgeführt und die Ergebnisse im August 1979 vorgelegt. Ziel dieser Studie war es, das durch Störfälle in Kernkraftwerken verursachte Risiko unter Berücksichtigung deutscher Verhältnisse in Anlehnung an die amerikanische Reaktorsicherheitsstudie WASH-1400 zu ermitteln.

Die Studie gliedert sich in zwei Arbeitsphasen. Die erste Phase ist abgeschlossen. Die Ergebnisse sind in einer allgemein verständlichen Kurzfassung, herausgegeben vom BMFT, vom 15. August 1979 und in einem Hauptband, erschienen im Verlag TÜV Rheinland, ebenfalls 1979, dokumentiert. Ergänzend zu diesen Veröffentlichungen werden die für die Studie im einzelnen durchgeführten Untersuchungen und ihre Ergebnisse in einer Reihe von Fachbänden zusammengestellt, die im Laufe des Jahres 1980 erscheinen: F1 - Ereignisablaufanalyse, F2 - Zuverlässigkeitsanalyse, F3 - Zuverlässigkeitsdaten und Betriebserfahrungen, F4 - Einwirkungen von außen einschließlich anlageninterner Brände, F5 - Untersuchung von Kernschmelzunfällen, F6 - Ermittlung der Spaltproduktfreisetzung, F7 - Ergebnisse der anlagentechnischen Untersuchungen, F8 - Unfallfolgenrechnungen und Risikoergebnisse.

Der hier vorliegende Fachband 5 ergänzt zusammen mit dem Fachband 6 den Hauptband, Kapitel 6 - Freisetzung von Spaltprodukten. Im einzelnen werden die Vorgänge beim Schmelzen des Reaktorkerns, das Verhalten des Sicherheitsbehälters und seine möglichen Versagensarten sowie die Auswirkungen möglicher Dampfexplosionen behandelt. Die Vorgänge von der Entstehung der Spalt- und Aktivierungsprodukte über die Freisetzung aus dem Kern in den Sicherheitsbehälter, das Transport- und Ablage-

rungsverhalten bis zur Freisetzung in die Umgebung sind Gegenstand des Fachbandes 6.

Köln, im Juli 1980

Gesellschaft für Reaktorsicherheit
(GRS) mbH

Kurzfassung

Der vorliegende Fachband enthält die für die deutsche Risiko-studie durchgeführten Untersuchungen zu Kernschmelzunfällen, die einen wesentlichen Teil der risikorelevanten Ereignisabläufe ausmachen. Im einzelnen werden die Vorgänge beim Schmelzen des Reaktorkerns, das Verhalten des Sicherheitsbehälters einschließlich seiner möglichen Versagensarten und die Auswirkungen möglicher Dampfexplosionen behandelt.

Die Untersuchungen werden für Grenzfälle durchgeführt, bei denen vollständiger Ausfall des Not- und Nachkühlsystems angenommen wird. Unter diesen Bedingungen schmilzt der Reaktorkern ab und durchdringt den Reaktordruckbehälterboden. Im Verlauf der anschließenden Wechselwirkung zwischen der Schmelze und dem Betonfundament wird davon ausgegangen, daß die Schmelze mit dem Sumpfwasser in Kontakt kommt. Die Verdampfung des Sumpfwassers führt nach rund einem Tag nach Unfallbeginn zum Überdruckversagen des Sicherheitsbehälters. Eine Zerstörung des Sicherheitsbehälters infolge einer Dampfexplosion wird als sehr unwahrscheinlich angesehen.

Abstract

This appendix contains the analyses on core melt accidents carried out for the German risk study. These accidents constitute a major portion of the event sequences relevant to the risk. It deals, in particular, with the processes involved in the reactor core melt, the behaviour of the containment vessel including the possible types of failures, and the consequences of possible steam explosions.

The investigations were performed for limiting cases for which a complete failure of the emergency core cooling and residual heat removal system is anticipated. Under these conditions, the reactor core melts down and penetrates the reactor pressure vessel bottom. In the course of the following interaction be-

tween core melt and concrete foundation, the melt is assumed to come into contact with the sump water. The evaporation of the sump water leads to an overpressure failure of the containment vessel within approximately one day after accident initiation. A destruction of the containment as a consequence of a steam explosion is considered highly improbable.

I N H A L T

	Seite
1. Zusammenfassung	1
2. Einleitung	6
3. Kernschmelzen	8
3.1 Allgemeines	8
3.2 Auslösende Ereignisse und mögliche Kernschmelzpfade	9
3.3 Zeitliche Phasen von Kernschmelzunfällen	12
3.3.1 Kernabschmelzen	15
3.3.2 Restwasserverdampfung	27
3.3.3 Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters	29
3.3.4 Wechselwirkung Schmelze/Beton	30
3.4 Zusammenfassung	41
4. Versagen des Sicherheitsbehälters	43
4.1 Allgemeines	43
4.2 Versagensarten des Sicherheitsbehälters	45
4.2.1 Versagen des Sicherheitsbehälterabschlusses	45
4.2.2 Überschreiten von Versagensgrenzen	46
4.3 Modellannahmen und Randbedingungen	47
4.4 Durchgeführte Rechnungen	50
4.5 Ergebnisse	53
4.5.1 Beherrschter Kühlmittelverluststörfall	53
4.5.2 Kernschmelzfall 1	57
4.5.3 Kernschmelzfall 2	62
4.5.4 Dampfexplosion	65
4.5.5 Thermodynamische Eingabedaten für CORRAL	65
4.6 Zusammenfassung	73
5. Dampfexplosion	74
5.1 Allgemeines	74
5.2 Wechselwirkung Kernschmelze und Kühlmittel	75

	Seite
5.2.1 Beteiligte Kernschmelzmasse	75
5.2.2 Fragmentation der Kernschmelze	77
5.2.3 Wärmeübertragung in das Kühlmittel	79
5.3 Belastung der umgebenden Strukturen	80
5.4 Schlußfolgerungen	85
6. Schrifttum	87
7. Stichwortverzeichnis	91
Anhang 1: Anlagendaten und Anlagenbeschreibung	
Anhang 2: Kernschmelzen	
Anhang 3: Methodenbeschreibung und Parameterstudien zu den Belastungen des Sicherheitsbehälters	
Anhang 4: Abschätzung des Berstdruckes für den Sicherheitsbehälter	

BILDER

	Seite
F5, 3-1: Wasserspiegelverlauf und Isothermen; Kernschmelzfall 1, Abschmelzmodell A	18
F5, 3-2: Dampferzeugungsrate und Ausdampftrate, Kernschmelzfall 1, Abschmelzmodell A	20
F5, 3-3: Dampftemperatur, Kernschmelzfall 1, Abschmelzmodell A	21
F5, 3-4: Freigesetzte Wärmemengen, Kernschmelzfall 1, Abschmelzmodell A	23
F5, 3-5: Anteil der im Kern verbliebenen Spaltprodukte (TFPL), des oxidierten Hüllrohrmaterials (TFCR) und des geschmolzenen Kerns (FCM); Kernschmelzfall 1, Abschmelzmodell A	24
F5, 3-6: Wasserspiegelverlauf im Reaktordruckbehälter, bezogen auf die Kernhöhe und Isothermen; Kernschmelzfall 2, Abschmelzmodell A	25
F5, 3-7: Anteil der im Kern verbliebenen Spaltprodukte (TFPL), des oxidierten Hüllrohrmaterials (TFCR) und des geschmolzenen Kerns (FCM); Kernschmelzfall 2, Abschmelzmodell A	26
F5, 3-8: Mit BETZ errechnete zeitliche Entwicklung der Schmelzkavernengeometrie	37
F5, 4-1: Druckverlauf im Sicherheitsbehälter für den beherrschten doppelendigen Bruch einer Hauptkühlmittelleitung	54
F5, 4-2: Temperaturverlauf im Sicherheitsbehälter für den beherrschten doppelendigen Bruch der Hauptkühlmittelleitung	55
F5, 4-3: Druckverlauf im Sicherheitsbehälter für Kernschmelzfall 1 (Sicherheitsbehälter dicht)	58
F5, 4-4: Druckverlauf im Sicherheitsbehälter für Kernschmelzfall 1 bei Annahme verschieden großer Lecks im Sicherheitsbehälter . . .	60
F5, 4-5: Temperaturverlauf im Sicherheitsbehälter für Kernschmelzfall 1 bei Annahme verschieden großer Lecks im Sicherheitsbehälter .	61
F5, 4-6: Druckverlauf im Sicherheitsbehälter für Kernschmelzfall 2 bei Annahme verschieden großer Lecks im Sicherheitsbehälter . . .	63

	Seite
F5, 4-7: Temperaturverlauf im Sicherheitsbehälter für Kernschmelzfall 2 bei Annahme verschiedenen großer Lecks im Sicherheitsbehälter .	64
F5, 4-8: Druckverlauf im Sicherheitsbehälter bei den Kernschmelzfällen 1 und 2 und der Versagensart Dampfexplosion	66
F5, 4-9: Temperaturverlauf im Sicherheitsbehälter bei den Kernschmelzfällen 1 und 2 und der Versagensart Dampfexplosion	67
F5, 4-10: Temperaturverlauf der SB-Atmosphäre und der Strukturen im Sicherheitsbehälter bei einem Leck von 80 mm Ø; Kernschmelzfall 1 . . .	71
F5, 4-11: Volumenströme aus dem Sicherheitsbehälter bei einem Leck von 80 mm Ø; Kernschmelzfall 1	72
F5, 5-1: Nachbildung des Reaktordruckbehälters mit dem Rechenprogramm SEURBNUK	82

TABELLEN

F5, 1-1: Ergebnisse der Modelluntersuchungen zum zeitlichen Ablauf von Kernschmelzunfällen	2
F5, 3-1: Zeitlicher Ablauf des Kernschmelzfalls 1 unter Berücksichtigung der Sumpfwasserverdampfung	13
F5, 3-2: Zeitlicher Ablauf des Kernschmelzfalls 2 unter Berücksichtigung der Sumpfwasserverdampfung	14
F5, 3-3: Ergebnisse zur 1. Unfallphase	27
F5, 3-4: Mit BETZ errechnete Ergebnisse zum Ablauf der Betonzerstörungsphase (Kernschmelzfall 1 und 2)	40
F5, 4-1: Rechenfälle zum Verhalten des Sicherheitsbehälters bei doppelndigem Bruch der Hauptkühlmittelleitung	51
F5, 4-2: Thermodynamische Eingabedaten für CORRAL .	68

1. ZUSAMMENFASSUNG

Im Fachband 1 wurde untersucht, welche Ereignisabläufe bei unterschiedlichen Ausfallkombinationen der Sicherheitssysteme zum Kernschmelzen führen können. Ausgehend von diesen Untersuchungen, enthält der vorliegende Fachband die Ergebnisse der modellmäßigen Beschreibung von Kernschmelzunfällen. Ziel dieser Arbeiten ist es, den zeitlichen Ablauf von Kernschmelzunfällen und die damit verbundenen Vorgänge quantitativ zu beschreiben. Die Ergebnisse dienen als notwendige Eingangsgrößen für die im Fachband 6 behandelte Ermittlung der Spaltproduktfreisetzung aus der Anlage.

Im einzelnen werden im vorliegenden Fachband folgende Probleme behandelt (in Klammern ist jeweils der entsprechende Abschnitt des Hauptbandes angegeben):

- die Vorgänge beim Schmelzen des Reaktorkerns (6.2),
- das Verhalten des Sicherheitsbehälters und seine möglichen Versagensarten (6.3) sowie
- die Voraussetzungen für Dampfexplosionen und die Belastungen des Reaktordruckbehälters bei postulierten Dampfexplosionen (6.4).

Zur Beschreibung des Unfallablaufs werden soweit wie möglich Modelle und Rechenprogramme aus der amerikanischen Reaktorsicherheitsstudie WASH-1400 übernommen, sofern nicht Forschungs- und Entwicklungsarbeiten den Kenntnisstand erweitert haben oder Unterschiede der jeweiligen Referenzanlagen eine Differenzierung erforderlich machen. So ist ein gravierender Unterschied zur amerikanischen Referenzanlage die Möglichkeit des Kontaktes der Schmelze mit dem Sumpfwasser.

Der Kernschmelzablauf wird für zwei Grenzfälle im einzelnen analysiert, bei denen nach doppelndigem Bruch einer Hauptkühlmittleitung zu verschiedenen Zeiten ein vollständiger Ausfall des Not- und Nachkühlsystems unterstellt wird. Es kommt dann zwangsläufig zum Kernschmelzen. Durch diese Grenzfälle werden in der Studie vereinfachend alle Ereignisabläufe abge-

deckt, bei denen weniger Sicherheitssysteme zur Verfügung stehen als im Genehmigungsverfahren als wirksam angenommen werden.

Die wesentlichen Ergebnisse zum zeitlichen Ablauf dieser beiden Kernschmelzfälle sind in der folgenden Tabelle zusammengefaßt:

V o r g a n g	Zeit nach Eintritt des doppelendigen Bruches [Stunden]	
	Fall 1	Fall 2
Ausfall der Notkühlung	0,3	0
Beginn des Kernschmelzens	1,1	0,6
Ende des Kernschmelzens, Absturz des Kerns in das untere Plenum	1,4	0,9
Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters, Absturz der Schmelze in die Reaktorgrube	2,2	1,6
Durchschmelzen der inneren Abschirmung, Kontakt Schmelze - Sumpfwasser	4,4	3,7
Überdruckversagen des Sicherheitsbehälters	28,0	23,0
Versagen des Gebäudefundaments	ca.100	ca.100

Fall 1: Ausfall des Not- und Nachkühlsystems bei Umschaltung auf Sumpfumwälzbetrieb

Fall 2: Ausfall aller aktiven Sicherheitssysteme (Niederdruckeinspeisesysteme)

Tab. F5, 1-1:

Ergebnisse der Modelluntersuchungen zum zeitlichen Ablauf von Kernschmelzunfällen

Das Aufheizen und Schmelzen des Reaktorkerns wurde mit dem Rechenprogramm BOIL, das auch in WASH-1400 verwendet wurde, analysiert. Dabei wurde die Ausbildung eines Schmelzsees und ein Versagen der Kerntragestruktur - verbunden mit Absturz der Schmelze - angenommen, wenn 80 % des Kerns aufgeschmolzen sind.

Naheliegender ist, daß etwa noch im unteren Plenum vorhandenes Restwasser lediglich verdampft und der Reaktordruckbehälter nach einer bestimmten Zeit durchschmolzen wird. Bei Vorliegen von speziellen, wenig wahrscheinlichen Bedingungen ist aber auch eine schnelle Energieübertragung von der Schmelze in das Restwasser möglich. Dies kann zu einer Dampfexplosion führen. Die in der obigen Tabelle angegebenen Zeiten beziehen sich auf Unfallabläufe ohne Dampfexplosion.

Bei diesen Unfallabläufen dringt die Schmelze nach Absturz in die Reaktorgrube sowohl seitlich in Richtung auf den Gebäudesumpf als auch vertikal in das Fundament vor. Aufgrund der Anordnung des Sumpfes und der Ausführung des biologischen Schildes bei der Referenzanlage ist nach Durchschmelzen der inneren Abschirmung ein Kontakt zwischen Schmelze und Sumpfwasser möglich. Das führt zur Aufheizung und Verdampfung des Sumpfwassers und damit zu einer stetigen Druckzunahme im Sicherheitsbehälter. Dabei wurde pessimistisch angenommen, daß die gesamte Nachwärme der Schmelze zur Verdampfung des Sumpfwassers dient.

Bei Kernschmelzunfällen werden die im Sicherheitsbehälter freigesetzten Spaltprodukte so lange zurückgehalten, wie der Sicherheitsbehälter intakt ist. Mögliche Versagensarten des Sicherheitsbehälters wurden deshalb eingehend untersucht. Bei Kernschmelzunfällen wurden folgende Versagensarten berücksichtigt:

- Leckagen des Sicherheitsbehälters, eingeteilt in große, mittlere und kleine Leckagen,
- Überdruckversagen des Sicherheitsbehälters,
- Zerstörung des Sicherheitsbehälters als Folge einer Dampfexplosion im Reaktordruckbehälter.

Leckagen des Sicherheitsbehälters werden im Fachband 2 eingehend behandelt.

Der Versagensdruck des Sicherheitsbehälters wurde mit etwa 8,5 bar abgeschätzt. Die Untersuchung für die hier betrachtete

ten Kernschmelzunfälle zeigt, daß bei dichtem Sicherheitsbehälter und bei kleinen Leckagen ein Überdruckversagen zu erwarten ist. Bei mittleren Leckagen ist dies abhängig vom Unfallablauf. Bei großen Leckagen tritt ein Überdruckversagen nicht ein.

Im Fall der Referenzanlage kommt es bei einem Kernschmelzunfall vor Durchschmelzen des Fundaments stets auf einem anderen Weg zum Versagen des Sicherheitsbehälters.

Für die zur Ermittlung des Druckverlaufes im Sicherheitsbehälter notwendigen Rechnungen wurde das Rechenprogramm CONDRU eingesetzt. Dieses Programm wurde so erweitert, daß auch die Untersuchung von Kernschmelzunfällen möglich ist. Das Programm liefert Druck und Temperatur der Sicherheitsbehälteratmosphäre, nach deren Verlauf die Wirkung von Leckagen und das Versagen des Sicherheitsbehälters beurteilt werden können.

Während des Ausdampfens des Reaktordruckbehälters, Abschmelzens des Reaktorkerns und der Restwasserverdampfung, d.h. bis zu ca. 4 h nach Unfallbeginn, liegt der Druck im Sicherheitsbehälter unterhalb des Auslegungsdrucks und damit weit unter dem Versagensdruck. Nach Durchschmelzen des Innenschildes und damit einsetzender Sumpfwasserverdampfung steigt der Druck im Sicherheitsbehälter langfristig stark an. Sein Versagensdruck wird bei pessimistischer Betrachtungsweise erst nach rund einem Tag erreicht. Zu diesem Zeitpunkt wird ein Überdruckversagen des Sicherheitsbehälters unterstellt.

Während eines Kernschmelzunfalles kann es beim Kontakt der geschmolzenen Kernmaterialien mit dem Restwasser im Reaktordruckbehälter im Extremfall zu einer Dampfexplosion kommen. Dabei spielen die beteiligte Kernschmelzmasse, die Fragmentation der Kernschmelze und die Wärmeübertragung in das Kühlmittel mit Umsetzung in mechanische Energie eine dominierende Rolle. Eine geschlossene analytische Behandlung dieser Komplexe ist nicht möglich. Nach den bisherigen Erkenntnissen müssen für eine Dampfexplosion spezielle Bedingungen erfüllt sein, von denen jede Bedingung für sich allein unwahrscheinlich und deren gleichzeitiges Vorliegen sehr unwahrscheinlich ist.

Rechnungen zu den bei unterstellter Dampfexplosion auftretenden Belastungen des Reaktordruckbehälters mit dem Rechenprogramm SEURBNUK zeigen, daß zwar ein Versagen des Deckels nicht zu erwarten ist, jedoch ein Versagen des Bodens nicht mit letzter Sicherheit ausgeschlossen werden kann. Zur oberen Abschätzung des Risikos wird daher für die Wahrscheinlichkeit einer Dampfexplosion die Vorgehensweise aus WASH-1400 zunächst übernommen.

2. EINLEITUNG

Zur Risikobeurteilung von Reaktoranlagen sind alle möglichen Ereignisabläufe und Unfallauswirkungen zu betrachten, die einen merklichen Beitrag zum Gesamtrisiko liefern. In diesem Fachband werden die Ereignisabläufe untersucht, die zu einem Schmelzen des Kerns führen können (Hauptband, Abschnitt 5.2, und Fachband 1). Die Vielzahl möglicher Kernschmelzpfade wird auf zwei charakteristische Fälle beschränkt, die stellvertretend für die anderen möglichen Unfallabläufe sind. Der Abschmelzvorgang des Kerns, die Ausdampfung des Restwassers, das Durchdringen des Reaktordruckbehälters und das Eindringen der Schmelze in den Beton des Fundaments werden im einzelnen genauer untersucht und die Massen- und Energieströme berechnet, die zur Ermittlung des Druckaufbaus im Sicherheitsbehälter notwendig sind. Die Entstehung von Wasserstoff und die Auswirkungen seiner Verbrennung im Sicherheitsbehälter werden verfolgt. Schließlich wird noch auf die Auswirkungen einer möglichen Dampfexplosion eingegangen. Die notwendigen Vereinfachungen, die Rechenmethoden und die Gültigkeitsgrenzen der Ergebnisse werden beschrieben.

In den vorliegenden Untersuchungen wurden weitgehend die gleichen Methoden und Annahmen, wie in der amerikanischen Reaktorsicherheitsstudie (WASH-1400), verwendet, sofern nicht Ergebnisse neuerer Forschungs- und Entwicklungsarbeiten vorlagen oder die Unterschiedlichkeit der betrachteten Anlagen eine Differenzierung erzwang. Ein gravierender Unterschied zur amerikanischen Referenzanlage besteht in der Tatsache, daß das sich nach einem Kernschmelzen vorausgehenden Kühlmittelverlust im Gebäudesumpf ansammelnde Wasser höher als die Schmelze in der Reaktorgrube steht. Nach Durchschmelzen des biologischen Schildes ist daher die Möglichkeit eines Kontaktes der Schmelze mit dem Sumpfwasser gegeben. Die dann einsetzende Sumpfwasserverdampfung führt zu einem Druckanstieg im Sicherheitsbehälter und schließlich zu dessen Zerstörung. Diese Unfallphase verläuft also anders als in der Referenzanlage von WASH-1400. Hierfür

war es erforderlich, neue Methoden und die Ergebnisse entsprechender Forschungsvorhaben einzusetzen.

Die nachfolgenden Untersuchungen sind in drei Kapitel unterteilt. In Kapitel 3 wird der Abschmelzvorgang des Kerns bis zur Durchdringung des Betonfundaments untersucht. In Kapitel 4 wird die Belastung des Sicherheitsbehälters behandelt. Kapitel 5 befaßt sich mit den Aspekten einer möglichen Dampfexplosion.

Im Anhang 1 sind die Daten der Referenzanlage zusammengestellt. Die im Kapitel 3 verwendeten Rechenprogramme werden im Anhang 2 genauer beschrieben und die Ergebnisse von Parameterstudien diskutiert, die zur Absicherung der Rechnungen durchgeführt wurden. Anhang 3 behandelt das zur Ermittlung der Druck- und Temperaturverläufe im Sicherheitsbehälter eingesetzte Rechenprogramm CONDRU. Anhang 4 gibt die Rechnungen zur Ermittlung des Druckes an, bei dem der Sicherheitsbehälter voraussichtlich versagt.

3. KERNSCHMELZEN

3.1 Allgemeines

In Risikoanalysen sind Ereignisabläufe, die sich aus Störungen in Kernkraftwerken entwickeln können, bis hin zu extremen Situationen zu verfolgen. Dabei sind für die Ermittlung des Risikos vor allem solche Ereignisabläufe wichtig, die zu einem Schmelzen des Reaktorkerns führen. Wie in /F5, 3-1/ wird auch hier Kernschmelzen für alle die Fälle angenommen, in denen der Reaktorkern unzureichend gekühlt wird.

Der Ablauf des Kernschmelzens ist ein komplexer Vorgang, der in seinen Einzelheiten noch nicht vollständig erfaßt werden kann. Es ist deshalb teilweise erforderlich, vereinfachend pessimistische Abschätzungen vorzunehmen, um den Kernschmelzablauf insgesamt zu beschreiben.

Die Vielzahl möglicher Unfallpfade erzwingt eine Beschränkung auf ausgesuchte Kernschmelzpfade mit vorgegebenen Randbedingungen. Es wird erwartet, daß die durch die Unsicherheit der Analysemethoden und durch die Vielzahl der Unfallpfade möglichen Abweichungen durch die ausgewählten Pfade abgedeckt werden. Die Aufgabe besteht also im Auffinden repräsentativer Unfallabläufe, die mit den vorhandenen Methoden berechnet werden, und in der Angabe von ausreichend abgesicherten Daten für die nachfolgende Berechnung der SB-Belastung¹⁾ und der Aktivitätsfreisetzung.

Es hat sich bewährt, solche charakteristischen Kernschmelzabläufe in 4 Phasen zu unterteilen und für jede Phase getrennte Untersuchungen anzustellen. Neben der Ermittlung charakteristischer Zeitpunkte sind die physikalischen Prozesse zu beschreiben, wie Massen- und Energiefreisetzung in den Sicherheitsbehälter, die Wasserstoffbildung und die Randbedingungen zum Zeitpunkt einer möglichen Dampfexplosion.

¹⁾ SB = Sicherheitsbehälter

Die Modellentwicklung zur Beschreibung der Unfallabläufe ist zur Zeit noch nicht abgeschlossen. Unterstützende Experimente zur Absicherung von Teilmodellen sind noch Gegenstand laufender Forschungs- und Entwicklungsvorhaben. Ein Großexperiment verbietet sich aus naheliegenden Gründen. Die Ergebnisse der Rechnungen sind daher mit einem gewissen Unsicherheitsband behaftet. Die Wirkung der wichtigsten Einflußgrößen auf den Unfallablauf wird durch Parameterstudien erfaßt.

3.2 Auslösende Ereignisse und mögliche Kernschmelzpfade

Als auslösende Ereignisse für mögliches Kernschmelzen kommen zwei Arten von Störfällen in Frage (Fachband 1 und Hauptband, Abschnitt 5.2):

- Kühlmittelverluststörfall,
- Transientenstörfall.

Bei funktionierenden Sicherheitseinrichtungen wird für alle Störfälle die Anlage in einen unterkritischen Zustand überführt. Für die Phase A der Studie wurde angenommen, daß die Störfälle sicher beherrscht werden, wenn die im Atomrechtlichen Genehmigungsverfahren festgelegten Mindestanforderungen erfüllt sind. Vereinfachend wird unterstellt, daß bereits ein Teilausfall oder ein verspäteter Einsatz von Sicherheitssystemen, die zu unzureichender Kernkühlung führen, ein vollständiges Schmelzen des Reaktorkerns zur Folge haben. Dieses Vorgehen führt zwangsläufig zu einer Überschätzung der Häufigkeit von Kernschmelzunfällen.

In Analogie zum Vorgehen in WASH-1400 /F5, 3-1/ wird nicht der Ablauf aller möglichen Kernschmelzunfälle im einzelnen behandelt. Detailliert untersucht werden zwei Kernschmelzfälle, die aus dem großen Bruch einer Hauptkühlmittleitung und Versagen des Not- und Nachkühlsystems herrühren. Dabei wird unterstellt, daß alle anderen Kernschmelzabläufe hinsichtlich ihrer Konsequenzen durch diese Fälle abgedeckt werden können. Im wesentlichen läßt sich diese Annahme folgendermaßen begründen: Die

verschiedenen Kernschmelzunfälle verlaufen phänomenologisch ähnlich. Lediglich der zeitliche Ablauf eines Kernschmelzunfalls kann sehr unterschiedlich sein, da hierfür die vorhandene Nachwärmeleistung ausschlaggebend ist. Sie wird mit fortschreitender Zeit kleiner. Fällt die Nachwärmeabfuhr aus dem Kern kurz nach Störfalleintritt aus, so ist die Nachwärmeleistung noch relativ groß. Fällt die Nachwärmeabfuhr aus dem Kern erst spät nach Störfalleintritt aus, so ist die vorhandene Nachwärmeleistung erheblich kleiner. Das heißt, bei frühem Beginn des Kernschmelzens geht der ganze Kernschmelzvorgang schneller vonstatten als bei spätem Einsetzen des Kernschmelzens. Ein früher und schneller Ablauf des Kernschmelzvorgangs führt aber zu entsprechend frühzeitiger Aktivitätsfreisetzung aus dem Kern und zu höheren Belastungen des Sicherheitsbehälters. Beides bedingt größere Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung.

Unterstellt man bei einem großen Leck in einer Hauptkühlmitteleitung den Ausfall des Not- und Nachkühlsystems, so kommt es vergleichsweise schneller zum Kernschmelzen als bei anderen Kernschmelzunfällen, wie etwa solchen aus kleinen Lecks in Hauptkühlmitteleitungen oder aus Transientenstörfällen. Speisen nämlich Not- und Nachkühlsystem nicht ein, entleeren sich Reaktorkühlkreislauf und Reaktordruckbehälter aufgrund des großen Bruchquerschnitts in kürzester Zeit. Der Reaktorkern ist dann sehr früh ungekühlt und beginnt zu schmelzen. Mit den Kernschmelzabläufen aus großen Lecks in Hauptkühlmitteleitungen lassen sich deshalb die anderen Kernschmelzabläufe abdecken. Bei Transientenstörfällen sind Unfallabläufe möglich, die zu Kernschmelzen unter vollem Druck im Reaktorkühlkreislauf führen. Eine genauere Untersuchung solcher Unfallabläufe steht noch aus. Wie in /F5, 3-1/ wird angenommen, daß auch diese Kernschmelzunfälle durch die beiden Kernschmelzabläufe aus großen Lecks abgedeckt werden können.

Dem im weiteren Kernschmelzfall 1 genannten Unfallablauf liegen folgende Annahmen zugrunde:

- großes Leck in der Hauptkühlmitteleitung (Kühlmittelverluststörfall),

- ordnungsgemäße Funktion der Druckspeicher und der Niederdruckeinspeisesysteme,
- Versagen aller Umschaltungen auf Sumpfbetrieb nach ca. 20 min ab Bruchöffnung.

Mit diesem Kernschmelzfall sind alle Störfallabläufe abgedeckt, die auf einen Ausfall der langfristigen Wärmeabfuhr zurückzuführen sind. Bei kleinen Lecks wird entsprechend später auf Sumpfbetrieb umgeschaltet, so daß mit der Annahme von 20 min auch derartige Verhältnisse in pessimistischer Weise abgedeckt sind.

Dem Kernschmelzfall 2 liegen folgende Annahmen zugrunde:

- großes Leck in der Hauptkühlmittelleitung,
- ordnungsgemäße Funktion der passiven Sicherheitseinrichtungen (Druckspeicher),
- Versagen aller aktiven Sicherheitssysteme.

Dieser Kernschmelzfall deckt alle Unfallabläufe mit Versagen der aktiven Sicherheitssysteme (Hochdruck- und Niederdruck-Einspeisesysteme) ab. Durch die Druckspeicher wird der Kern wiederbenetzt und der Druckbehälter gefüllt. Wegen der danach ausbleibenden Wasserzufuhr beginnt das Ausdampfen und anschließende Abschmelzen des Kerns. Beim doppelendigen Bruch wird mit ca. 100 s die kürzeste Zeit für den Beginn der Ausdampfphase ermittelt, so daß dieser Wert eine konservative Abschätzung für kleinere Bruchgrößen und für Transientenstörfälle darstellt.

Zu Beginn der Arbeiten zur Risikostudie wurden noch 2 weitere Fälle definiert. Fall 3 setzte voraus, daß nach einem großen Leck nur das untere Plenum mit Wasser aus den Druckspeichern gefüllt wurde. Fall 4 wurde nach einem großen Leck ohne jegliche Wassereinspeisung definiert. Diese Fälle wurden im Laufe der Arbeiten nicht weiter verfolgt, da sie

- für kleine Lecks und Transientenstörfälle nicht repräsentativ sind,
- wegen der geringen Eintrittswahrscheinlichkeit nicht risikoführend sind (Fachband 1).

3.3 Zeitliche Phasen von Kernschmelzunfällen

Im folgenden wird der Ablauf von Kernschmelzunfällen diskutiert, die Ergebnisse der zu ihrer Analyse durchgeführten Berechnungen werden dargestellt. Wesentliche Ergebnisse zum gesamten Ablauf der untersuchten Kernschmelzfälle sind in den Tabellen F5, 3-1 und -2 zusammengefaßt worden. Einzelheiten der in den Abschnitten 3.3.1 und 3.3.3 verwendeten Rechenmodelle und Rechenannahmen, der benutzten Eingabedaten und der durchgeführten Parameterrechnungen sind im Anhang 2 enthalten.

Es hat sich bewährt, für die hier betrachteten Kernschmelzfälle den Unfallablauf in 4 Phasen zu unterteilen und für jede Phase getrennte Untersuchungen anzustellen. Es gilt, jeweils charakteristische Zeitpunkte zum Unfallablauf zu ermitteln und die jeweiligen Massen- und Energiefreisetzungen in den Sicherheitsbehälter zu berechnen.

Die 1. Phase ist die des Kernabschmelzens. Der ungenügend gekühlte Kern wird durch die Nachwärme stark überhitzt und beginnt zu schmelzen. Die oberhalb von ca. 950°C einsetzende Reaktion des Hüllrohrmaterials mit dem Dampf beschleunigt den Vorgang, bis durch Versagen der unteren Gitterplatte größere Teile des Kerns ins untere Plenum abstürzen. Während dieser Phase ist mit Ausdampfen von Wasser, Produktion von Wasserstoff aus Zirkon/Wasser-Reaktion und Radiolyse sowie Freisetzung flüchtiger Spaltprodukte zu rechnen. Eine zu diesem Zeitpunkt mögliche Dampfexplosion wird hier zunächst nicht unterstellt. Sie wird in Kapitel 5 untersucht.

In der 2. Phase der Restwasserverdampfung wird das im unteren Plenum noch verbliebene Wasser verdampft, die noch nicht geschmolzenen Kernbestandteile heizen sich ebenfalls auf und bilden einen flüssigen Schmelzsee auf dem Boden des Reaktordruckbehälters.

In der 3. Phase wird dann die Wandung des Druckbehälters durchschmolzen, die Schmelze ergießt sich auf den Boden der Beton-

Phase	Zeit [s]	\dot{m}_{H_2O} [kg/s]	T_{H_2O} [°C]	\dot{m}_{H_2} [kg/s]	\dot{Q}_{NW} [MW]
0	1 150	0	120 (p=2 bar)	0	0
1	1 150	34,8	120	0	0
	2 500	20,6	120	0	0
	3 300	5,4	550	0	0
	3 500	2,5	660	0	0
	5 000	0	(2 200)	0,89	17,0
2	5 000	18,3	120	0	17,0
	7 000	18,3	120	0	15,6
3	7 000	0	-	0	15,6
	7 900	0	-	0	15,3
4	7 900	0	1 300	0,11	15,3
	9 000	0	1 300	0,10	14,7
	11 000	0	1 300	0,10	14,0
	13 000	0	1 300	0,091	13,4
	15 800	0	1 300	0,091	12,8
	15 800	13,0	120	0	12,8
	30 000	11,2	120	0	10,9
	50 000	9,6	120	0	9,6
	100 000	8,4	120	0	8,1
	345 000	7,8	120	0	6,8

Phaseneinteilung:

- 0: Ausgangsbedingung zum Kernschmelzen
- 1: Kernabschmelzen
- 2: Restwasserverdampfung
- 3: Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters
- 4: Wechselwirkung Schmelze/Beton und Sumpfwasserverdampfung

Bedeutung der Symbole:

- \dot{m}_{H_2O} : Massenstrom des verdampften Wassers
- T_{H_2O} : Temperatur des verdampften Wassers
- \dot{m}_{H_2} : Massenstrom des entstehenden Wasserstoffs
- \dot{Q}_{NW} : Nachwärmeleistung flüchtiger Spaltprodukte im Sicherheitsbehälter

Tab. F5, 3-1:

Zeitlicher Ablauf des Kernschmelzfalls 1 unter Berücksichtigung der Sumpfwasserverdampfung

Phase	Zeit [s]	\dot{m}_{H_2O} [kg/s]	T_{H_2O} [°C]	\dot{m}_{H_2} [kg/s]	\dot{Q}_{NW} [MW]
0	100	0	140 (p=3,7 bar)	0	0
1	100	45,0	140	0	0
	1 000	24,2	140	0	0
	1 900	5,1	650	0	0
	3 100	0	(2 200)	1,54	18,9
2	3 100	21,5	140	0	18,9
	4 800	21,5	140	0	17,2
3	4 800	0	-	0	17,2
	5 700	0	-	0	16,5
4	5 700	0	1 300	0,12	16,5
	7 900	0	1 300	0,11	15,3
	9 000	0	1 300	0,11	14,7
	11 000	0	1 300	0,10	14,0
	13 200	0	1 300	0,10	13,3
	13 200	15,4	140	0	13,3
	30 000	11,4	140	0	10,9
	50 000	9,8	140	0	9,6
	100 000	8,6	140	0	8,1
	345 000	8,0	140	0	6,8

Phaseneinteilung:

- 0: Ausgangsbedingung zum Kernschmelzen
- 1: Kernabschmelzen
- 2: Restwasserverdampfung
- 3: Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters
- 4: Wechselwirkung Schmelze/Beton und Sumpfwasserverdampfung

Bedeutung der Symbole:

- \dot{m}_{H_2O} : Massenstrom des verdampften Wassers
- T_{H_2O} : Temperatur des verdampften Wassers
- \dot{m}_{H_2} : Massenstrom des entstehenden Wasserstoffs
- \dot{Q}_{NW} : Nachwärmeleistung flüchtiger Spaltprodukte im Sicherheitsbehälter

Tab. F5, 3-2:

Zeitlicher Ablauf des Kernschmelzfalls 2 unter Berücksichtigung der Sumpfwasserverdampfung

abschirmung. Bis auf die Verdampfung des Restwassers erfolgt in diesen beiden Phasen keine nennenswerte Massen- und Energiefreisetzung. Wichtig ist lediglich die für diese Vorgänge benötigte Zeit.

Die 4. Phase ist die der Schmelze/Beton-Wechselwirkung. Die Schmelze dringt durch Aufschmelzen des Betons seitlich in Richtung auf den Gebäudesumpf und vertikal durch das Fundament vor. Das im Beton gebundene Wasser wird dabei ausgetrieben und in der Schmelze zu Wasserstoff reduziert. Sobald die innere Betonabschirmung des biologischen Schildes durchschmolzen ist, ergießt sich das Sumpfwasser auf die flüssige Schmelze. In der Folge wird das ganze Sumpfwasser verdampft, was zu Druckanstieg im Sicherheitsbehälter und dessen möglichem Versagen führt. In dieser Zeit wird die Schmelzfront nur unwesentlich weiter in das Fundament eindringen. Erst nach völligem Verdampfen des Sumpfwassers setzt die Schmelze ihren Weg fort und durchdringt schließlich das Fundament.

3.3.1 Kernabschmelzen

In der 1. Phase führt die Nachwärmeproduktion des Kerns zur Aufheizung und schließlich zur Verdampfung des sich im Druckbehälter befindenden Wassers. Dadurch tritt eine Absenkung des Wasserspiegels ein. Bis zu dem Zeitpunkt, zu dem der Wasserspiegel die Kernoberkante erreicht, ist aufgrund der guten Wärmeübergangsverhältnisse beim Blasensieden nicht mit einer Überhitzung des Kerns zu rechnen. Infolge der Wasserspiegelabsenkung im Kernbereich werden im weiteren Verlauf die oberen Zonen des Kerns freigelegt. Die geringe Kühlung dieser Zonen durch das im unteren Kernbereich verdampfte Wasser kann nunmehr eine Überhitzung nicht mehr verhindern. Dieser Vorgang der Kernaufheizung wird durch die oberhalb einer Temperatur von ca. 950°C an Intensität stark zunehmende exotherme Reaktion zwischen dem Wasserdampf und dem Zirkon der Hüllrohre zusätzlich beschleunigt, so daß es schließlich zum Schmelzen einzelner Kernbereiche kommt.

Durch die Zirkon/Wasser-Reaktion wird das Hüllrohrmaterial oxidiert, gleichzeitig entsteht bei der Reaktion Wasserstoff, der in den Sicherheitsbehälter gelangen kann. Während der Aufheizung des Kerns ist mit einem Verlust der Hüllrohrintegrität zu rechnen. Die damit verbundene Freisetzung flüchtiger Spaltprodukte verringert die im Kern freiwerdende Nachwärmeleistung.

Mit dem Einsetzen des Kernschmelzens geht die ursprüngliche Kerengeometrie verloren. Die Vorgänge während des Abschmelzens, insbesondere die damit verbundene Materialbewegung, sind sehr komplex und gegenwärtig in ihrer Gesamtheit noch nicht vollständig geklärt. Bei einem Kern, der zumindest teilweise noch gekühlt wird, ist jedoch zu erwarten, daß das geschmolzene Kernmaterial im allgemeinen nicht unmittelbar in das untere Plenum des Reaktordruckbehälters fällt, sondern zunächst an kälteren Kernstrukturen wieder erstarrt /F5, 3-2/. Über der so entstandenen Kruste kann sich dann im Kern ein Schmelzsee bilden. Erst wenn die untere Gitterplatte ihre Versagenstemperatur erreicht hat oder ein größerer Teil des Kerns geschmolzen ist, ist mit einem Versagen der Gitterplatte zu rechnen. Der damit eintretende Absturz des Kerns in das möglicherweise noch mit Wasser gefüllte untere Plenum des Reaktordruckbehälters markiert das Ende der 1. Phase des Kernschmelzunfalls.

Mit dem Absturz des Kerns ist die Möglichkeit einer Dampfexplosion gegeben. Der Unfallablauf würde dann einen anderen Verlauf nehmen und unter Umständen zu einem frühzeitigen Verlust der SB-Integrität führen (Kapitel 5). Bei den hier vorliegenden Untersuchungen wird eine Dampfexplosion nicht unterstellt. Zur Analyse der 1. Phase eines Kernschmelzunfalls wurde das im Rahmen von /F5, 3-1/ entwickelte Rechenprogramm BOIL eingesetzt. Das Programm wird im Anhang 2 beschrieben.

Um die komplizierten Vorgänge in dieser Unfallphase mit einem Computerprogramm beschreiben zu können, ist es notwendig, eine Reihe vereinfachender Annahmen zu treffen. Zur Berücksichtigung der Unsicherheiten, die hinsichtlich der Vorgänge während des Kernschmelzens bestehen, sind in BOIL drei unterschiedli-

che Abschmelzmodelle enthalten. Durch Variation der Abschmelzmodelle sowie der Eingabedaten sollte es möglich sein, ein ausreichend detailliertes Bild vom Ablauf der Unfallphase und von dem Unsicherheitsgrad der ermittelten Ergebnisse zu erhalten. Die hierzu durchgeführten Parameterstudien werden im Anhang 2 dargestellt.

Es wird angenommen, daß das Kernmaterial spätestens dann in das untere Plenum abstürzt, wenn 80 % des Kerns geschmolzen sind. Dieses Kriterium legt in BOIL den Absturz des Kerns und damit das Ende der 1. Unfallphase fest.

Zunächst werden im folgenden Ergebnisse zum Ablauf der 1. Unfallphase für den Kernschmelzfall 1 dargestellt. Die Rechnungen verwendeten das in BOIL enthaltene Abschmelzmodell A (Anhang 2), von dem anhand der Parameterrechnungen erwartet wird, daß es den Abschmelzvorgang bei beiden Kernschmelzfällen am besten wiedergibt. Die Eingabedaten zur Rechnung sind ebenfalls Anhang 2 zu entnehmen.

Bild F5, 3-1 zeigt den Verlauf des auf die Höhe H des Kerns bezogenen Wasserspiegels im Reaktordruckbehälter als Funktion der seit dem Unfall verstrichenen Zeit. Zum Zeitpunkt TZERO = 1150 s (~ 19 min) wird für Kernschmelzfall 1 die Zusp eisung von Notkühlwasser unterbrochen, damit beginnt die Aufheizung und schließlich Verdampfung des im Reaktordruckbehälter verbliebenen leicht unterkühlten Wassers. Bis zum Erreichen der Oberkante des Kerns ($Y/H = 1$) nach ca. 37 min sinkt der Wasserspiegel stetig ab.

Bis 41 min oszilliert der Wasserspiegel um die Kernoberkante. Diese Oszillationen sind numerischer Natur, bedingt durch die grobe Darstellung der Wärmeübergangsverhältnisse und der Wasserspiegelbildung. Mit kleineren Zeitschritten verringern sich diese Oszillationen, die jedoch keinen Einfluß auf die nachfolgenden Kurvenverläufe haben. Bei 42 min hat sich die Wasserspiegelbewegung stabilisiert. Der Wasserspiegel sinkt während 80 min stetig weiter ab. Danach fällt er sehr schnell ab, nach ca. 84 min erreicht er die Kernunterkante.

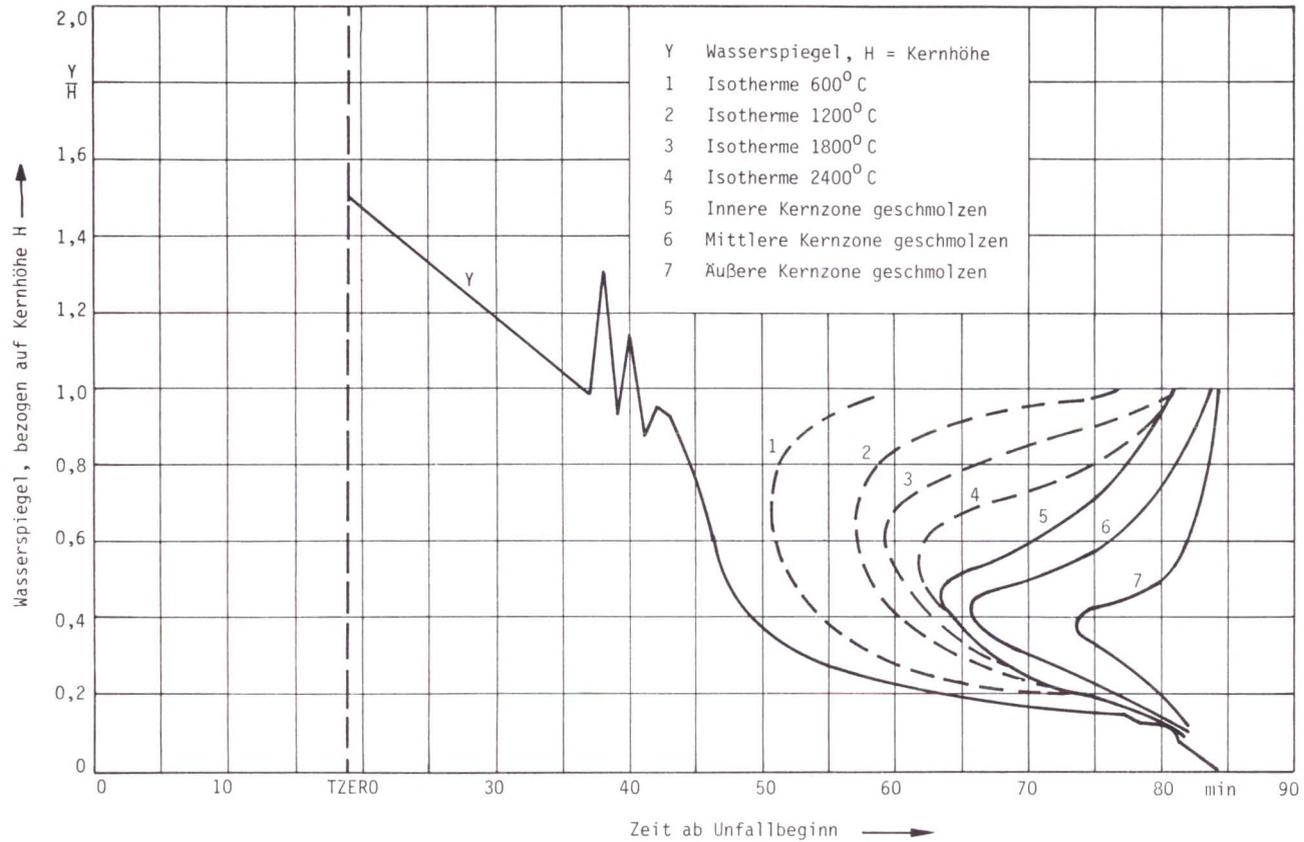


Bild F5, 3-1:

Wasserspiegelverlauf und Isothermen; Kernschmelzfall 1, Abschmelzmodell A

In Bild F5, 3-1 sind weiterhin, in Abhängigkeit von der Zeit, der Wasserspiegelverlauf, bezogen auf die Kernhöhe H, und die Isothermen der Kerntemperatur eingezeichnet (Kurven 1 bis 4). So wird bei 51 min erstmalig eine Temperatur von 600°C und bei 62 min eine von 2400°C überschritten. Das Temperaturmaximum, das zunächst noch in der Mitte der unbedeckten Kernzone zu finden ist, wandert zunehmend nach unten in den Bereich der größten axialen Leistungsentbindung. Kurve 5 gibt die Schmelz-isotherme an für die radiale Zone mit der höchsten Leistungsentbindung. Die Kurven 6 und 7 zeigen die Schmelzisoothermen für andere radiale Leistungszonen.

Bei 80 min erreicht der schmelzende Kern nahezu den Wasserspiegel. Dies führt zu einer erhöhten Verdampfungsrate und damit zu einem rascheren Absinken des Wasserspiegels. Die durch das erhöhte Wasserangebot gesteigerte Zirkon/Wasser-Reaktion führt zu einer Vergrößerung der im Kern freiwerdenden Wärmeleistung und beschleunigt das Abschmelzen des Kerns.

Bild F5, 3-2 zeigt den Verlauf der Dampferzeugungsrate (Kurve 1) und die sich durch Berücksichtigung der Wasserdampf verbrauchenden Zirkon/Wasser-Reaktion ergebende tatsächliche Ausdampftrate aus dem Reaktordruckbehälter (Kurve 2). Nach Überschreiten der Grenztemperatur für die Zirkon/Wasser-Reaktion von ca. 950°C nach ca. 56 min wird das verdampfende Wasser zunehmend für diese Reaktion verbraucht und zu Wasserstoff reduziert, so daß schließlich kein Dampf mehr aus dem Reaktordruckbehälter abströmt. Durch die Reduktion des Wassers werden bis zum Absturz des Kerns ca. 700 kg Wasserstoff aus dem Reaktordruckbehälter freigesetzt.

Bild F5, 3-3 zeigt die Austrittstemperatur des Dampfes aus dem Kern. Solange der Kern noch mit Wasser bedeckt ist, ist diese identisch mit der Sättigungstemperatur. Unterschreitet der Wasserspiegel die Kernoberkante, steigt die Dampftemperatur erst langsam und bei stärkerem Einsetzen der Zirkon/Wasser-Reaktion entsprechend stärker an.

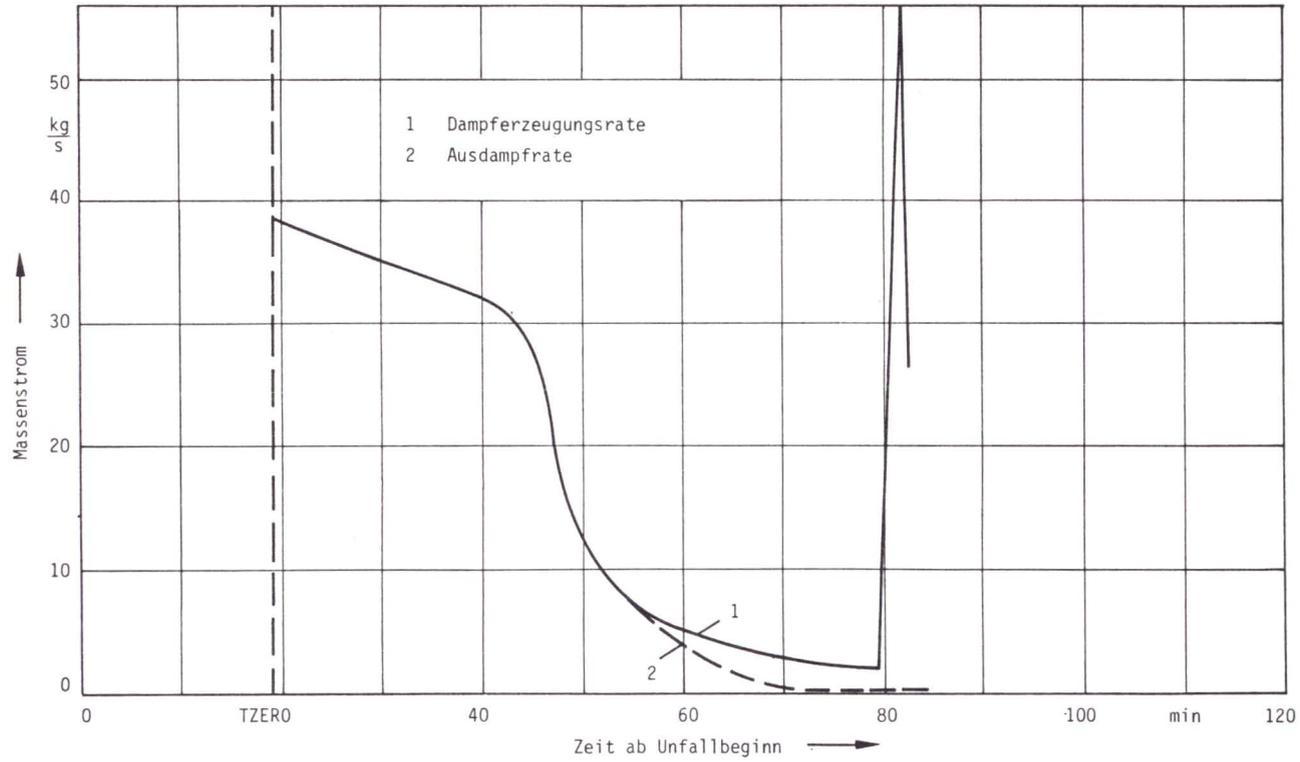


Bild F5, 3-2:

Dampferzeugungsrate und Ausdampfrate, Kernschmelzfall 1, Abschmelzmodell A

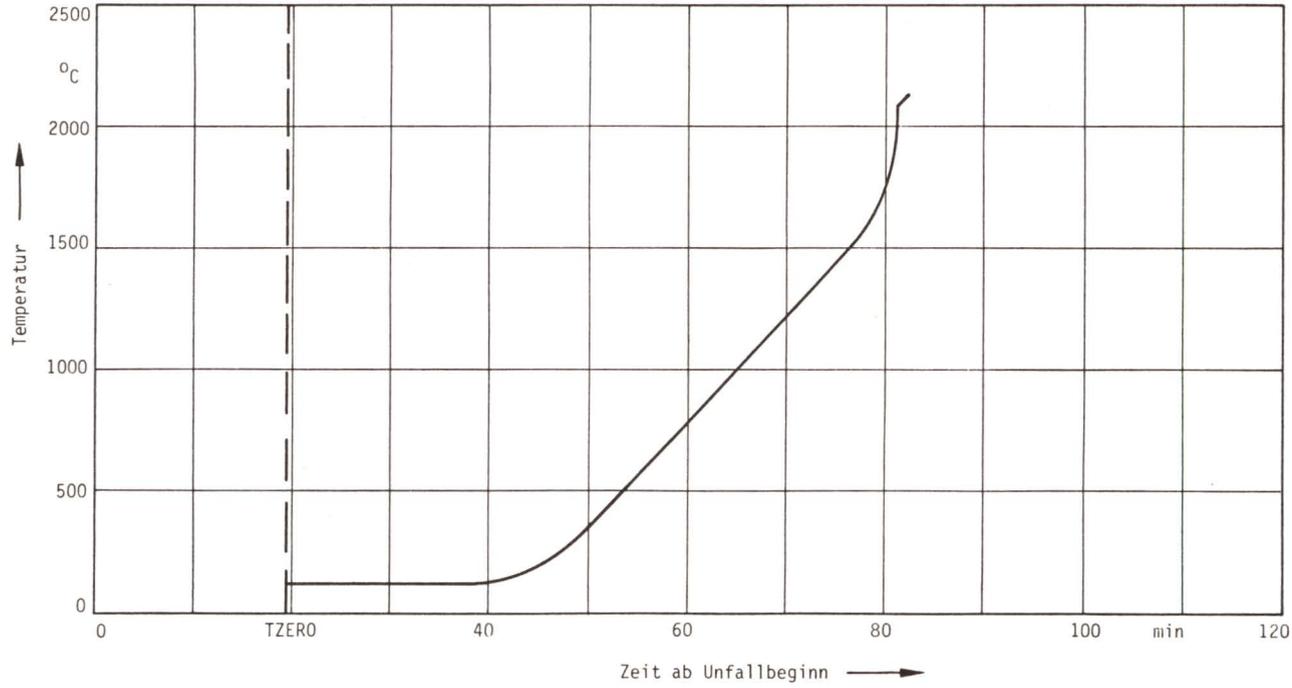


Bild F5, 3-3:

Dampftemperatur, Kernschmelzfall 1, Abschmelzmodell A

Dem Bild F5, 3-4 kann der Verlauf der aus der Zirkon/Wasser-Reaktion freiwerdenden Wärmeleistung entnommen werden. Gegen Ende des Kernschmelzprozesses übersteigt sie die zum Vergleich eingezeichnete Nachwärmeleistung um ein Vielfaches. Ab 80 min wird der Schmelzvorgang nahezu vollständig durch den Umfang der Zirkon/Wasser-Reaktion bestimmt.

Bild F5, 3-5 zeigt den Anteil TFPL der im Kern verbliebenen Spaltprodukte, der als Multiplikator bei der Berechnung der Nachzerfallsleistung berücksichtigt wird. Der Anteil $(1 - TFPL)$ der Spaltprodukte und damit auch der Nachzerfallswärme wird aus dem Reaktordruckbehälter herausgetragen. TFCR ist der Anteil des bei der Zirkon/Wasser-Reaktion verbrauchten Hüllrohrmaterials; nach 83 min beträgt dieser Anteil ca. 50 %.

Mit FCM wurde der geschmolzene Anteil des Kerns bezeichnet. Beginnend bei 64 min nimmt ab 80 min der Schmelzvorgang rasch zu, so daß bei 83 min ca. 80 % des Kerns geschmolzen sind. Zu diesem Zeitpunkt ist nahezu das gesamte Wasser aus dem Kern verdampft. Insgesamt befindet sich im unteren Plenum noch eine Wassermasse von ca. 36,5 t. In dieses Restwasser stürzt der geschmolzene Kern.

Zum Vergleich zeigen die Bilder F5, 3-6 und -7 einige Ergebnisse zum Kernschmelzfall 2. Grundsätzlich sind diese denjenigen des Kernschmelzfalls 1 sehr ähnlich. Entsprechend der frühzeitigeren Unterbrechung der Notkühlung (TZERO = 100 s) setzt das Kernschmelzen zu einem früheren Zeitpunkt ein (Schmelzbeginn nach ca. 35 min gegenüber 64 min). Bild F5, 3-6, in dem der Verlauf des Wasserspiegels und der Isothermen dargestellt ist, sowie Bild F5, 3-7, das den Anteil des geschmolzenen Kerns, des oxidierten Hüllrohrmaterials und der im Kern verbleibenden Spaltprodukte darstellt, machen diese prinzipielle Ähnlichkeit deutlich.

Zusammengefaßt gibt Tabelle F5, 3-3 die wichtigsten Ergebnisse zu den Kernschmelzfällen 1 und 2 wieder, u.a. auch den Anteil der Spaltproduktfreisetzung, der zur Nachwärmeentwicklung im Sicherheitsbehälter führt.

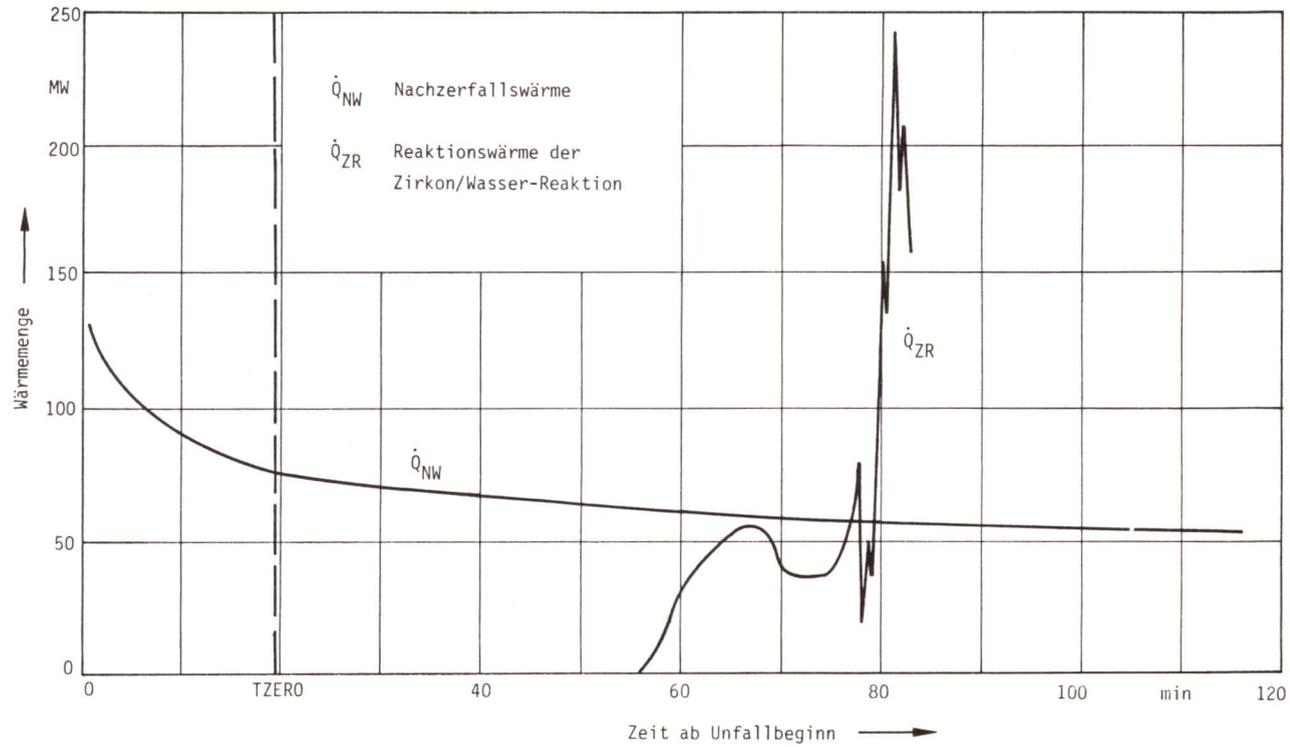


Bild F5, 3-4:

Freigesetzte Wärmemengen, Kernschmelzfall 1, Abschmelzmodell A

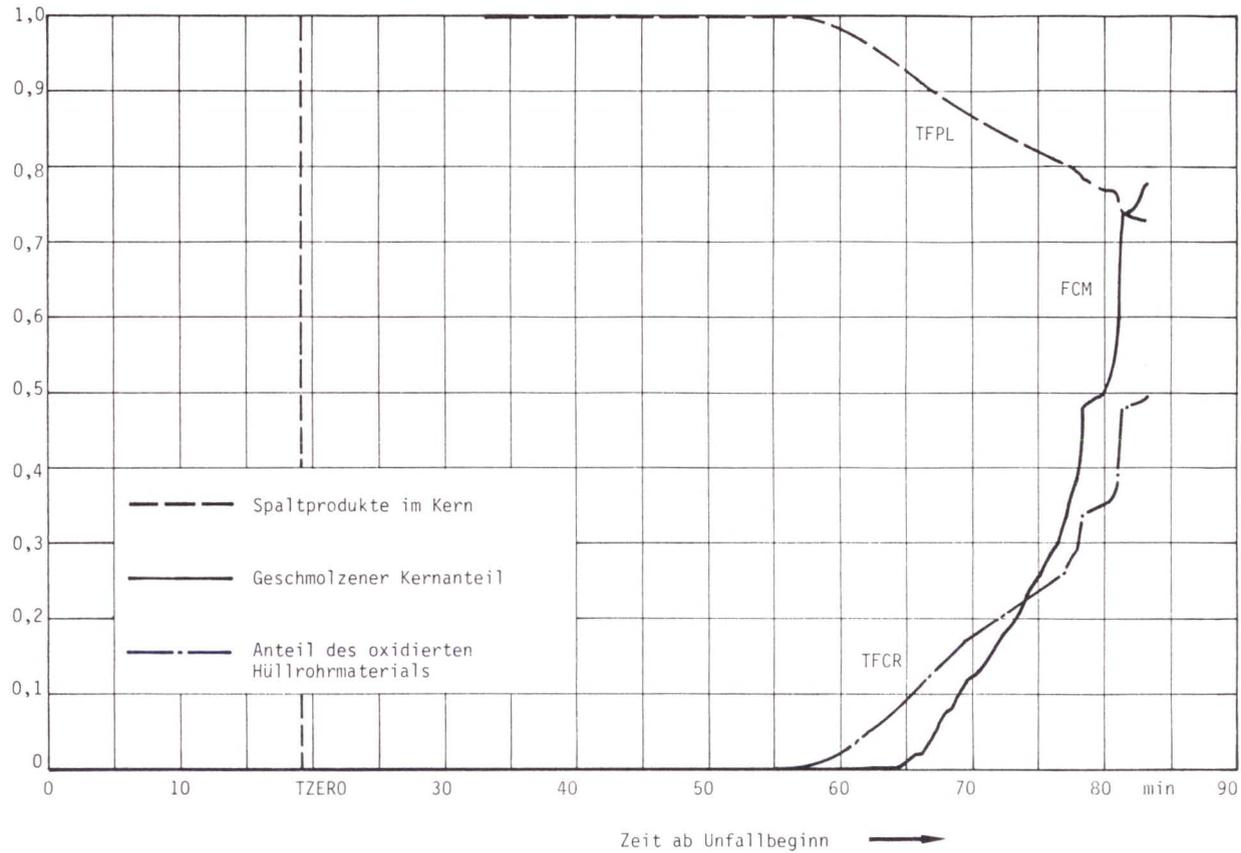


Bild F5, 3-5:

Anteil der im Kern verbliebenen Spaltprodukte (TFPL), des oxidierten Hüllrohrmaterials (TFCR) und des geschmolzenen Kerns (FCM); Kernschmelzfall 1, Abschmelzmodell A

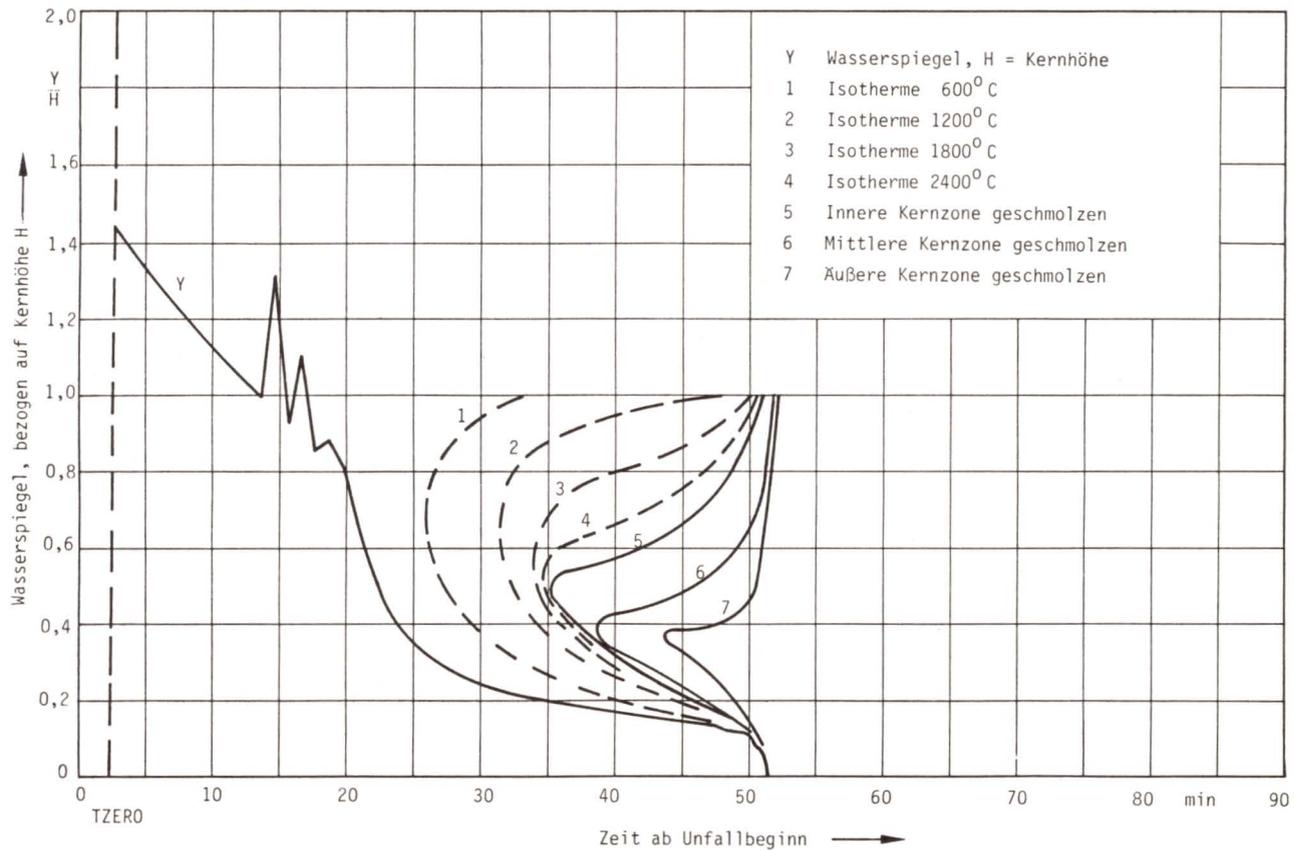


Bild F5, 3-6:

Wasserspiegelverlauf im Reaktordruckbehälter, bezogen auf die Kernhöhe und Isothermen; Kernschmelzfall 2, Abschmelzmodell A

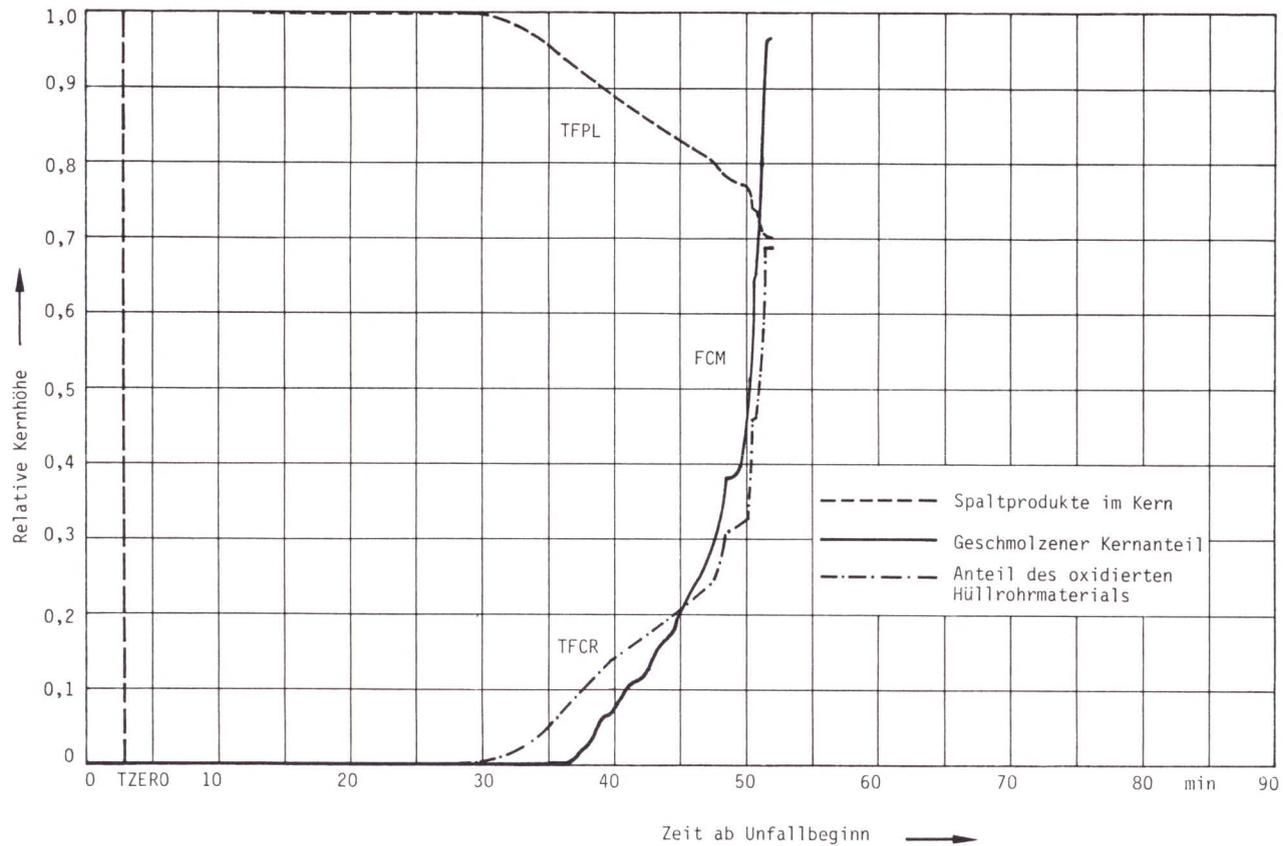


Bild F5, 3-7:

Anteil der im Kern verbliebenen Spaltprodukte (TFPL), des oxidierten Hüllrohrmaterials (TFCR) und des geschmolzenen Kerns (FCM); Kernschmelzfall 2, Abschmelzmodell A

Bezeichnung	Größe	Einheit	Kernschmelzfall	
			1	2
M	Wassermenge im Reaktordruckbehälter vor dem Ausdampfen	Mg	104,8	104,8
M_u	Wassermenge nach Beendigung des Schmelzens	Mg	36,5	36,5
t_0	Ausfall der Notkühlung	s	1 150	100
t_1	Beginn des Schmelzens	min	64	35
t_2	Ende des Schmelzens (80 % des Kerns geschmolzen)	min	83	52
Δt	Schmelzzeit	min	19	19
1-TFPL	Anteil der freigesetzten Spaltprodukte zum Zeitpunkt t_2	%	30	30
TFCR	Anteil des oxidierten Hüllrohrmaterials zum Zeitpunkt t_2	%	50	70

Tab. F5, 3-3:

Ergebnisse zur 1. Unfallphase

Die Zeiten vom Beginn der Ausdampfung bis zum Absturz des Kerns sind den in /F5, 3-1/ enthaltenen Werten nahezu gleich.

3.3.2 Restwasserverdampfung

Der Absturz des geschmolzenen Kernmaterials in das untere Plenum des Reaktordruckbehälters stellt den Beginn der 2. Phase des Kernschmelzunfalls dar. Kerntrümmer und geschmolzenes Kernmaterial geben nun ihre Speicherwärme und die um die Spaltproduktfreisetzung verminderte Nachwärmeleistung an das vorhandene

Restwasser ab und verdampfen es. Nach Austrocknung des Reaktor-
druckbehälters heizt sich das Kernmaterial erneut auf. Die Aus-
bildung eines Schmelzsees in der Kugelkalotte des Reaktordruck-
behälters begrenzt schließlich die 2. Phase des Unfalls.

Der Absturz des geschmolzenen Kernmaterials in das Restwasser
kann eine Dampfexplosion zur Folge haben, hier wird das Eintre-
ten einer derartigen Explosion jedoch nicht betrachtet.

Zur Analyse der 2. Unfallphase werden weitere vereinfachende
Annahmen getroffen. Es wird vorausgesetzt, daß die Verdampfung
des Restwassers ausschließlich durch die Nachwärmeleistung des
abgestürzten Kernmaterials erfolgt. Eine mögliche Wärmeentspei-
cherung durch Wiederbenetzen der heißen Kernbestandteile und
das anschließende Wiederaufheizen auf Schmelztemperatur blei-
ben unberücksichtigt, da sich für die integrale Massen- und
Energiebilanz dadurch keine Änderungen ergeben.

Für die Dauer der 2. Unfallphase gilt dann:

$$\Delta t = M_u \cdot h_{fg} / \dot{Q}_{NW} \quad (1)$$

mit

M_u : Masse des Restwassers
 h_{fg} : spezifische Verdampfungswärme
 \dot{Q}_{NW} : Nachwärmeleistung

Der sich aus der Restwasserverdampfung ergebende Massenstrom
an gesättigtem Dampf beträgt

$$\dot{m}_{H_2O} = \dot{Q}_{NW} / h_{fg} \quad (2)$$

seine Temperatur ist gleich der Sättigungstemperatur bei dem
jeweils vorliegenden Druck im Sicherheitsbehälter.

Bei den Kernschmelzfällen 1 und 2 setzt die Restwasserverdamp-
fung ca. 5000 s bzw. 3100 s nach dem Eintritt des Unfalls ein.

Unter Berücksichtigung der zu diesen Zeitpunkten in der Schmelze freiwerdenden Nachwärmeleistung ergeben sich aus den voranstehenden Beziehungen:

Kernschmelzfall	Δt s	\dot{m}_{H_2O} kg/s	T_{H_2O} °C
1	2 000	18,3	120
2	1 700	21,5	140

Innerhalb der 2. Unfallphase ändert sich die Nachwärmeleistung und damit der Wasserdampfmassenstrom \dot{m}_{H_2O} nur geringfügig, zur Berechnung der SB-Belastung kann der Massenstrom deshalb als konstant angesehen werden. In WASH-1400 wurde für diese Phase eine Zeit von ca. 1 900 s errechnet.

3.3.3 Durchschmelzen des Reaktordruckbehälters

Nach Beendigung der 2. Unfallphase befindet sich ein mit "Corium" bezeichnetes Gemisch aus UO_2 , Zirkon und Stahl in geschmolzenem Zustand in der unteren Kugelkalotte des Reaktordruckbehälters. Das Gesamtvolumen dieser Schmelze beträgt beim betrachteten Reaktor ca. 25 m^3 . Infolge des Wärmeübergangs aus der Schmelze wird die Behälterwandung erhitzt und aufgeschmolzen, so daß sie schließlich versagt und die Schmelze mit einem Teil der Kugelkalotte auf das Betonfundament des Reaktors stürzt.

Der Beginn der Wechselwirkung zwischen der sich aus Kernschmelze und Reaktordruckbehälter-Trümmern neubildenden Schmelze einerseits und dem Betonfundament andererseits wird um die Zeitdauer, die bis zum Versagen des Reaktordruckbehälters verstreicht, lediglich verzögert, nicht jedoch verhindert. Da ferner diese Versagenszeitdauer in der Gesamtzeitdauer des Unfalls nur eine geringe Zeitspanne darstellt und kleiner ist als das Unsicherheitsband charakteristischer Zeiten der 4. Unfallphase, kommt

der 3. Phase des Kernschmelzunfalls nur eine untergeordnete Bedeutung zu.

Die im Anhang 2 dargestellten Abschätzungen ergeben, daß in einem Zeitintervall von ca. 650 bis 1440 s nach Beginn der 3. Phase bei den Kernschmelzfällen 1 und 2 mit einem thermischen Versagen des Reaktordruckbehälters zu rechnen ist. Die Druckbehälterwandung versagt dabei in der Umgebung der Schmelzseeoberfläche nahe des oberen Randes der Kugelkalotte.

Für die weitere Betrachtung des gesamten Ablaufes beider Kernschmelzfälle wird eine Durchschmelzzeit von $\Delta t = 900$ s angesetzt; während dieser Zeit werden dem Sicherheitsbehälter keine Energie- und Massenströme zugeführt.

In WASH-1400 wird für diese Phase als realistische Abschätzung eine Zeitspanne von ca. 1460 s und eine untere Abschätzung von ca. 860 s angegeben.

3.3.4 Wechselwirkung Schmelze / Beton

● Beschreibung der physikalischen Vorgänge

Nach dem Versagen des Reaktordruckbehälters sammeln sich die Kernschmelze und die mitabgestürzten Druckbehältertrümmer auf dem Betonboden der Reaktorgrube (Bild F5, A1-2). Die Schmelze einschließlich der aufschmelzenden Trümmer hat ein Gesamtgewicht von max. 220 Mg und ein Volumen von ca. 30 m^3 . Damit ist die Reaktorgrube auf einer Höhe von ca. 1 m mit Schmelze angefüllt. Die zu diesem Zeitpunkt vorliegende Temperatur der Schmelze wird bei ca. 2400°C liegen /F5, 3-3/.

Die Vorgänge, die bei der im weiteren zeitlichen Verlauf eintretenden Wechselwirkung zwischen der Schmelze und dem Beton ablaufen, sind sehr komplex und noch Gegenstand intensiver Forschung. Eine erste Analyse dieser 4. Unfallphase mußte sich deshalb auf eine Abschätzung ihres zeitlichen Ablaufes und der

sich daraus ergebenden Konsequenzen für den gesamten Kernschmelzunfall beschränken. Erste Ergebnisse laufender Forschungsvorhaben zeigen, daß die Abschätzungen des zeitlichen Ablaufes dieser Unfallphase pessimistisch sind.

Die Wechselwirkung zwischen der Schmelze und dem von ihr benetzten Beton führt zur Aufheizung und zur Aufschmelzung nachfolgender Betonschichten. Dabei verliert der Beton nacheinander das an seiner Oberfläche und in Kapillaren physikalisch gebundene Wasser sowie das in den hydratisierten Calcium-Silikat-Phasen chemisch gebundene Wasser. Bis zum Erreichen der Schmelztemperatur des silikatischen Betons bei ca. 1300°C wird dadurch eine Wassermasse von ca. 5,5 % des Betongewichtes freigesetzt. Dieses Wasser kann in Form von überhitztem Wasserdampf in den Sicherheitsbehälter gelangen. Experimentelle Untersuchungen hierzu lassen jedoch erwarten, daß nahezu der gesamte Wasserdampf mit dem metallischen Anteil der Schmelze reagiert und Wasserstoff freigesetzt wird /F5, 3-4/. Mit einer Freisetzung von Kohlendioxid ist bei der Betonart der Referenzanlage nicht zu rechnen.

Die abgeschmolzenen "kalten" Bestandteile des Betons vermischen sich mit der übrigen Schmelze, wodurch deren Temperatur ständig absinkt und sich der Schmelztemperatur des Betons nähert. Mit einem vollständigen Erstarren der Schmelze ist im allgemeinen auch längerfristig nicht zu rechnen, da die Wärmeleitfähigkeit einer erstarrten Schmelze zu gering ist, um die weiterhin freiwerdende Nachwärmeleistung abführen zu können.

Bei einem Kühlmittelverluststörfall ist immer damit zu rechnen, daß sich im Ringspalt zwischen innerem und äußerem biologischen Schild Sumpfwasser befindet (Bild F5, A1-2). Die innere Abschirmung wird bei einem Kernschmelzunfall nach etwa 4 Stunden durchgeschmolzen, wie pessimistische Abschätzungen ergeben. Dann kommt die Schmelze in Kontakt mit dem Sumpfwasser, das aufgeheizt und verdampft wird. Dies führt zu einer stetigen Druckzunahme im Sicherheitsbehälter und schließlich zu Überdruckversagen. Ein Kontakt zwischen Schmelze und Sumpfwasser beeinflusst

damit den weiteren zeitlichen Ablauf des Unfalls sowie sein Ausmaß in entscheidender Weise.

Die Wechselwirkung Schmelze/Beton kann ferner zu einer vollständigen Durchdringung des Betonfundamentes führen, so daß radioaktive Stoffe in das angrenzende Erdreich gelangen.

● Beschreibung durch Handabschätzungen

Der Ablauf der 4. Unfallphase wurde entsprechend dem Vorgehen /F5, 3-1/ wie folgt abgeschätzt: Die hohe Ausgangstemperatur der Schmelze von ca. 2400°C führt zu Beginn der Wechselwirkung Schmelze/Beton zu einer hohen Wärmeabstrahlung von der Schmelzseeoberfläche und damit zu einer raschen Abkühlung der Schmelze. Diese Abkühlung wird verstärkt durch die Zumischung aufgeschmolzenen Betons. Näherungsweise kann zu einer ersten Abschätzung angenommen werden, daß sich die Schmelze innerhalb eines vernachlässigbaren Zeitraumes auf die Schmelztemperatur des Betons von 1300°C abkühlt und die bei dieser Temperatur von der Schmelzseeoberfläche abgestrahlte Leistung klein im Vergleich zur Nachwärmeleistung in der Schmelze ist. Aufgrund der geringen Wärmeleitfähigkeit von Beton kann der Wärmefluß durch den Beton an das Erdreich ebenfalls vernachlässigt werden. Somit dient die dem Beton zugeführte Wärme ausschließlich zu seiner Aufheizung. Unter der weiteren Voraussetzung, daß die in der Schmelze auftretenden exothermen Reaktionen vernachlässigbar klein sind, wird die Aufschmelzrate des Betons und damit das Fortschreiten der Erosionsfront ausschließlich durch die in der Schmelze freiwerdende Nachwärmeleistung bestimmt. Bei dieser Grenzabschätzung steht somit die gesamte Nachwärmeleistung der Schmelze zur Betonaufschmelzung zur Verfügung.

Unter diesen Voraussetzungen errechnet sich das pro Zeitintervall Δt aufgeschmolzene Betonvolumen ΔV zu:

$$\frac{\Delta V}{\Delta t} = \frac{\dot{Q}_{NW}}{h_B} \quad (3)$$

mit

$$h_B: \text{Zerstörungsenthalpie des Betons} = 4,74 \cdot 10^6 \text{ kJ/m}^3$$

Die Dicke der inneren Betonabschirmung beträgt ca. 1 m. Ein Vordringen der Schmelze in die von ihr benetzten Betonstrukturen um einen Meter erfordert ein Aufschmelzen von ca. 55 m³ Beton.

Unter Berücksichtigung der in der Schmelze freiwerdenden Nachwärmeleistung (ca. 70 % der gesamten Nachwärmeleistung) errechnet sich für den Kernschmelzfall 1 aus obiger Gleichung eine Durchschmelzzeit der inneren biologischen Abschirmung von $\Delta t = 7900$ s. Frühestens nach dieser Zeit ist mit einem Sumpfwasserkontakt zu rechnen. Während des Durchschmelzvorganges wird dabei infolge der Reduktion des im Beton enthaltenen Wassers ein mittlerer Wasserstoffmassenstrom von $\dot{m}_{H_2} \approx 0,1$ kg/s aus der Schmelze freigesetzt. Für den Kernschmelzfall 2 ergibt sich $\Delta t = 7500$ s und $\dot{m}_{H_2} \approx 0,1$ kg/s (Tabellen F5, 3-1 und -2).

Der innere biologische Schild steht frei auf dem Fundament und ist gegenüber der äußeren Abschirmung durch Betonrippen geführt, so daß ein Nachrutschen und Aufschmelzen möglich ist. Ein Kontakt mit dem Sumpfwasser wird jedoch unvermeidlich sein, da nicht erwartet werden kann, daß das Aufschmelzen völlig rotationssymmetrisch abläuft und somit immer Stützrippen stehenbleiben werden, die zusätzlich noch vom Sumpfwasser gekühlt werden. Außerdem ist bei den im Verlauf des Kühlmittelverlustes und des Abschmelzvorgangs auftretenden Temperatur- und Druckbelastungen nicht auszuschließen, daß durch Verkanten ein Nachrutschen der Abschirmung verhindert wird. Für die hier vorliegenden Untersuchungen wird davon ausgegangen, daß nach Durchschmelzen der inneren Abschirmung Sumpfkontakt eintritt.

Die Aufteilung der in der Schmelze entbundenen Nachwärmeleistung beim Kontakt zwischen Schmelze und Sumpfwasser auf den Anteil, der weiterhin zur Betonaufschmelzung dient, und auf den Anteil, der zur Sumpfwasserverdampfung verbraucht wird, ist Gegenstand intensiver Untersuchungen. Die Bestimmung der Sumpf-

wasserverdampfungsrate erfolgte deshalb unter der pessimistischen Annahme, daß die gesamte Nachwärmeleistung ausschließlich zur Verdampfung dient. Diese Grenzabschätzung wird durch erste Ergebnisse der laufenden Untersuchungen bestätigt. Für den Massenstrom des verdampften Sumpfwassers gilt dann:

$$\dot{m}_{\text{H}_2\text{O}} = \dot{Q}_{\text{NW}}/h_{\text{fg}} \quad (4)$$

mit

h_{fg} : spezifische Verdampfungswärme des Wassers

Die Ergebnisse zur Sumpfwasserverdampfung sind den Tabellen F5, 3-1 und -2 zu entnehmen.

Bis zum Versagen des Sicherheitsbehälters ist zu erwarten, daß aufgrund der Kondensation des verdampften Wassers an den kältesten Einbauten und Strukturen des Sicherheitsbehälters und des Rücklaufens des Kondensats in den Gebäudesumpf und des fortgesetzten Wasserrücklaufs die Wechselwirkung zwischen Schmelze und Sumpfwasser anhält und dadurch eine weitere Erosion des Betonfundaments verhindert wird. Wie die Rechnungen zu SB-Belastungen (Kap. 4) zeigen, ist beim Kernschmelzfall 1 ca. 28 h nach Eintritt des Unfalls mit einem Überdruckversagen des Sicherheitsbehälters (Versagensdruck: $p = 8,5$ bar) zu rechnen. Für den Kernschmelzfall 2 wurde das Überdruckversagen des Sicherheitsbehälters mit ca. 23 h nach Unfallbeginn ermittelt. Damit kann das verdampfende Sumpfwasser aus dem Sicherheitsbehälter entweichen, so daß schließlich die Schmelze nicht mehr gekühlt wird und die weitere Erosion des Betonfundaments fortschreiten kann.

Um den Zeitpunkt abzuschätzen, zu dem die Schmelze das Betonfundament frühestens durchdrungen hat, wird in Anlehnung an /F5, 3-1/ die Aufschmelzzeit eines Betonzylinders mit einem Durchmesser von 8,5 m (entspricht ungefähr dem Durchmesser des Innenschildes) und einer Höhe von 5 m (Gesamtstärke des Fundaments: 6 m), dessen Volumen damit ca. 284 m^3 beträgt, bestimmt. Wird dieses Volumen schrittweise unter Berücksichtigung der ab-

klingenden Nachwärmeleistung aufgeschmolzen, folgt aus Gleichung 4 für beide Kernschmelzfälle eine Aufschmelzzeit von $\Delta t = 20$ h. Nach dieser pessimistischen Abschätzung ist frühestens 20 h nach Versagen des Sicherheitsbehälters und der dabei angenommenen Beendigung der Sumpfwasserverdampfung mit einer Durchdringung des Betonfundamentes zu rechnen. Insgesamt sind bis zu diesem Zeitpunkt bei dem Kernschmelzunfall 1 ca. 46 Stunden (Kernschmelzfall 2: ca. 41 h) seit Eintritt des Unfalls verstrichen.

● Beschreibung durch Rechenprogramme

Im Rahmen von /F5, 3-5/ werden gegenwärtig zur rechnerischen Behandlung dieser Unfallphase Rechencodes entwickelt (BETZ, KAVERN), die die wesentlich erscheinenden physikalischen und chemischen Vorgänge berücksichtigen und dadurch eine genauere Berechnung der Aufschmelzrate des Betons und insbesondere der zeitlichen Entwicklung der Schmelzkavernengeometrie ermöglichen sollen. Erste, mit BETZ errechnete Ergebnisse zur 4. Unfallphase liegen bereits vor und werden im folgenden dargestellt. Es sei betont, daß sich diese vorläufigen Ergebnisse noch mit der weiteren Entwicklung des Rechenprogrammes ändern können.

Eine Berechnung des Betonzerstörungsablaufes setzt die Kenntnis des Wärmeübergangs an der Grenzfläche Schmelze/Beton voraus; er wird unter Berücksichtigung der thermohydraulischen Vorgänge in der Schmelze gegenwärtig geklärt /F5, 3-6 und -7/. Dem Wärmeübergang können unterschiedliche Mechanismen zugrunde liegen, dementsprechend haben die Untersuchungen zur Entwicklung von im wesentlichen zwei verschiedenen Wärmeübergangsmo-
dellen geführt. Diese Modelle sind in BETZ integriert, ihre Entwicklung ist jedoch nicht abgeschlossen. So konnte in der Phase A der Studie noch nicht die mittlerweile bekannte Abhängigkeit des Wärmeflusses vom lokalen Neigungswinkel der Schmelzkavernenwand berücksichtigt werden.

Um den Einfluß der Unsicherheiten bei den Eingabedaten und den in BETZ enthaltenen Wärmeübergangsmodellen auf die Rechenergebnisse zu ermitteln, wurde eine Anzahl von Rechnungen unter Variation der Eingabedaten und der Modelle durchgeführt. Dabei zeigte sich, daß insbesondere die zeitliche Entwicklung der Schmelzkavernengeometrie, die den Zeitpunkt eines Kontaktes zwischen Schmelze und Sumpfwasser sowie die Durchschmelzzeit des Reaktorfundamentes maßgeblich bestimmt, vom lokalen Verlauf des Wärmeflusses an den Beton abhängt. Im Vergleich dazu hat eine Variation der Stoffwerte im Rahmen ihres Unsicherheitsgrades nur einen geringen Einfluß auf die errechneten Ergebnisse.

● Durchschmelzzeit des Innenschildes

Bild F5, 3-8 zeigt die mit BETZ errechnete zeitliche Entwicklung der Schmelzkavernengeometrie nach einer zum Zeitpunkt $t = 7000$ s nach Eintritt des Kernschmelzunfalls eintretenden Wechselwirkung Schmelze/Beton. Dargestellt ist eine Hälfte der zur Ordinate des Diagramms symmetrischen Kaverne. Als ein Parameter der Rechnung ist das den Wärmeübergang zwischen Schmelze und Beton beschreibende Wärmeübergangsmodell anzusehen.

Aufgrund der im Vergleich zu den vorhergehenden 3 Unfallphasen großen Dauer der Betonzerstörungsphase ist es hinsichtlich der Höhe der die Aufschmelzprozesse bestimmenden Nachwärme von untergeordneter Bedeutung, ob die 4. Phase nach 7900 s (Kernschmelzfall 1) oder nach 5700 s (Kernschmelzfall 2) beginnt. Als Anfangszeitpunkt dieser Unfallphase wurden deshalb einheitlich 7000 s nach Eintritt des Kernschmelzunfalls gewählt. Zu diesem Zeitpunkt ist die eingezeichnete Ausgangskaverne vollständig mit Schmelze angefüllt. Die Rechnung zu Bild F5, 3-8 wurde ohne Berücksichtigung des Einflusses, den ein Kontakt zwischen Schmelze und Sumpfwasser nach Zerstörung der inneren biologischen Abschirmung auf den Unfallablauf hat, durchgeführt. Mit Sumpfwasserkontakt ist bei dem gewählten Wärmeüber-

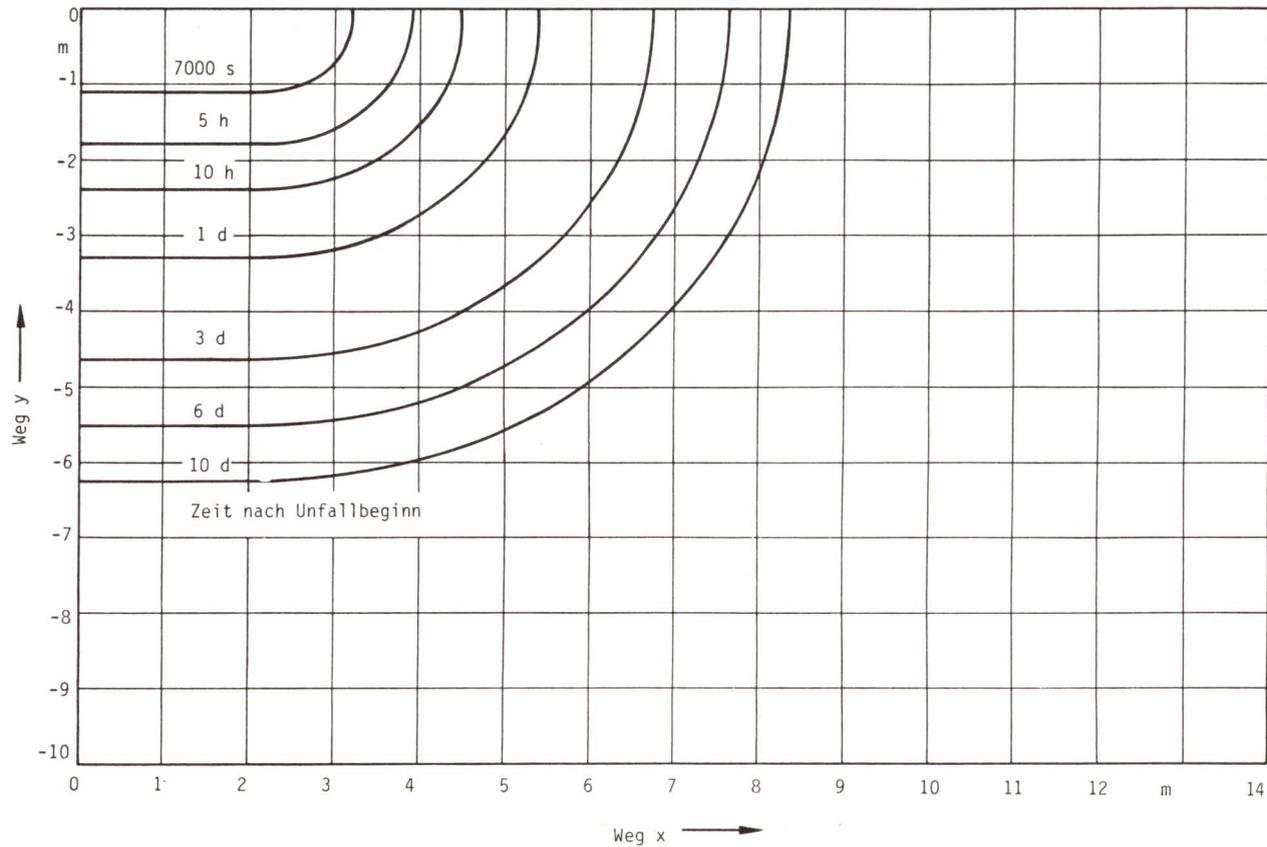


Bild F5, 3-8:

Mit BETZ errechnete zeitliche Entwicklung der Schmelzkavernengeometrie

gangsmodell ca. 5,6 Stunden nach Eintritt der Betonzerstörungsphase zu rechnen. Wird der Rechnung ein anderes Wärmeübergangsmodell (Filmmodell nach /F5, 3-7/) zugrunde gelegt, so verkürzt sich die Durchschmelzzeit auf ca. 4 Stunden (Tab. F5, 3-4).

Erste Ergebnisse der laufenden Untersuchungen zum Wärmeübergang weisen darauf hin, daß der Wärmefluß an den Beton mit Zunahme der Wandneigung der Schmelzkaverne zunehmen kann (größenordnungsmäßig Verdoppelung). Bei einer Verdoppelung des Wärmeflusses in radialer Richtung gegenüber demjenigen in axialer Richtung ($q_{\text{rad}}/q_{\text{ax}}=2$) verringert sich gegenüber der Rechnung zu Bild F5, 3-8 die Durchschmelzzeit der inneren Abschirmung um ca. 50 % (Tab. F5, 3-4). Die mit vereinfachten Annahmen ermittelte Durchschmelzzeit von ca. 2 h ist somit eine pessimistische Abschätzung.

● Durchschmelzen des Betonfundaments

Die Rechnung zu Bild F5, 3-8 ohne Berücksichtigung von Sumpfwasserkontakt ergibt, daß nach 10 Tagen eine Schicht von ca. 5,1 m des insgesamt 6 m starken Reaktorfundamentes aufgeschmolzen ist. Mit BETZ errechnet sich damit ein wesentlich langsamerer Ablauf der Betonzerstörungsphase als nach Gleichung (1).

Rechnungen, bei denen der Einfluß des Sumpfwasserkontaktes auf die Wechselwirkung Schmelze/Beton berücksichtigt wird, zeigen, daß nahezu die gesamte Nachwärmeleistung der Schmelze zur Verdampfung dient. Während der Sumpfwasserverdampfung ist zu erwarten, daß die Erosion des Betons fast vollständig zum Erliegen kommt und sich erst dann fortsetzt, wenn die durch das Sumpfwasser erfolgende Kühlung der Schmelze endet.

Um abzuschätzen, wie sehr ein Sumpfwasserkontakt das Durchschmelzen des Betonfundamentes verzögert, wurden Vergleichsrechnungen unter nachfolgenden Voraussetzungen durchgeführt:

Nach Durchschmelzen des Innenschildes findet eine uneingeschränkte Verdampfung des zur Verfügung stehenden Sumpfwassers statt. Die dabei zu erwartenden Wärmeübergangsbedingungen zwischen Schmelze und Wasser werden berücksichtigt, nicht jedoch eine etwaige Krustenbildung auf der Schmelzseeoberfläche. Der Sicherheitsbehälter versagt infolge des Überdrucks 25 Stunden nach Einsetzen der Sumpfwasserverdampfung, gleichzeitig endet die Sumpfwasserverdampfung, da das verdampfte Wasser aus dem Sicherheitsbehälter entweicht und nicht mehr nach Kondensation innerhalb des Sicherheitsbehälters zur Kühlung der Schmelze bereitsteht.

Die Vergleichsrechnung zu derjenigen von Bild F5, 3-8 ergibt, daß zum Zeitpunkt des SB-Versagens eine ca. 1,1 m dicke Schicht des insgesamt 6 m starken Betonfundamentes aufgeschmolzen ist. Nach 10 Tagen beträgt die aufgeschmolzene Schichtdicke ca. 4,7 m; dieser Wert unterscheidet sich damit in nur geringem Maße von demjenigen ohne Sumpfwasserkontakt (5,1 m). Dieser geringe Unterschied wird dadurch begründet, daß der Zeitraum der Sumpfwasserverdampfung klein gegenüber der Gesamtdauer der Betonzerstörungsphase ist. Der Einfluß des verwendeten Modells für den Wärmeübergang zwischen Schmelze und Beton ist der Tabelle F5, 3-4, die einige weitere Ergebnisse der Rechnungen zusammengefaßt wiedergibt, zu entnehmen.

In /F5, 3-1/ wird zur Abschätzung der Dauer der Betonzerstörungsphase das Erschmelzen dreier unterschiedlicher Kavernengeometrien und damit unterschiedlicher Betonvolumina betrachtet und deren Aufschmelzzeiten, wie zu Beginn des Kapitels beschrieben, unter Zugrundelegen der gesamten Nachwärmeleistung der Schmelze bestimmt. Durch die Wahl unterschiedlicher Kavernen soll die Unsicherheit, die hinsichtlich der Ausbreitung der Schmelze im Beton und somit in der Durchdringungszeit des Fundamentes besteht, eingegrenzt werden.

Die Aufschmelzzeiten vergleichbarer Betonvolumina /F5, 3-1/ und der vorliegenden Untersuchung stehen bei Berücksichtigung der Unterschiede in den Rechendaten, die insbesondere in der unter-

Parameter	Durchschmelzzeit der inneren Abschirmung in h	Geschmolzene Fundamentschicht nach 10 Tagen in m		Geschmolzenes Betonvolumen nach 10 Tagen in m ³	
		ohne Sumpfwasser	mit Sumpfwasser	ohne Sumpfwasser	mit Sumpfwasser
Wärmeübergangsmodell 1 (Blasenmodell)	5,6	5,1	4,7	958	771
Wärmeübergangsmodell 2 (Filmmodell)	4,0	7,1 ¹⁾ (6 m nach 6 Tagen)	6,5 ¹⁾ (6 m nach 6,6 Tagen)	1708	1375
Wärmeübergangsmodell 1 $q_{\text{rad}}/q_{\text{ax}} = 2$	2,8	3,6	-	896	-

¹⁾ Fundament durchgeschmolzen

Tab. F5, 3-4:

Mit BETZ errechnete Ergebnisse zum Ablauf der Betonzerstörungsphase
(Kernschmelzfall 1 und 2)

schiedlichen Nachwärmeleistungsfreisetzung bei den Referenzanlagen bestehen, in Übereinklang.

Der wesentliche Unterschied im Ablauf und dementsprechend in der analytischen Behandlung der Betonzerstörungsphase besteht gegenüber der vorliegenden Studie in /F5, 3-1/ darin, daß die Durchdringung des Reaktorfundamentes ohne Sumpfwasserkontakt stattfindet. Anhand der Aufschmelzzeiten der vorgegebenen Betonvolumina wird in WASH-1400 für die Dauer der Betonzerstörungsphase bis zum Zeitpunkt der Durchdringung des Fundamentes ein Zeitraum von 18 Stunden (+10 h, -5 h) als realistisch angesehen.

Für die deutsche Referenzanlage ergeben sich Werte, die mittels Handabschätzung bei pessimistischen Randbedingungen ca. 2 Tage und mittels eines Rechenprogramms mehr als 10 Tage betragen können. Unter Wertung der Randbedingungen und der durch Versuche gestützten Erwartungen einer Kavernenform, wie sie sich gegenüber der Annahme einer zylindrischen Schmelzkaverne bei der Handabschätzung aus den Rechnungen mit dem Programm BETZ ergibt, kann ein Mittelwert von 4 bis 5 Tagen abgeschätzt werden.

3.4 Zusammenfassung

Für zwei charakteristische Kernschmelzfälle, die für das ganze Spektrum möglicher Unfallabläufe stellvertretend sind, wurde der Verlauf des Unfalls, in einzelne Phasen gegliedert, berechnet. Der Kernschmelzfall 1 ist gekennzeichnet durch den völligen Ausfall der Sumpfschaltung nach einem großen Bruch im Primärkreis zu einem Zeitpunkt von 1150 s nach Unfallbeginn. Der Kernschmelzfall 2 ist durch den Ausfall aller aktiven Sicherheitssysteme gekennzeichnet. Durch die Druckspeicher allein wird der Reaktordruckbehälter in ca. 100 s aufgefüllt.

Die 1. Phase des Unfallablaufs beginnt also 1150 bzw. 100 s nach Störfalleintritt mit dem Ausdampfen des im Reaktordruckbehälter bis zum Bruchstutzen stehenden, ruhenden Wassers. Das

bis zur Kernunterkante stehende Wasser wird verdampft, der Kern heizt sich bis zum Schmelzen auf und stürzt durch Versagen der unteren Gitterplatte nach 5000 s für Fall 1 (3100 s für Fall 2) in das Restwasser des unteren Plenums. Durch Zirkon/Wasser-Reaktion wird der größte Teil der Brennstabhüllen oxidiert und Wasserstoff in den Sicherheitsbehälter freigesetzt.

Das Restwasser wird in der 2. Phase des Unfallablaufs verdampft, in einer 3. Phase nach Ausbildung eines Schmelzsees in der unteren Kugelkalotte des Reaktordruckbehälters dessen Wandung durchschmolzen. Die Schmelze ergießt sich für Fall 1 nach 7900 s (5700 s für Fall 2) auf das Betonfundament des inneren biologischen Schildes.

In der 4. Unfallphase wird die innere Abschirmung durchgeschmolzen und für Fall 1 ergießt sich das Sumpfwasser nach 4,4 h (3,7 h für Fall 2) auf die Schmelze. In der Folge wird die gesamte Nachwärme der Schmelze zur Verdampfung des Sumpfwassers verbraucht. Die Schmelzfront dringt nur unwesentlich weiter in das Fundament ein. Das Verdampfen des Sumpfwassers führt zum Druckanstieg im Sicherheitsbehälter und letztlich zu dessen Versagen. Durch Entweichen des Wasserdampfes in die Umgebung wird der verbleibende Sumpf relativ rasch ausgetrocknet, so daß die Schmelze ihren Weg durch das Fundament fortsetzen kann. Nach einer pessimistischen Abschätzung dauert es dann mindestens noch 20 h, bis die Schmelze das Fundament durchdrungen hat. Nach Rechnungen mit einem Programm sind hingegen bis zu 10 Tage vonnöten. Im Mittel kann von einer Durchschmelzzeit von 4 bis 5 Tagen ausgegangen werden.

Bei den Rechnungen ist eine mögliche Dampfexplosion unberücksichtigt geblieben. Unterstellt man eine Dampfexplosion (Kapitel 5), ergeben sich andere Unfallabläufe und -auswirkungen.

4. VERSAGEN DES SICHERHEITSBEHÄLTERS

4.1 Allgemeines

Der Sicherheitsbehälter (SB) stellt bei Kernschmelzunfällen die letzte Barriere zur Rückhaltung der Spaltprodukte dar. Seine Dichtheit ist in einem solchen Fall ausschlaggebend, ob und in welchem Ausmaß Spaltprodukte aus der Anlage entweichen können. Die verschiedenen Möglichkeiten des Versagens eines Sicherheitsbehälters werden in diesem Kapitel diskutiert. Ein SB-Versagen kann zwei prinzipiell unterschiedliche Ursachen haben:

- Zum einen können Fehler etwa in den Abschlußorganen von Sicherheitsbehälterdurchführungen bei Eintritt eines Störfalles das Versagen des Sicherheitsbehälterabschlusses und damit eine Undichtigkeit des Sicherheitsbehälters bewirken.
- Zum anderen ist es denkbar, daß im Verlauf eines Kernschmelzunfalles physikalische und chemische Prozesse unter hoher Energiefreisetzung ablaufen. Findet die Energiefreisetzung in die SB-Atmosphäre statt, so können Versagensgrenzen des Sicherheitsbehälters überschritten und als Folge dessen der Sicherheitsbehälter beschädigt werden. Der Sicherheitsbehälter kann aber auch mechanisch, z.B. durch Dampfexplosion oder Durchschmelzen beschädigt werden.

Die Wahrscheinlichkeit für das Auftreten möglicher Leckagen wird im Fachband 2 ausführlich diskutiert. Daraus werden die dort definierten repräsentativen Leckgrößen für die hier durchgeführten Untersuchungen zum Versagen des Sicherheitsbehälters übernommen.

Die unterschiedlichen Kernschmelzfälle wurden in Kapitel 3 dieses Fachbandes spezifiziert und ihre Abläufe im einzelnen untersucht. Auf den Sonderfall Dampfexplosion wird in Kapitel 5 näher eingegangen. Die Ergebnisse aus den Kapiteln 3 und 5 werden den Betrachtungen zum Sicherheitsbehälterversagen als Eingangsdaten zugrunde gelegt.

Ausgehend von diesen Ereignisabläufen, ergeben sich entsprechend den Versagensarten des Sicherheitsbehälters jeweils unterschiedliche Aktivitätsfreisetzungen in die Umgebung. Die thermodynamischen Rechnungen mit dem Rechenprogramm CONDRU (Anhang 3) liefern die notwendigen Daten für Strukturtemperaturen, Leckströme, den Zeitpunkt des Überdruckversagens u.ä., die zur Berechnung von Aktivitätstransport und -ablagerung im Sicherheitsbehälter sowie Aktivitätsfreisetzung aus dem Sicherheitsbehälter mit dem Programm CORRAL benötigt werden (Fachband 6).

Zunächst werden im folgenden Abschnitt die möglichen Versagensarten des Sicherheitsbehälters diskutiert. Im Abschnitt 4.3 werden dann die Energiequellen und -senken aufgeführt, die den Druckverlauf im Sicherheitsbehälter wesentlich beeinflussen, und die Randbedingungen diskutiert, die aus Anlagendaten, aus physikalisch vereinfachenden Modellannahmen und aus Vorgaben aufgrund der Ereignisabläufe selbst resultieren. Abschnitt 4.4 stellt die durchgeführten Rechnungen vor und Abschnitt 4.5 die Rechenergebnisse. Abschnitt 4.6 enthält die Zusammenfassung.

Im Rahmen der Risikostudie wurden zahlreiche begleitende Untersuchungen durchgeführt, die im Anhang 3 dokumentiert sind. Darin findet sich eine kurze Beschreibung des Rechenprogramms CONDRU mit den für die Risikostudie durchgeführten Änderungen. Die umfangreichen Parameteruntersuchungen zur Ermittlung der hinsichtlich des SB-Verhaltens ungünstigsten Kernschmelzabläufe werden beschrieben. Die Rechnungen zum Druckaufbau im Sicherheitsbehälter für verschiedene Leckgrößen in der Hauptkühlmitteleitung werden wiedergegeben. Außerdem wird noch untersucht, ob bei bestimmten Leckagen des Sicherheitsbehälters die Zustände im Ringraum so ungünstig werden können, daß die dort untergebrachten Notkühleinrichtungen aufgrund von Temperatur oder Feuchte versagen und damit Kernschmelzfälle einleiten können.

4.2 Versagensarten des Sicherheitsbehälters

4.2.1 Versagen des Sicherheitsbehälter- abschlusses

Der Sicherheitsbehälter der Referenzanlage besteht aus einer gasdicht verschweißten kugelförmigen Stahlhülle von 56 m Durchmesser. Ins Innere der Stahlhülle führen 3 druckfeste und gasdichte Schleusen. Daneben gibt es in der Stahlhülle eine Reihe von Rohrleitungs- und Kabeldurchführungen, die im wesentlichen zum Betrieb der innerhalb des Sicherheitsbehälters angeordneten Systeme erforderlich sind. Alle die Stahlhülle durchdringenden Rohrleitungen sind grundsätzlich mit mindestens 2 hintereinanderliegenden Absperrarmaturen versehen. Bei Eintritt eines Störfalles werden die Absperrreinrichtungen aller Rohrleitungen, die zur Beherrschung des Störfalles nicht benötigt werden, automatisch geschlossen. Wenn beide Absperrarmaturen einer Rohrleitung aufgrund von Fehlern nicht geschlossen werden können, bedeutet dies bei bestimmten Rohrleitungen, daß der Sicherheitsbehälter ebenfalls nicht geschlossen ist. Er weist dann ein Leck entsprechend der Größe der Rohrleitung auf. Mögliche Leckagen des Sicherheitsbehälters bei Störfällen oder Unfällen wurden mit Hilfe von System- und Zuverlässigkeitsanalysen im Fachband 2 eingehend untersucht und wahrscheinlichkeitsmäßig bewertet. Es ist danach zweckmäßig, das Spektrum möglicher Leckagen des Sicherheitsbehälters in folgende 3 Bereiche zu unterteilen:

- große Leckage des Sicherheitsbehälters, repräsentiert durch ein Leck mit einem Durchmesser von 300 mm (Bezeichnung: β -300),
- mittlere Leckage des Sicherheitsbehälters, repräsentiert durch ein Leck mit einem Durchmesser von 80 mm (Bezeichnung: β -80),
- kleine Leckage des Sicherheitsbehälters, repräsentiert durch ein Leck mit einem Durchmesser von 25 mm (Bezeichnung: β -25).

Diese Leckgrößen sowie einige Zwischenwerte wurden den Untersuchungen zum Versagen des Sicherheitsbehälters jeweils ab Störfallbeginn zugrunde gelegt.

4.2.2 Ü b e r s c h r e i t e n v o n V e r s a g e n s g r e n z e n

Je nach Unfallablauf können physikalische bzw. chemische Prozesse stattfinden, für die der Sicherheitsbehälter nicht ausgelegt ist. Aus den Untersuchungen zum Kernschmelzen (Kapitel 3) resultieren folgende Belastungsarten:

- Freisetzung von Dampf in den Sicherheitsbehälter,
- Freisetzung von Wasserstoff in den Sicherheitsbehälter,
- Freisetzung von Spaltprodukten und der damit verbundenen Nachwärme in den Sicherheitsbehälter,
- mechanische Belastung des Sicherheitsbehälters infolge Dampfexplosion im Reaktordruckbehälter und
- Durchdringen des Betonfundaments durch die Kernschmelze.

In den Sicherheitsbehälter freigesetzter Wasserstoff kann

- als Gas zur Druckerhöhung im Sicherheitsbehälter führen,
- verbrennen und durch die freiwerdende Wärme den Druck erhöhen und
- bei Vorliegen entsprechender Voraussetzungen explodieren.

Aus diesen Belastungsarten sind in Anlehnung an /F4, 4-1/ die folgenden Versagensarten ableitbar:

- Überdruckversagen aufgrund stetigen Druckaufbaus infolge Dampf- oder Gasproduktion innerhalb des Sicherheitsbehälters (Bezeichnung δ) und
- mechanische Zerstörung infolge
 - Wasserstoffexplosion (Bezeichnung γ)
 - Dampfexplosion (Bezeichnung α)
 - Durchschmelzen (Bezeichnung ϵ).

Nach Untersuchungen in /F5, 4-1/ führt die Wasserstoffexplosion, die nach Anreicherung des Wasserstoffs bis zur unteren Explosionsgrenze im Sicherheitsbehälter als plötzlich eintretendes Ereignis denkbar ist, nicht zum Versagen des Sicherheitsbehälters und wird daher hier nicht weiter behandelt.

Das Versagen des Sicherheitsbehälters durch Dampfexplosion im Reaktordruckbehälter wird als pessimistischer Grenzfall bei Kernschmelzunfällen angesehen. Bis zum Zeitpunkt der Dampfexplosion wird der Ereignisablauf wie der entsprechende Kernschmelzunfall bei dichtem Sicherheitsbehälter behandelt. Nach der Dampfexplosion wird ein großes Leck im Sicherheitsbehälter angenommen. Der Zeitpunkt für die Dampfexplosion wird aus Kapitel 3 übernommen.

Das Durchschmelzen des Reaktorkerns durch den Reaktordruckbehälter, die Reaktorgrube und die Fundamente des Sicherheitsbehälters werden in Kapitel 3 ausführlich behandelt. In WASH-1400 wurde angenommen, daß ein Versagen des Sicherheitsbehälters mit einer Aktivitätsfreisetzung in die Atmosphäre gravierendere Auswirkungen hat als ein Durchschmelzen des Betonfundaments und die damit verbundene Aktivitätsfreisetzung ins Erdreich. Versagt vor Durchschmelzen des Fundaments der Sicherheitsbehälter und ermöglicht eine Aktivitätsfreisetzung in die Atmosphäre, so wird in WASH-1400 die Freisetzung in das Erdreich nicht weiter betrachtet. Wie die Untersuchungen zeigen, kommt es im Fall der deutschen Referenzanlage bei einem Kernschmelzunfall vor Zerstörung des Fundaments stets zu einer atmosphärischen Freisetzung. Die Versagensart Durchschmelzen des Fundaments wurde deshalb nicht weiter verfolgt.

Das Überdruckversagen des Sicherheitsbehälters ist nur möglich, wenn die Nachzerfallswärme in Form von Dampf innerhalb des Sicherheitsbehälters freigesetzt oder durch chemische Prozesse wie Wasserstoffverbrennung zusätzlich Energie eingebracht wird und eine ausreichende Energieabfuhr aus dem Sicherheitsbehälter nicht möglich ist. Diese Vorgänge werden in den folgenden Abschnitten näher untersucht.

4.3 Modellannahmen und Randbedingungen

Bei den betrachteten Ereignisabläufen wird der zeitliche Verlauf von Druck und Temperatur im Sicherheitsbehälter von folgen-

den Parametern beeinflusst:

- Verdampfung von Wasser aus der Hauptkühlmittelleitung während des Ausströmvorgangs,
- Verdampfung von Notkühlwasser,
- Verdampfung von Sumpfwasser bei Kontakt mit der Kernschmelze,
- Zufuhr von Gasen wie Wasserstoff,
- Zufuhr von Energie wie bei Wasserstoffverbrennung,
- Entzug von Energie aus der SB-Atmosphäre durch Kondensation von Dampf an kalten Einbauten (Stahl, Beton),
- Abfuhr von Masse und Energie aus dem Sicherheitsbehälter durch Leckagen,
- Abfuhr von Energie durch Kühlkreisläufe.

Diese Vorgänge werden im Rechenprogramm CONDRU simuliert, das für die Zwecke der Risikostudie hinsichtlich Leckage in die Umgebung, Darstellung des Notkühlablaufs, Zu- und Abluftsystemen im Ringraum, Datenausgabe und -transfer für CORRAL-Rechnungen u.ä. erweitert wurde (Anhang 3).

Bei den Rechnungen werden Randbedingungen verwendet, die teilweise aus den Anlagendaten, teilweise aus physikalisch vereinfachenden Modellannahmen und teilweise aus Vorgaben aus den jeweiligen Ereignisabläufen selbst resultieren.

Die Eingabedaten aus der Anlage, wie z.B. Strukturoberflächen, Wandstärken, Stoffwerte und Betriebstemperaturen, werden aus dem Genehmigungsverfahren für die Referenzanlage übernommen. Unsicherheiten werden berücksichtigt, indem

- das freie Volumen des Sicherheitsbehälters um 2 % gegenüber dem Nennwert verringert,
- das Primärkreisvolumen um 2 % vergrößert und
- der Inhalt der Sekundärseite eines Dampferzeugers gleichzeitig mit dem Primärkreisinhalt entleert

angesetzt werden.

Das Programm CONDRU enthält einige Optionen, mit deren Hilfe physikalisch nicht eindeutig beschreibbare bzw. unterschiedlich ablaufende Vorgänge auf unterschiedliche Weise dargestellt und

je nach Problemstellung angewählt werden können. Eine dieser Optionen ist die Wahl des Wärmeübergangsverhaltens zwischen SB-Atmosphäre und Strukturoberflächen. Im Genehmigungsverfahren wird eine einfache Funktion nach Tagami/Uchida /F5, 4-2 und -3/ verwendet, deren Konservativität hinsichtlich hoher Maximaldrücke an allen Versuchsanlagen bestätigt wurde. Sie wurde auch hier angesetzt. Eine weitere Option betrifft das thermodynamische Gleichgewicht bzw. Ungleichgewicht zwischen Wasser- und Gasphase (Dampf/Luft) im Sicherheitsbehälter. Im allgemeinen führt beim beherrschten Kühlmittelverluststörfall die Verwendung des thermodynamischen Ungleichgewichtes zu höheren Maximaldrücken (bis 0,3 bar), die dann der Auslegung des Sicherheitsbehälters zugrunde gelegt werden. Wie sich bei den nachfolgenden Untersuchungen für Kernschmelzunfälle zeigt, wird der langfristige Druckaufbau und eventuelles Überdruckversagen durch die Sumpfwasserverdampfung bestimmt. Diese Sumpfwasserverdampfung kann nur bei thermodynamischem Gleichgewicht stattfinden. Entsprechend wurde hier durchgängig die Option für thermodynamisches Gleichgewicht verwendet.

Weitere Randbedingungen für die Untersuchungen zum Versagen des Sicherheitsbehälters sind durch die jeweiligen Ereignisabläufe selbst bestimmt. Wie aus der Diskussion der in Kapitel 3 untersuchten Kernschmelzunfälle folgt, ist die Beschreibung der Kernschmelzunfälle mit erheblichen Unsicherheiten aufgrund unterschiedlicher Annahmen zu den einzelnen Phasen des Kernschmelzablaufes behaftet. Um die für den Druckaufbau im Sicherheitsbehälter ungünstigsten Kernschmelzunfälle zu ermitteln, wurden in Parameterrechnungen die Auswirkungen einzelner Kernschmelzphasen auf den Sicherheitsbehälterdruck eingehend untersucht (Anhang 3). Entsprechend der oberen Einhüllenden für alle Druckkurven (Bild F5, A3-1), wurden die für den Sicherheitsbehälter ungünstigsten Ergebnisse den weiteren Untersuchungen zum Versagen der Sicherheitsbehälter zugrunde gelegt:

- doppelendiger Bruch einer heißen Hauptkühlmittelleitung,
- unmittelbar in den Sicherheitsbehälter stattfindende Freisetzung und Verbrennung des durch Oxidation des Hüllrohrwerkstoffes entstehenden Wasserstoffs,

- Freisetzung und Verbrennung des bei der Wechselwirkung Schmelze/Beton gebildeten Wasserstoffs und
- Verwendung der beim Kontakt der Schmelze mit dem Sumpfwasser anfallenden Nachzerfallswärme nicht zum weiteren Aufschmelzen der Betonstrukturen, sondern nur zur Dampfproduktion.

Die unter diesen Randbedingungen ermittelten Kernschmelzabläufe wurden den Rechnungen zum Verhalten des Sicherheitsbehälters zugrunde gelegt.

4.4 Durchgeführte Rechnungen

Für ein repräsentatives Spektrum von Ereignisabläufen wurden detaillierte Rechnungen zur Ermittlung des Sicherheitsbehälterverhaltens durchgeführt. Die Systematik der Rechenfälle, die zum Verhalten des Sicherheitsbehälters durchgeführt wurden, ist in Tabelle F5, 4-1 dargestellt. Wie daraus ersichtlich, teilen sich die Rechenfälle in drei Störfall- bzw. Unfallbereiche auf:

- beherrschter Kühlmittelverluststörfall,
- Kernschmelzfall 1,
- Kernschmelzfall 2.

Der beherrschte Kühlmittelverluststörfall wurde berücksichtigt, da aufgrund des vorübergehenden Temperaturanstiegs im Kern Hüllrohre undicht werden können. Dabei treten die in den Spaltgassammelräumen vorhandenen gasförmigen und leichtflüchtigen Spaltprodukte in den Sicherheitsbehälter aus. Für die Untersuchung der Freisetzung von Spaltprodukten in die Umgebung wurde daher auch dieser Fall unter Annahme verschieden großer Lecks im Sicherheitsbehälter betrachtet.

Das gemeinsame auslösende Ereignis für alle Rechenfälle ist der doppelendige Bruch der Hauptkühlmittleitung (Bezeichnung: A). Der Kernschmelzfall 1 wird ausgelöst durch den Ausfall der Notkühlung bei Umschaltung von Einspeise- auf Umwälzbetrieb (Bezeichnung F). Kernschmelzfall 2 ist bedingt durch den Ausfall der Niederdruckeinspeisung (Bezeichnung: E).

Lfd. Nr.	Störfall/Unfall	Annahme zur Kernnotkühlung	Zustand des Sicherheitsbehälters	Bezeichnung Ereignisablauf	Zeitpunkt Überdruck-Versagen
1	Beherrschter Kühlmittelverluststörfall (kein Kernschmelzen)	wirksam	dicht	A	-
2		wirksam	300 mm ϕ -Leck (β -300)	AF β -300	-
3	Kernschmelzfall 1	Ausfall der Umschaltung auf Sumpfwälzbetrieb (F)	dicht bis 8,5 bar, bei Überdruckversagen 1 m ² -Leck	AF δ	28 h ¹⁾
4			25 mm ϕ -Leck (β -25)	AF β -25	31 h
5			50 mm ϕ -Leck (β -50)	AF β -50	41 h
6			80 mm ϕ -Leck (β -80)	AF β -80	97 h
7			300 mm ϕ -Leck (β -300)	AF β -300	-
8			dicht bis 5000 s, bei Dampfexplosion 1 m ² -Leck	AF α	-
9			Kernschmelzfall 2	Ausfall der Niederdruckeinspeisung für Flutung (E)	dicht bis 8,5 bar, dann 1 m ² -Leck
10	25 mm ϕ -Leck (β -25)	AE β -25			25 h
11	50 mm ϕ -Leck (β -50)	AE β -50			34 h
12	80 mm ϕ -Leck (β -80)	AE β -80			-
13	300 mm ϕ -Leck (β -300)	AE β -300			-
14	dicht bis 3100 s, bei Dampfexplosion 1 m ² -Leck	AE α			-

¹⁾ Infolge zwischenzeitlicher Verbesserungen in der Genauigkeit einiger Eingabedaten weichen die Zeitangaben geringfügig von den im Hauptband angegebenen ab.

Tab. F5, 4-1:

Rechenfälle zum Verhalten des Sicherheitsbehälters bei doppelendigem Bruch der Hauptkühlmitteleitung

Der Zustand des Sicherheitsbehälters bei den Rechenfällen 3 und 9 sei wie folgt erläutert (Tabelle F5, 4-1): Bei einem dichten Sicherheitsbehälter¹⁾ führt die laufende Energiezufuhr zu einem stetigen Anstieg des Druckes im Sicherheitsbehälter. Zu einem bestimmten Zeitpunkt erreicht der Druck einen Wert, bei dem der Sicherheitsbehälter mit großer Wahrscheinlichkeit versagen wird. Aufgrund der Festigkeitsanalysen zum Versagensdruck des Sicherheitsbehälters (Anhang 4) wird für die thermodynamischen Untersuchungen zum SB-Verhalten ein Versagensdruck von 8,5 bar zugrunde gelegt. Wird dieser Druck bei den Berechnungen zum Druckaufbau im Sicherheitsbehälter überschritten, so setzt man im Rechenmodell eine plötzliche große Öffnung in der Sicherheitsbehälterhülle von 1 m² an

Diese Leckgröße wurde so gewählt, daß der Druck im Sicherheitsbehälter ausreichend schnell auf den Umgebungsdruck absinkt, dabei aber noch ohne numerische Recheninstabilitäten eine definierte Ausströmung aus dem Leck nachgewiesen werden kann. Dies ist besonders für die anschließenden radiologischen Betrachtungen wichtig.

Die Annahme einer Leckgröße von 1 m² im Sicherheitsbehälter wurde auch bei der Versagensart Dampfexplosion (Rechenfälle 8 und 14) getroffen. Jedoch wird hier anstelle des Versagensdrucks das Kriterium für den Zeitpunkt des Kernabsturzes gewählt (Kernschmelzfall 1 mit 5000 s, Kernschmelzfall 2 mit 3100 s).

Unter Berücksichtigung der oben aufgeführten Randbedingungen wurden für die Ermittlung der Spaltproduktfreisetzung (Fachband 6) die folgenden Angaben ermittelt:

- Druck- und Temperaturverlauf der SB-Atmosphäre,

¹⁾ Der Sicherheitsbehälter wird als dicht bezeichnet, wenn die Leckage aus dem Sicherheitsbehälter die Auslegungsleckage von 0,25 Vol.-% pro Tag nicht überschreitet.

- Temperaturverläufe an den Oberflächen der Strukturen im Sicherheitsbehälter und an der Innenseite der Stahlhülle,
- Leckraten aus dem Sicherheitsbehälter.

Die Ergebnisse der durchgeführten Rechnungen nach Tabelle F5, 4-1 werden in Abschnitt 4.5 diskutiert.

4.5 Ergebnisse

Im folgenden werden anhand der Tabelle F5, 4-1 die beherrschten Kühlmittelverluststörfälle (Rechenfälle 1 und 2), Kernschmelzfälle mit SB-Leckagen (Rechenfälle 3 bis 7, 9 bis 13) und die Sonderfälle Kernschmelzen mit Dampfexplosion (Rechenfälle 8 und 14) diskutiert.

4.5.1 Beherrschter Kühlmittelverlust- st ö r f a l l

Bild F5, 4-1 zeigt als obere Kurve den Druckverlauf im Sicherheitsbehälter beim Bruch einer Hauptkühlmittelleitung. In Bild F5, 4-2 ist der zugehörige Temperaturverlauf dargestellt. Unter starker Dampfbildung entleert sich das Kühlmittel in den Bruchraum und von hier aus über vorhandene Raumverbindungen in den gesamten Sicherheitsbehälter. Druck und Temperatur steigen stetig an und erreichen gegen Ende der Ausströmpphase bei ca. 17,5 s ein Maximum von 4,9 bar. Kurz zuvor beginnen die Druckspeicher kaltes Kühlwasser in die Hauptkühlmittelleitung einzuspeisen, wenig später starten die Nachkühlpumpen und fördern zusätzlich kaltes Wasser aus den Flutbehältern in die Hauptkühlmittelleitung. Während der Wiederauffüllung und Flutung des Reaktordruckbehälters kommt es erneut zur Dampfbildung. Der Druck im Sicherheitsbehälter fällt jedoch aufgrund der hohen Kondensationsrate des Dampfes an kalten Strukturen trotz erneuter Dampfbildung ständig ab. Nach Flutung des Reaktordruckbehälters (ca. 2 min) wird die Speicher- und Nachzerfallswärme praktisch ohne Verdampfung vom nachgespeisten Not-

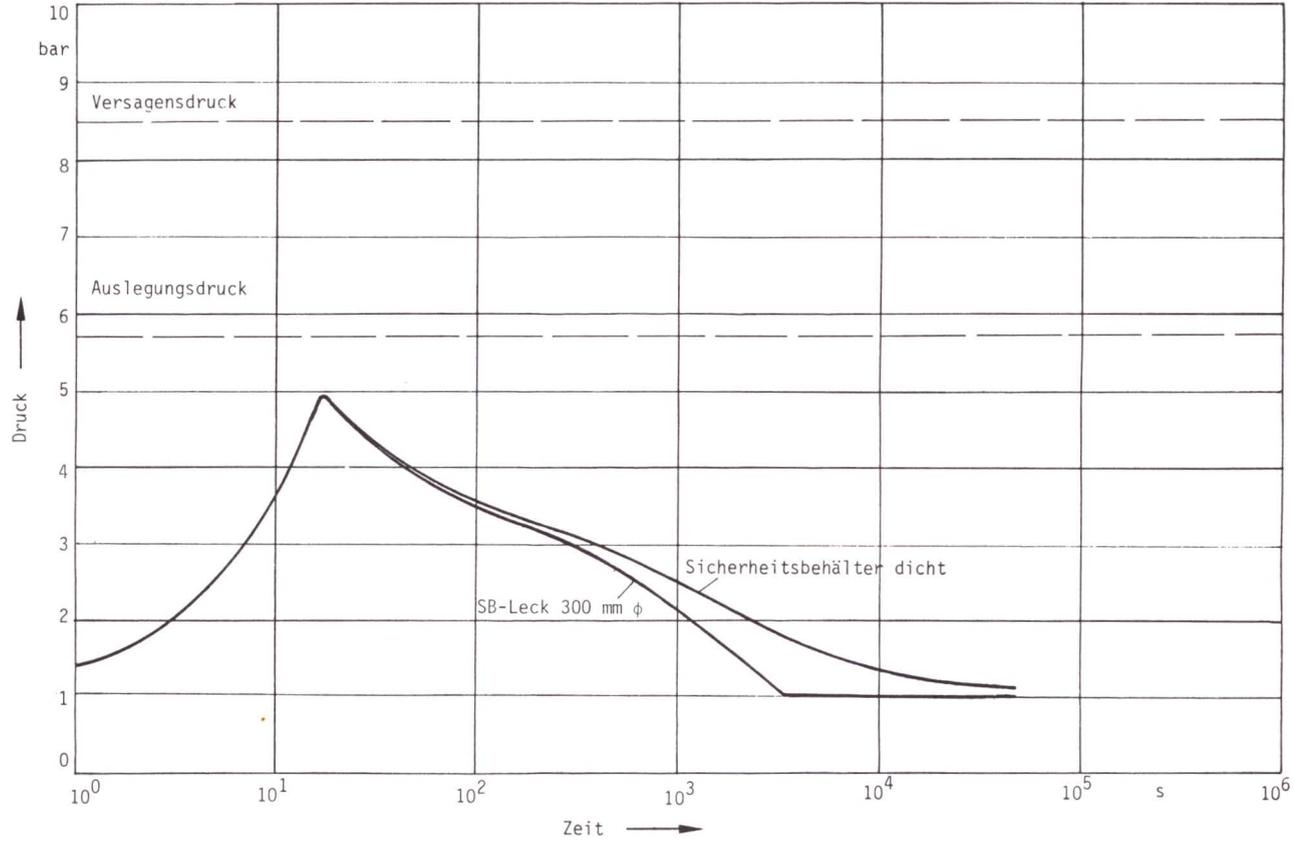


Bild F5, 4-1:

Druckverlauf im Sicherheitsbehälter für den beherrschten doppelendigen Bruch einer Hauptkühlmittleitung

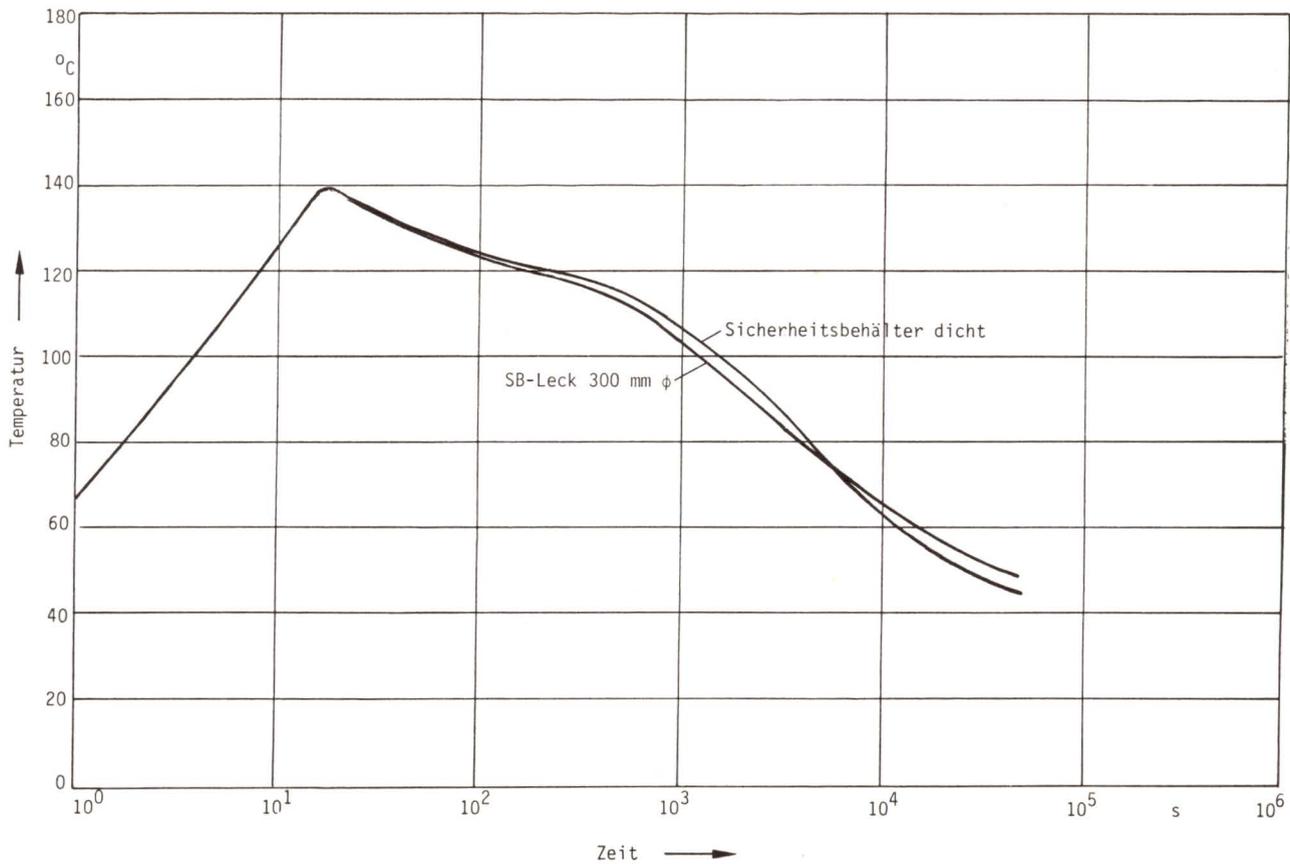


Bild F5, 4-2:

Temperaturverlauf im Sicherheitsbehälter für den beherrschten doppelendigen Bruch der Hauptkühlmittelleitung

kühlwasser aufgenommen, das aufgewärmt über die Bruchstelle in den SB-Sumpf gelangt. Hier sammelt sich auch das Kondensat des an Beton- und Stahleinbauten kondensierten Dampfes. Etwa 7 min nach Störfallbeginn sind die Druckspeicher entleert und allein die Nachkühlpumpen fördern kaltes Wasser in die Hauptkühlmitteleitung. Nach ca. 20 min wird auf Sumpfumwälzbetrieb umgeschaltet. Die Nachkühlpumpen saugen jetzt statt des kalten Notkühlwassers aus den Flutbehältern das heiße Wasser aus dem SB-Sumpf an und fördern es über die Nachkühler wieder in den Reaktorkühlkreislauf. Die Nachkühler führen die Nachzerfalls- und Speicherwärme des Reaktors sowie langfristig auch die vom Sicherheitsbehälter aufgenommene Wärme über den nuklearen Zwischenkühlkreislauf und das Nebenkühlwasser an den Vorfluter ab. Der Druck und die Temperatur im Sicherheitsbehälter sinken stetig, aber deutlich langsamer ab, weil einige anfänglich stark aufgeheizte Stahleinbauten teilweise ihre Wärme an die Atmosphäre des Sicherheitsbehälters abgeben. Nach ca. 14 Stunden erreichen Druck und Temperatur nahezu wieder die Ausgangswerte vor dem Störfall.

Die unteren Kurven in den Bildern F5, 4-1 und -2 stellen Druck- und Temperaturverlauf im Sicherheitsbehälter beim gleichen Störfall, jedoch mit großem Leck im Sicherheitsbehälter (Ereignisablauf Aß-300) dar. Bis zum Druckmaximum wirkt sich das Leck praktisch nicht aus. Dies kann darauf zurückgeführt werden, daß es während der kurzzeitigen Ausströmphase aufgrund der Leckage nur zu einer geringen Abfuhr von Masse und Energie kommt. Im weiteren Verlauf macht sich die Massen- und Energieabströmung über das Leck jedoch stark bemerkbar. Bereits nach etwa 1 Stunde erreicht der Druck im Sicherheitsbehälter wieder Atmosphärendruck.

Im Verlauf der hier beschriebenen Störfälle tritt im Sicherheitsbehälter ein maximaler Druck von ca. 4,9 bar auf. Dieser liegt deutlich unter dem Auslegungsdruck des Sicherheitsbehälters von 5,7 bar. Die einzig mögliche Versagensart beim beherrschten Kühlmittelverluststörfall ist damit das Versagen des Sicherheitsbehälters durch Leckage.

4.5.2 Kernschmelzfall 1

Beim Kernschmelzfall 1 (Bild F5, 4-3) ist der Ereignisablauf bis zur Umschaltung auf Sumpfbetrieb etwa 20 min nach Unfallbeginn identisch mit dem des beherrschten Kühlmittelverluststörfalls. Dies betrifft die Bereiche 1, 2 und 3.

Bei Umschaltung auf Sumpfumwälzbetrieb (Zeitpunkt 4) wird Ausfall des Not- und Nachkühlsystems unterstellt, d.h., kein Notkühlwasser gelangt mehr in den Reaktordruckbehälter. Der zunächst noch gefüllte Reaktordruckbehälter beginnt auszudampfen. Der Dampf gelangt über die Leckstelle in den Sicherheitsbehälter. Die mit diesem Dampf verbundene Energiezufuhr in die SB-Atmosphäre und der Wärmeentzug durch die Einbauten halten sich in dieser Phase des Unfallablaufes ungefähr die Waage, der Druck im Sicherheitsbehälter bleibt nahezu konstant (Bereich 5). Die Teile des Reaktorkerns, die durch die Verdampfung des Wassers trockengelegt werden, heizen sich rasch so weit auf, daß eine Zirkon/Wasser-Reaktion einsetzt und Wasserstoff in den Sicherheitsbehälter freigesetzt werden kann. Aufgrund der niedrigen Entzündungs- und hohen Freisetzungstemperatur wird in der Phase A der Studie angenommen, daß der Wasserstoff durch Selbstentzündung sofort verbrennt (Anhang 3).

Bei der Verbrennung des Wasserstoffs werden große Wärmemengen frei. Der Druck im Sicherheitsbehälter steigt dadurch kurzzeitig stark an. Beim einsetzenden Kernschmelzen entweichen größere Mengen von Spaltprodukten aus den zerstörten Brennelementen in den Sicherheitsbehälter. Die Nachzerfallswärme der freigesetzten Spaltprodukte wird dann unmittelbar der SB-Atmosphäre zugeführt. Nach Schmelzen eines großen Teils des Kerns stürzt dieser in das Restwasser im unteren Plenum des Reaktordruckbehälters. Damit hört die Entstehung von Wasserstoff und die Freisetzung von Spaltprodukten zunächst auf. Die Verdampfung des Restwassers führt jedoch weiter zu einem Druckanstieg im Sicherheitsbehälter (Bereich 6). Während der darauffolgenden kurzen Durchschmelzphase des Kerns durch den

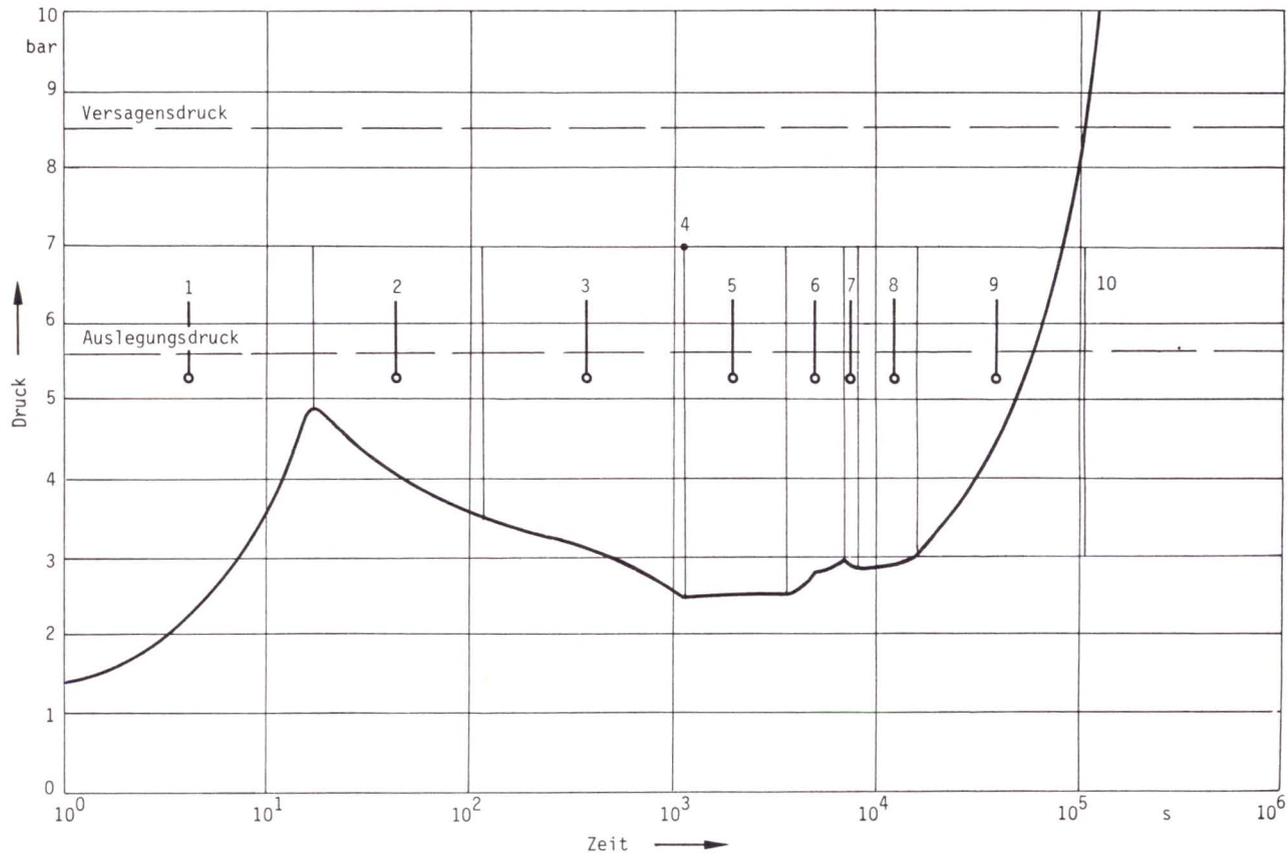


Bild F5, 4-3:

Druckverlauf im Sicherheitsbehälter für Kernschmelzfall 1
(Sicherheitsbehälter dicht)

Reaktordruckbehälter wird kaum Energie in den Sicherheitsbehälter freigesetzt, so daß der Druck etwas abfällt (Bereich 7).

Nachdem die Schmelze in die Reaktorgrube gefallen ist, dringt sie allmählich in den Beton ein. Dabei wird das im Beton enthaltene Wasser freigesetzt und verdampft. Hier wird entsprechend Anhang 3 davon ausgegangen, daß der Wasserdampf vollständig durch die metallischen Bestandteile der Schmelze reduziert wird, der dabei freiwerdende Wasserstoff in den Sicherheitsbehälter strömt und dort verbrennt. Der Druck im Sicherheitsbehälter steigt dann leicht an (Bereich 8).

Der Druck im Sicherheitsbehälter bewegt sich während der Phasen 4 bis 8, d.h. in einem Zeitbereich von 20 min bis ca. 4 Stunden, auf einem relativ niedrigen Druckniveau zwischen 2,5 und 3 bar. Nach dem Durchschmelzen des inneren biologischen Schildes wird Kontakt der Schmelze mit dem Sumpfwasser angenommen. Infolge der jetzt einsetzenden größeren Dampfproduktion steigt der Druck im Sicherheitsbehälter langfristig stark an (Bereich 9). Nach etwa 15 Stunden werden der Auslegungsdruck und nach etwa 28 Stunden der hier zugrunde gelegte Versagensdruck des Sicherheitsbehälters von 8,5 bar (Anhang 4) überschritten. Nach Überschreiten des Versagensdruckes (Bereich 10) wird ein großes Leck von 1 m² Größe unterstellt, das den Druck im Sicherheitsbehälter innerhalb weniger Minuten auf Atmosphärendruck abfallen läßt. Nach Verdampfung des restlichen Sumpfwassers würde sich die Schmelze durch das Betonfundament fressen und damit die zeitlich letzte Versagensart des Sicherheitsbehälters einleiten. Läßt man den Sicherheitsbehälterabschluß von Unfallbeginn an durch Leckage versagen, so strömen während des gesamten Unfallablaufes Masse und Energie aus dem Sicherheitsbehälter in die Umgebung. In den Bildern F5, 4-4 und -5 werden Druck- und Temperaturverläufe im Sicherheitsbehälter bei verschiedenen SB-Lecks gezeigt. Die kleinen Leckgrößen, 25 und 50 mm Ø, führen nur zu geringfügig niedrigeren Drücken und können ein Überdruckversagen des Sicherheitsbehälters nicht verhindern. Dies tritt jedoch mit größer werdendem Leck immer später ein (Tabelle F5, 4-1). Beim Leck von 80 mm Ø wird der Versagensdruck gerade noch

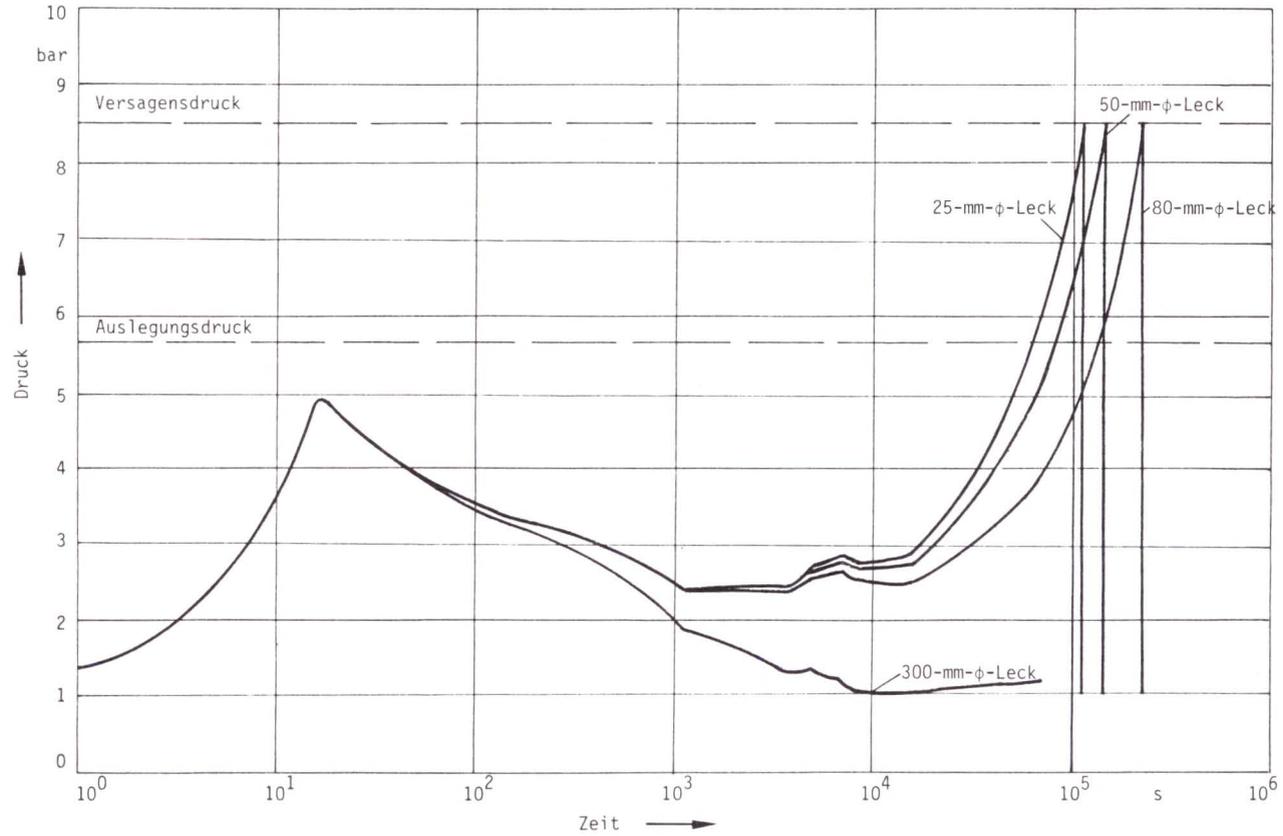


Bild F5, 4-4:

Druckverlauf im Sicherheitsbehälter für Kernschmelzfall 1 bei Annahme verschieden großer Lecks im Sicherheitsbehälter

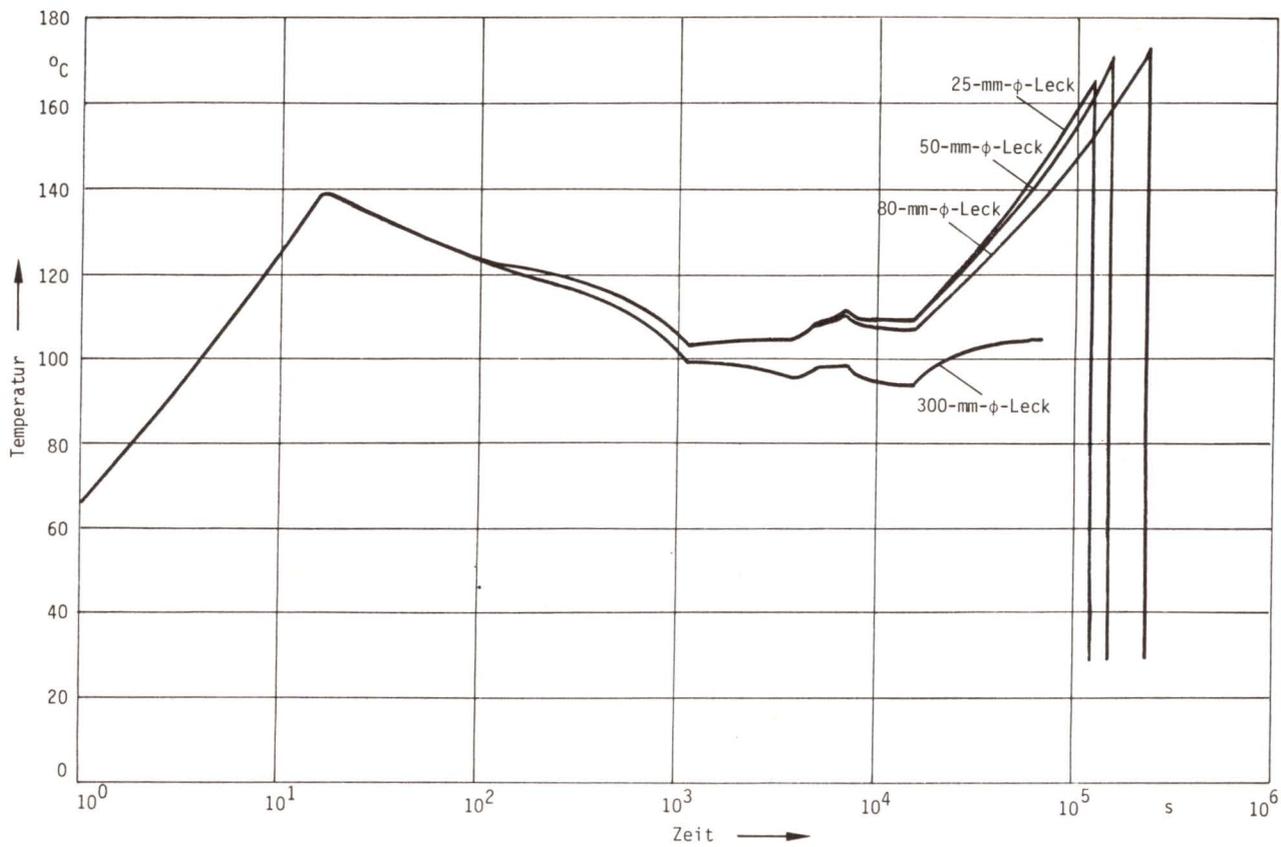


Bild F5, 4-5:

Temperaturverlauf im Sicherheitsbehälter für Kernschmelzfall 1 bei Annahme verschieden großer Lecks im Sicherheitsbehälter

erreicht, bevor das Wasser aus dem Sumpf vollständig verdampft ist. Beim großen Leck von 300 mm Ø fällt der Druck nach der anfänglichen Druckspitze so stark ab, daß zum Zeitpunkt der vollständigen Verdampfung des Sumpfwassers nach ca. 20 Stunden nahezu Atmosphärendruck im Sicherheitsbehälter herrscht.

Die Ergebnisse der Untersuchungen zum Kernschmelzfall 1 zeigen, daß bei dichtem Sicherheitsbehälter oder bei kleinen SB-Lecks bis etwa 80 mm Ø der Sicherheitsbehälter in jedem Falle durch Überschreiten des Versagensdruckes versagt.

4.5.3 Kernschmelzfall 2

Beim Kernschmelzfall 2 wird der Ausfall der Not- und Nachkühlsysteme bereits beim Anlaufen der Notkühlumpen angesetzt. Damit fällt die gesamte Flutwasserversorgung aus, so daß nach Entleerung der Druckspeicher kein Wasser mehr zur Verfügung steht (Abschnitt 3.3). Der Druck- und Temperaturverlauf im Sicherheitsbehälter nach den Bildern F5, 4-6 und -7 ist bis zu diesem Zeitpunkt, der mit ca. 2 min angenommen wurde, identisch mit dem des beherrschten Kühlmittelverluststörfalls. Von diesem Zeitpunkt an läuft der Unfall ähnlich wie Kernschmelzfall 1 ab.

Die Versagensart Leckage führt ebenfalls zu ähnlichen Ergebnissen wie bei Kernschmelzfall 1. Allerdings wird der Versagensdruck beim Leck von 80 mm Ø nicht mehr erreicht, weil vorher das Sumpfwasser verdampft ist und danach der Druck wieder abfällt.

Insgesamt startet dieser Störfall etwas früher bei einem höheren Druckniveau (ca. 3 bar), erreicht im wesentlichen wegen der fehlenden Flutwassermengen früher die bereits beschriebenen Grenzwerte und beginnt deutlich früher mit dem Durchschmelzen durch das Betonfundament (Tabelle F5, 4-1).

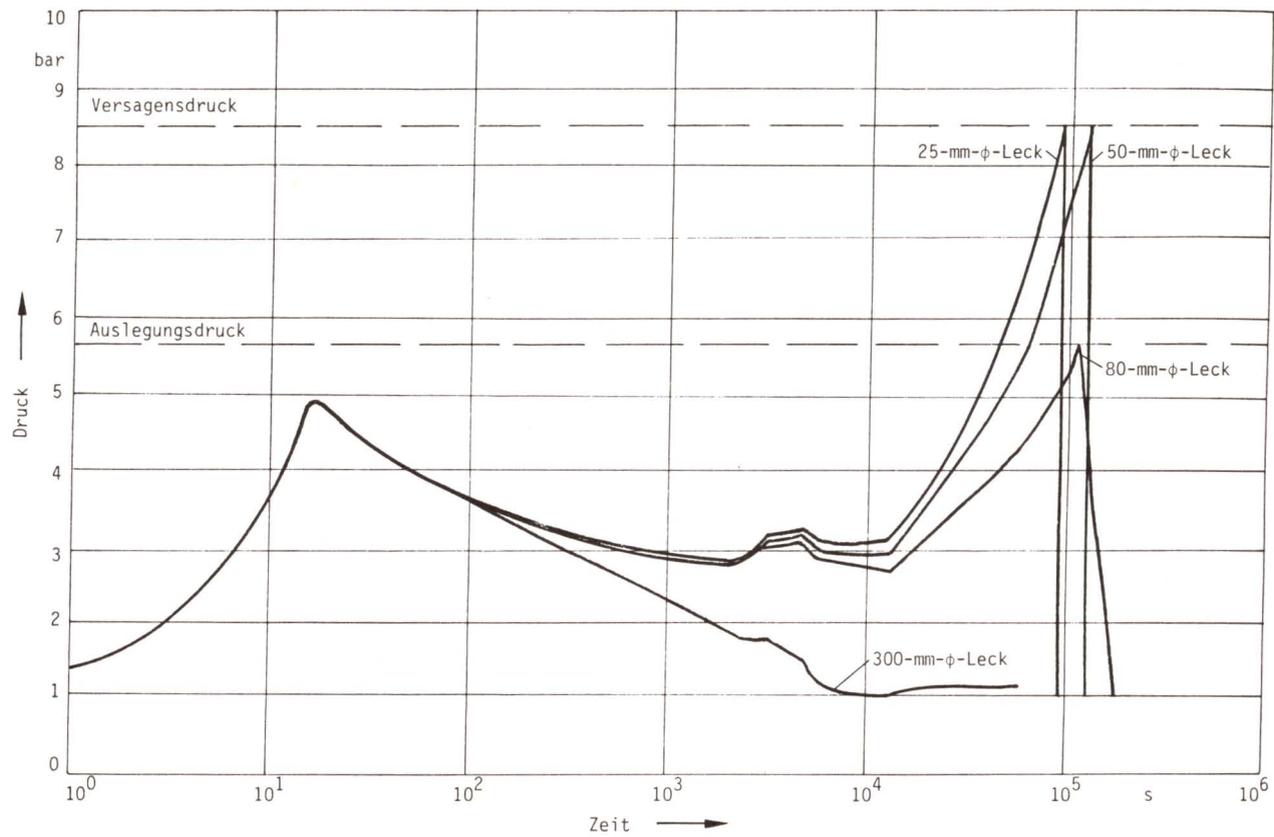


Bild F5, 4-6:

Druckverlauf im Sicherheitsbehälter für Kernschmelzfall 2 bei Annahme verschieden großer Lecks im Sicherheitsbehälter

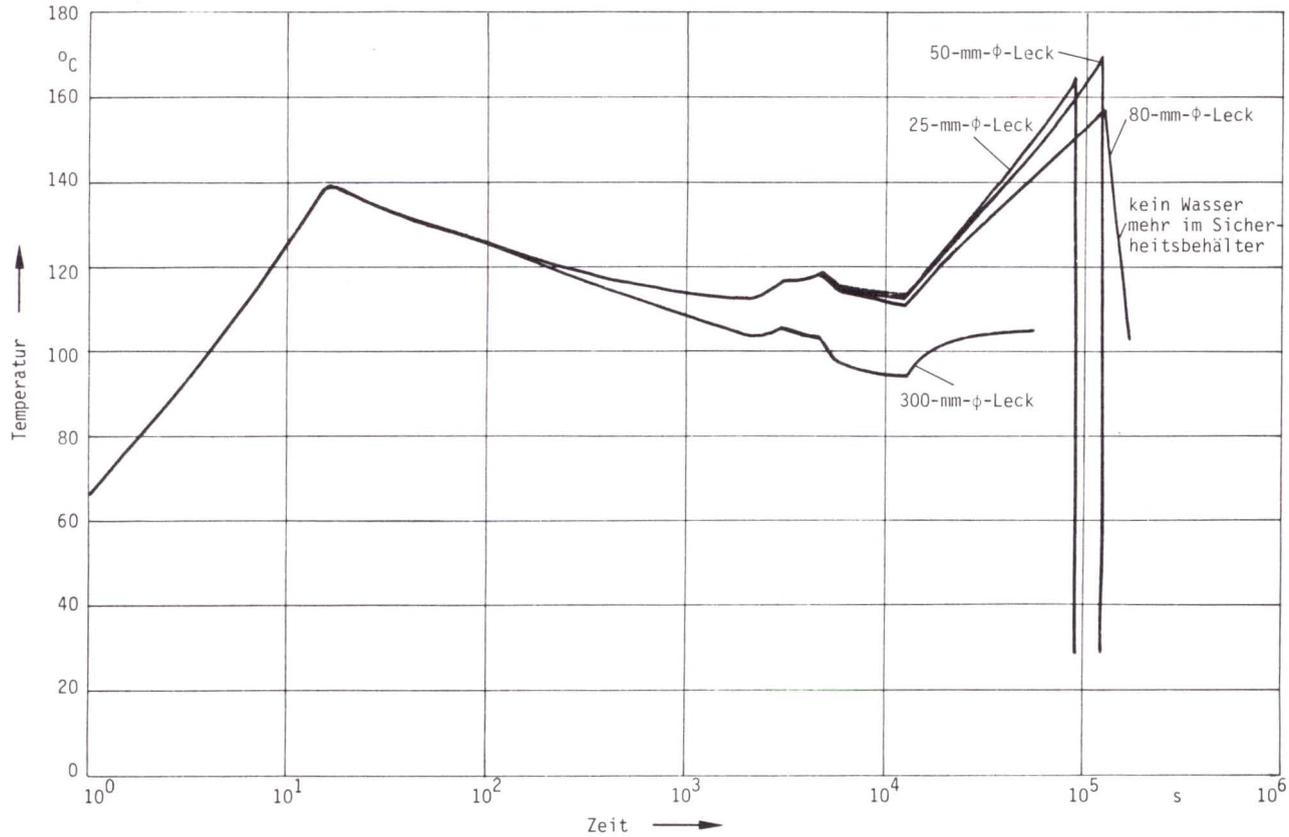


Bild F5, 4-7:

Temperaturverlauf im Sicherheitsbehälter für Kernschmelzfall 2 bei Annahme verschieden großer Lecks im Sicherheitsbehälter

4.5.4 D a m p f e x p l o s i o n

Entsprechend den Ausführungen in Kapitel 5 wird eine Zerstörung des Sicherheitsbehälters infolge Dampfexplosion als Extremfall nicht ausgeschlossen. Bis zum Zeitpunkt der Dampfexplosion, die bei Kernschmelzfall 1 zu 5000 s, bei Kernschmelzfall 2 zu 3100 s bestimmt wurde, ist der Druck- und Temperaturverlauf nach den Bildern F5, 4-8 und -9 identisch mit den bisher betrachteten Kernschmelzfällen 1 und 2. Anschließend entweicht aus dem mit 1 m^2 angenommenen Leck im Sicherheitsbehälter so viel Masse und Energie, daß es auch während der Sumpfwasserverdampfung zu keinem nennenswerten Druckanstieg im Sicherheitsbehälter mehr kommt.

4.5.5 T h e r m o d y n a m i s c h e E i n g a b e d a t e n f ü r C O R R A L

Für die Berechnung von Spaltprodukttransport und -ablagerung im Sicherheitsbehälter und Spaltproduktfreisetzung aus dem Sicherheitsbehälter werden die Ergebnisse der beschriebenen Untersuchungen als Eingangsgrößen benötigt. Im einzelnen sind dies:

- Druck im Sicherheitsbehälter,
- Temperatur der SB-Atmosphäre,
- Temperaturdifferenz zwischen SB-Atmosphäre und Strukturoberflächen und
- Ausströmraten aus dem Sicherheitsbehälter.

Diese Werte sind für alle betrachteten Ereignisabläufe in Tabelle F5, 4-2 wiedergegeben. Zur Ausströmrates bei intaktem Sicherheitsbehälter wurde nach WASH-1400 für Drücke größer als 1,7 bar (kritische Ausströmung) pessimistisch mit einer konstanten Leckrate von 2,5 Vol.-%/d, d.h. 10facher Auslegungsleckage, gerechnet. Bei einem Innendruck von 1 bar wurde die Auslegungsleckage angenommen, dazwischen linear interpoliert.

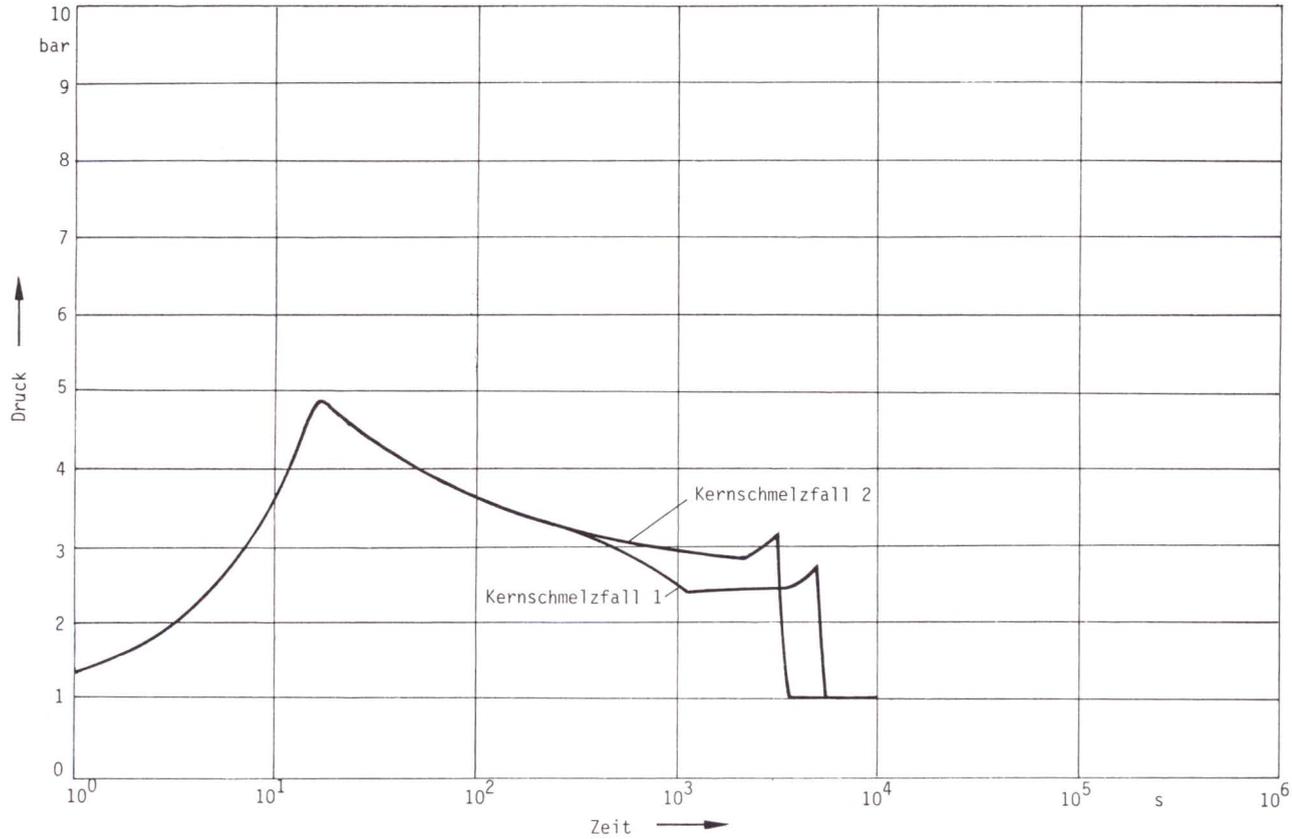


Bild F5, 4-8:

Druckverlauf im Sicherheitsbehälter bei den Kernschmelzfällen 1 und 2 und der Versagensart Dampfexplosion

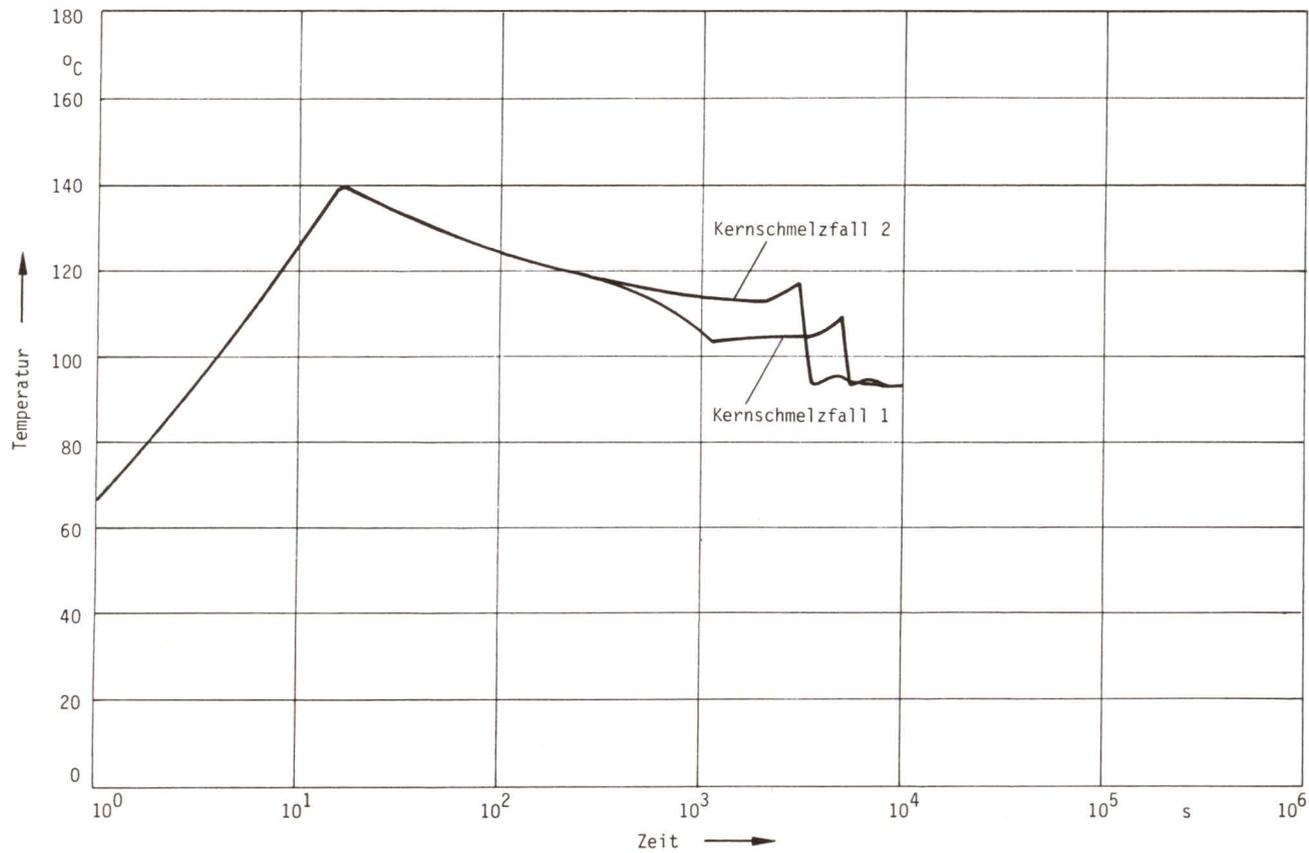


Bild F5, 4-9:

Temperaturverlauf im Sicherheitsbehälter bei den Kernschmelzfällen 1 und 2 und der Versagensart Dampfexplosion

Ereignis- ablauf	Zeit [min]	Druck [bar]	Temperatur SB-Atmosphäre [°C]	Temperaturdifferenz SB-Atmosphäre Beton [°C]	Leckrate [Vol.-% · h ⁻¹]
AF δ	1	3,85	128	27,0	0,104
	19	2,46	105	10,0	0,104
	65	2,54	107	7,4	0,104
	117	2,94	113	5,6	0,104
	1 700	8,50	163	0,72	0,104
	1 710	1,0	100	-	81,0
	10 000	1,0	100	-	69,0
	AE δ	1	3,92	129	27,0
32	2,81	113	8,9	0,104	
80	3,27	119	5,9	0,104	
183	3,06	114	3,8	0,104	
1 350	8,50	164	0,80	0,104	
1 360	1,0	100	-	87,0	
10 000	1,0	100	-	72,0	
AF β -25	1	3,85	128	27,0	0,74
	19	2,46	105	10,0	0,68
	65	2,52	107	7,4	0,69
	117	2,92	113	5,6	0,71
	1 870	8,50	166	0,52	0,83
	1 880	1,0	100	-	81,0
	10 000	1,0	100	-	69,0
	AE β -25	1	3,92	129	27,0
32	2,80	113	8,9	0,70	
80	3,25	119	5,8	0,72	
183	3,04	114	3,7	0,73	
1 480	8,50	165	0,62	0,83	
1 490	1,0	100	-	85,0	
10 000	1,0	100	-	72,0	
AF β -50	1	3,85	128	27,0	2,94
	19	2,45	105	10,0	2,74
	65	2,49	106	7,3	2,76
	117	2,85	113	5,4	2,85
	2 400	8,50	170	0,02	3,39
	2 410	1,0	100	-	80,0
	10 000	1,0	100	-	69,0
	AE β -50	1	3,92	129	27,0
32	2,78	112	8,8	2,81	
80	3,19	118	5,7	2,89	
183	2,92	113	3,6	2,91	
2 000	8,50	170	0,21	3,39	
2 010	1,0	100	-	82,0	
10 000	1,0	100	-	72,0	
AF β -80	1	3,85	128	27,0	7,5
	19	2,42	105	9,9	7,0
	65	2,41	106	7,1	7,1
	117	2,72	112	5,1	7,3
	263	2,51	108	2,8	7,5
	3 780	8,50	173	0,01	8,8
	3 790	1,0	100	-	78,0
	10 000	1,0	100	-	69,0
AE β -80	1	3,92	129	27,0	7,5
32	2,73	112	8,7	7,2	
80	3,07	118	5,5	7,4	
220	2,67	111	2,9	7,5	
1 910	5,76	164	-	8,6	
2 800	1,68	114	-	7,9	
10 000	1,0	100	-	7,7	

Tab. F5, 4-2 (1):

Thermodynamische Eingabedaten für CORRAL

Ereignis- ablauf	Zeit [min]	Druck [bar]	Temperatur SB-Atmosphäre [°C]	Temperaturdifferenz SB-Atmosphäre Beton [°C]	Leckrate [Vol.-% · h ⁻¹]
AFB-300	1	3,80	128	27,0	106,0
	19	1,96	101	8,1	99,0
	65	1,37	97	3,4	92,0
	83	1,40	99	2,5	98,0
	117	1,25	99	1,3	88,0
	263	1,02	94	0,31	36,0
	750	1,11	103	0,02	70,0
	1 000	1,11	103	0,01	71,0
AEB-300	1	3,86	128	27,0	106,0
	32	1,92	104	6,2	101,0
	52	1,85	106	4,2	105,0
	80	1,53	103	2,1	103,0
	220	1,03	94	0,45	38,0
	417	1,14	103	0,04	74,0
	1 000	1,13	103	0,02	71,0
	AFα	1	3,86	128	27,0
19		2,46	105	10,0	0,104
82		2,79	110	7,0	0,104
83		1,0	95	-	186,0
116		1,0	95	-	-
132		1,0	95	-	9,4
263		1,0	95	-	123,0
1 000		1,0	95	-	117,0
AEα	1	3,92	129	27,0	0,104
	32	2,81	113	8,9	0,104
	51	3,13	117	7,7	0,104
	52	1,0	75	-	198,0
	80	1,0	75	-	-
	95	1,0	75	-	9,6
	220	1,0	75	-	133,0
	1 000	1,0	75	-	124,0
AB-300	1	3,80	128	27,0	106,0
	10	2,57	111	12,0	101,0
	19	1,96	101	8,1	99,0
	42	1,31	89	4,6	84,0
	63	1,01	81	3,1	10,0
	64	1,0	81	3,1	-
	A	1	3,85	128	27,0
19		2,46	105	10,0	0,104
73		1,71	83	5,4	0,104
167		1,40	68	3,0	0,064
833		1,16	49	0,99	0,031
5 000		1,03	38	-	0,014
10 000		1,0	30	-	0,010

Tab. F5, 4-2 (2):

Thermodynamische Eingabedaten für CORRAL

In Bild F5, 4-10 ist als Beispiel für die zahlreichen erhaltenen Rechenergebnisse für den Kernschmelzfall 1 mit einem SB-Leck von 80 mm \varnothing der zeitliche Verlauf der Temperatur der SB-Atmosphäre, der Innenfläche des Sicherheitsbehälters und der Oberfläche der Betoneinbauten dargestellt:

Die Oberflächentemperaturen von Stahlhülle und Betoneinbauten weisen bis zum Maximum der Temperatur der SB-Atmosphäre einen nahezu gleichen Verlauf auf. Nach diesem Zeitpunkt läßt die größere Wärmeleitfähigkeit des Stahls die Oberflächentemperatur weit weniger stark ansteigen als die des Betons. Der Stahl erreicht aber schnell seine Wärmekapazität, wonach sich die Verhältnisse umkehren.

Bei dem relativ großen Leck von 80 mm \varnothing sinken Druck und Temperatur im Sicherheitsbehälter verhältnismäßig rasch; die Temperatur an der Innenfläche der Stahlhülle liegt dann teilweise höher als die der SB-Atmosphäre. Die Betoneinbauten reagieren aufgrund ihrer großen Wärmekapazität wesentlich langsamer auf Temperaturschwankungen. Daher liegt die Oberflächentemperatur der Betoneinbauten fast immer etwas unter der Temperatur der SB-Atmosphäre.

Nach Beginn der Sumpfwasserverdampfung gleichen sich die Temperaturen von SB-Atmosphäre und Oberflächen der Stahlhülle sowie der Betoneinbauten mehr und mehr an. Dies ist eine Folge der zu diesem Zeitpunkt langsamer gewordenen thermodynamischen Vorgänge und der geringer gewordenen Temperaturdifferenzen zwischen Strukturoberfläche und -innern.

In Bild F5, 4-11 sind für den oben beschriebenen Fall die Leckagemengen aus dem Sicherheitsbehälter dargestellt. Die obere Kurve zeigt die Gesamtleckage in die Umgebung. Die unteren Kurven geben die entsprechenden Anteile von Luft, Dampf und Wasserstoff an der Gesamtleckage wieder. Bei fortgesetzter Dampfproduktion aus der Sumpfwasserverdampfung nimmt der Dampfanteil an der Leckage zu, während der begrenzte Luftanteil im Sicherheitsbehälter deutlich abnimmt.

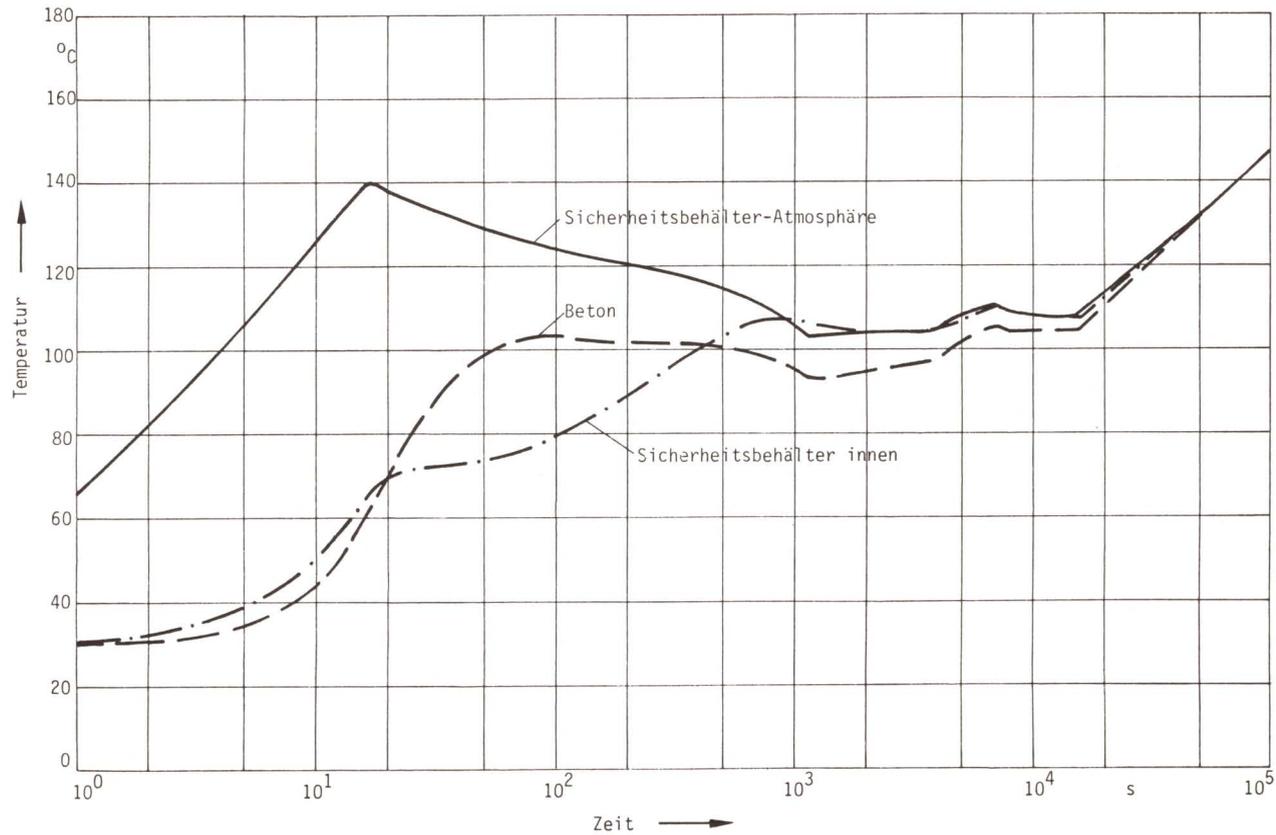


Bild F5, 4-10:

Temperaturverlauf der SB-Atmosphäre und der Strukturen im Sicherheitsbehälter bei einem Leck von 80 mm Ø; Kernschmelzfall 1

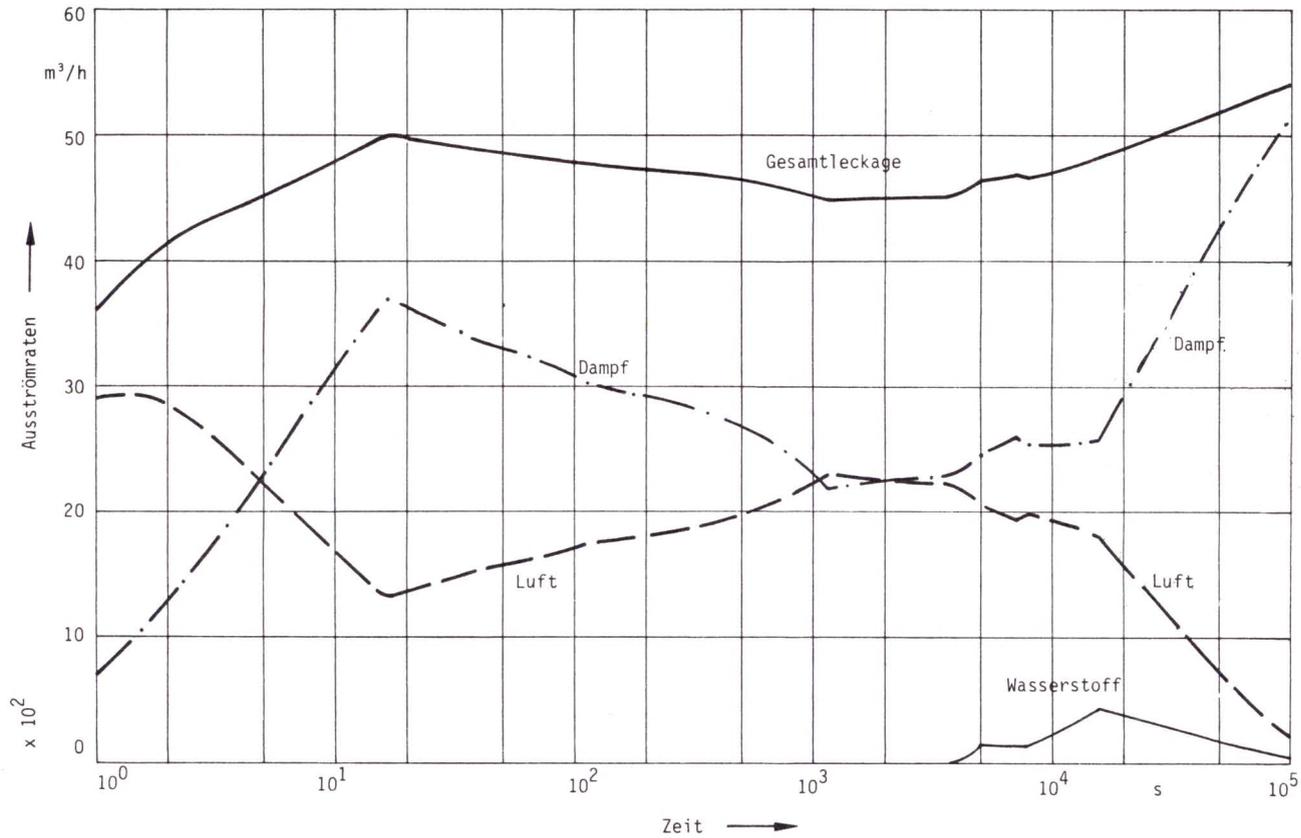


Bild F5, 4-11:

Volumenströme aus dem Sicherheitsbehälter bei einem Leck von 80 mm \varnothing ; Kernschmelzfall 1

4.6 Zusammenfassung

Die Ergebnisse der Untersuchungen zum Versagen des Sicherheitsbehälters sollen hier nochmals kurz zusammengestellt werden.

Bei Kühlmittelverluststörfällen, die von den Sicherheitssystemen beherrscht werden, ist die einzig mögliche Versagensart des Sicherheitsbehälters das Versagen durch Leckage.

Bei Kernschmelzunfällen müssen folgende Versagensarten des Sicherheitsbehälters berücksichtigt werden:

- α : Zerstörung des Sicherheitsbehälters als Folge einer Dampfexplosion im Reaktordruckbehälter;
- β -300: große Leckage des Sicherheitsbehälters; der Sicherheitsbehälter versagt mechanisch nach Durchschmelzen der Fundamente;
- β -80: mittlere Leckage des Sicherheitsbehälters; der Sicherheitsbehälter versagt bei Kernschmelzfall 1 durch Überdruckversagen, hingegen bei Kernschmelzfall 2 nicht;
- β -25: kleine Leckage des Sicherheitsbehälters; der Sicherheitsbehälter versagt durch Überdruckversagen;
- δ : dichter Sicherheitsbehälter mit Überdruckversagen.

Im Fall der deutschen Referenzanlage kommt es bei einem Kernschmelzunfall vor der Zerstörung des Fundaments stets auf einem anderen Weg zum Versagen des Sicherheitsbehälters und damit verbunden zu einer Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung. Die Aktivitätsfreisetzung ins Erdreich nach Durchschmelzen des Betonfundaments wurde deshalb in Anlehnung an /F5, 4-1/ nicht weiter verfolgt.

5. DAMPFEXPLOSION

5.1 Allgemeines

Gelangen während eines Störfalles geschmolzene Kernmaterialien mit dem Kühlmittel in Kontakt, dann wird Wärme in das Kühlmittel übertragen, das dadurch verdampft. Die mit der Verdampfung verbundene Volumenvergrößerung führt zu einem Druckanstieg, der um so heftiger ist, je intensiver und rascher der Wärmetransport erfolgt. Für das Auftreten einer Dampfexplosion sind mehrere Bedingungen maßgebend:

- Die Fläche, durch die die Wärme aus den geschmolzenen Materialien in das Kühlmittel übertragen wird, muß extrem groß sein; dazu ist es erforderlich, daß die Kernschmelze in äußerst kleine Fragmente in der Größenordnung von 100 bis 4 000 Mikrometern (10^{-6} m) zerteilt wird.
- Die fragmentierte Kernschmelze muß mit dem Kühlmittel in einem innigen Kontakt stehen; d.h. die Kernschmelzfragmente müssen in der Reaktionszone im Kühlmittel möglichst gleichmäßig dispergieren. Diese Bedingung muß sich in extrem kurzer Zeit einstellen, um eine kohärente, d.h. gleichzeitige Reaktion der beteiligten Massen zu erreichen.
- Die zunächst vorliegenden Wärmeübergangsbedingungen zwischen den zwei Flüssigkeiten (Kernschmelze und Kühlmittel) müssen hinreichend lange bestehen, um dem Kühlmittel genügend Energie für eine nachfolgende spontane Verdampfung übertragen zu können.

Erst bei Vorliegen dieser Bedingungen, von denen jede für sich allein unwahrscheinlich und deren gleichzeitiges Vorliegen sehr unwahrscheinlich ist, könnte eine Dampfexplosion auftreten.

Zu einer Wechselwirkung zwischen geschmolzenen Kernmaterialien und Kühlmittel kann es kommen, wenn eine größere Menge geschmolzenen Kernmaterials auf einmal in das mit Wasser gefüllte untere Plenum des Reaktordruckbehälters stürzt. Auf die modellmäßige Vorstellung, wie ein solcher Kontakt von Schmelze und Wasser auftreten kann, wurde in Abschnitt 3.3 eingegangen. Nicht be-

trachtet wurden Unfallabläufe, die bei vollem Druck des Reaktor-Kühlkreislaufs zu Kernschmelzen führen.

Der gegenwärtige Kenntnisstand im Zusammenhang mit den Vorgängen bei einer Wechselwirkung zwischen geschmolzenen Kernmaterialien und Kühlmittel wird im Abschnitt 5.2 kurz beschrieben. Wichtige Unterpunkte bei der Beschreibung einer solchen Wechselwirkung sind die an der Reaktion beteiligte Masse der Kernschmelze, die Fragmentation der Kernschmelze und die Wärmeübertragung von der fragmentierten Kernschmelze in das Kühlmittel.

Wie in den nächsten Abschnitten dargelegt wird, ist eine geschlossene analytische Behandlung dieses Komplexes nicht möglich. Aus diesem Grunde wird auf den modellmäßigen Charakter der hier diskutierten Vorgänge ausdrücklich hingewiesen. Das Ziel bei der Verwendung solcher Modelle ist, mit Hilfe von Parametervariationen die wichtigen Einflußgrößen zu erkennen, die geeignet sind, den Unfallablauf zu beeinflussen.

Wird trotz der geringen Eintrittswahrscheinlichkeit eine heftige Wechselwirkung zwischen geschmolzenen Kernmaterialien und Kühlmittel unterstellt, dann werden die umgebenden Strukturen (Reaktordruckbehälter) belastet. Im Abschnitt 5.3 werden die Ergebnisse von ersten, orientierenden Rechnungen zu den auftretenden Belastungen des Reaktordruckbehälters diskutiert. Daraus lassen sich Argumente zu möglichen Belastungsformen des Reaktordruckbehälters ableiten.

5.2 Wechselwirkung Kernschmelze und Kühlmittel

5.2.1 B e t e i l i g t e K e r n s c h m e l z m a s s e

Die mechanische Belastung des Reaktordruckbehälters bzw. des Sicherheitsbehälters bei einer Dampfexplosion hängt zunächst von den Massen geschmolzenen Materials ab, die gleichzeitig mit dem Restwasser reagieren können. Die Gesamtmasse des Kerns beträgt 149 Mg (116,3 Mg Brennstoff; 30,3 Mg Zirkon; 2,4 Mg Stahl). Nach

WASH-1400 /F5,5-1/ kann bei der Reaktion einer Schmelzmasse, die größer als 20 % des Kerns ist, der Sicherheitsbehälter gefährdet sein. In /F5,5-2 und -3/ wird der Schluß gezogen, daß nur bei weniger als 1 % des Kerns die auftretenden Belastungen im Reaktordruckbehälter beherrschbar sind.

Die Diskussion der Brennstoffmassen, die gleichzeitig mit dem Kühlmittel im unteren Plenum des Reaktordruckbehälters reagieren können, ist verknüpft mit den Unwägbarkeiten, die bei der Beschreibung des Verhaltens des Abschmelzvorganges bestehen (Kapitel 3), und mehr noch mit dem Fragmentationsmechanismus.

Bei einer Betrachtung des Abschmelzvorganges sind zwei Grenzfälle denkbar, nämlich, daß die Schmelze kontinuierlich und über eine längere Zeit tropfen- oder strahlförmig in das Restwasser des unteren Plenums gelangt, oder, daß die Kerntagstruktur infolge thermischer Überbeanspruchung plötzlich ganz oder abschnittsweise versagt und eine größere Schmelzmasse in das Wasser fällt. Im ersten Fall - also bei Tropfen- und Strahleinwirkung - würde das Wasser stetig über einen längeren Zeitraum verdampfen, ohne daß es zu merklichen Drucksteigerungen kommt. Im zweiten Fall ist es bei realistischer Betrachtungsweise kaum vorstellbar, daß die gesamte abstürzende Masse bis ins Zentrum hinein flüssig ist. Wegen der experimentell erwiesenen niedrigen Zähigkeit der Schmelze würde sonst schon vor dem Absturz ein Abtropfen einsetzen. Trotzdem soll für die folgenden Betrachtungen angenommen werden, daß größere Teile der Schmelze plötzlich mit Wasser in Kontakt kommen. Über die Menge geschmolzener Kernmaterialien, die bei einem Versagen der Kerntagstrukturen mit Kühlmittel in Wechselwirkung treten können, sind somit nur eingrenzende Aussagen möglich. Pessimistisch ist daher für die Wahrscheinlichkeit, daß eine größere Menge Kernschmelze mit Wasser in Kontakt kommt, so lange nahezu 1 anzusetzen, bis genauere Untersuchungen über die Versagensmechanismen der unteren Kerntagstruktur und den Durchschnitt der Schmelze durch die Kerntagstruktur vorliegen.

5.2.2 Fragmentation der Kernschmelze

Die Klärung des phänomenologischen Ablaufes einer Dampfexplosion ist Gegenstand mannigfaltiger Untersuchungen. Aus bisher aufgetretenen Unfällen in verschiedenen Industriezweigen ist bekannt, daß unter bestimmten Voraussetzungen eine sehr schnelle Wärmeübertragung möglich ist, die zu einer heftigen Explosion führt. Ähnliches wurde nur bei Forschungs- und Versuchsreaktoren kleiner Leistung mit plattenförmigen Brennelementen, die aus einer Aluminium/Uran-Legierung als Brennstoff und aus Aluminium als Hüllmaterial bestanden, beobachtet. Solche Ereignisse sind in /F5, 5-1 und -2/ zusammenfassend und in /F5, 5-4/ ausführlich dargestellt worden.

Die meisten bisher durchgeführten Versuche zur Klärung der Bedingungen sowie der Vorgänge, bei denen eine Dampfexplosion auftritt, sind mit Simulationsmaterialien wie Aluminium, Kupfer, Zinn, die mit Wasser in Kontakt gebracht wurden, durchgeführt worden /F5, 5-2, -5 und -6/. Bei bestimmten Kombinationen von Reaktionspartnern (z.B. Zinn/Wasser, Aluminium/Wasser, Kupfer/Wasser, Öl/Freon) konnte eine Dampfexplosion bevorzugt beobachtet werden. Der Umwandlungsfaktor von thermischer Energie in der Schmelze zu mechanischer Energie war in den meisten Simulationsexperimenten gering. Die bisherigen Versuche mit Materialien, wie sie im Reaktor vorhanden sind, haben gezeigt, daß bei den meisten Versuchen keine Dampfexplosion beobachtet, aber eine deutliche Fragmentation der vom Wasser abgekühlten Schmelze festgestellt wurde /F5, 5-7 und -8/.

Betrachtungen über den Fragmentationsvorgang der Kernschmelze und den notwendigen Vermischungsgrad zwischen Schmelze und Wasser finden sich in der Literatur. Mit den dort getroffenen Hypothesen - Fragmentation der Schmelze durch thermische Spannungen, Sieden und Kollabieren des Kühlmittels und hydrodynamische Fragmentation /F5, 5-6, -9 und -10/ - ist es jedoch noch nicht möglich, Eintritt und Ablauf einer Dampfexplosion physikalisch befriedigend und umfassend zu beschreiben. Einigkeit herrscht lediglich darüber, daß es für eine Dampfexplosion unabdingbar ist,

daß die Fragmentation der Schmelze und damit der Wärmeübergang zwischen den Reaktionspartnern in äußerst kurzer Zeit hergestellt wird, um eine gleichzeitige Reaktion größerer Massen zu erreichen.

Mit einfachen Rechnungen /F5, 5-9/ läßt sich zeigen, daß die aus der Schmelze in das Wasser einbringbare Energie dann am größten ist, wenn sich das dispergierte Gemisch aus einem Volumenanteil Schmelze und ein bis zwei Volumenanteilen Wasser zusammensetzt. Als Voraussetzung für eine heftige Dampfexplosion müßte also die zunächst zusammenhängende Schmelzmasse durch Fragmentierung auf das 2- bis 3fache Volumen verteilt werden. Dies hat aber in sehr kurzer Zeit, also innerhalb weniger Millisekunden zu erfolgen. Unterstellt man eine Schmelzmasse von 10 Mg, die diesem Fragmentationsvorgang unterzogen werden soll, so sind dafür Kräfte in einer Größenordnung erforderlich, für die es kaum vorstellbar erscheint, daß sie als Auslöseenergie in der Anlaufphase einer Dampfexplosion bereitgestellt werden könnten.

Grundsätzliche Unwägbarkeiten verbleiben, wenn die Modellvorstellungen auf die bei Reaktorunfällen vorliegenden Bedingungen übertragen werden. Dies bezieht sich auf geometrische Verhältnisse wie auch auf den zeitlichen Ablauf, in dem die Kernschmelze mit dem Kühlmittel in Kontakt kommt. Weitere Schwierigkeiten bereitet die Übertragbarkeit der bisherigen Versuche mit Reaktionsmengen, die maximal im Kilogrammereich liegen, auf postulierte Kernschmelzen, die mehrere Mg betragen können. Dem stehen die bisher beobachteten geringen Konversionsraten von thermischer Energie in mechanischer Arbeit gegenüber /F5, 5-2, -3, -5 und -6/.

In WASH-1400 wird für die Wahrscheinlichkeit einer effektiven Fragmentation einer größeren Kernschmelzmasse, die zu einer Dampfexplosion führen könnte, ein Wert von 10^{-1} angegeben. Die Bewertung der zu diesem Komplex vorliegenden Informationen läßt die Schlußfolgerung zu, daß dieser Zahlenwert einen Kompromiß zwischen den vorhandenen Erfahrungen und Kenntnissen und den

gegenwärtigen noch bestehenden Schwierigkeiten einer geschlossenen analytischen Behandlung darstellt.

5.2.3 Wärmeübertragung in das Kühlmittel

Wird eine feine und schnelle Fragmentation der Kernschmelze unterstellt, so ist es möglich, mit Rechenmodellen den zeitlichen Ablauf des Energieübertrags vom Brennstoff zum Kühlmittel sowie die Umsetzung in mechanische Energie zu ermitteln. Schon frühzeitig wurden solche Modelle erstellt, speziell für die bei schnellen Reaktoren postulierte Brennstoff/Natrium-Reaktion /F5, 5-11/. Ein Vergleich solcher Rechenmodelle untereinander zeigt zufriedenstellende Übereinstimmung bezüglich der Energiefreisetzung /F5, 5-12/. Dem steht eine deutliche Überschätzung der Auswirkungen im Vergleich zu den vorhandenen Experimenten gegenüber /F5, 5-2, -3, -5 und -6/.

Der mit Hilfe solcher Rechenmodelle ermittelte Ablauf der Reaktion zwischen Kernschmelze und Kühlmittel läßt sich in zwei Phasen unterteilen /F5, 5-12/. In der ersten Phase - der sogenannten akustischen Phase - gibt es in der Reaktionszone nur ein flüssiges Gemisch. Durch den guten Wärmeübergang und die große Wärmeübertragungsfläche kommt es zu einer schnellen Entspeicherung der Energie aus der Schmelze. Dies führt zu einer Ausdehnung der Reaktionszone und als Folge davon zu einer Druckwelle in der darüberliegenden Wassersäule. Diese Phase ist durch hohe Drücke mit einer kleinen Halbwertsbreite gekennzeichnet. In der zweiten Phase kommt es zum Sieden des Kühlmittels. Dadurch wird der Wärmeübergang zwischen Schmelze und Kühlmittel erheblich verschlechtert bzw. unterbunden. Die Drücke sind in dieser Phase erheblich kleiner als in der ersten Phase.

Ein wichtiger Parameter bei der Berechnung der von der Kernschmelze in das Kühlmittel übertragenen Energie ist der Partikelradius der Schmelze. Die Auswertung der bei Experimenten gefundenen Verteilung der Partikelradien zeigt eine erhebliche Streubreite, die u.a. durch die stark unterschiedlichen experi-

mentellen Bedingungen erklärt werden kann /F5, 5-13/. In /F5, 5-14/ wurde beispielhaft die von der Schmelze entspeicherte Energie während der sogenannten akustischen Phase berechnet. Dabei wurden experimentell gefundene Verteilungen des Partikeldurchmessers berücksichtigt. Für eine Verteilung mit einem mittleren Partikelradius von 4 000 Mikrometern werden 3 % der Energie aus der Kernschmelze in das Kühlmittel übertragen. Dieser Wert steigt auf 12 % für einen mittleren Partikelradius von 200 Mikrometern. Von dieser in das Kühlmittel übertragenen Energie kann nur ein Teil in mechanische Energie umgewandelt werden.

Einfache Rechenmodelle, die den Wärmetransport von der Kernschmelze ins Kühlmittel und die Umsetzung in mechanische Energie berechnen, liefern bei pessimistischen Annahmen Umsetzungsfaktoren, die bis in die Größenordnung von 10 % reichen können. Dabei ist allerdings zu berücksichtigen, daß die dafür erforderliche feine und kohärente Fragmentation bei größer werdenden Mengen an Kernschmelze naturgemäß zunehmend unwahrscheinlicher wird. Eine Fragmentation größerer Kernschmelzmengen - im Mg-Bereich - in dem für das Auftreten einer Dampfexplosion notwendigen feinen Dispergierungsgrad von Teilchendurchmessern einiger 100 bis einiger 1 000 Mikrometer ist extrem unwahrscheinlich.

Obwohl das Entstehen einer Dampfexplosion nicht realistisch erscheint, soll - aufgrund der bestehenden Schwierigkeiten einer geschlossenen analytischen Behandlung - im folgenden Abschnitt die Belastung der umgebenden Strukturen untersucht werden unter dem Postulat einer Dampfexplosion größerer Massen geschmolzener Materialien mit einer Umsetzung thermischer in mechanische Energie, wie sie aus theoretischen Modellen resultiert.

5.3 Belastung der umgebenden Strukturen

Für die Ermittlung der Auswirkungen einer postulierten Dampfexplosion im Reaktordruckbehälter ist in WASH-1400 ein vereinfachtes Modell angewendet worden. Die durch die Dampfexplosion verursachte Belastung wird nur in axialer Richtung behandelt.

Dies führt zwangsläufig zu einer Überschätzung der Belastung des Reaktordruckbehälterdeckels. Gerade diese Belastungsform ist aber geeignet, bei einem daraus folgenden Versagen des Deckels, zu einem unmittelbaren Verlust der Integrität des Sicherheitsbehälters zu führen. Bei einem Abtrennen des Deckels vom Reaktordruckbehälter kann der Deckel so stark beschleunigt werden, daß die Integrität des Sicherheitsbehälters nicht mehr gewährleistet ist. Der frühe Zeitpunkt, zu dem dieses Versagen auftreten kann, verleiht diesem Störfallpfad seine Bedeutung. Das mögliche Versagen des Reaktordruckbehälters an einer anderen Stelle braucht nicht unmittelbar zu einem Versagen des Sicherheitsbehälters führen. Dementsprechend wurden in Phase A der Studie die möglichen Belastungsformen des Deckels näher untersucht. Darüber hinaus wurde insbesondere die Belastung des Reaktordruckbehälterbodens untersucht.

Das in WASH-1400 verwendete Modell enthält mehrere Vereinfachungen, die zu einem ungünstigen Ergebnis führen. Sie führen dazu, daß ein Versagen des Reaktordruckbehälters und des Deckels schon bei relativ geringen Energiefreisetzungen nach einer Dampfexplosion vorhergesagt wird.

Bei Abwägung aller bisher aufgeführten Unsicherheiten im gesamten Ereignisablauf - wie geschmolzene Kernschmelzmenge, die gleichzeitig mit dem Restwasser in Kontakt kommt, Fragmentationsmechanismen der Kernschmelze usw. - erscheint die Ermittlung der Belastungen ein geeignetes Gebiet zu sein, um unter Anwendung von genaueren analytischen Methoden und abgesicherten Kenntnissen eine obere Eingrenzung des Ablaufes der Vorgänge zu erhalten. Um die in WASH-1400 verwendeten Vereinfachungen bei der Abbildung der Vorgänge zu vermeiden, wurde das Rechenprogramm SEURBNUK /F5, 5-15/ verwendet, mit dem erste, orientierende Rechnungen durchgeführt wurden.

Das verwendete Rechenprogramm SEURBNUK löst die kompressible Euler-Gleichung für das Fluid, gekoppelt mit den Schalengleichungen für die Struktur unter Berücksichtigung des elasto-plastischen Materialverhaltens. Der Reaktordruckbehälter wird zweidi-

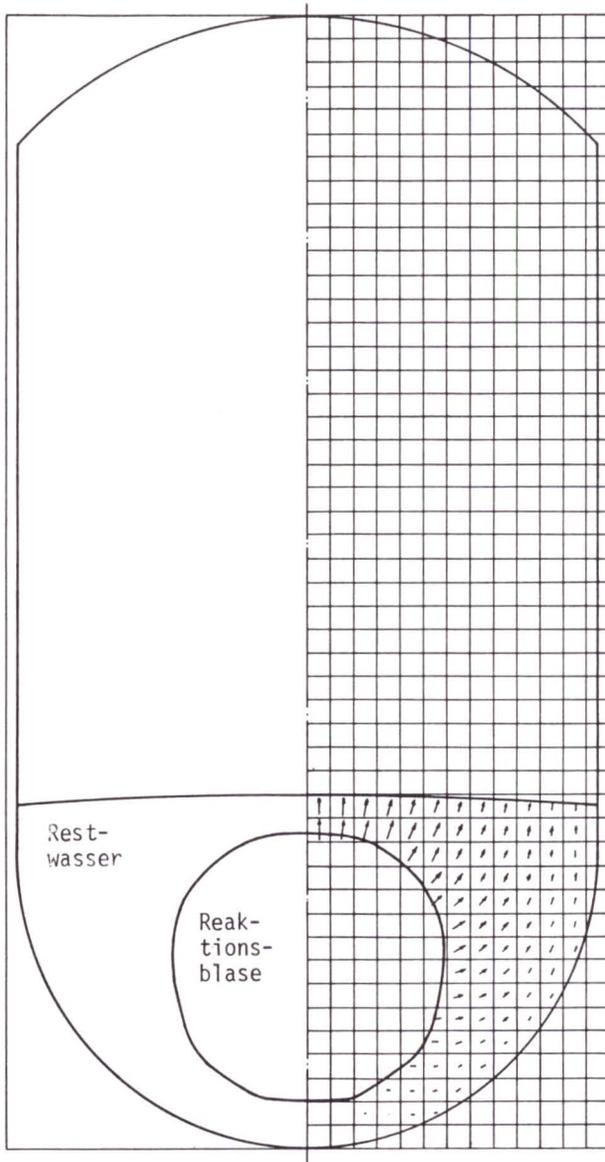


Bild F5, 5-1:

Nachbildung des Reaktordruckbehälters mit dem Rechenprogramm SEURBNUK

mensional (R-Z-Geometrie) mit Halbkugelboden modelliert (Bild F5, 5-1). Das Rechenprogramm SEURBNUK ist für ähnliche Aufgabenstellungen schon eingesetzt worden und wird mit Hilfe von Versuchen verifiziert /F5, 5-15/.

In den Rechnungen wurde die Energiefreisetzung der postulierten Dampfexplosion durch eine Reaktionsblase simuliert. Diese ist identisch mit der Reaktionszone zwischen den geschmolzenen Kernmaterialien und dem Kühlmittel im unteren Plenum des Reaktor-druckbehälters. Die Lage und Größe der Reaktionszone können verändert und der zeitabhängige Druck in der Reaktionsblase entsprechend dem charakteristischen Verlauf einer Dampfexplosion vorgegeben werden.

Wird entsprechend den reagierenden Massen zum Zeitpunkt Null eine Blasengröße angenommen, die als realistisch bei einer Dampfexplosion angesehen werden kann, kommt es durch die Expansion der Reaktionsblase im Wasser zur seitlichen und hauptsächlich nach oben gerichteten Verdrängung des Fluids (siehe Richtung und Größe der Geschwindigkeitsvektoren in Bild F5, 5-1). Da nur relativ wenig Wasser vorhanden ist, durchbricht die Reaktionsblase nach kurzer Zeit die Wasseroberfläche und vermischt sich mit dem darüber befindlichen Wasserdampf. Der weitere Unfallablauf läßt sich qualitativ folgendermaßen beschreiben: Das Wasser bewegt sich nach dem Durchbrechen der Wasseroberfläche in Form einer Ringströmung weiter gegen den Deckel. Dort wird es an dem kugelförmigen Deckel umgelenkt und trifft in der Mitte zusammen. Es bildet sich bei der nochmaligen Umlenkung nach unten ein örtlicher Staudruck, während das Wasser wieder nach unten strömt.

Im folgenden soll zunächst die Belastung des Reaktordruckbehälterdeckels diskutiert werden. Der Deckel wird als Folge der Dampfexplosion zeitlich nacheinander zweimal belastet. Zunächst läuft eine Druckwelle, ausgehend von der Reaktionsblase, im vorhandenen Restwasser bis zur Wasseroberfläche. Aufgrund des Dichteunterschiedes von Wasser und Wasserdampf wird die Druckwelle - vorausgesetzt, die Reaktionszone umfaßt nicht das gesamte

Restwasservolumen - an der freien Oberfläche reflektiert und läuft größtenteils als Verdünnungswelle in das Wasser zurück, während der energetisch kleinere Teil als Druckwelle im Wasserdampf in Richtung Deckel weiterläuft. Auf dem Weg dorthin verliert die Druckwelle an Spitzendruck und Energie und wird dann am Deckel oder schon vorher an vorhandenen Einbauten reflektiert. Durch diese Belastung wird der Deckel weniger stark gefährdet als der Boden.

Die zweite, zeitlich verschobene Belastung rührt von dem zuvor beschriebenen Aufschießen des Wassers in Form einer Ringströmung her, nachdem die Reaktionsblase die Wasseroberfläche durchbrochen hat. Dabei tritt kein Wasserhammer am Deckel auf, da das Wasser Platz zum Ausweichen hat. Die auftretenden Staudrücke liegen maximal in der Größe des Auslegungsdruckes, so daß auch durch diese Druckbelastung das Versagen des Deckels ausgeschlossen sein sollte.

Neben der Belastung des Deckels wurde weiterhin die schon in WASH-1400 aufgezeigte Gefährdung des Reaktordruckbehälterbodens mit dem Rechenprogramm SEURBNUK untersucht. Dazu sind Parametervariationen, die einen orientierenden Charakter hatten, durchgeführt worden. Variiert wurden im wesentlichen die Größe und die Lage der Reaktionsblase wie auch der durch die Dampfexplosion verursachte Spitzendruck bzw. die Energiefreisetzung.

Der Boden des Reaktordruckbehälters wird im wesentlichen während der ersten Phase - der akustischen Phase, siehe oben - beansprucht. Nur die sehr hohen Drücke mit einer kleinen Einwirkungszeit, die in dieser Phase auftreten, können zu einer Plastifizierung der Reaktordruckbehälterwand führen. Die in der zweiten Phase der Dampfexplosion durch das Sieden des Kühlmittels auftretenden Drücke und dadurch verursachten Spannungen in der Reaktordruckbehälterwand liegen unterhalb der Streckgrenze des Behältermaterials und liefern deshalb keinen signifikanten Beitrag zur Gesamtbelastung.

Dementsprechend ist der durch die Dampfexplosion verursachte Druck in der Reaktionsblase ein entscheidender Parameter. Eine

Variation der Lage und Größe der Reaktionsblase bei konstanter Energiefreisetzung ergibt keine große Änderung der im Material ermittelten Dehnungen.

Zur Festlegung der Versagensgrenzen des Reaktordruckbehälters sind die vorliegenden Festigkeitskennwerte, die konstruktiven Gegebenheiten sowie die zu erwartenden Belastungsformen untersucht worden. Aufgrund der Ergebnisse ist davon auszugehen, daß bei Dehnungen bis zu 1 % kein Versagen des Reaktordruckbehälters zu erwarten ist. Bei größeren Dehnungen muß die Versagensmöglichkeit unter Berücksichtigung der jeweils vorliegenden Verhältnisse für den Einzelfall bewertet werden.

Mit diesen Randbedingungen ist es aufgrund der bisher durchgeführten Rechnungen, unter Berücksichtigung der weiter oben erwähnten Unwägbarkeiten bezüglich Kernschmelzmengen und Fragmentation, nicht möglich, das Versagen des Reaktordruckbehälters im Bereich des Bodens auszuschließen.

5.4 Schlußfolgerungen

Die Bedeutung des hier betrachteten Ereignisablaufes ergibt sich aus der Annahme, daß größere Mengen geschmolzener Materialien, die mit Kühlmittel in Kontakt kommen, im Falle einer unterstellten Dampffexplosion zu mechanischen Belastungen führen, die möglicherweise ein frühzeitiges Versagen des Sicherheitsbehälters zur Folge haben. Die Betrachtungen haben gezeigt, daß eine Zerstörung des Sicherheitsbehälters durch eine Dampffexplosion wegen des Zusammentreffens verschiedener physikalischer Bedingungen, die jede für sich allein unwahrscheinlich ist, als kaum denkbar angesehen werden kann.

Wichtige Parameter dieses Ereignisablaufes sind (1) die Bedingungen, unter denen das geschmolzene Material mit Wasser in Kontakt kommen kann, (2) die beteiligte Masse der Kernmaterialien, (3) die Art und Weise und der zeitliche Ablauf der Fragmentation der Kernschmelze sowie die Energieübertragung zum Kühlmittel und

(4) die Belastung des Reaktordruckbehälters und der Sicherheitsbehälterstrukturen. Eine Bewertung der Kenntnisse auf diesen Gebieten führt zu der Feststellung, daß die letzte Phase des Ereignisablaufes am besten einer methodischen Behandlung zugänglich ist und daher geeignet erscheint, eine obere Eingrenzung der Folgen zu ermöglichen.

Unter Einbeziehung der neuesten Erkenntnisse führt eine kritische Durchsicht der vorliegenden Arbeiten zu dem Schluß, daß die in WASH-1400 getroffene Entscheidung zu der Wahrscheinlichkeit eines solchen Ablaufes auch für diese Studie einen Kompromiß darstellt zwischen den vorhandenen Erfahrungen und Kenntnissen und den gegenwärtig noch bestehenden Schwierigkeiten einer geschlossenen analytischen Behandlung.

Zur Ermittlung der Belastung des Reaktordruckbehälters sind in dieser Studie Ansätze gefunden worden, die kritische Pfade im Ereignisablauf weniger wahrscheinlich erscheinen lassen als bisher angenommen.

Dies gilt insbesondere für das Versagen des Reaktordruckbehälterdeckels. Hinsichtlich dieser Belastungsform gibt es gute Argumente, daß ein Abreißen des Deckels und daraus abgeleitet ein Verlust der Integrität des Sicherheitsbehälters möglich sein kann. Demgegenüber kann nicht ausgeschlossen werden, daß der Reaktordruckbehälter im Bereich des Behälterbodens versagt und dadurch die Sicherheitsbehälterstrukturen belastet werden. Aus diesem Grunde soll - trotz der für vernachlässigbar gering erachteten Wahrscheinlichkeit - in Phase B der Studie diesem Komplex der Belastung durch eine Dampfexplosion besondere Aufmerksamkeit gewidmet werden.

6. SCHRIFTTUM

- /F5, 3-1/ Rasmussen, N.C.:
Reactor Safety Study. An Assessment of Accident Risk in U.S. Commercial Nuclear Power Plants. WASH-1400 (NUREG 75/014), Appendix VIII, October 1975
- /F5, 3-2/ Hagen, S.:
Experimentelle Untersuchung der Abschmelzphase von UO_2 -Zircaloy-Brennstäben bei versagender Notkühlung
Zwischenbericht zu PNS 4321, KfK, Karlsruhe, 1977
- /F5, 3-3/ Mayinger, F., M. Jahn, H. Reineke und U. Steinberner:
Numerische Berechnungen der thermohydraulischen Vorgänge in der Kernschmelze
Hrsg.: Institut für Verfahrenstechnik, TU Hannover, 1974 (BMFT-Forschungsvorhaben RS 48)
- /F5, 3-4/ Peehs, M.:
Untersuchung der Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und Reaktorbeton
Hrsg.: KWU, Erlangen, 1978 (BMFT-Forschungsvorhaben RS 154)
- /F5, 3-5/ Artnik, I., K. Hassmann und X. Jacobsen:
Arbeiten zu den Energiebilanzen nach hypothetischem RDB-Versagen unter Berücksichtigung der Betonzerstörung
Hrsg.: KWU, Erlangen, 1977 (BMFT-Forschungsvorhaben RS 183)
- /F5, 3-6/ Mayinger, F., H. Reineke, R. Schramm und U. Steinberner:
Verhalten der Kernschmelze beim hypothetischen Störfall: Thermohydraulik der Schmelze
Hrsg.: Institut für Verfahrenstechnik, TU Hannover, 1977 (Jahresbericht 1976)

- /F5, 3-7/ Alsmexer, H., L. Barleon, M. Reimann u.a.:
Ein Modell zur Beschreibung der Wechselwirkung einer Kernschmelze mit Beton
KfK 2395, Karlsruhe, 1977
- /F5, 4-1/ Rasmussen, N.C.:
Reactor Safety Study. An Assessment of Accident Risk in U.S. Commercial Nuclear Power Plants.
WASH-1400 (NUREG 75/O14), Appendix VIII, October 1975
- /F5, 4-2/ Tagami, T.:
Interim Report on Safety Assessments and Facilities Establishment Project in Japan for Period Ending June 1965 (No. 1)
Unpublished work
- /F5, 4-3/ Uchida, H., A. Oyama and Y. Togo:
Evaluation of Post Incident Cooling Systems of Light-Water Power Reactors
in: Proceedings of the Third International Conference on the Peaceful Uses of Atomic Energy Held in Geneva, 31 August - 9 September 1964, Vol. 13, New York: United Nations, 1965 (A/CONF.28/P/436), May 1964, S. 93/104
- /F5, 5-1/ Rasmussen, N.C.:
Reactor Safety Study. An Assessment of Accident Risk in U.S. Commercial Nuclear Power Plants.
WASH-1400 (NUREG 75/O14), Appendix VIII, October 1975
- /F5, 5-2/ Benz, R., u.a.:
Literaturstudie zur Dampfexplosion
1. Technischer Fachbericht zum Forschungsvorhaben BMFT RS 76, Hrsg.: IKE, Universität Stuttgart, Februar 1976

- /F5, 5-3/ Benz, R., u.a.:
Ingenieurmäßige Abschätzung der Energiefreisetzung
und des Druckaufbaues bei Dampfexplosionen in Re-
aktorgeometrie
1. Technischer Fachbericht zum Forschungsvorhaben
BMFT RS 206, Hrsg.: IKE, Universität Stuttgart,
Dezember 1976
- /F5, 5-4/ Thompson, T., und J. Beckerley:
The Technology of Nuclear Safety, Vol. 1, Chap. 3.11
and 3.12
Hrsg.: MIT Press, Cambridge, Mass., USA (1970)
- /F5, 5-5/ Cronenberg, A.W., and R. Benz:
Vapour Explosion Phenomena with Respect to Nuclear
Reactor Safety Assessment
NUREG/CR-O245, TREE-1242, July 1978
- /F5, 5-6/ Board, S.J., and L. Caldarola:
Fuel Coolant Interactions in Fast Reactors
Symposium on the Thermal and Hydraulic Aspects of
Nuclear Reactor Safety, ASME Meeting, Atlanta,
November 1977, Vol. 2, S. 195/222
- /F5, 5-7/ Kottowski, H., et al.:
Basis Oriented Shock Tube Experiments
OECD-NEA-FCI-Newsletter 1 (1978), S. 84/7
- /F5, 5-8/ Hohmann, H.:
Reactor Oriented Experiments in the Tank-Facility
OECD-NEA-FCI-Newsletter 1 (1978), S. 89/90
- /F5, 5-9/ Fauske, H.K.:
Some Aspects of Liquid-Liquid Heat Transfer and
Explosive Boiling
Fast Reactor Safety Meeting, ANS/USAEC, Beverly
Hills, California, April 1974, S. 992/1008

- /F5, 5-10/ Bankoff, S.G.:
Vapour-Explosion - A Critical Review
Sixth International Heat Transfer Conference,
Toronto, August 1978
- /F5, 5-11/ Cho, D.H., R.O. Ivins and R.W. Wright:
A Rate Limited Model of Molten Fuel Coolant Inter-
actions: Model Development and Preliminary Calcula-
tions
ANL-7919 (1972)
- /F5, 5-12/ Potter, R., and D. Jakeman:
A Review of the CREST Comparison of Sodium/Fuel
Interaction Computations Covering Seven Methods
Second Specialist Meeting on Sodium-Fuel Interac-
tion in Fast Reactors, Committee on the Safety of
Nuclear Installations, OECD Nuclear Energy Agency,
Ispra, Italy, Nov. 1973, S. 475/88
- /F5, 5-13/ Mizuta, H., F. Hirabayashi, N. Yokozowa and Y.
Fukushima:
Progress Report on the Molten UO₂ Drop Experiment
Second Specialist Meeting on Sodium-Fuel Interac-
tion in Fast Reactors, Committee on the Safety of
Nuclear Installations, OECD Nuclear Energy Agency,
Ispra, Italy, Nov. 1973, S. 323/74
- /F5, 5-14/ Mayinger, F., und H. Reineke:
Abschätzung der Wärmeabgabe einer fragmentierten
Kernschmelze an Wasser
Hrsg.: Ingenieurbüro für Berechnung und Entwick-
lung verfahrenstechnischer Anlagen, Barsinghausen,
1978
- /F5, 5-15/ Cameron, I.G., et al.:
The Computer Code SEURBNUK-2 for Fast Reactor Ex-
plosion
Containment Safety Studies, 4th Int. Conf. on SMIRT,
San Francisco, August 1977, Vol. B 2/1

7. STICHWORTVERZEICHNIS

A

Abschmelzmodell 17
- A A2-6, -8, -12, -14, -15
- B A2-6, -8
- C A2-6, -8, -12
Aktivitätsfreisetzung 43, 44, 46, 50, 65,
A1-1, A3-12
Ausdampftrate A2-14, -18, -20
Auslegungsdaten A4-3
Auslegungsstörfall A1-1

B

Belastungszustand A4-12, -13, -14, -17,
-18
Berechnungsdaten A4-4
Beton
- Zerstörungsenthalpie 33
Betonfundament
- Durchschmelzen 32, 34, 36, 38, 41,
42, 43, 46, 47, 58, 62, 73, A3-11,
-14, -15, -18, -19
Brennstoff-Natrium-Reaktion 79
Bruchfähigkeit A4-11, -17

C

Corium 29, A2-28

D

Dampfexplosion 16, 28, 42, 43, 46, 47, 52,
65, 73, 74, 76, A1-1
Dehngrenze
- O,2- A4-10
Druckspeichereinspeisung 53, 62, A3-8
Durchdringungen A4-3, -16

E

Einwirkungen, von außen
- Schutz A1-1
Erdreich 32
Ereignisablauf 44, 50
- Kernschmelzen 49, A3-12, -13
- Überdruckversagen (Sicherheitsbehäl-
ter) A4-3
Ereignisse
- auslösende 9
Ersatzfehlergröße A4-16

F

Festigkeitseigenschaften A4-5
Festigkeitskennwerte A4-8
Fließen A4-10, -14, -16, -17, -19
Flutbehälterinspeisung 53, 56, A3-8

G

Genehmigungsverfahren A2-20, A3-19
Gitterplatte
- Versagen 16, 42

H

Hauptkühlmittelleitung
- Bruch 49, 50, 53
- großes Leck 9, 10, A3-29
- kleines Leck 11, A3-19, -20

K

Kavitation A3-26, -29
Kernabschmelzen 12, 13, 15, 76, A2-5, -6,
-14, -15, -20, -21, A3-13
Kernabsturz 16, 17, 27, 52, 57, 75, 76, 77,
A2-6, -8
Kernaufheizung 15, 42
Kerngeometrie
- Verlust 16
Kernschmelze
- Fragmentation 77, 78, 79, 80, 82, 86
Kernschmelzen 22, 57, 75, A2-23, A3-11, -23
- Berechnungen A2-5
Kernschmelz(un)fall 9, 11, 12, 17, 22, 28,
29, 30, 31, 33, 35, 36, 41, 43, 47,
49, 50, 52, 57, 62, 65, 73, 75, A1-1,
A2-5, -8, -14, -15, -20, -23, -28,
A3-12, -15, -19, -23, -26, -29
Kühlmittelverluststörfall 9, 31, 49, A1-1,
-7, A3-1, -19, -20, -26
- beherrscht 50, 53, 56, 73, A3-23, -29,
A4-8, -11, -12, -13, -16, -17

M

Membranspannung A4-4, -11, -12, -13

N

Nachwärme 10, 13, 14, 15, 27, 31, 32, 33,
35, 36, 38, 47, 50, 53, 56, A2-5, -6,
-14, -20, -21, -22, -28, A3-8, -14,
-15, -18, -19
Nachwärmeleistung 10, 13, 14, 27, 31, 32,
33, 35, 38
NDT-Temperatur A4-11
Niederdruckeinspeisung
- Ausfall 50
Notkühlung 22, A3-8, -19, -20
- Ausfall 50
Notkühlwasser 17, 53
- Verdampfung 48
Not- und Nachkühlssystem
- Ausfall 57, 62
- Versagen 9

p

Prüfung
- Druck A4-8
- Oberflächenriß A4-7
- Ultraschall A4-7, -16

R

Reaktionsblase 82, 84, 85
Reaktordruckbehälter (Druckbehälterwandung)
- Durchschmelzen 12, 13, 29, 47, 57,
A2-23, -29
(Deckel) 81, 84, 87
(Boden) 81, 84, 85, 86
- Versagen 30, 81, 85, 86, 87
- Wiederauffüllung und Flutung 53
Rechenprogramme
- BETZ 38
- BOIL 16, A2-5, -7, -14, -23
- CONDRU 44, 48, A3-1, -12, -13
- CORRAL 44, 48, 65, A3-12, -13
- SEURBNUK 82, 85
Restwasserverdampfung 12, 13, 27, 57, 76,
82, A2-12
Ringraumbelastungen A3-20, -23

Ringraumintegrität
- Verlust A3-26, -29
Rißgröße
- kritische A4-12, -13, -15

S

Schmelzsee 16, 30, 40, 42, 46, 82, A2-6,
-8, -12, -23, -28
Schnelle Reaktoren 79
Schweißnähte
- zerstörungsfreie Prüfung A4-7
Sekundärabschirmung
- Leck A3-26
- Verlust der Integrität A3-26, -29
Sicherheitsbehälter 28, A4-3, -4, -8,
-11, -16, -19
- Auslegungsdruck 56
- Belastungen 10
- Berstdruck A4-3, -18
 bei Verformungsbruch A4-8, -10
 bei Niederspannungsbruch A4-11
- Berstspannung A4-10, -18
- großes Leck 45, 47, 52, 56, 58, 65,
 73, A3-23, -26, -29
- kleines Leck 45, 62, 73, A3-23, -26
- mittleres Leck 45, 65, 73, A-23, -29
- Überdruck A1-2, A3-5, -13, -15, -18,
 -19, -20, -26, -29
- Überdruckversagen 31, 34, 47
- Versagen 34, 35, 43, 45, 46, 47, 49,
 50, 51, 56, 58, 62, 65, 73, 81, 86,
 87, A3-23
- Verlust der Integrität 16
Spannungsintensitätsfaktor A4-11, -15
Spannungszustand
- mehrachsiger A4-10
Speicherwärme 56, A2-6, A3-8
Sprühsysteme A3-8
Störbereich A4-10, -16, -17
Streckgrenze A4-14, -18
Sumpfumwälzbetrieb 56, 57, A3-5, -15
Sumpfwasserverdampfung 13, 31, 33, 35,
 38, 42, 48, 49, 58, 62, 65, 70,
 A3-14, -15, -18, -19

T

Transientenstörfall 9, 11

V

Versagensdruck A4-19

W

Wärmeabfuhr, langfristige
- Ausfall 11
Wärmeeinflußzone (WEZ) A4-16
Wärmeflußdichte A2-28
Wärmeübergangszahl A3-9
WASH-1400 47, 65, A2-5, -28
Wasserdampf 31, 42, 47, 50, 57, A3-14,
 -15, -18, -20
- Kondensation 48, 53, 57
Wasserstoff 12, 31, 42, 48, 57, 58, A2-20,
 A3-11, -13, -14, -15, -18, -19
Wasserstoffexplosion 46
Wasserstoffverbrennung 47, 48, 50, 57, 58,
 A3-11, -13, -18, -19
Wechselwirkung
- Schmelze/Beton 13, 15, 30, 32, A3-11,
 -13, -14
- Schmelze/Kühlmittel 74, 75, 76, 79,
 86, A2-6

Z

Zähigkeitseigenschaften A4-6
Zeitpunkt
- charakteristischer 12
Zirkon/Wasser-Reaktion 12, 16, 19, 57, A2-5,
 -8, -12, -19, -22, -23, -25, -26, -27,
 A3-18

Anlagendaten und Anlagenbeschreibung

Den Analysen zum zeitlichen Ablauf der postulierten Kernschmelz-unfälle und deren Auswirkung auf den Sicherheitsbehälter sowie den Untersuchungen zur Auswirkung von Dampfexplosionen wurden die in den Tabellen F5, A1-1 bis -4 aufgeführten Daten der Referenzanlage Biblis-B zugrunde gelegt; Daten zum Kühlmittelverluststörfall enthält Tabelle F5, A1-5.

Im folgenden wird kurz der Aufbau einiger Komponenten der Referenzanlage, soweit zum Verständnis der in den Kapiteln 2 bis 4 durchgeführten Analysen notwendig, beschrieben. Bild F5, A1-1 zeigt einen Schnitt durch das Reaktorgebäude.

Zum Schutz der Bevölkerung vor direkter Bestrahlung und vor Inkorporation von radioaktiven Stoffen bei einem Schadensfall sind alle hochdruckführenden Teile der Reaktoranlage und das Lagerbecken für verbrauchte Brennelemente in einer doppelten Sicherheitshülle mit Zwischenraumabsaugung eingeschlossen. Der innere Sicherheitsbehälter besteht aus einem kugelförmigen, gasdicht verschweißten Stahlbehälter mit einem Durchmesser von 56 m. Er ruht auf einem Betonfundament, das die untere Kalotte umschließt. Die im übrigen freitragend aufgebaute Stahlhülle ist für einen Druck von 5,7 bar ausgelegt.

Zum Strahlenschutz und zum Schutz vor äußeren Einwirkungen ist der Stahlbehälter zusätzlich in einem mittleren Abstand von 1,20 m bis 1,50 m von einem Stahlbetongebäude umgeben. Das Betongebäude ruht auf der Fundamentplatte. Sie ist nicht absolut druck- und gasdicht. Der Zwischenraum (Ringraum) wird auf einem geringen Unterdruck gegenüber der Außenatmosphäre gehalten. Radioaktive Bestandteile in der Ringraumluft werden ausgefiltert, die gereinigte Luft wird kontrolliert über den Kamin in die Atmosphäre gegeben. Dadurch wird bei Störfällen eine even-

tuelle Freisetzung radioaktiver Stoffe aus dem Stahlbehälter in die Umgebung verhindert.

Der Sicherheitsbehälter ist durch zwei druckfeste und gasichte Schleusen, die Materialschleuse und die Personenschleuse, während des Reaktorbetriebes zugänglich. Für das Verlassen des Sicherheitsbehälters bei Schadensfällen ist zusätzlich zur Personenschleuse eine Notschleuse vorhanden. Während des Reaktorbetriebes haben die Innenräume des Sicherheitsbehälters keine direkte Verbindung zur Außenatmosphäre.

Alle Rohr- und Kabeldurchführungen durch den Stahlbehälter sind so geführt, daß sie bei den Drücken und Temperaturen, die bei einem Auslegungsstörfall auftreten, dicht bleiben. Die Dampf- und Speisewasserleitungen sind wegen der großen Wärmedehnungen mit Stahlkompensatoren an den Sicherheitsbehälter angeschweißt. Diese Rohrleitungen haben an ein Leckabsaugesystem angeschlossene Abkammerungen. Bei einem Störfall mit Überdruck im Sicherheitsbehälter werden mögliche Leckagen aus diesen Kammern abgesaugt und in den Sicherheitsbehälter zurückgepumpt. Rohre mit niedrigeren Wärmedehnungen sind so elastisch verlegt, daß sie keine unzulässigen Spannungen in der Stahlhülle bewirken. Außerdem ist jede, den Sicherheitsbehälter durchdringende Rohrleitung mit Absperrarmaturen gesichert. Bei einem Störfall werden die Absperrereinrichtungen aller Rohrleitungen, die zur Beherrschung des Störfalles nicht benötigt werden, automatisch geschlossen. Bei dem die Stahlkugel umgebenden Betongebäude werden die Rohrleitungen und Kabel durch eingesetzte Stahlplatten geführt.

Der mit seinen Einbauten zur Aufnahme des Reaktorkerns und zur Strömungsführung des Kühlmittels dienende Reaktordruckbehälter (RDB) befindet sich unterhalb des Mittelpunktes des Sicherheitsbehälters. Der aus Feinkornstahl gefertigte RDB setzt sich aus einem Behälterunterteil und einem Deckel zusammen und weist einen Innendurchmesser von 5 000 mm und eine Gesamthöhe von rund 13 m auf. Die Stützen für den Kühlmiteleintritt und -austritt liegen in einer Ebene rund 2 000 mm oberhalb der aktiven Reak-

torkernoberkante. Unterhalb dieser Ebene hat der RDB keine weiteren Öffnungen oder Anschlußleitungen. Beim Bruch einer Anschlußleitung ist es dadurch möglich, den Reaktorkern durch die Notkühleinrichtungen mit Wasser aufzufüllen.

Zur Abstützung des RDB und zur Abschirmung gegen die vom Reaktorkern ausgehende Strahlung ist der Druckbehälter von einer Betonabschirmung, dem biologischen Schild, umgeben (Bild F5, A1-2). Die Gewichtskraft von Druckbehälter und seinen Einbauten auf die Abschirmung wird über Tragpratzen übertragen, die zwischen den Ein- und Austrittsstützen des RDB angeordnet sind und sich auf die an der Betonabschirmung befestigte Behältertragekonstruktion abstützen.

Der biologische Schild besteht aus einer äußeren Abschirmung (Tragschild) und der frei auf dem Reaktorfundament stehenden inneren Abschirmung (Innenschild). Betonrippen des Tragschildes sorgen für eine Führung der inneren Abschirmung. Tragschild und Innenschild haben eine Wandstärke von ca. 1,5 m bzw. 1 m, die Stärke des Reaktorfundamentes beträgt insgesamt ca. 6 m. Im Tragschild befinden sich in Höhe des Sumpfes 8 Öffnungen, die durch Türen mit Scherbolzen verschlossen sind. Diese Türen sind auch in geschlossenem Zustand nicht absolut dicht. Daher ist nach einem Kühlmittelverluststörfall damit zu rechnen, daß sich im Ringspalt zwischen innerer und äußerer Abschirmung Sumpfwasser befindet.

Anlagenteile	Zahlenwert	Einheit
<u>Primär- und Sekundärkreislauf</u>		
Thermische Reaktorleistung	3 733,2	MW
Thermische Dampferzeugerleistung	3 752,0	MW
Betriebsdruck im Primärkreis	155,0	bar
Betriebsdruck im Sekundärkreis	54,0	bar
DE-Eintrittstemperatur	322,9	°C
DE-Austrittstemperatur	289,9	°C
Mittlere Kühlmitteltemperatur	306,4	°C
<u>Kern</u>		
Anzahl der Brennelemente	193	
Aktive Kernhöhe	3 900	mm
<u>Brennelement</u>		
Anzahl der Brennstäbe	236	
Grundriß	230 x 230	mm
<u>Brennstab</u>		
Brennstoff	UO ₂	
Tablettendurchmesser	9,11	mm
Hüllrohrmaterial	Zirkaloy 4	
Außendurchmesser des Hüllrohres	10,75	mm
Wandstärke des Hüllrohres	0,725	mm
<u>Reaktordruckbehälter</u>		
Innendurchmesser	5 000	mm
Gesamthöhe	13	m
Wandstärke: zylindrischer Teil	243	mm
Halbkugelboden	140	mm
Querschnittsfläche im Kernbereich (Kern, Bypass und Ringraum)	13,32	m ²
Strömungsquerschnitt im Kern	5,6	m ²
<u>Sicherheitsbehälter (SB)</u>		
Durchmesser	56,0	m
Wandstärke	0,03	m
Freies Volumen, Nennwert	71 421	m ³
Rechenwert (= Nennwert - 2 %)	69 993	m ³
Relative Luftfeuchte im SB	50	%
Temperatur im SB	30	°C
Druck im SB	1	bar
<u>Betonhülle</u>		
Durchmesser	60	m
Wanddicke	0,8	m
<u>Betonfundament</u>		
Stärke	6,0	m

Tab. F5, A1-1:

Anlagendaten

Zeit [s]	Einspeiserate [kg/s]	Spezifische Enthalpie bei 30 ⁰ C [kJ/kg]
0,0	0	125,8
13,5	0	125,8
14,5	580	125,8
17,5	1 036	125,8
19,5	934	125,8
24,5	764	125,8
29,5	660	125,8
30,5	642	125,8
39,5	518	125,8
49,5	428	125,8
59,5	360	125,8
74,5	286	125,8
99,5	192	125,8
124,5	128	125,8
149,5	88	125,8
199,5	60	125,8
299,5	24	125,8
399,5	24	125,8
400,0	0	125,8

Tab. F5, A1-2:

Einspeiserate eines Druckspeichers

Zeit [s]	Einspeiserate [kg/s]	spez. Enthalpie bei 30 ⁰ C [kJ/kg]
0,0	0	125,8
29,5	0	125,8
30,5	302	125,8
39,5	304	125,8
49,5	306	125,8
59,5	308	125,8
74,5	310	125,8
99,5	312	125,8
124,5	314	125,8
149,5	314	125,8
199,5	318	125,8
299,5	320	125,8
1 150,0	320	125,8
1 151,0	0	125,8

Tab. F5, A1-3:

Einspeiserate einer Niederdruckpumpe

Wand	Art	Oberfläche [m ²]	Dicke der Wand [m]	Anzahl der Schichten
1. Geometrie:				
Stahlbehälter	Stahl	7 209	0,03	10
Stahleinbauten	Stahl	7 328	0,010	5
Betoneinbauten	Beton	30 325	0,500	30
			Zahlenwert	Einheit
2. Wärmeleitfähigkeit:				
Beton			2,04	W/m K
Stahl			50,0	W/m K
3. Dichte:				
Beton			2400,0	kg/m ³
Stahl			7850,0	kg/m ³
4. Spezifische Wärmekapazität:				
Beton			0,96	kJ/kg K
Stahl			0,47	kJ/kg K

Tab. F5, A1-4:

Daten der Einbauten und Strukturen im Sicherheitsbehälter

Bezeichnung	Zahlenwert	Einheit
Blowdown-Zeit	17,5	s
Gesamte Speicherwärme im Primärkreislauf	$408,5 \cdot 10^6$	kJ
Speicherwärme nach RDB-Flutung	$132,1 \cdot 10^6$	kJ
Zeitkonstante der Wärmefreisetzung	400	s
Gesamte bis Blowdown-Ende in den SB eingebrachte Wärme	$521,5 \cdot 10^6$	kJ
Auffüllen des RDB	105	s
Umschaltung auf Sumpfbetrieb	1150	s
Temperatur des Flußwassers	22	°C
Während der Flutphase an das Kühlmittel abgegebene Speicher- und Nachzerfallswärme	$29,4 \cdot 10^6$	kJ
Primärkreisvolumen (Nennwert)	438,4	m ³
Sekundärkreisvolumen (Nennwert)	208,1	m ³
Energieinhalt des Primärkühlmittels	$408,35 \cdot 10^6$	kJ
Energieinhalt des Sekundärkühlmittels	$64,4 \cdot 10^6$	kJ

Tab. F5, A1-5:

Daten zum Kühlmittelverluststörfall für CONDRU-Rechnungen
(doppelendiger Umwälzschleifenbruch)

A1-8

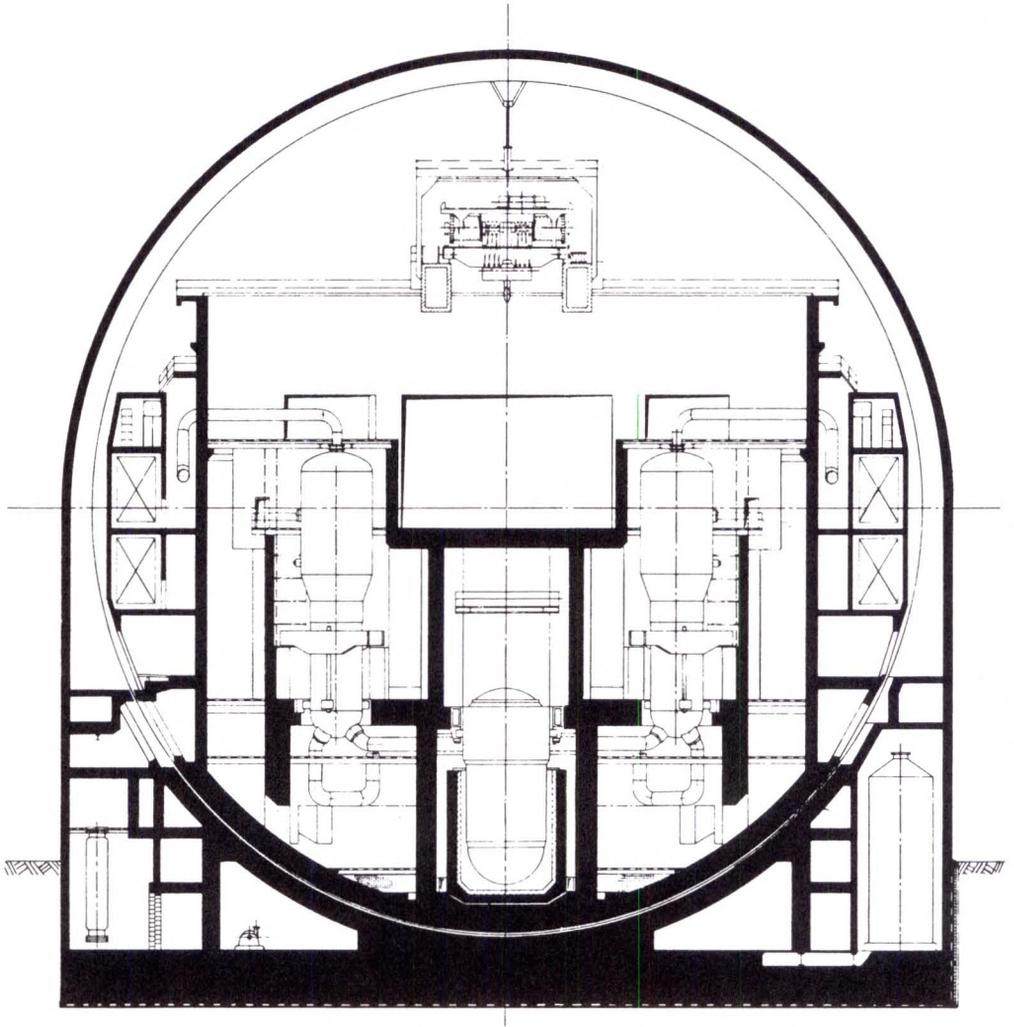


Bild F5, A1-1:
Reaktorgebäude

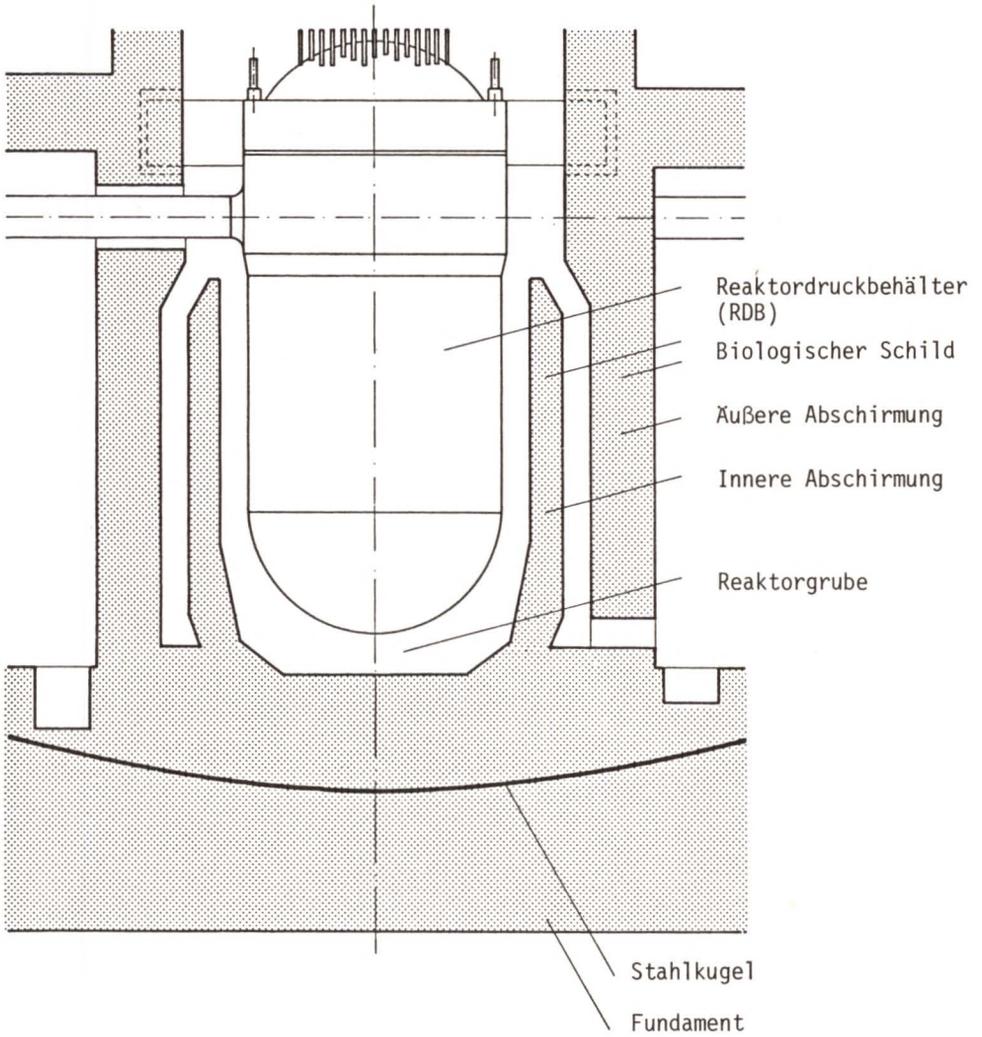


Bild F5, A1-2:

Reaktordruckbehälter und biologischer Schild

Kernschmelzen

Inhalt:

	Seite
A2-1 Berechnungen zum Kernschmelzen	A2-5
A2-1.1 Überblick über das Programm BOIL	A2-5
1.2 Eingabedaten	A2-6
1.3 Einfluß der Abschmelzmodelle	A2-8
1.4 Parameterstudie mit BOIL	A2-14
A2-2 Untersuchung zum Durchschmelzen des RDB	A2-23
Schrifttum	A2-29

Bilder

	Seite
F5, A2-1: Wasserspiegelverlauf im Kern und Schmelziso- therme der innersten Kernzone; Kernschmelz- fall 1, Abschmelzmodelle A, B und C	A2-9
F5, A2-2: Ausdampftrate aus dem Reaktordruckbehälter; Kernschmelzfall 1, Abschmelzmodelle A, B und C	A2-10
F5, A2-3: Anteil der im Kern verbliebenen Spaltproduk- te und Anteil des bei der Zirkon/Wasser-Reak- tion oxidierten Hüllrohrmaterials; Kern- schmelzfall 1, Abschmelzmodelle A, B und C .	A2-11
F5, A2-4: Anteil des geschmolzenen Kerns; Kernschmelz- fall 1, Abschmelzmodelle A, B und C	A2-13
F5, A2-5: Anteil des geschmolzenen Kerns; Einfluß der Schmelztemperatur	A2-16
F5, A2-6: Wasserspiegelverlauf im Reaktordruckbehäl- ter, bezogen auf die Kernhöhe	A2-17
F5, A2-7: Ausdampftrate aus dem Druckbehälter; Ein- fluß der Schmelztemperatur	A2-18
F5, A2-8: Anteil der im Kern verbliebenen Spaltpro- dukte und Anteil des bei der Zirkon/Wasser- Reaktion oxidierten Hüllrohrmaterials; Ein- fluß der Schmelztemperatur	A2-19
F5, A2-9: Anteil des geschmolzenen Kerns; Einfluß der Nachzerfallswärme	A2-21
F5, A2-10: Anteil der im Kern verbliebenen Spaltpro- dukte und Anteil des bei der Zirkon/Wasser- Reaktion oxidierten Hüllrohrmaterials; Ein- fluß der Nachzerfallswärme	A2-22
F5, A2-11: Anteil des geschmolzenen Kerns; Einfluß des Leistungsprofils	A2-24
F5, A2-12: Anteil der im Kern verbliebenen Spaltproduk- te und Anteil des bei der Zirkon/Wasser- Reaktion oxidierten Hüllrohrmaterials; Ein- fluß des Leistungsprofils	A2-25
F5, A2-13: Anteil des geschmolzenen Kerns; Einfluß der Zirkon/Wasser-Reaktion	A2-26
F5, A2-14: Anteil der im Kern verbliebenen Spaltproduk- te und Anteil des bei der Zirkon/Wasser- Reaktion oxidierten Hüllrohrmaterials; Ein- fluß der Zirkon/Wasser-Reaktion	A2-27

Tabellen

	Seite
F5, A2-1: Eingabedaten für das Rechenprogramm BOIL . .	A2-7
F5, A2-2: Ergebnisse von Parameteruntersuchungen zur Abschmelzphase; Kernschmelzfall 1, Abschmelzmodell A	A2-15

A2-1 Berechnungen zum Kernschmelzen

A2-1.1 Überblick über das Programm BOIL

Das Programm BOIL wurde im Rahmen von WASH-1400 entwickelt, um den Ablauf der Aufheizung und Zerstörung eines Reaktorkerns infolge eines Kernschmelzunfalls berechnen zu können. Eine ausführliche Beschreibung des Programms ist dort angegeben.

In BOIL wird der Reaktorkern in maximal 10 radiale und 50 axiale Zonen ("nodes"), die die Brennstäbe und ihre zugehörigen Kühlkanäle beinhalten, unterteilt.

Für jede dieser Zonen wird die in ihnen erzeugte Wärme ermittelt und der Wärmetransport zwischen Brennstoff und Kühlmittel (Wasser oder Wasserdampf) berechnet. Berücksichtigt wird dabei die Nachwärmeleistung, die nach ANS-Standard errechnet wird, die zusätzliche Wärme aufgrund der exothermen Zirkon/Wasser-Reaktion und die Verringerung der Nachwärmeleistung aufgrund der Freisetzung flüchtiger Spaltprodukte beim Versagen der Hüllrohre. Berücksichtigt wird ferner in der Energiebilanz die Wärmestrahlung vom Brennstoff an die Einbauten des Reaktordruckbehälters (RDB) und die Wasseroberfläche. Durch die Aufteilung des Kerns in axiale und radiale Zonen ist es möglich, seine Leistungsverteilung zu berücksichtigen. Eine Kopplung der Brennstoffzonen besteht nur über die gemeinsamen Kühlkanäle; Wärmeleitung sowohl in axialer als auch radialer Richtung wird nicht berücksichtigt.

Aus der Wärmebilanz zwischen Brennstoff und Kühlmittel wird der Verlauf des Wasserspiegels unter Berücksichtigung des volumetrischen Dampfgehaltes errechnet ("mixture level") und die Aufheizung des Kerns ermittelt. Abschmelzen des Kernmaterials wird dann erwartet, wenn eine Kernzone die Schmelztemperatur von UO_2 , $T_s = 2850^\circ\text{C}$, zuzüglich eines Temperaturanteils, der die Schmelzwärme des UO_2 berücksichtigt, erreicht.

Der Abschmelzvorgang wird durch drei in BOIL enthaltene Modelle beschrieben, die wahlweise benutzt werden können. Zwei der in BOIL enthaltenen Abschmelzmodelle gehen davon aus, daß die Schmelze nicht unmittelbar auf die untere Gitterplatte oder in das untere Plenum des RDB fällt, sondern in kälteren Kernzonen zwischen den dicht beieinanderstehenden Brennstäben erstarrt und dadurch eine zusammenhängende Kruste bildet. Über dieser Kruste entsteht im Kernbereich ein Schmelzsee, der sich durch Aufschmelzen weiteren Kernmaterials fortwährend vergrößert und sich in den restlichen Kernbereich ausbreitet.

Im Abschmelzmodell A wird nun vorausgesetzt, daß die Wärmeabfuhr aus dem Schmelzsee nur nach unten in die tieferliegenden Kernbereiche erfolgt.

Das Abschmelzmodell B setzt eine Wärmeabfuhr aus dem Schmelzsee nur durch Strahlung an die höherliegenden Kernbereiche bzw. der oberhalb des Kerns befindlichen Einbauten voraus.

Beim Abschmelzmodell C wird für das Kernschmelzen angenommen, daß das geschmolzene Kernmaterial unmittelbar in das untere Plenum fällt und seine Speicherwärme sowie die Nachwärme an das dort eventuell vorhandene Wasser abgibt.

A2-1.2 Eingabedaten

Die wesentlichen Eingabedaten zu den mit BOIL durchgeführten Rechnungen sind in Tabelle F5, A2-1 aufgeführt.

Eine Aufteilung des Kerns in 5 radiale und 24 axiale Zonen erwies sich als ausreichend. Die zugrunde gelegte axiale Leistungsverteilung mit einem Maximum von 1,37 entspricht einer Verteilung zum Ende des ersten Leistungszyklus.

Die Anfangstemperatur der Brennstäbe (TG00) bzw. des Kühlmittels wurde leicht unterkühlt entsprechend den Temperaturen nach Wiederbenetzung angesetzt. Die Temperatur der Druckbehäl-

Größe	Bezeichnung	Einheit	Kernschmelzfall				
			1	2			
NT	Anzahl der Brennstabspositionen im Kern	-	49 408	49 408			
NR	Anzahl der Brennstäbe im Kern	-	45 548	45 548			
NDZ	Anzahl der axialen Knoten	-	24	24			
MELMOD	Kennziffer der Abschmelzmodelle A, B, C	-	1/2/3	1/2/3			
IMWA	Kennzahl der Metall/Wasser-Reaktion	-	1	1			
ISTM	Kennzahl des Dampfbypass	-	0	0			
F 12	Strahlungsaustauschfaktor	-	0,2	0,2			
WFEO	Wasserwert der 1. Stahlmasse	kJ/K	1140,3	1140,3			
WFEI	Wasserwert der 2. Stahlmasse	kJ/K	11 403	11 403			
TFEO0	Temperatur der Eisenmassen	°C	100,0	150,0			
DTM	Zeitschrittgröße	min	1	0,5			
TZERO	Startzeit	s	1 150	100			
OZERO	Anfangsleistung	MW	3 733	3 733			
HO	Anfangswasserspiegel	m	5,66	5,66			
TFUS	Schmelztemperatur und Schmelzwärme	°C	3 506	3 506			
ACOR	Strömungsquerschnitt im Kern	m ²	5,6	5,6			
ATOT	Strömungsquerschnitt im Druckbehälter	m ²	13,32	13,32			
H	Aktive Brennstablänge	m	3,90	3,90			
WATBH	Gewicht der Wassermasse unterhalb des Kerns	t	34,5	34,5			
D	Brennstabdurchmesser	mm	10,75	10,75			
DF	Tablettendurchmesser	mm	9,11	9,11			
DC	Kerndurchmesser	mm	3 720	3 720			
RHOCU	Volumetrischer Energieinhalt des Kerns	kJ/m ³ K	3 634	3 634			
CLAD	Hüllrohrwandstärke	mm	0,725	0,725			
HW	Wärmeübergangskoeffizient für Siedebereich	W/m ² K	1 989	1 989			
CP	Spezifische Wärme des Wasserdampfes	J/kg K	2 095	2 095			
HFG	Verdampfungsenthalpie	kJ/kg	2 200	2 140			
RHOL	Dichte von Wasser	kg/m ³	942	925			
RHOS	Dichte von Dampf	kg/m ³	1,13	2,01			
CK	Konstante	m/mm	2,67	2,67			
U	Blasenauftiegschwindigkeit	m/min	1,37	1,37			
X00	Oxidschichtdicke	m	$1,22 \cdot 10^{-6}$	$1,22 \cdot 10^{-6}$			
TG00	Anfangstemperatur	°C	120	140			
DH	Hydraulischer Durchmesser	m	0,0144	0,0144			
F(I)	Axiale Leistungsfaktoren	I	F(I)	I	F(I)		
		1	0,41	13	1,30		
		2	0,70	14	1,27		
		3	0,92	15	1,22		
		4	1,07	16	1,18		
		5	1,17	17	1,10		
		6	1,24	18	1,02		
		7	1,30	19	0,91		
		8	1,34	20	0,78		
		9	1,37	21	0,65		
		10	1,37	22	0,51		
		11	1,35	23	0,32		
12	1,33	24	0,17				
PF(I)	Radiale Leistungsfaktoren	I	1	2	3	4	5
		PF(I)	1	1,212	1,14	1,04	0,90
VF(I)	Anteiliges Kernvolumen pro radiale Zone	I	1	2	3	4	5
		VF(I)	1	0,192	1,172	0,212	0,216

Tab. F5, A2-1:

Eingabedaten für das Rechenprogramm BOIL

tereinbauten (TFEEO) oberhalb des Kerns wurde geschätzt. Mögliche Unsicherheiten haben einen geringen Einfluß auf den Abschmelzverlauf, da diese Temperatur nur die abgestrahlte Wärme der oberen Kernzone beeinflusst.

A2-1.3 Einfluß der Abschmelzmodelle

Für den Kernschmelzfall 1 sollen die Abschmelzmodelle A, B und C miteinander verglichen werden.

Bild F5, A2-1 zeigt den Wasserspiegelverlauf und die mittels der drei Modelle errechneten Schmelzisothermen der innersten Zone. Dadurch, daß beim Modell A die Wärme des Schmelzsees ausschließlich zur Aufheizung der tieferliegenden Kernbereiche dient, nähert sich die Schmelze dem Restwasserspiegel schneller als beim Modell B. Die damit verbundene höhere Verdampfungsrates, die wiederum eine erhöhte Zirkon/Wasser-Reaktion bewirkt, führt zum beschleunigten Abschmelzen des Kerns. Beim Abschmelzmodell C setzt von dem Zeitpunkt an, zu dem das geschmolzene Kernmaterial in das untere Plenum fällt, eine stürmische Verdampfung und die damit verbundene Zirkon/Wasser-Reaktion im Kernbereich ein, so daß schon nach 67 min alles Wasser aus dem unteren Plenum verdampft ist. Von diesem Zeitpunkt an wird das weitere Abschmelzen nur noch von der Nachwärme bestimmt und verläuft demzufolge sehr langsam. Alle Abschmelzmodelle zeigen den Beginn des Kernschmelzens bei ca. 64 min.

Bild F5, A2-2 zeigt die Ausdampfraten aus dem Druckbehälter unter Berücksichtigung der Zirkon/Wasser-Reaktion. Nur beim Abschmelzmodell C ist die durch den Absturz des Kernmaterials in das Wasser entstandene Verdampfung so groß, daß sie nicht durch die Zirkon/Wasser-Reaktion kompensiert wird.

Bild F5, A2-3 zeigt den Anteil der im Kern verbliebenen Spaltprodukte. Bei Beendigung des Abschmelzvorgangs werden bei allen Modellen Werte von knapp über 70 % erreicht. Beim Anteil der

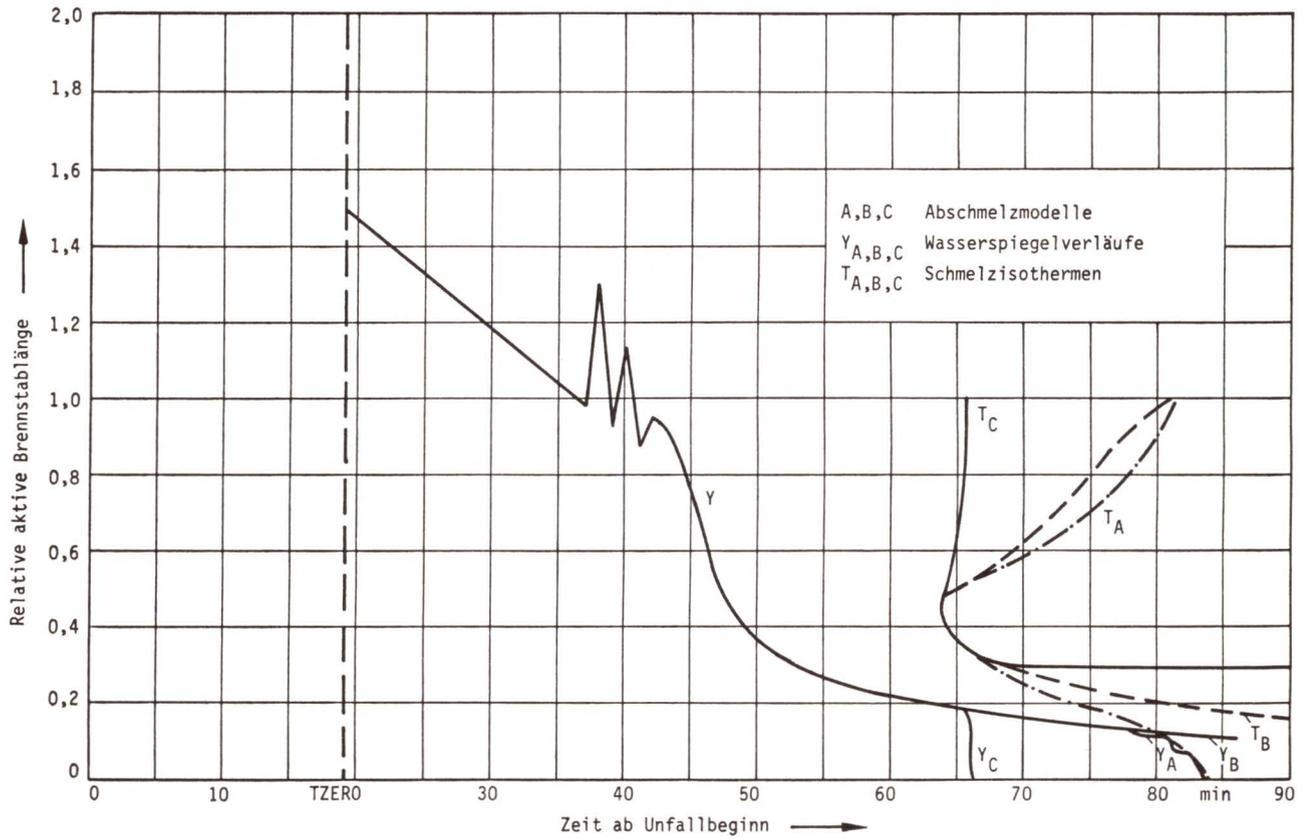


Bild F5, A2-1:

Wasserspiegelverlauf im Kern und Schmelzisootherme der innersten Kernzone
 Kernschmelzfall 1, Abschmelzmodelle A, B und C

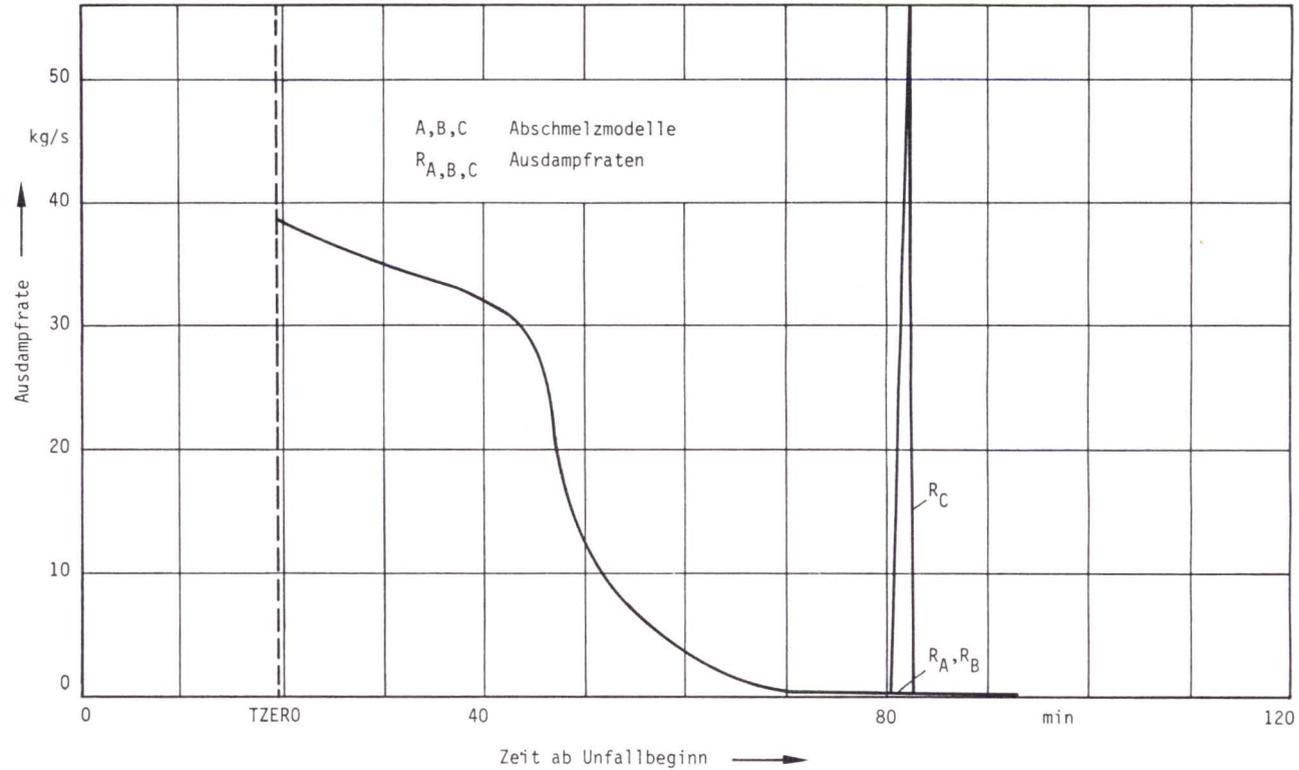
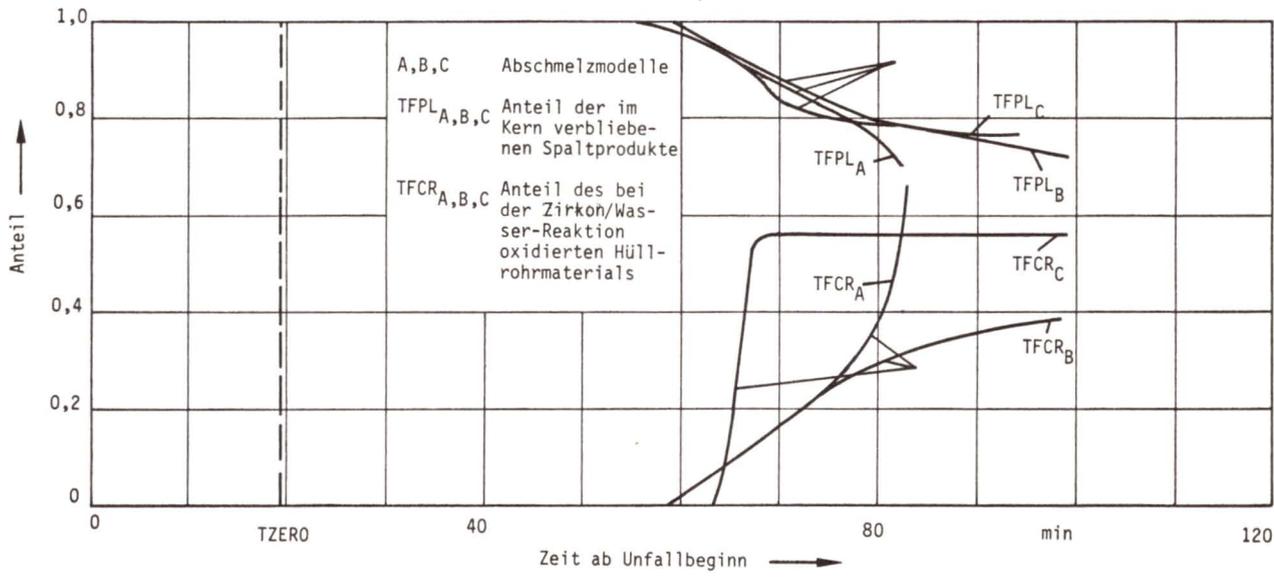


Bild F5, A2-2:

Ausdampf rate aus dem Reaktordruckbehälter
 Kernschmelzfall 1, Abschmelzmodelle A, B und C



A2-11

Bild F5, A2-3:

Anteil der im Kern verbliebenen Spaltprodukte und Anteil des bei der Zirkon/Wasser-Reaktion oxidierten Hüllrohrmaterials; Kernschmelzfall 1, Abschmelzmodelle A, B und C

oxidierten Zirkonmenge erreicht Abschmelzmodell A die höchsten Endwerte, weil wegen des Kontaktes Schmelze - Wasser genügend Wasserdampf für eine intensive Zirkon/Wasser-Reaktion zur Verfügung steht. Beim Abschmelzmodell C ist bei 68 min nach Ausdampfen des unteren Plenums keine Zirkon/Wasser-Reaktion mehr möglich, so daß die oxidierte Zirkonmenge ab diesem Zeitpunkt konstant bleibt.

Bild F5, A2-4 zeigt den Anteil des geschmolzenen Kerns. Der Schmelzbeginn liegt für alle Modelle bei 64 min und verläuft bei Modell C sehr rasch, um nach Ausdampfen des unteren Plenums nur noch langsam anzusteigen.

Bei konsequenter Anwendung des Modells C würde also die Phase 2 der Restwasserverdampfung entfallen und mit einer früheren Ausbildung eines Schmelzsees zu rechnen sein. Experimentelle Untersuchungen /F5, A2-1/ lassen jedoch darauf schließen, daß dieses Verhalten untypisch ist wegen des Wiedererstarrens der ausgetretenen Schmelze an den tieferliegenden kälteren Teilen des Kerns. Die beste Annäherung an die experimentellen Ergebnisse dürfte somit das Abschmelzmodell A liefern.

Frühere Überlegungen gingen dahin, die Phase der Restwasserverdampfung in die Abschmelzphase zu integrieren. Ausgehend von der Vorstellung, daß stets ein geringer Anteil der Schmelze in das untere Plenum gelangt und dort zur Restwasserverdampfung führt, wäre dann mit Beendigung der Abschmelzphase nach Modell A auch die Restwasserverdampfung abgeschlossen. An den integralen Belastungen des Containments würde sich dadurch gegenüber der getrennten Behandlung der Phasen nichts ändern, lediglich der Zeitpunkt der Ausbildung eines Schmelzsees würde sich nach vorn verschieben. Diese sicherlich konservative Abschätzung würde den Zeitpunkt für das Versagen des Sicherheitsbehälters nur unwesentlich beeinflussen und im Rahmen der sonstigen Unsicherheiten liegen. Die weiterführenden Rechnungen wurden daher mit konsequenter Trennung der Phasen 1 und 2 durchgeführt.

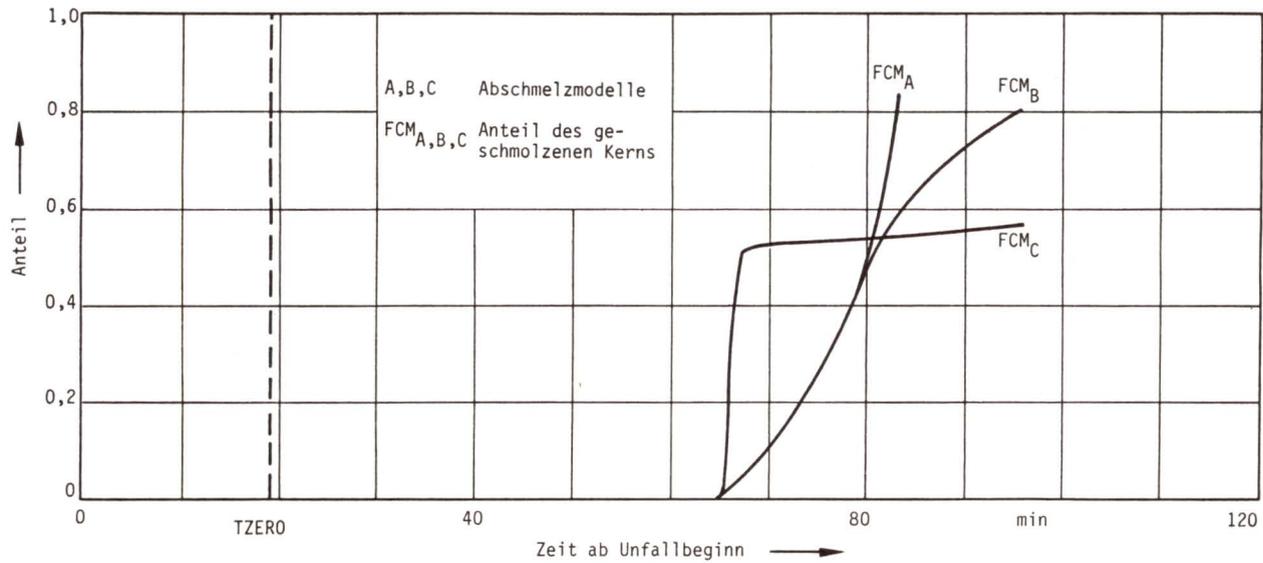


Bild F5, A2-4:

Anteil des geschmolzenen Kerns
 Kernschmelzfall 1, Abschmelzmodelle A, B und C

A2-1.4 Parameterstudie mit BOIL

Um das Unsicherheitsband der errechneten Ergebnisse zum Ablauf der 1. Unfallphase abzuschätzen, wurde mit BOIL eine Anzahl von Rechnungen unter Variation der wichtigsten Eingabedaten durchgeführt. Ergebnisse zum Kernschmelzfall 1, errechnet unter Anwendung des Abschmelzmodells A, werden hierzu im folgenden dargestellt. Zusammengefaßt gibt Tabelle F5, A2-2 die wesentlichen Resultate wieder¹⁾.

S c h m e l z t e m p e r a t u r

Bild F5, A2-5 zeigt den Einfluß der Schmelztemperatur auf den Abschmelzverlauf des Kerns. Nahezu einheitlich setzt der Prozeß des Kernabschmelzens bei ca. 65 min ein. Mit abnehmender Schmelztemperatur verkürzen sich naturgemäß die Schmelzzeiten.

Das Absinken des Wasserspiegels im Kern (Bild F5, A2-6) wird durch eine geänderte Schmelztemperatur hingegen nur geringfügig beeinflusst. Vollständig ohne Einfluß ist die Schmelztemperatur auf die Ausdampftrate des Wassers aus dem Druckbehälter (Bild F5, A2-7).

Die durch Spaltproduktfreisetzung hervorgerufene Verminderung der Nachzerfallsleistung erreicht, wie in Bild F5, A2-8 dargestellt, in allen Fällen den im Programm vorgesehenen maximalen Wert von 30 %, der Anteil des reagierenden Zirkons sinkt jedoch mit abnehmender Schmelztemperatur.

Die Wahl einer hohen Schmelztemperatur ist aber nicht ohne weiteres als eine konservative Annahme anzusehen, da sich die Dauer der Phase 1 mit abnehmender Schmelztemperatur verkürzt. Auf

¹⁾ Infolge zwischenzeitlicher Verbesserungen in der Genauigkeit einiger Eingabedaten weichen die Ergebnisse geringfügig von denjenigen in Abschnitt F5, 2.3.2 und F5, A2-1.3 ab, die grundsätzliche Auswirkung einer Parametervariation auf das Ergebnis bleibt dadurch jedoch unverändert.

Parameter bzw. Grenzfall	Schmelztemperatur [°C]	Leistungsfaktor	Leistungsprofil	IMWA ¹⁾	Schmelzbeginn [min]	Zeit für 80 % geschmolzen [min]	Schmelzzeit [min]	TFPL ¹⁾ [%]	TFCR ¹⁾ [%]
Referenzfall	2843	1,0	flach	1	70	97	27	70	66
Schmelztemperatur	2510 2300 2100 1900	1,0	flach	1	68 66 65 64	93 89 86 83	25 23 21 19	70 70 70 70	66 66 56 48
Leistungsfaktor	2843 1900	1,2 1,2	flach	1	60 57	82 71	22 14	70 70	61 53
Leistungsprofil	2843	1,0	steil	1	67	93	26	70	68
IMWA/ISTM ¹⁾	2843	1,0	flach	2	70	125	55	70	30

¹⁾ siehe Tab. F5, A2-1

Tab. F5, A2-2:

Ergebnisse von Parameteruntersuchungen zur Abschmelzphase
Kernschmelzfall 1, Abschmelzmodell A

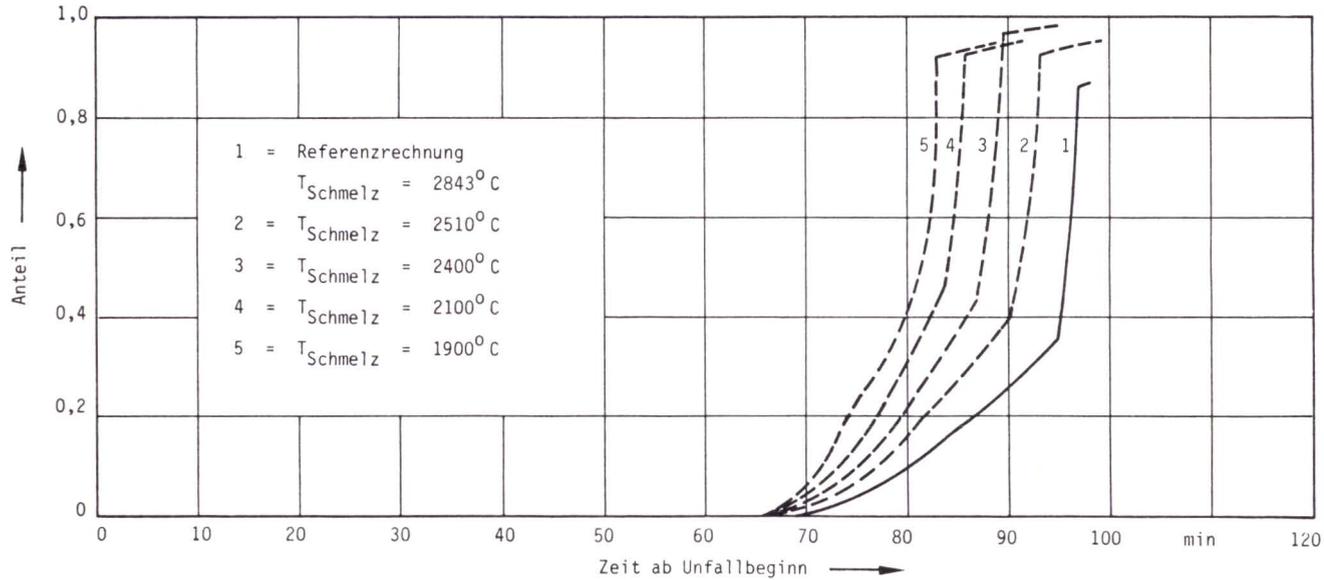
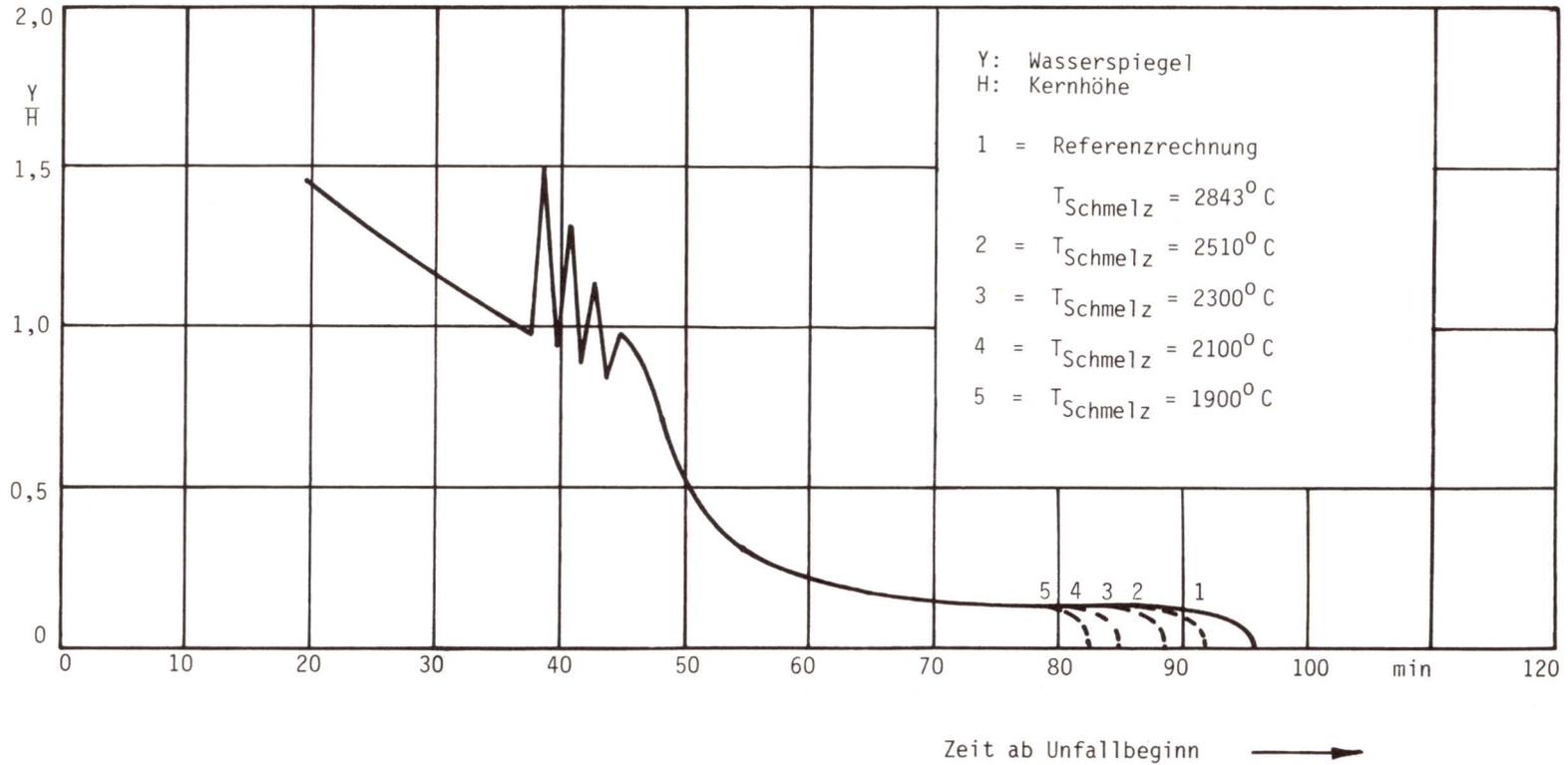


Bild F5, A2-5:

Anteil des geschmolzenen Kerns
 Einfluß der Schmelztemperatur



A2-17

Bild F5, A2-6:

Wasserspiegelverlauf im Reaktordruckbehälter, bezogen auf die Kernhöhe

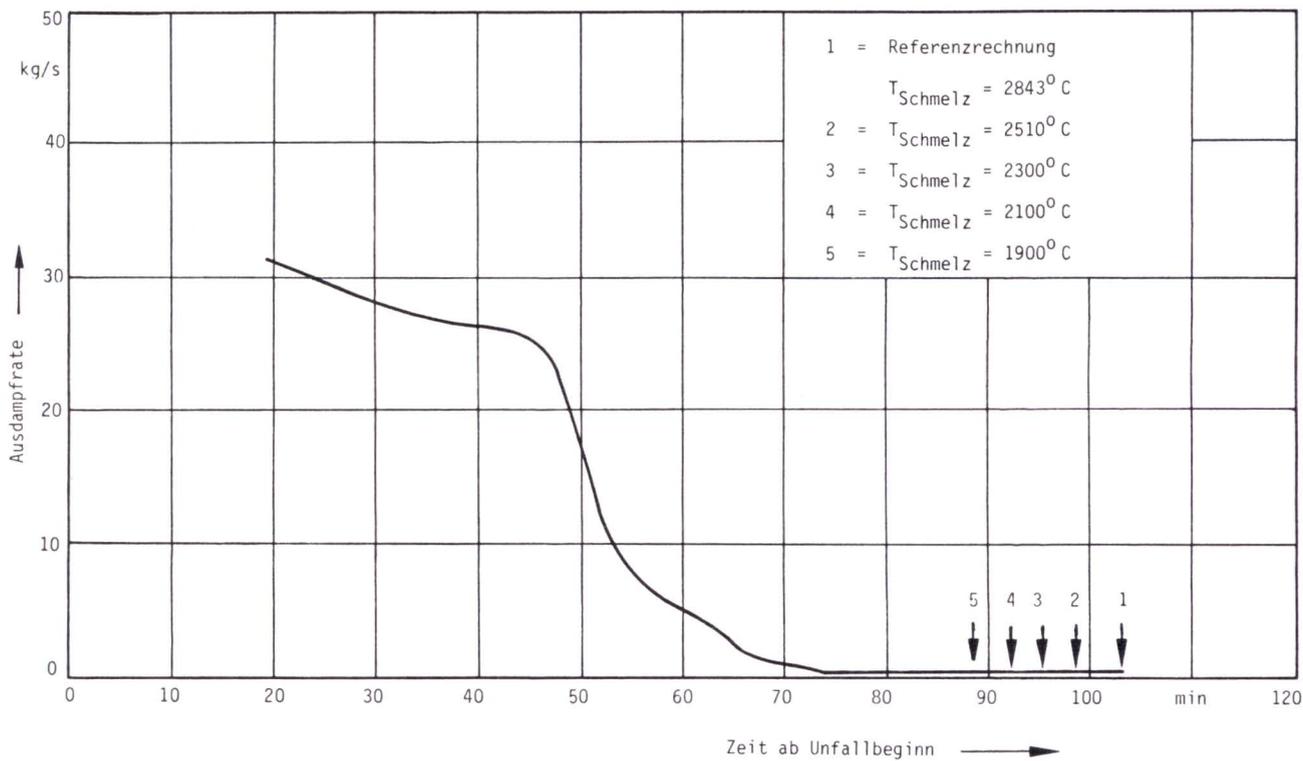


Bild F5, A2-7:

Ausdampfrate aus dem Druckbehälter
Einfluß der Schmelztemperatur

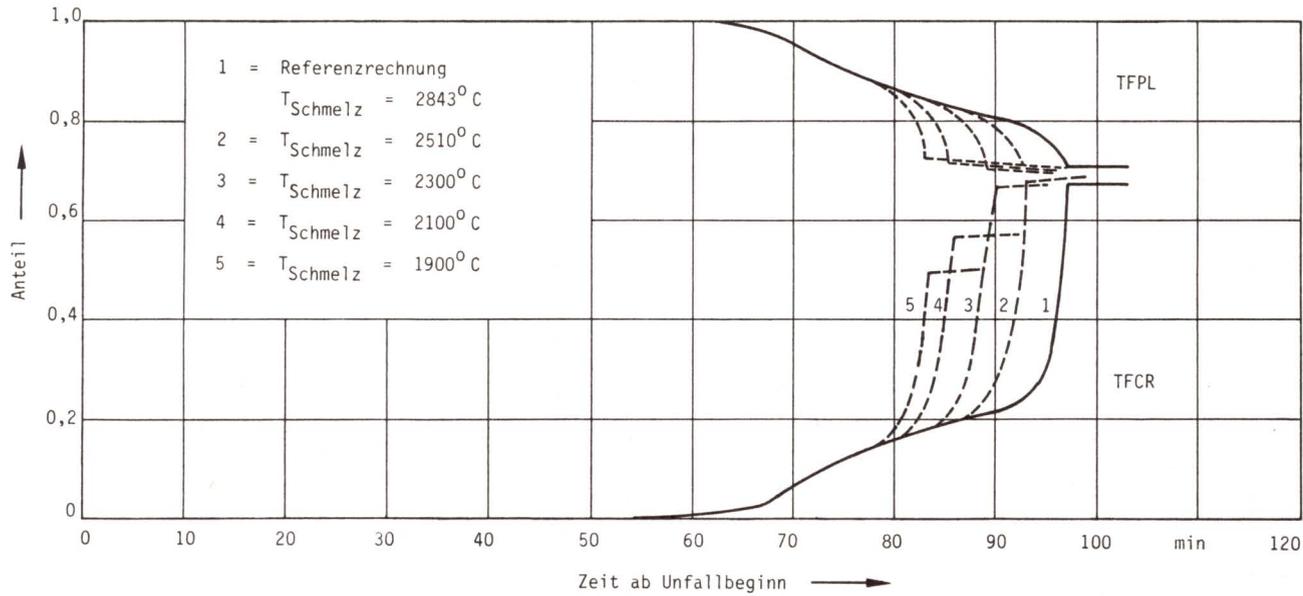


Bild F5, A2-8:

Anteil der im Kern verbliebenen Spaltprodukte und Anteil des bei der Zirkon/Wasser-Reaktion oxidierten Hüllrohrmaterials; Einfluß der Schmelztemperatur

der anderen Seite wird sich die Anfangstemperatur der Schmelze in der Phase 4 verringern und somit den Aufschmelzvorgang des Betons verlängern. Die geringere Menge an reagierendem Zirkon mit abnehmender Schmelztemperatur bedeutet zunächst eine geringere Wasserstoffzufuhr zum Containment, in der Phase der Beton-aufschmelzung wird jedoch alles Zirkon oxidiert, so daß dieser Einfluß kompensiert wird. Insgesamt gesehen hat die Schmelztemperatur also einen zu vernachlässigenden Einfluß auf den Gesamtvorgang des Kernschmelzablaufs.

N a c h w ä r m e l e i s t u n g

Bild F5, A2-9 zeigt den Einfluß einer gegenüber der sich nach ANS-Standard ergebenden 20 % größeren Nachwärmeleistung (Leistungsfaktor 1,2) und bei dieser Nachwärmeleistung den Einfluß der Schmelztemperatur auf den Abschmelzablauf. Infolge der größeren Nachwärme setzt der Abschmelzprozeß früher ein, gleichzeitig verkürzt sich die Schmelzzeit um ca. 20 %. Der Anteil des reagierenden Zirkons fällt bei gleicher Schmelztemperatur auf ca. 61 %, was aus der kürzeren Schmelzzeit resultiert (Bild F5, A2-10). Der Einfluß der Schmelztemperatur ist analog zu dem bei einem Leistungsfaktor 1,0. Die Unterschiede, die sich im zeitlichen Verlauf des Wasserspiegels und der Ausdampfrate gegenüber dem Referenzfall ergeben, sind auch bei den folgenden Parameterrechnungen gering, auf ihre Darstellung wird deshalb verzichtet.

Die Größe der Nachwärmeleistung bestimmt nicht nur den Ablauf der 1. Phase, sondern auch die aller anderen Phasen. Die Wahl der Nachwärme nach ANS-Standard ohne die im Genehmigungsverfahren üblichen Zuschläge ist daher die entscheidende Annahme zur Ermittlung des wahrscheinlichsten Unfallablaufs.

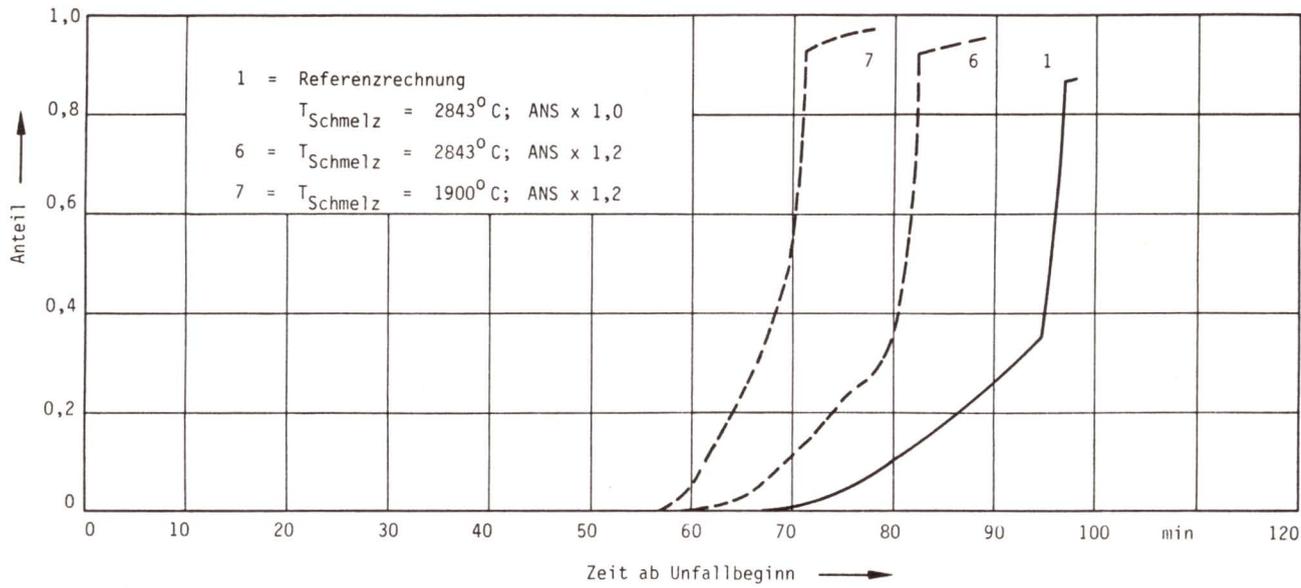


Bild F5, A2-9:
 Anteil des geschmolzenen Kerns
 Einfluß der Nachzerfallswärme

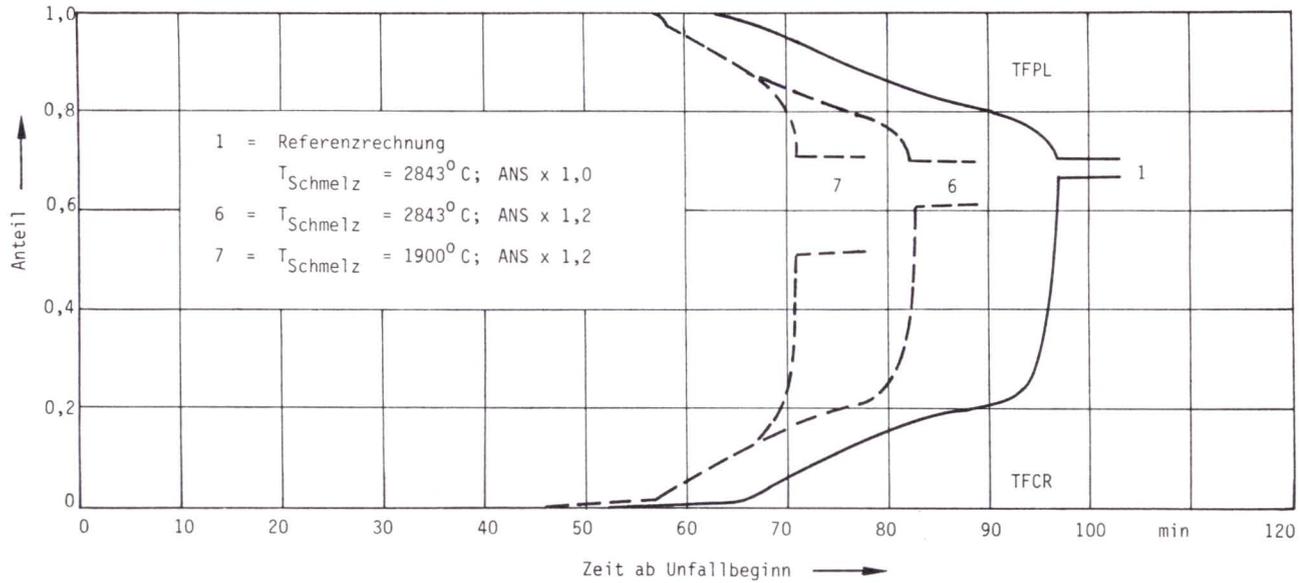


Bild F5, A2-10:

Anteil der im Kern verbliebenen Spaltprodukte und Anteil des bei der Zirkon/Wasser-Reaktion oxidierten Hüllrohrmaterials; Einfluß der Nachzerfallswärme

Leistungsprofil

Die Bilder F5, A2-11 und -12 geben den Einfluß eines steileren axialen Leistungsprofils wieder (Maximum: 1,56 gegenüber 1,37). Aufgrund der höheren Temperatur in Kernmitte beginnt das Schmelzen frühzeitiger. Der Anteil des reagierenden Zirkons ist mit ca. 68 % nur unwesentlich höher als beim Referenzfall. Der Einfluß des Leistungsprofils ist als gering zu bezeichnen.

Zirkon / Wasser - Reaktion

Im Rechenprogramm BOIL kann durch Wahl der Größe IMWA gesteuert werden, ob der entstehende Dampf oberhalb der Schmelze mit den Brennstäben reagiert (IMWA = 1) oder nicht (IMWA = 2). Mit einer zweiten Größe ISTM kann im Falle IMWA = 2 angegeben werden, ob der Dampf aus radialen Abschnitten, die noch nicht geschmolzen sind, zur Zirkon/Wasser-Reaktion der Brennstäbe oberhalb der Schmelze in den anderen Abschnitten beiträgt. Die Ergebnisse in den Bildern F5, A2-13 und -14 zeigen, daß der Einfluß der Steuergröße ISTM zu vernachlässigen ist. Bei Unterdrücken der Zirkon/Wasser-Reaktion oberhalb der Schmelzfront zeigt sich eine bedeutende Verlängerung des Schmelzvorgangs und eine starke Verringerung des reagierenden Zirkons. Der zu erwartende Verlauf würde zwischen den beiden Extremen (IMWA = 1 und IMWA = 2) liegen. Wegen des hohen Dampfangebots ist jedoch zu erwarten, daß der für die Referenzrechnung gewählte Verlauf mit IMWA = 1 eher den Gegebenheiten entspricht.

A2-2 Untersuchung zum Durchschmelzen des RDB

Im Rahmen von /F5, A2-2/ wurden das thermohydraulische Verhalten einer Kernschmelze, die sich in der Kugelkalotte eines RDB befindet, sowie die dabei auftretenden Wärmeübergangsverhältnisse an der RDB-Wand ermittelt. Die Untersuchung ergab, daß sich in einer derartigen Kernschmelze eine Naturkonvektion in

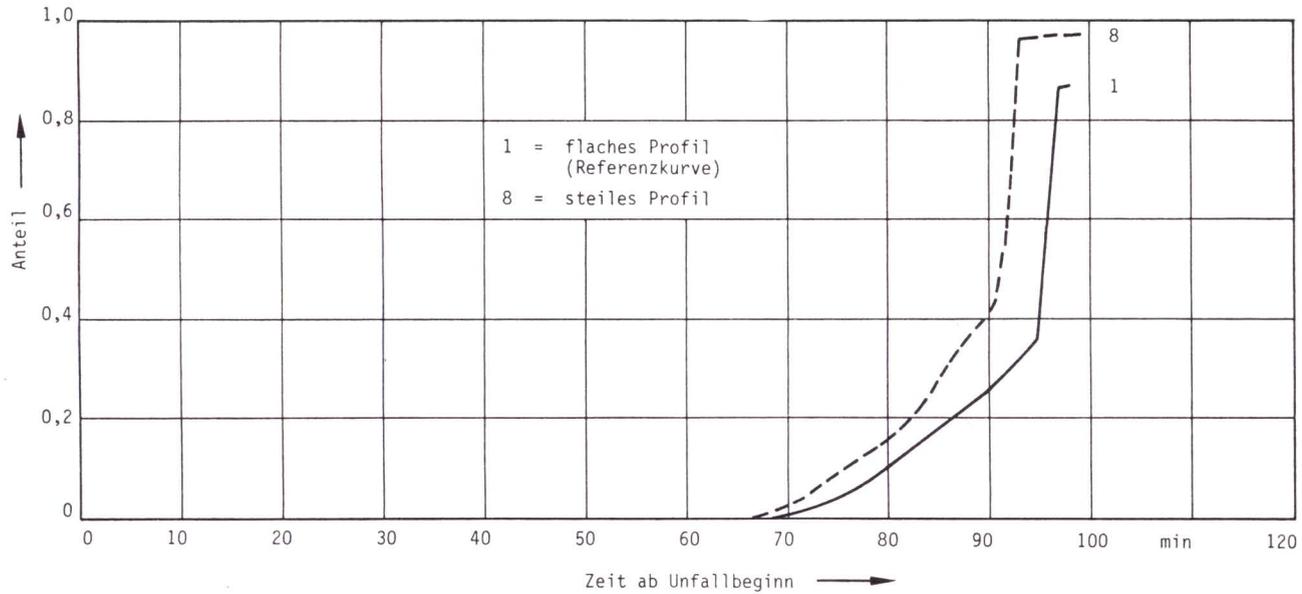


Bild F5, A2-11:

Anteil des geschmolzenen Kerns
Einfluß des Leistungsprofils

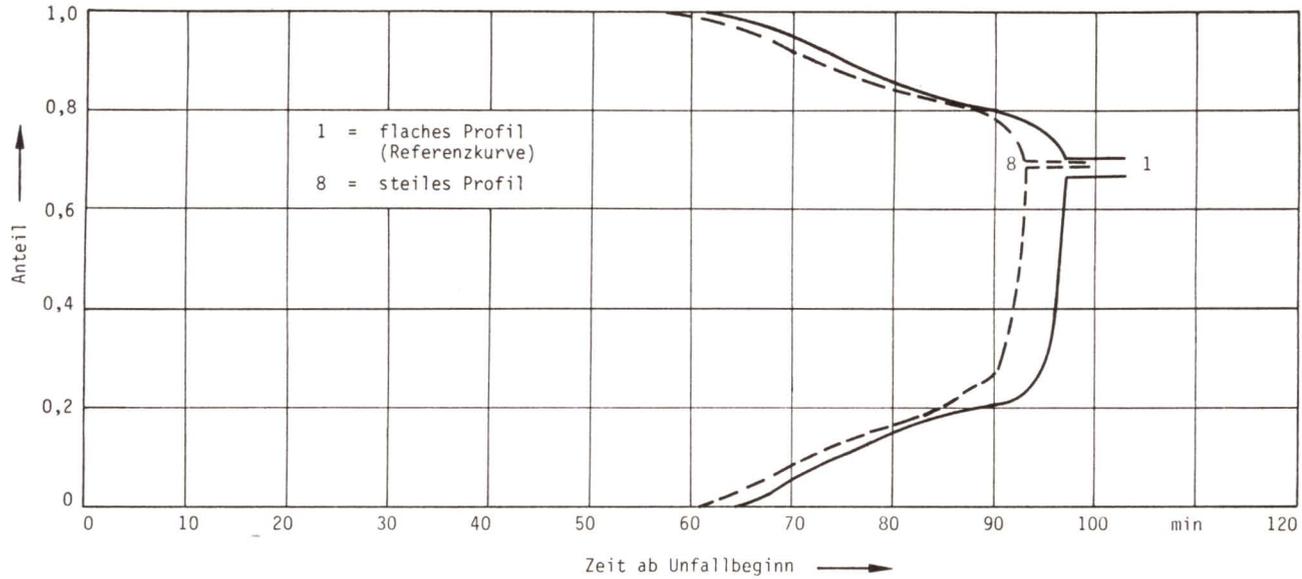


Bild F5, A2-12:

Anteil der im Kern verbliebenen Spaltprodukte und Anteil des bei der Zirkon/Wasser-Reaktion oxidierten Hüllrohrmaterials; Einfluß des Leistungsprofils

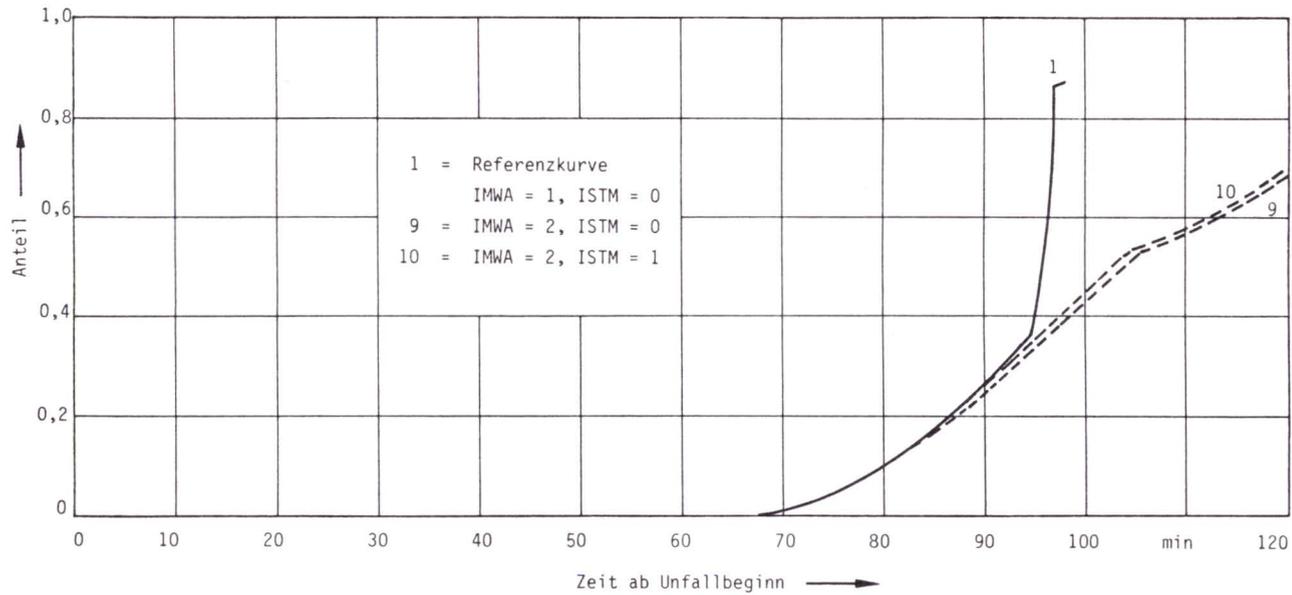


Bild F5, A2-13:

Anteil des geschmolzenen Kerns
Einfluß der Zirkon/Wasser-Reaktion

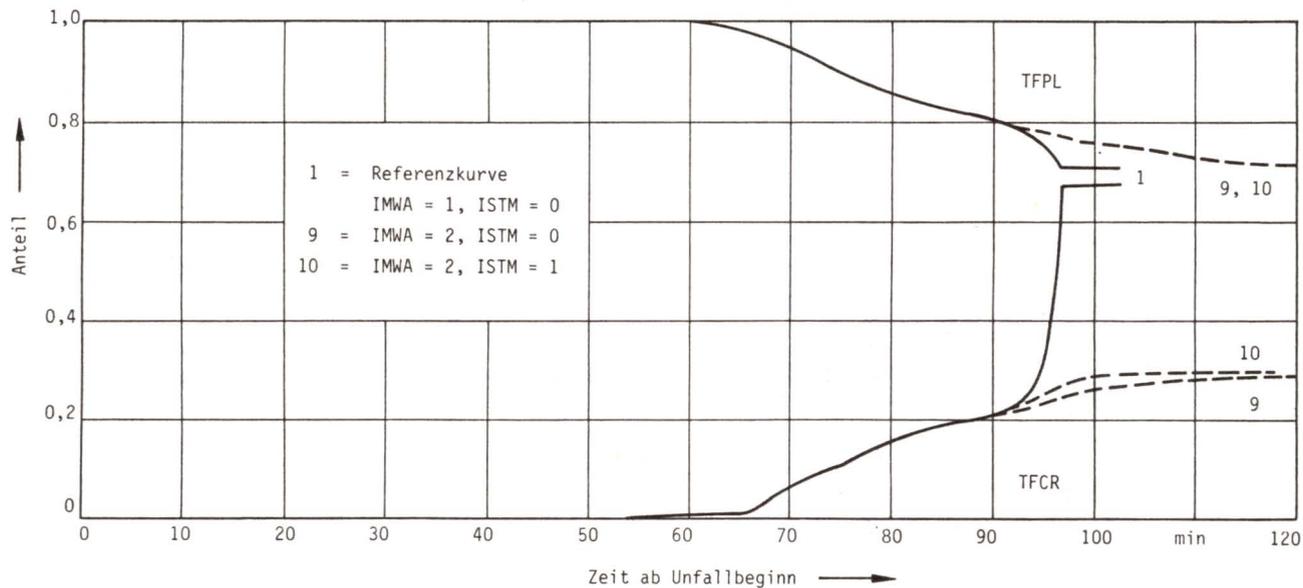


Bild F5, A2-14:

Anteil der im Kern verbliebenen Spaltprodukte und Anteil des bei der Zirkon/Wasser-Reaktion oxidierten Hüllrohrmaterials; Einfluß der Zirkon/Wasser-Reaktion

Form von "Rollzellen" einstellt, durch die der Energie- und Massentransport vom Zentrum der Schmelze zur RDB-Wand und die lokale Wärmeflußdichte entlang der benetzten Wandung bestimmt wird. Eine maximale Wärmeflußdichte ergibt sich dabei unmittelbar an der Übergangsstelle zu dem von der Schmelze unbenetzten Teil des RDB.

Bei den Kernschmelzfällen 1 und 2 gelangt die geschmolzene Kernmasse ca. 7000 s bzw. 4800 s nach dem Eintritt des Unfalls in den unteren Teil des RDB. Unter Berücksichtigung der in diesen Fällen in der Schmelze freiwerdenden Nachwärmeleistung wurde in /F5, A2-2/ eine maximale Wärmeflußdichte von $\dot{q}_{\max} = 100 \text{ W/cm}^2$ gefunden. Experimentelle Untersuchungen /F5, A2-3/ zur Wechselwirkung zwischen Corium und RDB-Material zeigten, daß sich bei der Wechselwirkung keine niedrig schmelzenden Eutektika bilden und daß der RDB-Werkstoff bei ca. 1400°C aufschmilzt. Der RDB-Werkstoff versagt somit infolge Erreichens seiner eigenen Schmelztemperatur.

Die Durchschmelzzeit der RDB-Wand wird wie in WASH-1400 ohne Berücksichtigung von Wärmeleitung ermittelt. Näherungsweise kann folgender Ansatz gemacht werden:

$$\Delta t = \frac{\rho \cdot c \cdot s \cdot \Delta T_W}{\dot{q}_{\max}}$$

$\rho \cdot c$	Wärmekapazität von Stahl, $3700 \text{ kJ/m}^3\text{K}$
s	Wandstärke der Kugelkalotte, $0,14 \text{ m}$
ΔT_W	Aufheizspanne der RDB-Wand, 1250 K
\dot{q}_{\max}	max. Wärmeflußdichte

Bei einer Wärmeflußdichte von $\dot{q}_{\max} = 100 \text{ W/cm}^2$ ergibt sich damit eine Durchschmelzzeit von $\Delta t = 650 \text{ s}$, wobei der RDB in der Umgebung der Schmelzseeoberfläche, d.h. nahe des oberen Randes der Kugelkalotte, versagt.

In WASH-1400 wurde hingegen zur Berechnung des RDB-Versagens

eine von Hesson bei rechteckiger Geometrie experimentell ermittelte Wärmeflußdichte von $\dot{q}_{\max} = 45 \text{ W/cm}^2$ zugrunde gelegt. Mit diesem Wert errechnet sich eine Durchschmelzzeit von $\Delta t = 1440 \text{ s}$; dieser Wert dürfte eine obere Grenze darstellen.

Schrifttum

- /F5, A2-1/ Hagen, S.:
 Experimentelle Untersuchung der Abschmelzphase von UO_2 -Zircaloy-Brennstäben bei versagender Notkühlung
 Zwischenbericht zu KfK-PNS-4321, Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe, 1977
- /F5, A2-2/ Mayinger, F., M. Jahn, H. Reineke und U. Steinberger:
 Numerische Berechnungen der thermohydraulischen Vorgänge in der Kernschmelze
 BMFT-RS-48, Technische Universität, Institut für Verfahrenstechnik, Hannover, 1974
- /F5, A2-3/ Peehs, M., und K. Mollwitz:
 Untersuchung der metallurgischen Wechselwirkung zwischen Schmelze und RDB-Wand
 BMFT-RS-74a, Kraftwerk Union, Erlangen, 1976

Methodenbeschreibung und Parameterstudien zu den Belastungen
des Sicherheitsbehälters

Inhalt:

	Seite	
A3-1	Berechnungen zum Sicherheitsbehälterverhalten	A3-3
A3-1.1	Überblick über das Programm CONDRO	A3-3
1.2	Programmeingabe und Modellbeschreibung	A3-4
1.3	Programmausgabe und Datentransfer	A3-12
A3-2	Parameteruntersuchungen	A3-12
A3-2.1	Aufgabenstellung	A3-12
2.2	Einflußgrößen	A3-13
2.3	Rechenfälle	A3-15
2.4	Ergebnisse	A3-15
2.5	Bewertung	A3-18
A3-3	Einzeluntersuchungen: Kleine Lecks in der Hauptkühlmittelleitung	A3-19
A3-3.1	Aufgabenstellung	A3-19
3.2	Ergebnisse	A3-20
A3-4	Einzeluntersuchungen: Ringraumbelastungen	A3-20
A3-4.1	Aufgabenstellung	A3-20
4.2	Rechenfälle	A3-23
4.3	Ergebnisse	A3-23
4.4	Schlußfolgerungen	A3-29
Schrifttum	A3-31

Bilder

	Seite
F5, A3-1: Druckverlauf im Sicherheitsbehälter bei thermodynamischem Gleich- und Ungleichgewicht	A3-6
F5, A3-2: Temperaturverlauf von Sicherheitsbehälter-Atmosphäre und Sumpfwasser bei thermodynamischem Gleich- und Ungleichgewicht .	A3-7
F5, A3-3: Ergebnisse der Parameteruntersuchungen zum SB-Verhalten, Kernschmelzfall 1 . . .	A3-17
F5, A3-4: Druckverlauf im Sicherheitsbehälter bei kleinem Leck in der Hauptkühlmittelleitung	A3-21
F5, A3-5: Temperaturverlauf im Sicherheitsbehälter bei kleinem Leck in der Hauptkühlmittelleitung	A3-22
F5, A3-6: Druckverlauf im Ringraum bei verschiedenen Leckkombinationen; beherrschter Kühlmittelverluststörfall und Leck im SB mit 300 mm \emptyset	A3-25
F5, A3-7: Temperaturverlauf im Ringraum bei verschiedenen Leckkombinationen; beherrschter Kühlmittelverluststörfall und Leck im SB mit 300 mm \emptyset	A3-27
F5, A3-8: Druckverlauf im Ringraum bei verschiedenen Leckkombinationen; Kernschmelzfall 1	A3-28
F5, A3-9: Temperaturverlauf im Ringraum bei verschiedenen Leckkombinationen; Kernschmelzfall 1	A3-30

Tabellen

F5, A3-1: Rechenfälle für die Parameteruntersuchungen zum SB-Verhalten	A3-16
F5, A3-2: Rechenfälle für die Parameteruntersuchungen zum Ringraumverhalten	A3-24

A3-1 Berechnungen zum Sicherheitsbehälterverhalten

A3-1.1 Überblick über das Programm CONDRU

Das Programm CONDRU gestattet die Berechnung von zeitlichen und örtlichen Druck- und Temperaturverläufen im Sicherheitsbehälter (SB) nach einem Kühlmittelverluststörfall. Im wesentlichen werden dazu folgende Angaben benötigt:

- Ausgangszustand der Anlage vor dem Störfall, charakterisiert durch Drücke, Temperaturen, Volumina, Wärmeinhalte u.a.,
- physikalische Werte der Materialien und Fluide,
- geometrische Abmessungen der Komponenten und Einbauten im Sicherheitsbehälter,
- beim Störfall auftretende zeitabhängige Massen- und Energieströme, die in den Sicherheitsbehälter eingebracht werden.

CONDRU ist ein Zweiphasen-Dreikomponenten-Punktmodell, in dem neben den Komponenten Wasser und Luft eine weitere beliebige Gaskomponente berücksichtigt werden kann.

Das Programm gestattet die Verwendung von drei Raumbereichen (Druckzonen), z.B. innerer Sicherheitsbehälter, äußerer Ringraum und Außenatmosphäre. Das thermodynamische Verhalten wird jedoch nur in zwei Druckzonen (innerer Sicherheitsbehälter, Ringraum) behandelt; die dritte Zone (Außenatmosphäre) verändert im Rechenmodell ihren Zustand nicht.

Für Langzeitrechnungen, z.B. innerhalb des Sicherheitsbehälters, genügt ein Einzonenmodell, da Druckausgleichvorgänge zwischen den Einzelräumen des Sicherheitsbehälters nur für den Kurzzeitbereich (bis 2 Sekunden) relevant sind.

Die drei Druckzonen können beliebig durch freie Öffnungen miteinander verbunden sein. Beim Ausströmen des Primärkühlmittels auftretende Strömungsvorgänge zwischen den miteinander in Verbindung stehenden Raumbereichen werden eindimensional behandelt. Alle zu- und abfließenden Massen- und Energieströme wer-

den bilanziert und die langzeitigen Druck- und Temperaturverläufe berechnet.

A3-1.2 Programmeingabe und Modellbeschreibung

Infolge der Massen- und Energiezufuhr in den Sicherheitsbehälter erhöhen sich Druck und Temperatur der SB-Atmosphäre. Am Ende jedes Rechenschrittes berechnet das Programm die neuen thermodynamischen Zustände von Druck, Temperatur, spezifischem Volumen, spezifischer Enthalpie und Dampfqualität für beide Druckzonen. Die hierzu im Rechenmodell verwendeten Funktionen zur Berechnung der Zustandsgrößen von gesättigtem Wasser, gesättigtem und überhitztem Dampf in Abhängigkeit von Druck, Temperatur sowie ihren Ableitungen beruhen auf den IFC-Formeln /F5, A3-1/. Die Zustandsgrößen von Luft sind einprogrammiert; die Zustandsgrößen sonstiger Gase, z.B. von Wasserstoff, müssen eingegeben werden.

Die neuen Zustandswerte am Ende eines Rechenschrittes sind die Basis zur Bestimmung der Massenströme durch die Überströmquerschnitte (Lecks) zwischen den drei Druckzonen. Das Programm simuliert den transienten Luft-, Dampf-, Gas- und Wassermassenstrom zwischen den drei Druckzonen in einer quasistatischen Art, da Druck und Temperatur sowie alle Stoffwerte während eines Rechenzeitschrittes konstant gehalten werden. Die homogene Strömung wird nicht beschleunigt, noch findet im Strömungskanal eine Energieumsetzung statt. Reibungsverluste und Wassermittreib werden berücksichtigt.

Als jeweilige Strömungsfläche wird entweder der effektive Strömungsquerschnitt gewählt, der sich aus dem Produkt von geometrischer Fläche und vorgewählter Durchfließziffer ergibt, oder es wird, z.B. bei einem langen reibungsverlustbehafteten Kanal, die geometrische Fläche zusammen mit der Angabe eines Druckverlustbeiwertes gewählt. Die Änderung der Geometrie durch Abdeckstrukturen (Setzsteinwände, Montageplatten, Türen usw.) wird durch eine zweite Strömungsfläche berücksichtigt, wobei der

Differenzdruck oder der Zeitpunkt vorgegeben wird, zu dem sich die Fläche verändert.

Bei der Berechnung des Druck- und Temperaturverlaufs im Sicherheitsbehälter unter der Annahme thermodynamischen Gleichgewichts wird eine homogene Mischung von Luft, Dampf, Wasser und Gas zu jedem Rechenzeitpunkt angenommen. Hieraus ergibt sich, daß alle Komponenten der Mischung die gleiche Temperatur haben. Ist kein Wasser in der Zone vorhanden, werden Dampf, Gas und Luft wie ideale Gase behandelt, wobei der Dampf gesättigt oder überhitzt sein kann.

Bei der Berücksichtigung des thermodynamischen Ungleichgewichtes ergeben sich Temperaturunterschiede, z.B. zwischen dem kondensierten Dampf und der SB-Atmosphäre aufgrund einer separaten Bilanzierung. Rechnungen unter der Annahme des thermodynamischen Ungleichgewichts zeigen im allgemeinen einen geringfügig höheren Druck/Temperatur-Verlauf. Die Entscheidung, ob mit thermodynamischem Gleich- oder Ungleichgewicht gerechnet werden soll, hängt von der jeweiligen Aufgabenstellung ab. Das Programm CONDRU gestattet hierzu die mehrmalige zeitabhängige Umschaltung zwischen den beiden Rechenarten.

Die Bilder F5, A3-1 und -2 zeigen für die Referenzanlage den Vergleich einer Rechnung mit thermodynamischem Gleich- und Ungleichgewicht bis zum Zeitpunkt der Umschaltung auf Sumpfkühlung. Da die Unterschiede relativ gering und für die aus den verschiedenen Rechenfällen gewonnenen Aussagen genaue Absolutwerte nur bedingt relevant sind, wurden die Rechnungen für die Risikostudie unter der Annahme thermodynamischen Gleichgewichts durchgeführt.

Zur Ermittlung des maximalen Störfalldruckes im Sicherheitsbehälter wird angenommen, daß sich die gesamte Masse des Kühlmittels innerhalb einer bestimmten Zeitspanne (Blowdown-Zeit) in den Sicherheitsbehälter entleert und die zugehörige Enthalpie dort eingetragen wird. Als Sicherheitszuschlag wird während der Ausströmphase des Kühlmittels der Massen- und Energieinhalt eines Dampferzeugers einschließlich seiner sekundärseitigen Rohr-

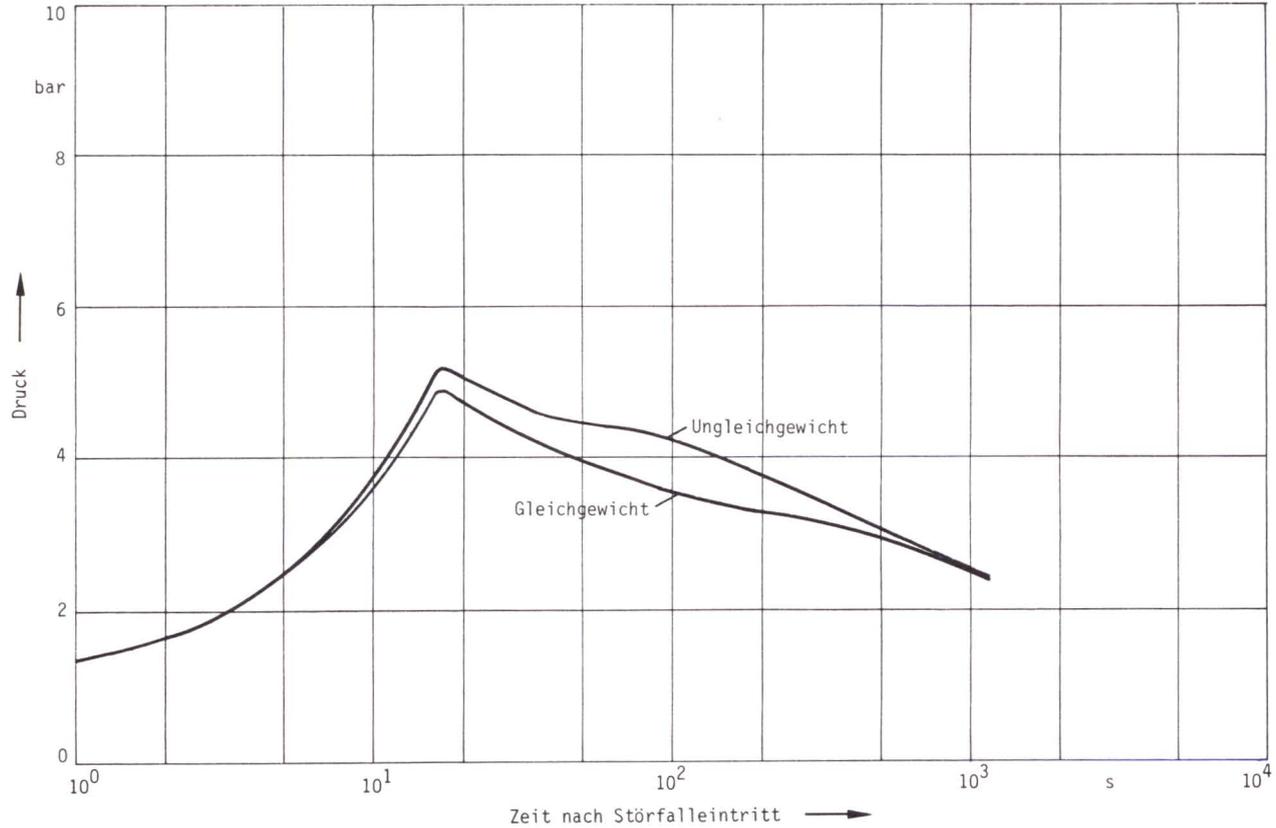


Bild F5, A3-1:

Druckverlauf im Sicherheitsbehälter bei thermodynamischem Gleich- und Ungleichgewicht

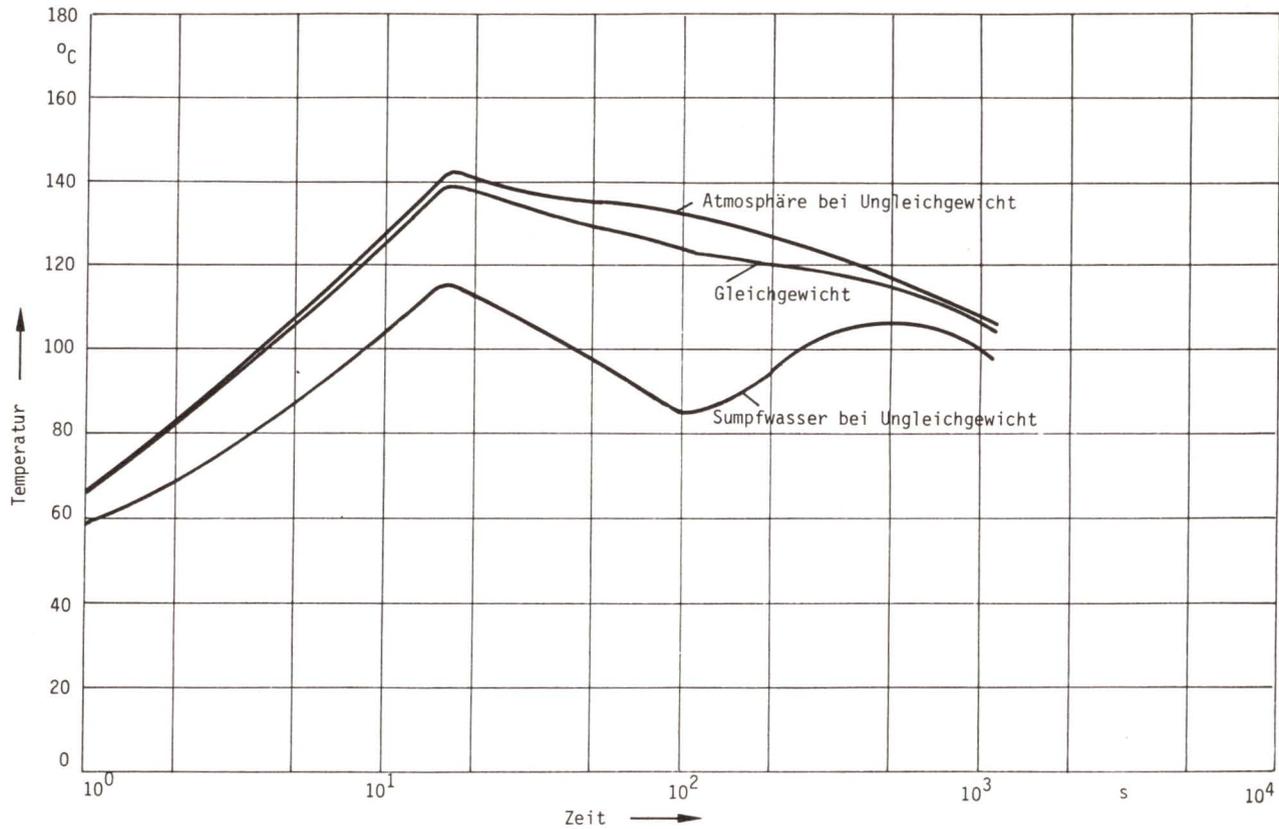


Bild F5, A3-2:

Temperaturverlauf von Sicherheitsbehälter-Atmosphäre und Sumpfwasser bei thermodynamischem Gleichgewicht und Ungleichgewicht

leitungen (bis zu den Abschlußarmaturen) hinzugerechnet. Bei der Darstellung der Massen- und Energiezufuhr in den Sicherheitsbehälter mittels Eingabetabellen ist es nicht notwendig, detaillierte Massenstrom/Enthalpie-Verläufe zu kennen. Obwohl die Vorgänge relativ langfristig ablaufen, wird pessimistisch die integrale Massen- und Energiefreisetzung innerhalb der kürzest möglichen Zeitspanne betrachtet.

Die rechnerische Berücksichtigung der im weiteren Störfallauf erforderlichen Einbringung von Notkühlwasser über Druckspeicher und Flutbehälter sowie über Sprühsysteme kann im Rechenprogramm CONDRU ebenfalls mittels Tabellen geschehen.

Die Tabelle für die Einspeisungen aus Druckspeicher und Flutbehälter erhält man aus Notkühlrechnungen, wobei die Verzögerung der Einspeisung durch das Füllen der Leitungsstränge berücksichtigt wird. Bei der Energiebilanz wird das eingespeiste Notkühlwasser im Falle thermodynamischen Gleichgewichts der Gesamtbilanz des Sicherheitsbehälters zugerechnet, bei Rechnung im thermodynamischen Ungleichgewicht jedoch zum größten Teil zum Sumpfwasser bilanziert.

Für den Fall der Benutzung eines Sprühsystems wird in beiden Fällen in der Tabelle das Sprühwasser zunächst der Sicherheitsbehälteratmosphäre zugeschlagen. Das in den Reaktorkern gelandete Notkühlwasser verdampft ganz oder teilweise am heißen Kern und strömt über die Bruchstelle in der Hauptkühlmittelleitung in den Sicherheitsbehälter. Masse und Enthalpie dieses Dampfes werden ebenfalls in einer Tabelle erfaßt und in den Rechnungen berücksichtigt. Der größte Teil der noch vorhandenen Speicherwärme wird in der Flutphase vom Notkühlwasser aufgenommen. Die gesamte Wärmemenge (Speicherwärme und Nachzerfallswärme im betrachteten Zeitabschnitt) würde zunächst etwa 11 % der eingespeisten Notkühlwassermenge auf Siedetemperatur bringen und dann verdampfen, für die restliche Notkühlwassermenge wird keine Enthalpiezunahme angenommen. Diese hinsichtlich der Menge des verdampften Notkühlwassers und damit hinsichtlich des Druckes im Sicherheitsbehälter pessimistische Annahme wird bei den Berechnungen des maximalen Störfalldruckes zugrunde gelegt.

Nach Flutung des Primärkreises wird keine Dampfzufuhr in den Sicherheitsbehälter mehr angenommen, da bei ausreichender Einspeisemenge des Notkühlwassers die Temperatur des Wassers im Reaktordruckbehälter (RDB) die im Sicherheitsbehälter vorhandene Sattedampftemperatur nicht erreicht.

Die Nachzerfallsleistung wird nach ANS-Standard /F5, A3-2/ berechnet. Es wird unendlich lange Bestrahlungszeit angenommen.

Für die Berechnung der Speicherwärme aus Komponenten und Kern-einbauten, die von dem ausströmenden Kühlmittel aufgenommen wird, werden folgende Annahmen getroffen:

- sprunghafte Temperaturabsenkung des Kühlmittels vom Nennwert bei Vollast auf die am Ende der Ausströmphase im Sicherheitsbehälter herrschende Ausgleichstemperatur des Wasserdampf/Luft-Gemisches (145°C),
- hohe Wärmeübergänge,
- Wärmeabgabe aus ebenen Platten mit konstanten Stoffwerten.

Die Abgabe der restlichen Speicherwärme nach Flutung des Reaktorkerns folgt einer Exponentialfunktion.

Der Druck- und Temperaturverlauf im Sicherheitsbehälter wird wesentlich bestimmt durch die Wärmeabfuhr an den Strukturen, z.B. Wänden und Decken aus Beton, Stahlteilen und Rundlaufkran, Druckspeichern und Stahlhülle des Sicherheitseinschlusses.

Während der turbulenten Ausströmung des Reaktorkühlmittels wird eine aufgrund von Versuchen aufgestellte Wärmeübertragungsbeziehung für Dampf/Luft-Gemische nach Tagami /F5, A3-3/ benutzt. Danach steigt der Wärmeübergangskoeffizient (für Stahloberflächen) bis zum Ende der Ausströmphase des Kühlmittels auf einen Maximalwert an, der von der Energie des ausgeströmten Kühlmittels, dem freien Sicherheitsbehältervolumen und der Ausströmzeit abhängt. Der Wärmeübergangskoeffizient an Betonflächen wird nach Tagami zu 40 % des für Stahlflächen berechneten Wärmeübergangskoeffizienten angesetzt. Im Anschluß an die Ausströmphase des Kühlmittels wird wegen der abnehmenden Turbulenz eine Formel nach Uchida /F5, A3-4/ verwendet.

Erste Nachrechnungen von Versuchen im Modellsicherheitsbehälter des Battelle-Instituts in Frankfurt mit dem Programm CONDRO (als Einraummodell) ergaben, daß die Anwendung der Tagami/Uchida-Beziehungen pessimistische Werte hinsichtlich des Druck- und Temperaturverlaufs im Sicherheitsbehälter liefert. Für die Berechnungen zur Risikostudie wurden daher diese Wärmeübergangsbeziehungen benutzt.

Sämtliche wärmeaustauschenden Einbauten werden als Plattenstrukturen dargestellt. Zur Berechnung der Temperaturprofile in den mehrschichtigen Platten wird die Fouriersche Wärmeleitungsgleichung eindimensional angesetzt. Zur Anbindung des Wärmeaustausches der Strukturen mit dem Umgebungsfluid wird die Newtonsche Wärmeübergangsgleichung verwendet. Die Berechnung der instationären Wärmeleit- und Wärmeübergangsvorgänge wird mit einem finiten Differenzverfahren vorgenommen.

Eine weitere Wärmesenke bilden die Nachkühler des nuklearen Not- und Nachkühlsystems, das die Wärme aus dem Sumpfwasser über den Zwischenkühlkreis an den Vorfluter abführt. Im Programm kann diese Wärmeabfuhr ebenfalls simuliert werden. Sie hängt von der Sumpf- und Vorflutertemperatur ab. Hierzu wurden typische Wärmeaustauscherkennlinien in das Rechenprogramm eingebaut.

Nimmt man Leckagen in der Stahlhülle (oder in der Sekundärschirmung) an, so könnten auch über sie Energie und Masse aus dem Sicherheitsbehälter abgeführt und damit Druck und Temperatur abgesenkt werden. Druckunterschiede zwischen den durch eine Öffnung (Leck) verbundenen Raumbereichen verursachen eine Strömung, wobei Masse und Energie aus dem Bereich höheren Druckes in den Bereich niedrigeren Druckes überführt werden. Für die Strömung zwischen den miteinander in Verbindung stehenden Druckzonen wird die Blendengleichung nach /F5, A3-5/ verwendet. Die zugehörigen Durchfließzahlen müssen vorgegeben werden. Die Leckagequerschnitte zwischen den Druckzonen können druck- oder zeitabhängig verändert werden.

Für die Berücksichtigung von Wasserstoff, z.B. aus der Zirkon/Wasser-Reaktion, steht eine Gaszufuhr-Tabelle zur Verfügung, in der der Wasserstoffmengenstrom eingegeben wird. Die zugehörige Enthalpie des Gasstroms resultiert aus der Temperatur des entstehenden Wasserstoffs und der spezifischen Wärme. Druck- und temperaturabhängige Stoffwertveränderungen werden für den kurzen Zeitraum der Zuführung nicht angenommen.

Im Falle einer Wasserstoffverbrennung im Sicherheitsbehälter wird keine konzentrationsbedingte Abhängigkeit der Zündgrenze betrachtet. Pessimistisch im Hinblick auf einen hohen Druck im Sicherheitsbehälter wird mit beginnender Wasserstoffbildung eine kontinuierliche Verbrennung des Wasserstoffs angenommen und mit der Zuführung der Verbrennungsenergie in den Sicherheitsbehälter gerechnet. Eine Abnahme der Sauerstoff- und Wasserstoffmengen durch Verbrennung (Partialdruckabnahme) wird im Modell nicht angesetzt, da dies nicht pessimistisch im Sinne eines erhöhten Druckes im Sicherheitsbehälter wäre.

Durch die Zerstörung der Brennelemente beim Kernschmelzen entweichen flüchtige Spaltprodukte, die einen Energieeintrag in den Sicherheitsbehälter bewirken. Diese Energiemenge wird durch eine Energiezufuhr-Tabelle ohne Massenberücksichtigung übergeben. Die entsprechenden Gasanteile, an die die Energiezufuhr gebunden ist, bleiben unberücksichtigt, weil die hierdurch bedingte Partialdruckerhöhung nicht relevant für den Gesamtdruck im Sicherheitsbehälter ist.

Die Schmelze zerstört durch Energiezufuhr und chemische Reaktion den von ihr berührten Beton. Metallische Anteile, z.B. Armierungen und Schmelze, werden durch das im Beton gebundene Kristallwasser oxidiert. Der freigesetzte Wasserstoff gelangt in den Sicherheitsbehälter und verbrennt dort. Der Programmablauf zum Wasserstoffeintrag und zur Wasserstoffverbrennung ist der gleiche wie bei der Zirkon/Wasser-Reaktion.

Es wird angenommen, falls die Schmelze die innere Betonabschirmung um den Reaktordruckbehälter durchdringt, es zu Kontakt mit

dem Sumpfwasser kommt. Die gesamte in der Schmelze noch vorhandene Nachzerfallswärme verursacht die Verdampfung des Sumpfwassers. Eine weitere Aufschmelzung des Betons ist dann nicht mehr gegeben. Diese Vorgehensweise ist pessimistisch für die Belastungen des Sicherheitsbehälters.

A3-1.3 Programmausgabe und Datentransfer

Als Ergebnisse liefert das Programm hauptsächlich den zeitlichen Verlauf von Druck und Temperatur im Sicherheitsbehälter sowie für jeweils ausgewählte Ausdruckszeiten zeitliche und örtliche Temperaturverläufe für alle Strukturen. Weiterhin können, abhängig von der gewählten Raumanzahl, die zwischen den Räumen übergeströmten Massen von Luft, Dampf und Gas dargestellt werden.

Alle als wesentlich angesehenen Ergebnisse werden zur Darstellung von Diagrammen (Plots) auf ein Datenband gespeichert. Für die Ermittlung der Spaltproduktfreisetzung (Fachband 6) wird eine Reihe von Daten aus den Berechnungen zum Sicherheitsbehälterverhalten benötigt. Um eine fehlerfreie und schnelle Datenübertragung in das für die Spaltproduktfreisetzungsberechnungen benutzte Programm CORRAL zu erreichen, wurden die relevanten Daten aus CONDRU auf dem Ergebnisband so angeordnet, daß ein unmittelbarer Zugriff der für CORRAL benötigten Eingabedaten gegeben war.

A3-2 Parameteruntersuchungen

A3-2.1 Aufgabenstellung

Die in Kapitel 3 beschriebenen Vorgänge beim Kernschmelzen verlaufen sehr komplex und können in ihren Einzelheiten noch nicht vollständig erfaßt werden. Die Beschreibung von Kernschmelzungen kann daher nur mit Hilfe theoretischer Modelle erfolgen.

Zwar sind einige Teilaspekte inzwischen durch Forschungsarbeiten abgesichert, doch existieren zur Zeit noch keine Modelle, mit denen der gesamte Ablauf eines Kernschmelzunfalls exakt vorausgesagt werden könnte. Eine wichtige Aufgabe besteht deshalb darin, für die im Zusammenhang mit Kernschmelzunfällen auftretenden SB-Belastungen die ungünstigsten Modellannahmen und Randbedingungen für einen schnellen Druckaufbau im Sicherheitsbehälter zu finden.

A3-2.2 Einflußgrößen

Aus den Kernschmelzberechnungen in Kapitel 3 ergibt sich eine Reihe von Einflußgrößen, deren Auswirkungen auf den Sicherheitsbehälter durch Parameterrechnungen mit dem Programm CONDRO ermittelt wurden. Diese Parameterrechnungen dienten dazu, die Unsicherheiten in den Modellen zur Beschreibung der Vorgänge beim Kernschmelzen abzudecken. Die wesentlichen Einflußgrößen stellen sich wie folgt dar:

● Wasserstoff

Wasserstoff gelangt beim Abschmelzen der Brennelemente und beim Kontakt Schmelze/Beton durch Betonzerstörung in den Sicherheitsbehälter. Er kann:

- gasförmig bleiben
(Druckerhöhung im Sicherheitsbehälter durch Zunahme des Wasserstoff-Partialdruckes),
- sofort kontinuierlich verbrennen
(Druckerhöhung im Sicherheitsbehälter durch Zuführung der Verbrennungsenergie des Wasserstoffs),
- gasförmig bleiben und nach Anreicherung im Sicherheitsbehälter bis zur unteren Explosionsgrenze explodieren. Dieser Fall wird hier nicht behandelt (Abschnitt 3.2).

● Wasserdampf/Wasserstoff aus der Betonzerstörung

In der 4. Phase des Kernschmelzablaufs (Abschnitt 3.3.5) dringt die Schmelze durch Aufschmelzen des Betons der inneren Abschirmung des biologischen Schildes seitlich in Richtung auf den Ge-

bäudesumpf und vertikal durch das Fundament vor. Das im Beton gebundene Wasser wird dabei ausgetrieben. Nach den Modellvorstellungen kann dieses Wasser

- als Wasserdampf direkt in den Sicherheitsbehälter freigesetzt werden,
- durch die in Beton und Kernschmelze enthaltenen metallischen Anteile reduziert und der dadurch entstehende Wasserstoff in den Sicherheitsbehälter freigesetzt werden.

● Zeitpunkt des Sumpfkontaktes

Zur Zerstörung des Betons durch die Kernschmelze lassen sich drei Modellvorstellungen für den zugehörigen Ereignisablauf ableiten (Kapitel 3):

- früher Kontakt Schmelze/Sumpfwasser
(nach 4 Stunden; nach Durchschmelzen des inneren biologischen Schildes),
- später Kontakt Schmelze/Sumpfwasser
(nach 24 Stunden; dadurch bedingt, daß der innere biologische Schild nachrutscht und erst abgeschmolzen wird, bevor der Kontakt Schmelze/Sumpfwasser eintritt),
- kein Kontakt Schmelze/Sumpfwasser
(Die Schmelze zerstört den Boden der Schildgrube und dringt vertikal in Richtung Fundament vor; ein Kontakt mit Sumpfwasser findet dabei nicht statt).

● Nachwärmeleistung (NWL) zur Sumpfwasserverdampfung

Nimmt man beim Kontakt der Schmelze mit dem Sumpfwasser an, daß die gesamte in der Schmelze vorhandene Nachwärme (100 % NWL) zur Verdampfung des Sumpfwassers verbraucht wird, so kann eine weitere Betonaufschmelzung nicht angesetzt werden. Alternativ wird die Annahme getroffen, daß 50 % der in der Schmelze enthaltenen Nachwärme ausreichen, das gesamte Sumpfwasser zu verdampfen. Mit den restlichen 50 % der Nachwärme in der Schmelze wird der Beton aufgeschmolzen.

A3-2.3 Rechenfälle

Aus den verschiedenen Kombinationsmöglichkeiten der diskutierten Einflußgrößen wurde eine Reihe von Rechenfällen ausgewählt, die in der Tabelle F5, A3-1 zusammengestellt ist. Diese Rechenfälle wurden für den Kernschmelzfall 1 mit den Modellannahmen und Randbedingungen nach Abschnitt 4.3 sowie den Anlagendaten aus Anhang 1 durchgerechnet. Bei allen Rechenfällen wird die durch die Kernaufheizung hervorgerufene Zirkon/Wasser-Reaktion angesetzt.

Die Rechenfälle 1 und 2 geben den Einfluß der unterschiedlichen Nachwärmeleistung auf die Sumpfwasserverdampfung wieder. Im Vergleich dazu stellt Rechenfall 3 den späten Sumpfkontakt dar. In allen drei Fällen wird bei der Betonzerstörung nur die Freisetzung von Wasserdampf in den Sicherheitsbehälter angenommen.

Im Gegensatz dazu wird bei den Rechenfällen 4 und 5 der aus der Zirkon/Wasser-Reaktion und aus der Betonzerstörung entstehende Wasserstoff sofort bei Freisetzung in den Sicherheitsbehälter kontinuierlich verbrannt.

Rechenfälle 4 und 5 unterscheiden sich nur durch die Annahme begrenzten oder unbegrenzten Sauerstoffvorrats im Sicherheitsbehälter. Im Vergleich zu Rechenfall 4 und 5 wird in Fall 6 zugrunde gelegt, daß der entstehende Wasserstoff nicht verbrennt, sondern nur als heiße Gaskomponente in den Sicherheitsbehälter gelangt. In den Fällen 4, 5 und 6 - zur Darstellung des Wasserstoffeinflusses - wird kein Sumpfkontakt angenommen.

A3-2.4 Ergebnisse

Die Ergebnisse der nach Tabelle F5, A3-1 durchgeführten Parameterrechnungen sind in Bild F5, A3-3 dargestellt. Die Abszisse beginnt mit dem Zeitpunkt der Umschaltung von Einspeise- auf Umwälzbetrieb bei 1150 s ($\sim 0,3$ h), da der vorherige Druckverlauf im Sicherheitsbehälter für alle Rechenfälle gleich ist.

Rechenfall Nr.	Zr/H ₂ O-Reaktion	Verbrennung des H ₂ aus Zr/H ₂ O-Reaktion	Wasserdampf aus Beton	Verbrennung des H ₂ aus Betonzerstörung	Zeit bis Kontakt Schmelze/Sumpf [h]	NWL-Anteil im Sumpfwasser [%]	Bemerkungen
1	ja	ja	ja	nein	4	100	
2	ja	ja	ja	nein	4	50	
3	ja	ja	ja	nein	24	100	
4	ja	ja	nein	ja	-	-	unbegrenzter O ₂ -Vorrat
5	ja	ja	nein	ja	-	-	begrenzter O ₂ -Vorrat
6	ja	nein	ja	nein	-	-	nur Wasserdampf aus Betonaufschmelzung

Tab. F5, A3-1:

Rechenfälle für die Parameteruntersuchungen zum SB-Verhalten

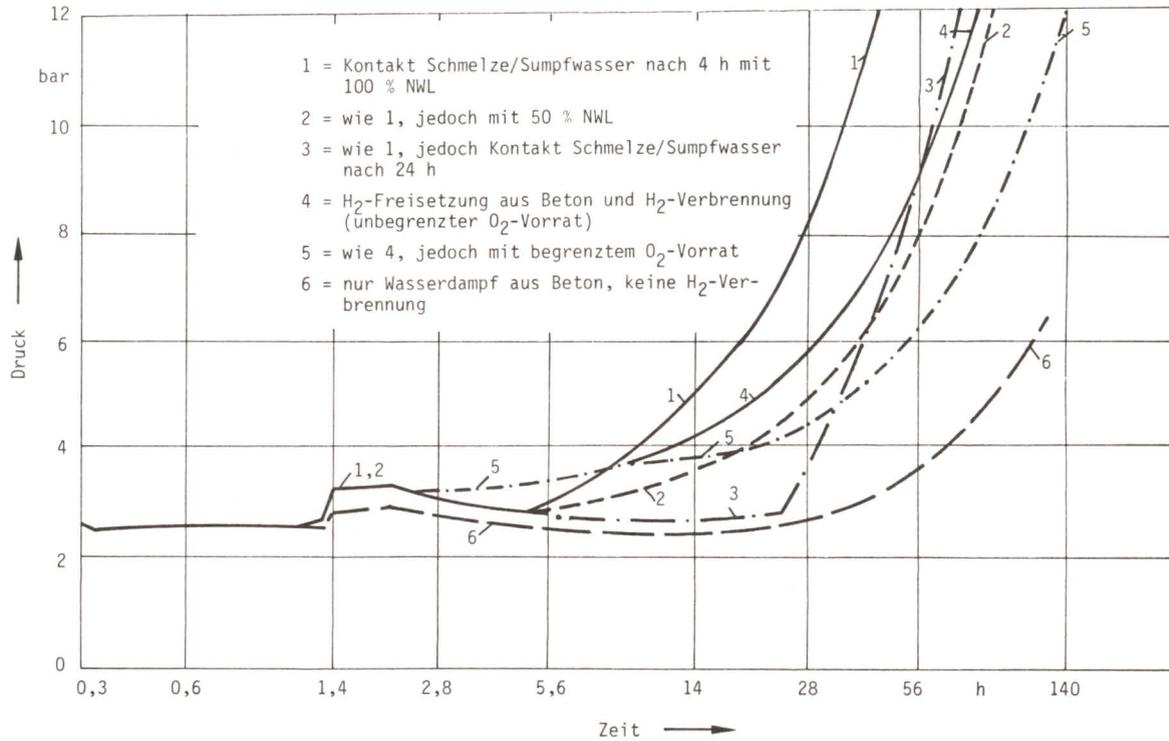


Bild F5, A3-3:

Ergebnisse der Parameteruntersuchungen zum SB-Verhalten, Kernschmelzfall 1

Aus dem Vergleich der Kurven 1 und 6 im Zeitbereich zwischen 1,4 und 2,8 Stunden zeigt sich, daß die Verbrennung des Wasserstoffs aus der Zirkon/Wasser-Reaktion zu einem höheren Druckverlauf im Sicherheitsbehälter führt als der alleinige Gaseintrag nach Kurve 6. Auch die Verbrennung des aus der Betonzerstörung stammenden Wasserstoffs, die sich in den Kurven 4 und 5 hieran anschließt, bedingt im Zeitbereich von ca. 2,8 bis 5,6 Stunden höhere Druckverläufe als in allen übrigen Kurven. Während Kurve 4 mit unbegrenztem Sauerstoffvorrat zur Wasserstoffverbrennung einen stetigen Anstieg des Druckes aufweist, zeigt Kurve 5 von dem Zeitpunkt an, zu dem kein Sauerstoff mehr zur Verfügung steht, einen stark verzögerten Druckanstieg. Der jetzt nicht mehr verbrennende Wasserstoff gelangt von diesem Zeitpunkt an nur als heißes Gas in den Sicherheitsbehälter.

Es fällt deutlich auf, daß Kurve 1 bei frühem Sumpfkontakt und mit 100 % der Nachwärmeleistung zur Sumpfwasserverdampfung den raschesten Druckanstieg aufweist. Erwartungsgemäß zeigt die Kurve 2 mit nur 50 % Nachwärmeleistung zur Sumpfwasserverdampfung einen sehr viel langsameren Druckanstieg als Kurve 1. Der späte Sumpfkontakt nach ca. 24 Stunden bei Kurve 3 führt im betrachteten Zeitbereich immer zu geringeren Drücken als in Kurve 1.

Bei alleiniger Wasserdampffreisetzung aus dem durch die Schmelze zerstörten Beton, wie in Kurve 6 gezeigt, verläuft der Druckaufbau im Sicherheitsbehälter sehr viel langsamer als bei den übrigen Rechenfällen. Da bei diesem Rechenfall kein Sumpfkontakt angenommen wird, resultiert der Druckanstieg im Sicherheitsbehälter im wesentlichen aus dem relativ geringen Wassergehalt (5 %) des aufgeschmolzenen Betons.

A3-2.5 Bewertung

Für die einzelnen Einflußgrößen wurden die ungünstigsten Randbedingungen (Einhüllende der Druckaufbaukurven in Bild F5, A3-3) ausgewählt, die zum raschen Druckaufbau im Sicherheitsbehälter führen. Diese sind:

- Freisetzung und Verbrennung des Wasserstoffs aus der Zirkon/Wasser-Reaktion,
- Freisetzung und Verbrennung des Wasserstoffs aus der Betonzerstörung,
- Sumpfkontakt nach 4 Stunden,
- die gesamte in der Schmelze vorhandene Nachwärme (100 % NWL) wird für die Sumpfwasserverdampfung verwendet.

Die für die Kernschmelzfälle 1 und 2 ermittelten Massen- und Energieeinträge in den Sicherheitsbehälter (Tabellen F5, 3-2 und -3) wurden unter Berücksichtigung dieser hinsichtlich des Druckaufbaus pessimistischen Randbedingungen ermittelt.

A3-3 Einzeluntersuchungen: Kleine Lecks in der Hauptkühlmittelleitung

A3-3.1 Aufgabenstellung

Im Genehmigungsverfahren für Druckwasserreaktoren wird für die zeitabhängigen Druck- und Temperaturverläufe im Sicherheitsbehälter beim Kühlmittelverluststörfall der doppelendige Bruch (2F-Bruch = "großes Leck") einer Hauptkühlmittelleitung betrachtet. Man geht davon aus, daß die relativ kurzfristige Freisetzung des gesamten Kühlmittels die Maximalbelastung für den Sicherheitsbehälter darstellt. Hierbei wird die Nachwärme des Reaktors ausschließlich über die Bruchstelle abgeführt. Ein "kleines Leck" liegt dann vor, wenn die Nachwärme nicht allein über das Leck abgeführt wird. In diesem Fall ist zusätzlich eine Wärmeabfuhr über den Speisewasser-Dampf-Kreislauf erforderlich. Der integrale Energieeintrag in den Sicherheitsbehälter ist um diesen Betrag geringer.

Im folgenden werden Druck- und Temperaturverlauf im Sicherheitsbehälter bei Leckgrößen von 50 bis 200 mm Durchmesser im Primärkreis ermittelt. Bei Lecks > 200 mm Durchmesser ist ein ähnlicher Notkühlablauf wie beim doppelendigen (großen) Bruch zu erwarten. Bei Lecks < 50 mm Durchmesser wird durch das gezielte Abfahren der intakten Sekundärseite der Energieeintrag in den Sicherheitsbehälter wirksam begrenzt.

A3-3.2 Ergebnisse

Die Bilder F5, A3-4 und -5 zeigen die Druck- und Temperaturverläufe in der SB-Atmosphäre bei Leckgrößen in der Hauptkühlmitteleitung von 50, 100 und 200 mm Durchmesser und zum Vergleich beim doppelendigen Bruch. Diese Rechnungen wurden unter Zugrundelegung von realistischen Annahmen durchgeführt, da diese eine bessere Vergleichbarkeit zwischen großen und kleinen Lecks ermöglichen.

Aufgrund der obigen Untersuchung kann gesagt werden, daß für das hier betrachtete Leckspektrum der für die Auslegung des Sicherheitsbehälters ermittelte Störfalldruck nicht überschritten wird. Der doppelendige Bruch bleibt daher auslegungsbestimmend.

A3-4 Einzeluntersuchungen: Ringraumbelastungen

A3-4.1 Aufgabenstellung

Bei einem Kühlmittelverluststörfall ist es zum Aufrechterhalten der Notkühlung wichtig, daß kein größerer Verlust an Wasser oder Dampf aus dem Sicherheitsbehälter eintritt. Daraus folgt, daß die Integrität des Sicherheitsbehälters gewahrt werden muß.

Bei einem Austritt von Wasser oder Dampf aus dem Sicherheitsbehälter könnte nämlich

- ein Ausfall von im Ringraum befindlichen und zur Notkühlung benötigten Komponenten aufgrund erhöhter Temperatur, Feuchtigkeit oder erhöhten Druckes auftreten,
- so viel Wasser aus dem Gebäudesumpf verloren gehen, daß eine ausreichende Notkühlung nicht mehr gewährleistet ist,
- der Überdruck im Sicherheitsbehälter so weit absinken, daß die aus dem Gebäudesumpf ansaugenden Nachkühlpumpen infolge Kavitation ausfallen.

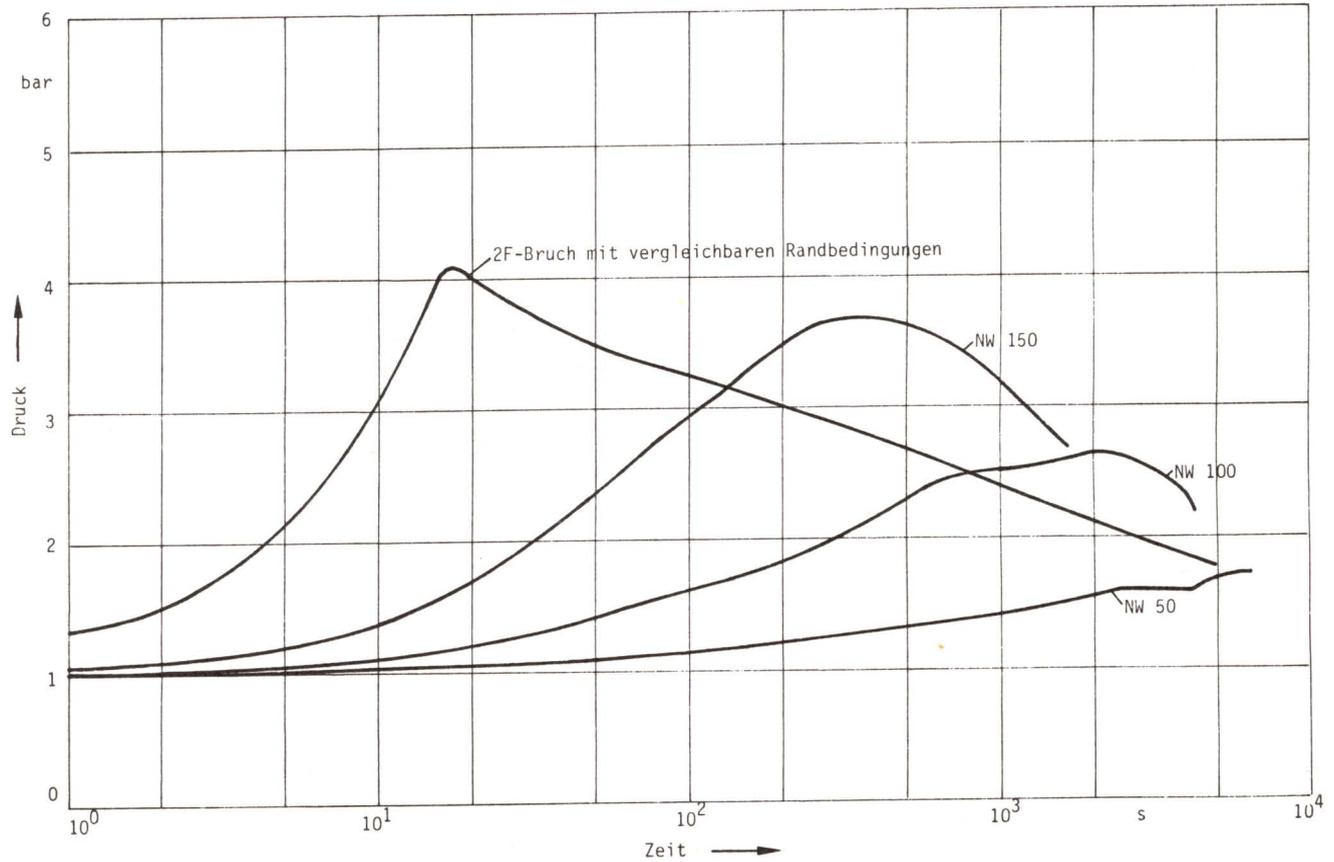


Bild F5, A3-4:

Druckverlauf im Sicherheitsbehälter bei kleinem Leck in der Hauptkühlmittelleitung

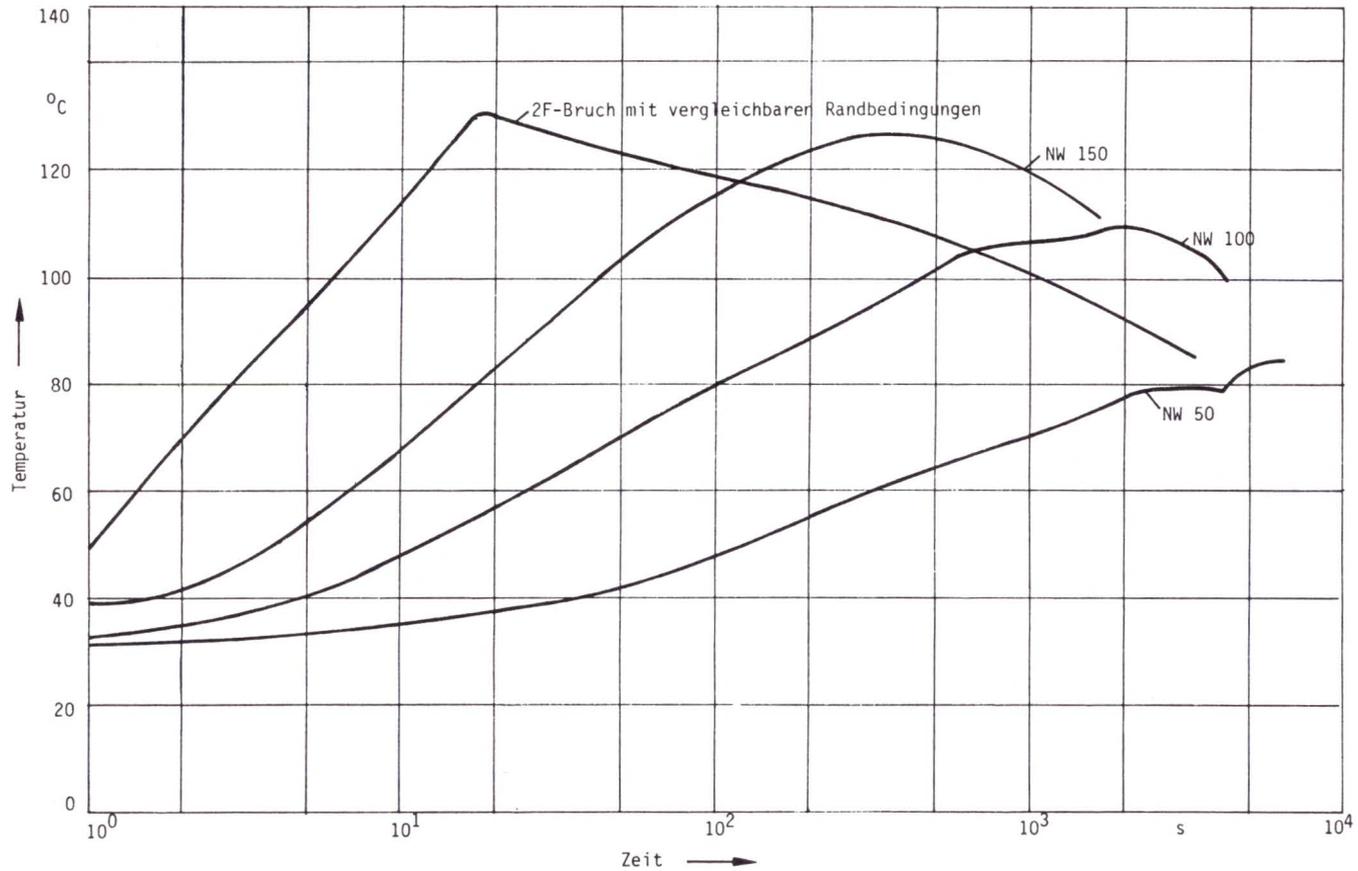


Bild F5, A3-5:

Temperaturverlauf im Sicherheitsbehälter bei kleinem Leck in der Hauptkühlmittel-
leitung

Wenn es durch Verlust der SB-Integrität infolge Leckagen in den Ringraum zum Versagen der dort befindlichen zur Störfallbeherrschung notwendigen Komponenten kommt, ist sowohl der Versagenszeitpunkt als auch die Versagensart von Interesse. Insbesondere ist zu klären, ob Kernschmelzen als Folgeereignis eines Kühlmittelverluststörfalls mit gleichzeitiger Sicherheitsbehälterleckage eintreten kann.

Zur Untersuchung des Verhaltens von Sicherheitsbehälter und Ringraum (Sekundärabschirmung) werden daher für den beherrschten Kühlmittelverluststörfall und den Kernschmelzfall 1 zeitabhängige Druck- und Temperaturverläufe unter folgenden Randbedingungen ermittelt:

- Leckgrößen im Sicherheitsbehälter 25, 50, 80, 300 mm \emptyset (Kapitel 3),
- Leckgrößen in der Sekundärabschirmung 110, 180, 250, 360 mm \emptyset ,
- intakte Ringraumabsaugung mit konstanter Absaugerate von 4000 m³/h.

Die Beschränkung auf diese Werte ergab sich aus Messungen in vorhandenen Anlagen.

A3-4.2 Rechenfälle

Mit dem für diese Zwecke erweiterten Programm CONDRU wurde unter Berücksichtigung der im Anhang 1 aufgeführten Anlagendaten und den entsprechenden Randbedingungen nach Abschnitt F5, 4.3 eine Reihe von Parameterrechnungen durchgeführt. Die Systematik der Rechenfälle ist in Tabelle F5, A3-2 dargestellt.

A3-4.3 Ergebnisse

● Beherrschter Kühlmittelverluststörfall

In Bild F5, A3-6 sind die Druckverläufe in Sicherheitsbehälter und Ringraum bei beherrschtem Kühlmittelverluststörfall und

Rechenfall Nr.	Ereignisablauf	Leckgröße im Sicherheitsbehälter		Leckgröße in der Sekundärabschirmung	
		Durchmesser [mm]	Fläche [m ²]	Durchmesser [mm]	Fläche [m ²]
1	Beherrschter Kühlmittel- verluststö- rfall	300	0,071	360	0,1
2		300	0,071	250	0,05
3		300	0,071	180	0,025
4		80	0,005	250	0,05
5		50	0,002	250	0,05
6	Kernschmelz- fall 1	25	0,0005	250	0,05
7		50	0,002	250	0,05
8		80	0,002	250	0,05
9		50	0,002	360	0,1
10		50	0,002	0	0
11		50	0,002	110	0,01
12		80	0,005	0	0
13		80	0,005	110	0,01
14		80	0,005	360	0,1

Tab. F5, A3-2:

Rechenfälle für die Parameteruntersuchungen zum Ringraumverhalten

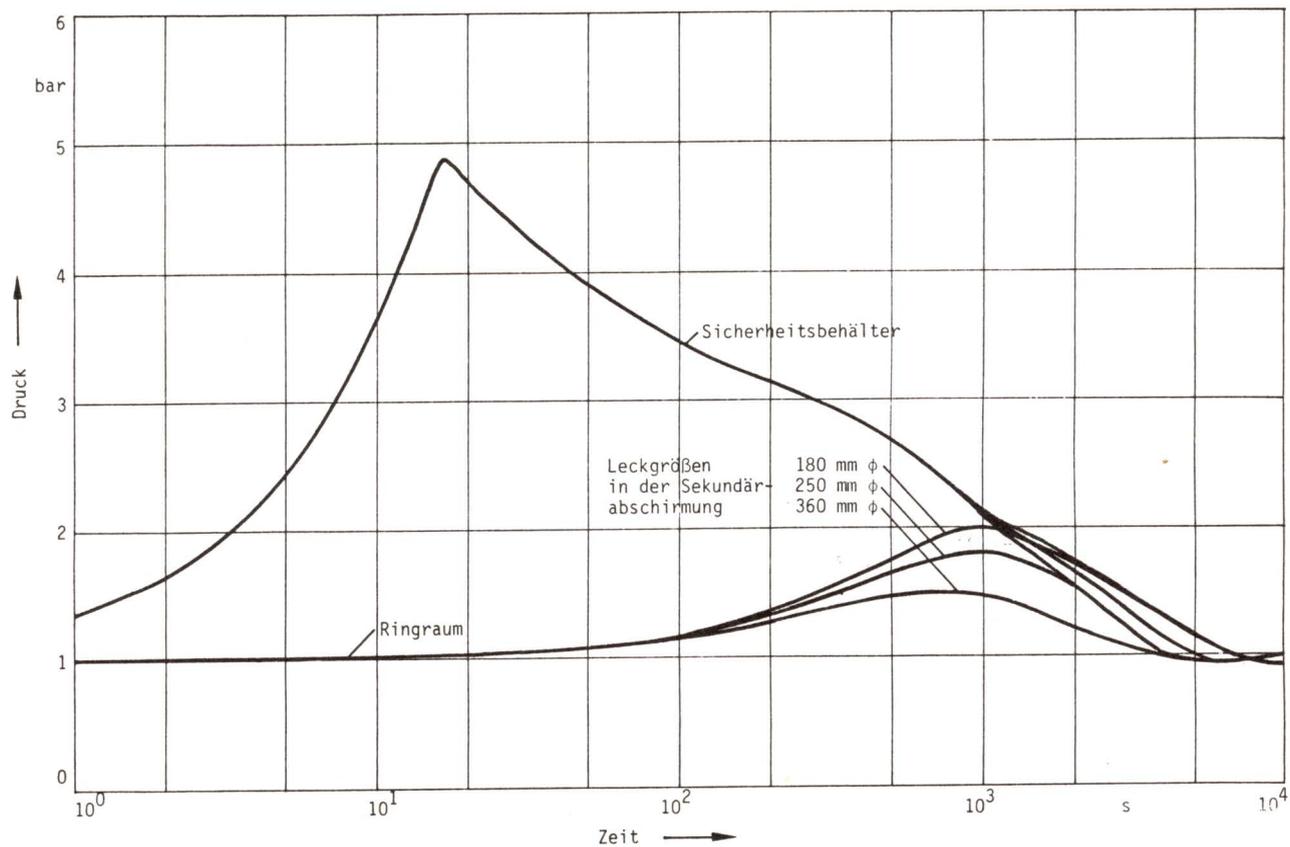


Bild F5, A3-6:

Druckverlauf im Ringraum bei verschiedenen Leckkombinationen; beherrschter Kühlmittelverluststörfall und Leck im SB mit 300 mm ϕ

einem Leck von 300 mm Durchmesser in der Stahlhülle bei verschiedenen großen Lecks in der Sekundärabschirmung dargestellt.

Bereits bei dem relativ kleinen Leck in der Sekundärabschirmung von 180 mm \emptyset zeigt sich, daß der Druck im Ringraum bis ca. 2 bar ansteigt. Die Temperatur im Ringraum zeigt hierbei einen Maximalwert von 85°C (Bild F5, A3-7). Auch bei mittlerem Leck (250 mm \emptyset) und selbst bei großem Leck (360 mm \emptyset) in der Sekundärabschirmung werden mit ca. 1,8 bzw. 1,5 bar so hohe Werte erreicht, daß bereits vorher mit einem Öffnen von Verbindungswegen, die aus dem Ringraum herausführen, zu rechnen ist. Die Integrität des Ringraums ist daher nicht mehr gegeben.

Wie aus Bild F5, A3-6 ersichtlich, läuft die Druckkurve der SB-Atmosphäre und die des Ringraums gegen Ende der Rechnung zusammen und gerät unter 1,0 bar. Damit ist kein ausreichender Überdruck im Sicherheitsbehälter zum Ausschluß einer Kavitation von Nachkühlpumpen gegeben.

Lecks im Sicherheitsbehälter von 80 und 50 mm \emptyset bei beherrschtem Kühlmittelverluststörfall und den parametrisierten Leckgrößen in der Sekundärabschirmung werden von der als intakt angenommenen Ringraumabsaugung im Druckaufbau begrenzt. Die Rechnungen sind daher hier nicht mehr aufgeführt.

● Kernschmelzfall 1

Die Ergebnisse der Rechnungen bei beherrschtem Kühlmittelverluststörfall und einem Leck im Sicherheitsbehälter von 300 mm \emptyset zeigen, daß beim Kernschmelzfall 1 diese Leckgröße nicht mehr untersucht werden muß. Sie führt auch hier zum Verlust der Integrität der Sekundärabschirmung.

Bild F5, A3-8 zeigt daher für die Leckgrößen 80 mm \emptyset (Kurve 1) und 50 mm \emptyset (Kurve 3) im Sicherheitsbehälter beim Fall einer dichten Sekundärabschirmung die Druckverläufe von Sicherheitsbehälteratmosphäre und Ringraum beim Kernschmelzfall 1. Während

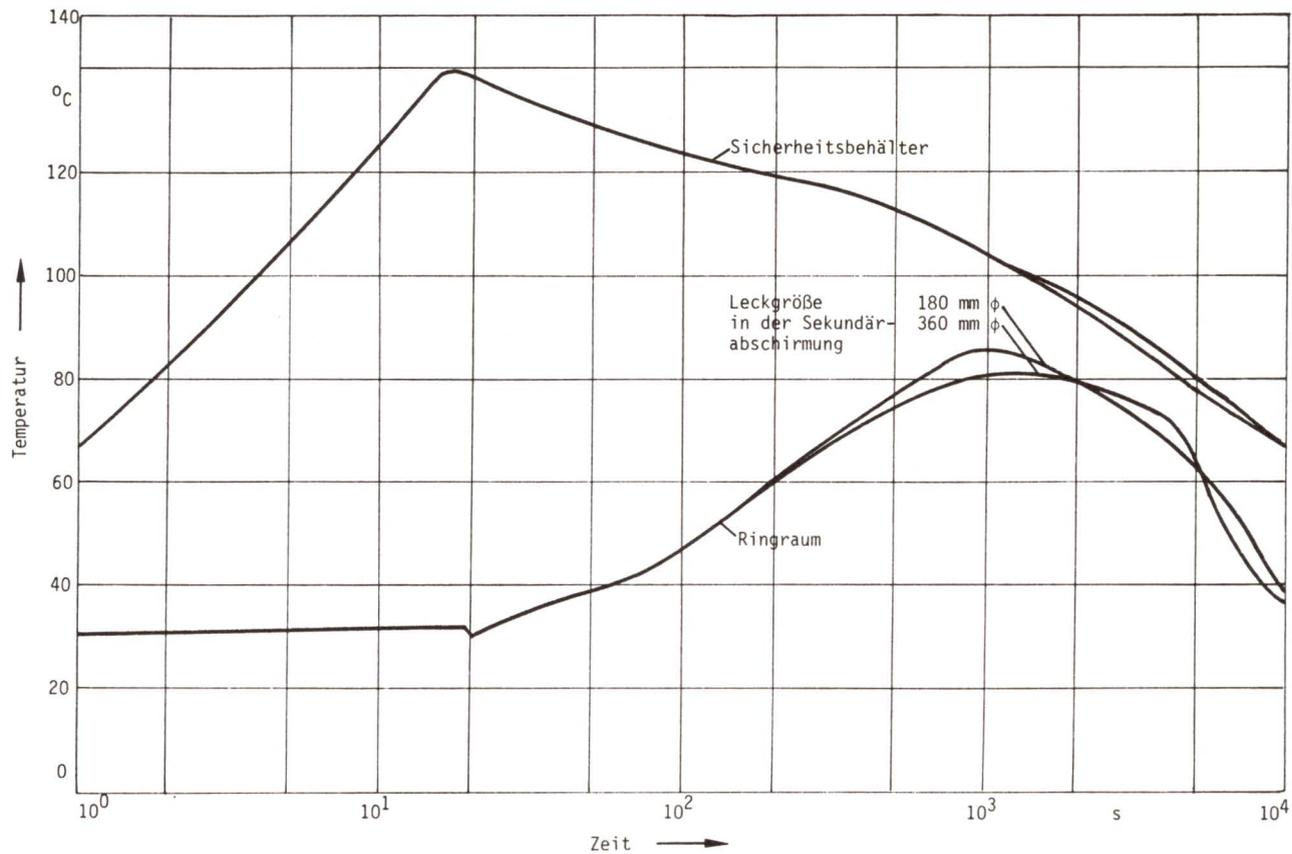


Bild F5, A3-7:

Temperaturverlauf im Ringraum bei verschiedenen Leckkombinationen; beherrschter Kühlmittelverluststörfall und Leck im SB mit 300 mm ϕ

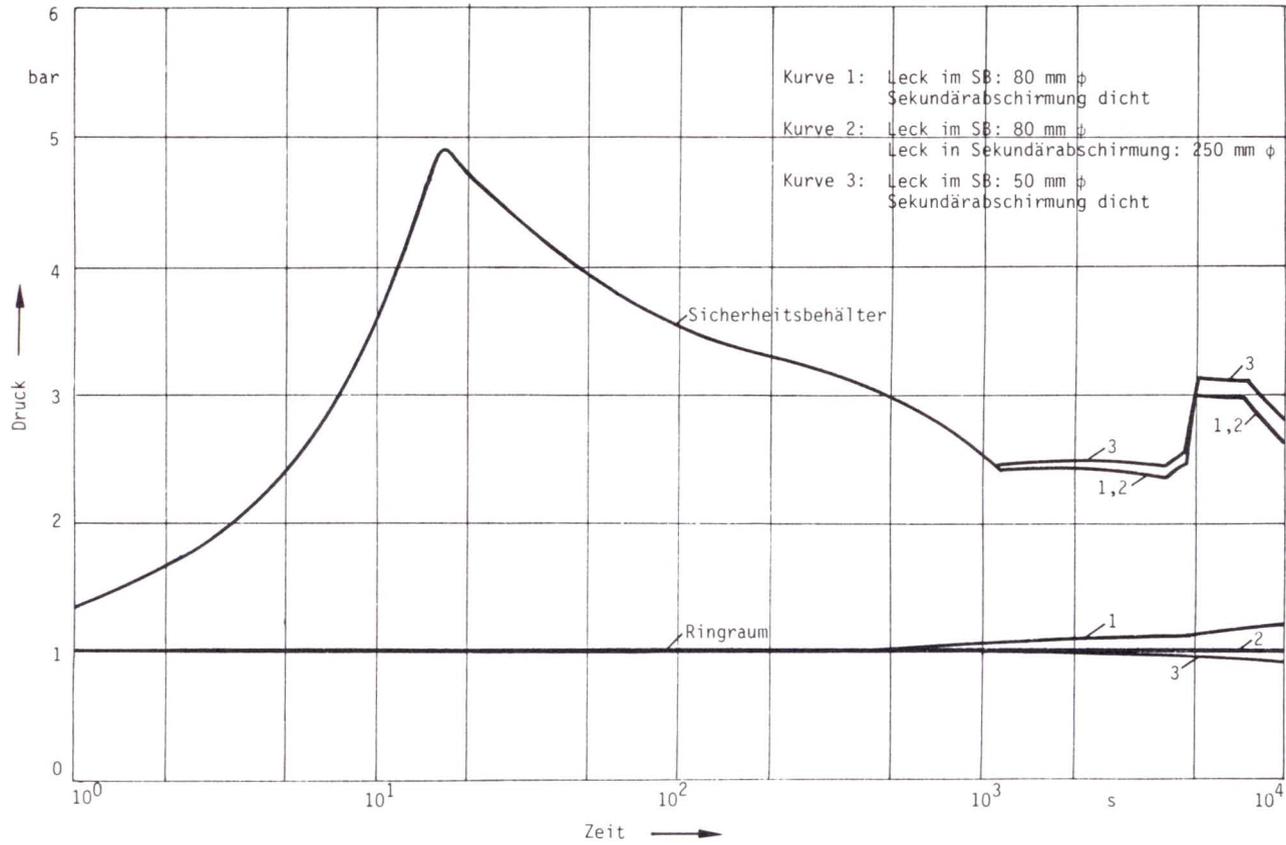


Bild F5, A3-8:

Druckverlauf im Ringraum bei verschiedenen Leckkombinationen; Kernschmelzfall 1

die Leckgröße mit einem Durchmesser von 50 mm von der Ringraumabsaugung beherrscht wird (Kurve 3), zeigt die Leckgröße von 80 mm \emptyset (bei dichter Sekundärabschirmung) einen Druckanstieg im Ringraum bis 1,2 bar. Die zugehörige Temperatur im Ringraum (Bild F5, A3-9) steigt hierbei nur auf ca. 52^oC an.

Bei einem Druck von 1,2 bar ist unter Umständen die Integrität der Sekundärabschirmung nicht mehr gewährleistet. Wird die Leckgröße von 250 mm \emptyset in der Sekundärabschirmung bei einem Leck von 80 mm \emptyset im Sicherheitsbehälter angenommen, so gelingt es der Ringraumabsaugung, den Druck im Ringraum hinreichend zu begrenzen (Kurve 2).

A3-4.4 Schlußfolgerungen

Bei dem für große Leckagen repräsentativen Leck von 300 mm \emptyset im Sicherheitsbehälter muß bei Störfällen oder Unfällen mit einem Verlust der Integrität des Ringraums gerechnet werden. Aufgrund von Druck-, Temperatur- und Feuchtigkeitsbelastungen im Sicherheitsbehälter und im Ringraum kann es außerdem zu einem Versagen von Notkühlkomponenten im Ringraum kommen.

Bei dem für mittlere Leckagen repräsentativen Leck von 80 mm \emptyset ergibt sich bei Kernschmelzunfällen nur dann ein unzulässiger Druckaufbau im Ringraum, wenn die Sekundärabschirmung als dicht angenommen wird.

Lecks \leq 80 mm \emptyset im Sicherheitsbehälter bei beherrschten Kühlmittelverluststörfällen werden von der Ringraumabsaugung im Druckaufbau beherrscht und führen nicht zum Verlust der Integrität des Ringraumes.

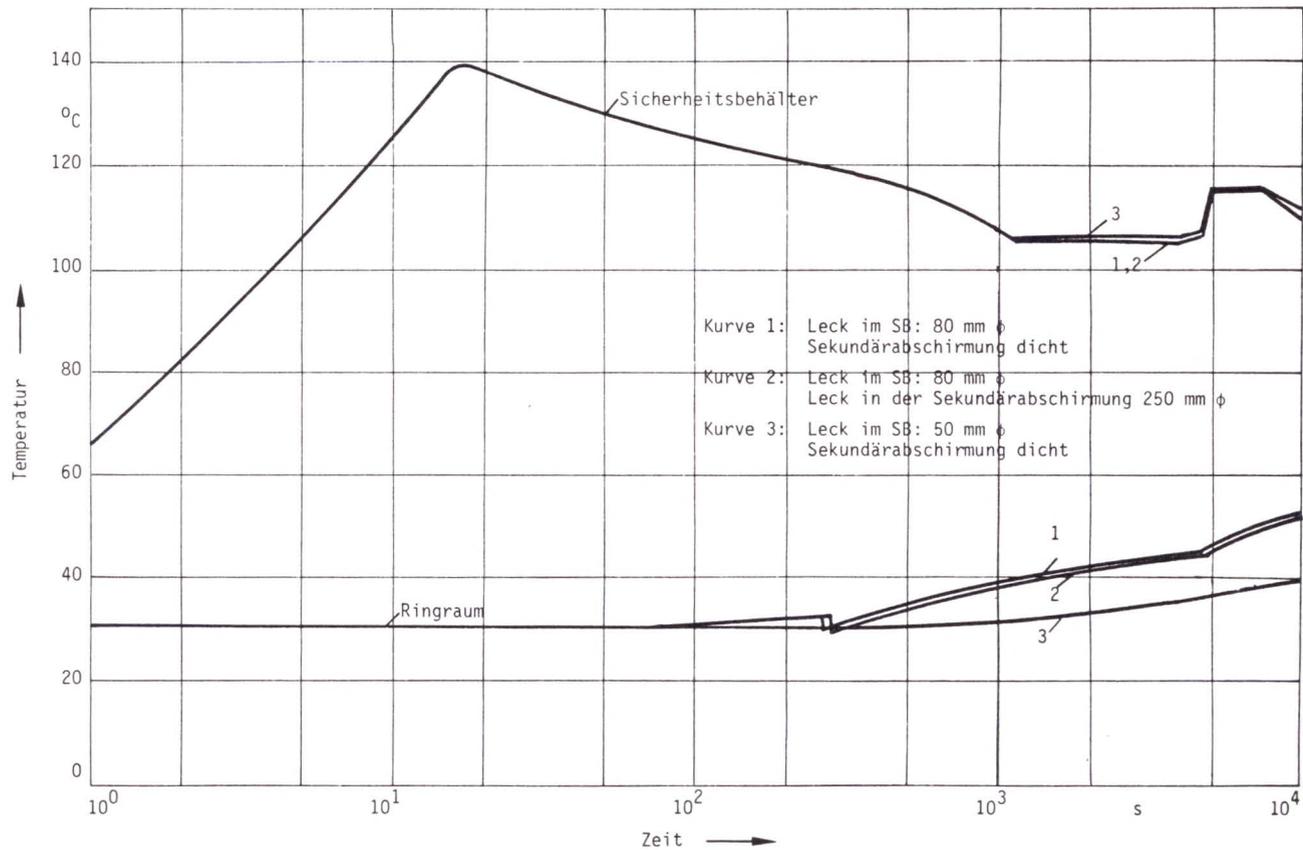


Bild F5, A3-9:

Temperaturverlauf im Ringraum bei verschiedenen Leckkombinationen; Kernschmelzfall 1

Schrifttum

- /F5, A3-1/ Schmidt, E.:
Properties of Water and Steam in SI-Units
IFC-formulas, Springer Verlag, Berlin, 1969
- /F5, A3-2/ ANS Standard:
Decay Energy Release Rates Following Shutdown of
Uranium-Fueled Thermal Reactor
Subsequently Revised and Reissued October 1973;
American Nuclear Society
- /F5, A3-3/ Tagami, T.:
Interim Report on Safety Assessments and Facilities
Establishment Project in Japan for Period Ending
June 1965 (No. 1)
Unpublished work
- /F5, A3-4/ Uchida, H., A. Oyama and Y. Togo:
Evaluation of Post Incident Cooling Systems of
Light-Water Power Reactors
in: Proceedings of the Third International Confer-
ence on the Peaceful Uses of Atomic Energy Held in
Geneva, 31 August - 9 September 1964, Vol. 13, New
York: United Nations, 1965 (A/CONF.28/P/436), May
1964, S. 93/104
- /F5, A3-5/ DIN 1952:
Durchflußmessungen mit genormten Düsen, Blenden
und Venturidüsen (VDI-Durchflußmeßregeln)
August 1971

Abschätzung des Berstdruckes für den Sicherheitsbehälter

Inhalt:

	Seite
A4-1	Einleitung und Ergebnis A4-3
A4-2	Auslegungsdaten A4-3
2.1	Konstruktion A4-3
2.2	Berechnungsdaten A4-4
2.3	Zulässige Spannungen A4-4
2.4	Werkstoffe A4-4
2.5	Schweißen A4-6
2.6	Prüfung A4-7
2.6.1	Zerstörungsfreie Prüfung der Schweißnähte A4-7
2.6.2	Druckprüfung A4-8
A4-3	Berstdruck bei Verformungsbruch A4-8
A4-4	Berstdruck bei Niederspannungsbruch A4-11
4.1	Bruchmechanische Betrachtungen A4-11
4.1.1	Belastungszustand "Beherrscher Kühlmittel- verluststörfall" A4-12
4.1.2	Belastungszustand "Druckprüfung" A4-13
4.1.3	Belastungszustand "Fließen über Querschnitt" A4-14
4.1.4	Bewertung der bruchmechanischen Ergebnisse A4-16
4.2	Betrachtungen mit Hilfe des "Fracture Anal- ysis Diagram" nach Pellini und Loss A4-17
4.3	Abschätzung des Berstdruckes A4-18
Schrifttum A4-20

A4-1 Einleitung und Ergebnis

Im Zusammenhang mit der Diskussion jener Ereignisabläufe, die zu einem Überdruckversagen des Sicherheitsbehälters führen können, spielt der Berstdruck des Sicherheitsbehälters eine entscheidende Rolle. In diesem Anhang werden die Auslegungsdaten des Sicherheitsbehälters aufgeführt und die erforderlichen Überlegungen angestellt, um den Berstdruck bestimmen zu können. Bruchmechanische Betrachtungen und Auswertung des Fracture Analysis Diagram nach Pellini und Loss führen in guter Übereinstimmung zu einem Berstdruck von rund 8,5 bar.

A4-2 Auslegungsdaten

A4-2.1 Konstruktion

Der Sicherheitsbehälter der Referenzanlage ist als Kugel in Schweißkonstruktion aus kaltgekümpeltem Blech ausgeführt /F5, A4-1/. Die Abmessungen betragen:

- Innendurchmesser: 56 000 mm
- Wanddicke: 25 mm
im Bereich der Betonierung,
- Wanddicke: 29 mm
in den übrigen Bereichen.

Die Kugel ist in vertikaler Richtung in Zonen, die durch Umfangsnähte (Horizontalnähte), in Umfangsrichtung in Segmente, die durch Meridiannähte (Vertikalnähte) verbunden sind, aufgeteilt. Bei dieser Aufteilung bilden Umfangs- und Meridiannähte T-Stöße, keine Kreuzstöße.

Zur Durchführung von Rohrleitungen hat die Stahlkugel stützenförmige Durchdringungen, die einzelverstärkt ausgeführt sind.

A4-2.2 Berechnungsdaten

Der Auslegung des Sicherheitsbehälters wurden folgende Berechnungsdaten zugrunde gelegt:

Kenngröße	Auslegungswert
Berechnungsdruck	5,69 bar
Berechnungstemperatur	135 ^o C
Betriebsunterdruck max.	20 mbar
Prüfdruck	7,4 bar
Schweißnahtfaktor	0,9

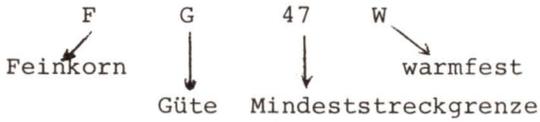
A4-2.3 Zulässige Spannungen

Die zulässigen Spannungen sind wie folgt festgelegt:

Spannungsart	Zulässige Spannung
Allgemeine primäre Membranspannung	$\sigma_{0,2/1,5}$
Örtliche primäre Membranspannung	$\sigma_{0,2/1,33}$
Überlagerte örtliche primäre Membranspannung und primäre Biegespannung	$\sigma_{0,2/1,33}$
Überlagerte örtliche primäre Membranspannung + primäre Biegespannung + Sekundärspannung	$\sigma_{0,2/1,1}$
Überlagerte örtliche primäre Membranspannung + primäre Biegespannung + Sekundärspannung + Spannungsspitzen	$\sigma_{0,2/1,0}$

A4-2.4 Werkstoffe

Der Werkstoff des Sicherheitsbehälters ist durch folgende Daten gekennzeichnet /F5, A4-2/:

BezeichnungChemische Zusammensetzung

Kohlenstoff	≤ 0,20 %
Silizium	0,10 - 0,50 %
Mangan	1,20 - 1,70 %
Phosphor	≤ 0,035 %
Schwefel	≤ 0,036 %
Vanadium	0,10 - 0,18 %
Nickel	0,40 - 0,70 %
Stickstoff	≤ 0,020 %
Aluminium	möglich
Eisen	Rest

Festigkeitseigenschaften

Blechdicke [mm]	Streck- grenze [kp/mm ²] σ_s	Warmstreck- grenze bei 135°C [kp/mm ²] $\sigma_{0,2}$	Zug- festigkeit [kp/mm ²] σ_B	Dehnung (L = 5 d) [%] σ_5
≤ 30	47	40,3	58 - 75	$\frac{1200}{\sigma_B}$
> 30 ≤ 70	43			
> 70 ≤ 85	41	38	56 - 73	
> 85 ≤ 100	40	37	54 - 72	
> 100 ≤ 115	39	36	53 - 71	
> 115	38	35	52 - 70	

Zähigkeitseigenschaften

Blech- dicke [mm]	Kerbschlagzähigkeit (kpm/cm ²)					
	quer zur Walzrichtung ISO-V-Probe ^{1) 2)}				gealtert ^{3) 4)} DVM-Probe	
	± 0°C		- 20°C		längs	quer
mittel ³⁾	klein- ster Einzel- wert	mittel ³⁾	klein- ster Einzel- wert			
≤ 70	4	3,2	3,5	2,8	5	4
> 70	3	2,4	2,0	1,6	4	3

- ¹⁾ Die Werte gelten für Probenentnahme 1/3 der Erzeugnisdicke unter der Walzoberfläche gemäß VdTÜV-Werkstoffblatt 12-358
- ²⁾ Bei Wälzlücken > 70 mm dürfen an Proben in Blechmitte um 30 % niedrigere Werte nicht beanstandet werden.
- ³⁾ Mittelwert aus 3 Einzelproben
- ⁴⁾ Alterung nach 5 % Kaltverformung bei 250°C, 30 min, Prüfung bei 20°C

A4-2.5 Schweißen

Drucktragende Schweißnähte sind durchgeschweißt. Die Wurzel wurde ausgearbeitet und gegengeschweißt. Die Decklage darf den Grundwerkstoff nicht mehr berühren, um unnötige Grobkornbereiche zu vermeiden. Schweißnahtfaktor $V = 0,9$. Es wurden nur geprüfte Schweißer nach DIN 8560, BIII, eingesetzt.

Stutzenschweißungen wurden in der Werkstatt geschweißt. Dazu wurden die Segmente in Vorrichtungen eingespannt. Anschließend wurde im eingespannten Zustand spannungsarm gegläht.

Auf der Baustelle wurden jeweils 4 Segmente in einer Vormontage zu einem größeren Segment mittels "Unter Pulver (UP)"-Verfahren verschweißt, mittels "Elektro (E)-Hand" gegengeschweißt. Bei der Endmontage der Sicherheitshülle wurden die Horizontalnähte

im UP-Verfahren - unterhalb des Äquators von innen, oberhalb von außen - gelegt (Gegenschweißung: E-Hand). Die Vertikalnähte wurden steigend E-Hand-geschweißt. Die Schweißzusatzwerkstoffe und Schweißhilfsstoffe sind entsprechend DIN 8563 auf den Grundwerkstoff abgestimmt.

A4-2.6 Prüfung

A4-2.6.1 Zerstörungsfreie Prüfung der Schweißnähte

Besichtigungsprüfung

vor zerstörungsfreier Prüfung	100 %	H, K, T ¹⁾
-------------------------------	-------	-----------------------

Ultraschallprüfung

- Werkstattnähte

vor der letzten Wärmebehandlung	100 %	H
nach der letzten Wärmebehandlung	100 %	H
	100 %	K
	ca. 10 %	T

- Montagenähte

nach dem Schweißen	100 %	H
	100 %	K
	ca. 10 %	T

- nach der Druckprüfung

stichprobenweise nach Absprache		H, K, T
---------------------------------	--	---------

Oberflächenrißprüfung

K-Nähte, Kehlnähte, Stutzenlängsnähte	100 %	H, K, T
Stumpfnähte einschließlich T-Stöße	10 %	H, K, T

¹⁾ H = Hersteller
K = Systemhersteller
T = Technischer Sachverständiger

A4-2.6.2 Druckprüfung

Medium	Druckluft
Prüfdruck	$p_{pr} = 1,1 \cdot \sigma_{O,2RT} / \sigma_{O,2 135^{\circ}C} \cdot p_{Ber}$ $= 1,1 \cdot 47 / 40,3 \cdot 5,69 = 7,4 \text{ bar}$
gewählter Prüfdruck	= 7,4 bar

A4-3 Berstdruck bei Verformungsbruch

Aus Rechnungen zum Temperaturverlauf in der Wand des Sicherheitsbehälters beim beherrschten Kühlmittelverluststörfall zeigt sich, daß die maximale Temperatur von etwa $110^{\circ}C$ auftritt, wenn der Druck innerhalb der Sicherheitshülle bereits wieder erheblich gefallen ist. Bei anderen Ereignisabläufen, die im Rahmen der Risikostudie untersucht wurden, kann der Druck aber wieder steigen, wobei gleichzeitig die Temperatur ansteigt (Kapitel 4). Es scheint daher gerechtfertigt, die Festigkeitskennwerte bei der Berechnungstemperatur von $135^{\circ}C$ für die Betrachtungen zugrunde zu legen, d.h.:

$$\begin{aligned} \sigma_{O,2 135^{\circ}C} &= 40,3 \text{ kp/mm}^2 && \text{für Wanddicke} && \leq 70 \text{ mm} \\ &38,0 \text{ kp/mm}^2 && \text{für Wanddicke} && > 70 \leq 85 \text{ mm} \\ &37,0 \text{ kp/mm}^2 && \text{für Wanddicke} && > 85 \leq 100 \text{ mm} \end{aligned}$$

Für die Zugfestigkeit bei RT wird ein Wert von mindestens $\sigma_{BRT} = 58 \text{ kp/mm}^2$ gefordert. Da für die Warmzugfestigkeit keine Werte genannt sind, wird der Wert bei $135^{\circ}C$ wie folgt angenommen:

$$\begin{aligned} \sigma_{O,2 RT} &= 47,0 \text{ kp/mm}^2 \\ \sigma_{O,2 135} &= 40,3 \text{ kp/mm}^2 \\ \sigma_B RT &= 58,0 \text{ kp/mm}^2 \\ \sigma_B 135^{\circ}C &= 58 \cdot \frac{40,3}{47} = 49,7 \text{ kp/mm}^2 \end{aligned}$$

Die Wanddicke t der ungestörten Kugel ergibt sich zu

$$t = \frac{p \cdot D}{4 \cdot K/S \cdot V}$$

mit

$$\begin{aligned} p &= 5,69 \text{ bar} \hat{=} 4,8 \text{ atü} \\ D &= 56 \text{ 000 mm} \\ K &= \sigma_{0,2 \text{ } 135^{\circ} \text{ C}} = 40,3 \text{ kp/mm}^2 \\ S &= \text{Sicherheitsbeiwert} = 1,5 \\ V &= 0,9 \text{ (Schweißnahtfaktor)} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} t &= \frac{4,8 \cdot 10^{-2} \cdot 56 \text{ 000} \cdot 1,5}{4 \cdot 40,3 \cdot 0,9} \\ &= 27,79 \text{ mm} \end{aligned}$$

ausgeführt nach Zeichnungsunterlagen außerhalb der Einbetonierung:

$$t = 29 \text{ mm}$$

$$\begin{array}{ll} \text{Zulässige Wanddickenunterschreitung} & 0,18 \text{ mm} \\ \text{Geminderte Tragfähigkeit der Schweißnähte} & V = 0,9 \end{array}$$

Mindestwanddicke des Sicherheitsbehälters, der mit den geforderten Werkstoffkennwerten für den Grundwerkstoff belastet werden kann:

$$\begin{aligned} t_{\min} &= (29 - 0,18) \cdot 0,9 \\ &= 25,94 \text{ mm} \end{aligned}$$

Unter Zugrundelegung von $t_{\min} = 25,94 \text{ mm}$ als tragende Wand ergeben sich für die Belastung durch Innendruck folgende Grenzwerte:

Fließen über den gesamten Querschnitt ($\sigma_{\text{vorh.}} = \sigma_{0,2}$):

$$\begin{aligned} p &= 4 \cdot \frac{t \cdot \sigma_{0,2 \text{ } 135^{\circ} \text{ C}}}{D} \\ &= 4 \cdot \frac{25,94 \cdot 40,3}{56 \text{ 000}} \cdot 10^2 \\ &= 7,46 \text{ atü (8,63 bar)} \end{aligned}$$

Zugfestigkeit erreicht über den gesamten Querschnitt ($\sigma_{\text{vorh.}} = \sigma_B$):

$$\begin{aligned}
 p &= 4 \cdot \frac{t \cdot \sigma_B \cdot 135^\circ \text{ C}}{D} \\
 &= 4 \cdot \frac{25,94 \cdot 49,7}{56 \text{ 000}} \cdot 10^2 \\
 &= 9,21 \text{ atü (10,41 bar)}
 \end{aligned}$$

Annahmen:

- An Störstellen ist der Werkstoff derart verformungsfähig, daß die ungleichmäßige Belastung des Querschnitts durch Fließen vergleichmäßigt wird und diese Bereiche die gleiche Tragfähigkeit aufweisen wie die ungestörte Wand.
- Nach Erreichen der 0,2-Dehngrenze (Streckgrenze) muß örtlich mit stärkeren Verformungen gerechnet werden infolge Unrundheit und Kerbwirkung.
- Daher und infolge des mehrachsigen Spannungszustandes ist nicht auszuschließen, daß bereits vor Erreichen der Zugfestigkeit über den gesamten Querschnitt örtlich ein Versagen des Werkstoffes eintritt.

Unter diesen Voraussetzungen wird als Näherung für die Spannung beim Bersten angesetzt:

$$\sigma_{\text{Berst}} = \frac{\sigma_{0,2} + \sigma_B}{2}$$

Damit ergibt sich der Berstdruck bei Verformungsbruch als Mittelwert aus den beiden berechneten Drücken:

$$\begin{aligned}
 p_{\text{Berst}} &= \frac{8,63 + 10,41}{2} \\
 &= 9,52 \text{ bar}
 \end{aligned}$$

A4-4 Brstdruck bei Niederspannungsbruch

A4-4.1 Bruchmechanische Betrachtungen

Nach den Spezifikationen des Sicherheitsbehälters ist die NDT-Temperatur nur informativ zu bestimmen. Werte sind nicht gefordert. Es wird angenommen, daß die NDT-Temperatur $\leq 0^{\circ}\text{C}$ beträgt. Dies ist für ferritische Stähle ein durchaus üblicher Wert, insbesondere, wenn die geforderten Zähigkeiten in Betracht gezogen werden. Der Sicherheitsbehälter hat im unbelasteten Zustand (Normalbetrieb) eine Temperatur von 30°C . Beim beherrschten Kühlmittelverluststörfall steigt diese Temperatur bis zum Augenblick des höchsten Druckes nur unwesentlich. Unter der Annahme einer NDT-Temperatur von 0°C und einer Belastungstemperatur von 30°C werden für die nachfolgenden Betrachtungen entsprechend ASME-Code XI /F5, A4-3/ für den Werkstoff als Bruchzähigkeiten angenommen:

$$K_{Ic} = 5570 \text{ N/mm}^{-3/2}$$

$$K_{Ia} = 2365 \text{ N/mm}^{-3/2}$$

Diese Werte gelten für Werkstoffe A 533 B-1, A 508-2 und A 508-3 nach ASTM, also für Vergütungswerkstoffe. Diese sind dem beim Sicherheitsbehälter eingesetzten Werkstoff St E 47, der ein Normalisierungswerkstoff ist, nicht direkt vergleichbar. Insofern werden die Bruchzähigkeiten nur zur Abschätzung herangezogen.

Für den ungestörten Bereich der Kugel wird der Spannungsintensitätsfaktor K_I für einen Oberflächenriß nach /F5, A4-3/ ermittelt zu:

$$K_I = \sigma_m \cdot M_m \cdot \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{a/Q} \quad (\leq K_{Ic})$$

mit

σ_m = mittlere Membranspannung

M_m = Faktor als f (a/t, a/l)

Q = Faktor als f (a/l)

a = Rißtiefe
 l = Rißlänge
 t = Wanddicke

Für die nachfolgenden Betrachtungen wird ein Oberflächenriß mit der Tiefe der halben Wanddicke angenommen:

a = 13,0 mm
 t = 25,94 mm

A4-4.1.1 Belastungszustand "Beherrschter Kühlmittelvesluststörfall"

Die mittlere Membranspannung ergibt sich aus:

$$\begin{aligned}
 \sigma_m &= \frac{p \cdot D}{4 \cdot r} \\
 &= \frac{4,8 \cdot 56\,000}{4 \cdot 25,94} \\
 &= 2590 \text{ kp/cm}^2 \hat{=} 259 \text{ N/mm}^2
 \end{aligned}$$

Bei einer angenommenen Rißlänge von 400 mm und einer Rißtiefe von 13 mm folgen aus /F5, A4-3/:

$$\begin{aligned}
 M_m &= 3,0 \\
 Q &= 0,8 \\
 K_I &= 259 \cdot 3,0 \cdot \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{13/0,8} \\
 &= 5543 \text{ N/mm}^{-3/2}
 \end{aligned}$$

d.h., ein Oberflächenriß der genannten Abmessungen dürfte in etwa die kritische Rißgröße beim beherrschten Kühlmittelvesluststörfall darstellen ($K_{IC} = 5570$).

Bei einer angenommenen Rißlänge von 75 mm und einer Rißtiefe von 13 mm ergeben sich nach /F5, A4-3/:

$$\begin{aligned}
 M_m &= 1,45 \\
 Q &= 1,05 \\
 K_I &= 259 \cdot 1,45 \cdot \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{13/1,05} \\
 &= 2338 \text{ N/mm}^{-3/2}
 \end{aligned}$$

d.h., ein laufender Oberflächenriß unter 75 mm Länge und 13 mm Tiefe dürfte beim beherrschten Kühlmittelverluststörfall noch vom Werkstoff im ungestörten Bereich aufgefangen werden ($K_{Ia} = 2365$).

A4-4.1.2 Belastungszustand "Druckprüfung"

Der Prüfdruck beträgt:

$$p = 7,4 \text{ bar} \hat{=} 6,53 \text{ atü}$$

Damit folgt für die mittlere Membranspannung:

$$\begin{aligned}
 \sigma_m &= \frac{p \cdot D}{4 \cdot t} \\
 &= \frac{6,53 \cdot 56 \text{ 000}}{4 \cdot 25,94} \\
 &= 3524 \text{ kp/cm}^2 \hat{=} 352 \text{ N/mm}^2
 \end{aligned}$$

Bei einer angenommenen Rißlänge von 250 mm und einer Rißtiefe von 13 mm ergeben sich nach /F5, A4-3/:

$$\begin{aligned}
 M_m &= 2,2 \\
 Q &= 0,9 \\
 K_I &= 352 \cdot 2,2 \cdot \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{13/09} \\
 &= 5210 \text{ N/mm}^{-3/2}
 \end{aligned}$$

d.h., ein Oberflächenriß der genannten Abmessungen dürfte in etwa die kritische Rißgröße bei der Druckprüfung darstellen ($K_{IC} = 5570$).

Bei einer angenommenen Rißlänge von 50 mm und einer Rißtiefe von 13 mm ergeben sich nach /F5, A4-3/:

$$M_m = 1,25$$

$$Q = 1,3$$

$$\begin{aligned} K_I &= 352 \cdot 1,25 \cdot \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{13/1,3} \\ &= 2462 \text{ N/mm}^{-3/2} \end{aligned}$$

d.h., ein laufender Oberflächenriß unter 50 mm Länge und 13 mm Tiefe dürfte bei der Druckprüfung noch vom Werkstoff im ungestörten Bereich aufgefangen werden ($K_{Ia} = 2365$).

A4-4.1.3 Belastungszustand "Fließen über Querschnitt"

Die Kaltstreckgrenze

$$\sigma_{O,2 \text{ RT}} = 470 \text{ N/mm}^2 = \sigma_m$$

wird erreicht bei

$$\begin{aligned} p &= \frac{\sigma_m \cdot 4 \cdot t}{D} \\ &= \frac{4700 \cdot 4 \cdot 25,94}{56 \text{ 000}} \\ &= 8,70 \text{ atü} \hat{=} 9,89 \text{ bar} \end{aligned}$$

Bei einer angenommenen Rißlänge von 130 mm und einer Rißtiefe von 13 mm ergeben sich nach /F5, A4-3/:

$$M_m = 1,8$$

$$Q = 0,95$$

$$\begin{aligned} K_I &= 470 \cdot 1,8 \cdot \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{13/0,95} \\ &= 5540 \text{ N/mm}^{-3/2} \end{aligned}$$

d.h., ein Oberflächenriß der angenommenen Abmessungen dürfte in etwa der kritischen Rißgröße im "Fließzustand" entsprechen ($K_{Ic} = 5568$).

Bei einer angenommenen Rißlänge von 32 mm und einer Rißtiefe von 13 mm ergeben sich nach /F5, A4-3/:

$$M_m = 1,1$$

$$Q = 1,95$$

$$\begin{aligned} K_I &= 470 \cdot 1,1 \cdot \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{13/1,95} \\ &= 2362 \text{ N/mm}^{-3/2} \end{aligned}$$

d.h., ein laufender Riß unterhalb der vorgenannten Abmessungen dürfte im ungestörten Bereich vom Werkstoff aufgefangen werden ($K_{Ia} = 2365$).

Die Faktoren M_m und Q sind abhängig von a/t und a/l , wie bereits ausgeführt. Die Abhängigkeit ist derart, daß Risse kleiner Tiefe und großer Länge zu gleichen Spannungsintensitätsfaktoren K_I führen können wie Risse großer Tiefe und kleiner Länge, d.h., Rißtiefe und Rißlänge sind in Grenzen gegenseitig auswechselbar. Es sei daher für den hier betrachteten Belastungszustand zum Vergleich ein Riß mit im Verhältnis zur Tiefe sehr großer Länge angenommen ($a \ll 1$). Unter Annahme einer Rißtiefe von 4 mm und einer Länge von 260 mm ergibt sich dann nach /F5, A4-3/:

$$M_m = 1,28$$

$$Q = 0,8$$

$$\begin{aligned} K_I &= 470 \cdot 1,28 \cdot \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{4/0,8} \\ &= 2380 \text{ N/mm}^{-3/2} \end{aligned}$$

d.h., ein Riß mit einer Tiefe von etwa 1/6 der Wanddicke und einer Länge von etwa 10mal der Wanddicke wird ungefähr der kritischen Rißgröße für Rißstopp ($K_{Ia} = 2365$) entsprechen.

A4-4.1.4 Bewertung der bruchmechanischen Ergebnisse

Vorhandene Fehler im Sicherheitsbehälter müssen entsprechend der nach /F5, A4-4/ für die Ultraschallprüfung als zulässig genannten Größe angenommen werden. Ersatzfehlergröße: Durchmesser: 2 mm, Länge: 10 mm. Weiterhin muß davon ausgegangen werden, daß in Störbereichen, z.B. Stutzenübergängen, Rohrleitungsdurchführungen und Querschnittssprüngen, höhere Spannungen als im ungestörten Bauteilbereich auftreten. Außerdem muß in diesen Bereichen infolge Beeinflussung durch das Schweißen mit ungünstigen Gefügezuständen gerechnet werden. Allein oder durch Überlagerung können die beschriebenen Verhältnisse zur Rißauslösung führen. Ein derart ausgelöster Riß muß im ungestörten Bereich gefangen werden. Daher sind in erster Linie die Rißgrößen für Rißstoppbedingungen von Interesse (beim "beherrschten Kühlmittelverluststörfall": $13 \cdot 75$ mm; bei "Druckprüfung": $13 \cdot 50$ mm; bei "Fließen über Querschnitt": $13 \cdot 32$ mm bzw. $4 \cdot 260$ mm).

K_{IC} -Bestimmungen am Werkstoff FG 51 WS /F5, A4-5/, ein dem hier betrachteten Werkstoff FG 47 W vergleichbarer Normalisierungswerkstoff mit höherer Festigkeit, führen zu Ergebnissen oberhalb der K_{IC} -Grenzwerte in /F5, A4-3/. Von daher können die ermittelten Rißgrößen als realistisch angenommen werden. Jedoch ist hier die Einschränkung zu machen, daß die für die Wärmeinflußzone (WEZ) in /F5, A4-5/ angegebenen Werte für den Zustand "spannungsarmgeglüht" gelten. Der größte Teil der Nähte im Sicherheitsbehälter ist aber ungeglüht, dürfte also in der WEZ ungünstigere Werte aufweisen.

Bei den durchgeführten Berechnungen wurde eine Werkstofftemperatur von 30°C angenommen. Zwar wird das Verformungsverhalten zu höheren Temperaturen hin günstiger, jedoch ist das Ausmaß schwer abzuschätzen. Neuere Untersuchungen der MPA Stuttgart /F5, A4-6/ zu den Werkstoffen St E 51 und 15 MnMoNi V53, vergleichbare Werkstoffe zum FG 47 W, zeigen jedoch, daß bei überhitztem Gefüge - wie in der Wärmeinflußzone - die Zähigkeit mit zunehmender Temperatur nur unwesentlich ansteigt.

Zusammenfassend kann gesagt werden, daß bei den hier durchgeführten bruchmechanischen Berechnungen

- keine Sicherheitsbeiwerte eingesetzt wurden,
- die eingesetzten Bruchzähigkeitswerte K_{IC} für Vergütungswerkstoffe gelten und insbesondere für Überhitzungsgefüge ohne nachfolgende Spannungsarmglühung wenig aussagefähig erscheinen,
- die auf 30°C bezogenen Werkstoffwerte zu höheren Temperaturen hin nicht alle unbedingt günstiger werden,
- die ermittelten Rißabmessungen, insbesondere bei der Belastung "Fließen über Querschnitt" sich im Rahmen durchaus möglicher Größen bewegen.

Die Möglichkeit des Berstens unterhalb des Druckes von $p = 9,89$ bar bei "Fließen über Querschnitt" kann nicht ausgeschlossen werden, dies um so mehr, als bei Erreichen dieser Last in Störbereichen bereits größere Verformungen aufgetreten sein dürften. Die kritischen Rißgrößen bei "Beherrschter Kühlmittelverluststörfall" und "Druckprüfung" sind zwar größer, jedoch liegen auch sie nicht außerhalb möglicher Grenzen. Es kann bei diesen Belastungszuständen deshalb nicht ausgeschlossen werden, daß zumindest Vorschädigungen des Werkstoffes auftreten.

A4-4.2 Betrachtungen mit Hilfe des "Fracture Analysis Diagram" nach Pellini und Loss

Es werden die gleichen Bedingungen wie bei den bruchmechanischen Betrachtungen angenommen:

- Werkstofftemperatur $\text{NDT} + 30^{\circ}\text{C}$,
- Rißstopp.

Unter diesen Bedingungen ergibt sich im Fracture Analysis Diagram (FAD) /F5, A4-7/ die Rißstoppgrenze bei einer Belastung von $0,8 \cdot \sigma_{0,2}$ (Schnitt der 30°C -Linie mit der Crack-Arrest-Temperature-(CAT) Kurve im FAD für eine Wanddicke von $25,4 \text{ mm} \hat{=} 1"$).

Bei $0,8 \cdot \sigma_{0,2} = 0,8 \cdot 470 = 376 \text{ N/mm}^2$ beträgt der entsprechende Innendruck:

$$\begin{aligned}
 p &= \frac{\sigma_m \cdot 4 \cdot t}{D} \\
 &= \frac{376 \cdot 4 \cdot 25,94}{56 \text{ 000}} \\
 &= 6,97 \text{ atü} \hat{=} 8,12 \text{ bar}
 \end{aligned}$$

Mit $K_{Ia} = 2365 \text{ N/mm}^{-3/2}$ errechnet sich für diesen Belastungszustand nach /F5, A4-3/ für einen Oberflächenriß eine kritische Rißgröße von 13 mm Tiefe und 43 mm Länge

$$\begin{aligned}
 (M_m &= 1,2 \\
 Q &= 1,55 \\
 K_I &= 376 \cdot 1,2 \cdot \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{13/1,55} \\
 &= 2315)
 \end{aligned}$$

bzw. 5,2 mm Tiefe und 260 mm Länge

$$\begin{aligned}
 (M_m &= 1,37 \\
 Q &= 0,8 \\
 K_I &= 376 \cdot 1,37 \cdot \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{5,2/0,8} \\
 &= 2336)
 \end{aligned}$$

A4-4.3 Abschätzung des Berstdruckes

Werden die Ergebnisse von Berstversuchen nach /F5, A4-8/ und /F5, A4-9/ betrachtet, so liegt die Berstspannung zwischen 0,8 und $0,9 \cdot \sigma_{0,2}$. Zwar handelt es sich hierbei um Behälter mit relativ großen Fehlern, jedoch wird damit gezeigt, daß bereits bei Belastungen unterhalb der Streckgrenze ein Bersten nicht ausgeschlossen werden kann. Insofern wird qualitativ das Ergebnis aus dem FAD bestätigt.

Die unter 4.2 angestellten bruchmechanischen Berechnungen bei einem Innendruck von 8,12 bar ergeben kritische Rißgrößen, die

in einem Bauteil wie dem Sicherheitsbehälter durchaus angenommen werden können (13 mm tief und 43 mm lang bzw. 5,2 mm tief und 260 mm lang). Auch aus dieser Sicht kann daher das Ergebnis aus der Betrachtung mit dem FAD als bestätigt angesehen werden. Dies gilt um so mehr, als auch die Ergebnisse aus 4.1 zu der Erkenntnis führen, daß ein mögliches Bersten unterhalb der Belastung "Fließen über Querschnitt" nicht ausgeschlossen werden kann.

Aus den nach verschiedenen Methoden abgeleiteten Werten für den Versagensdruck des Sicherheitsbehälters wird für die weiteren Untersuchungen ein Versagensdruck von 8,5 bar ausgewählt, der sich am kleinsten Wert orientiert.

Schrifttum

- /F5, A4-1/ Biblis-B, Sicherheitsbericht, 1300-MWe-Kernkraftwerk mit Druckwasserreaktor für Rheinisch-Westfälisches Elektrizitätswerk AG, Essen
Hrsg. Kraftwerk Union, Erlangen, Februar 1971
- /F5, A4-2/ Werkstoffblatt 270 B, Ausgabe November 1972
Hrsg. Mannesmannröhrenwerke AG, Düsseldorf
- /F5, A4-3/ ASME-Code, Section XI, Inservice Inspection, App. A
- /F5, A4-4/ Trumpfheller, R.:
Abnahmeprüfungen an Schweißnähten nach dem Ultraschallprüfverfahren
Schweißen und Schneiden 18 (1966), Heft 6
- /F5, A4-5/ Statische Bruchzähigkeit des FG 51 WS
Anlage 130 zum KWU-Bericht R 413 E / 164/77
- /F5, A4-6/ Kußmaul, K., und J. Ewald:
Assessment of Toughness and Cracking in the Heat-Affected Zone of Light Water Reactor Components gehalten bei: 4th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMIRT), San Francisco, Calif., USA, 15-19 August 1977
- /F5, A4-7/ Röhrs, W., D. Rittig u.a.:
Statusbericht Reaktordruckbehälter
Band 1: Zusammenfassung der Ergebnisse
Bericht SB-4 (Dezember 1973)
- /F5, A4-8/ Beurteilung von Rohr- und Behälterversuchen mit Hilfe der Bruchmechanik (Auswertung von Behälterversuchen)
MPA-Bericht, April 1973

/F5, A4-9/ Röhrs, W., R. Stahlberg und A.B. Holt:
Statusbericht Reaktordruckbehälter
Band 3: Darstellung der wesentlichen Ergebnisse
des Heavy Section Steel Technology Program an
Hand einer Literaturlauswertung (Stand: Frühjahr
1973)
Bericht SB-4 (Dezember 1976)

