

**Weiterentwicklung der
strukturmechanischen
Analysemethodik
zur Bestimmung der
Strukturzuverlässigkeit
passiver Komponenten,
Phase II**

Abschlussbericht zum Vorhaben
RS 1163

Abschlussbericht / Final Report

Reaktorsicherheitsforschung-Vorhabens
Nr./
Reactor Safety Research-Project No.:
RS 1163

Vorhabensitel / Project Title:
Weiterentwicklung der struk-
turmechanischen Analyse-
methodik zur Bestimmung der
Strukturzuverlässigkeit passiver
Komponenten, Phase II

Further Development of the
Structure Mechanics Analysis
Method for the Calculation of the
Structure Reliability of Passive
Components,
Phase II

Autor / Authors:
H. Grebner
Y.Wang
T. Schimpfke
J. Sievers

Berichtszeitraum / Publication Date:
Juni 2010

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde
liegende F&E-Vorhaben wurde
im Auftrag des Bundesministeri-
ums für Wirtschaft und Techno-
logie (BMWi) unter dem Kenn-
zeichen RS 1163 durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt
dieser Veröffentlichung liegt
beim Auftragnehmer.

Kurzfassung

Im Rahmen des Vorhabens RS 1163 wurde das Rechenprogramm PROST zur quantitativen Einschätzung der Strukturzuverlässigkeit von Rohrleitungskomponenten weiterentwickelt. Dabei wurden Modelle zur Berücksichtigung des Schadensmechanismus Korrosion bei der Bestimmung von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten in zylindrischen Strukturen aus ferritischen und austenitischen Reaktorstählen bereitgestellt und erprobt. Diese Modelle sind nun zusätzlich zu dem Modell zur Berücksichtigung des Schadensmechanismus Ermüdung verfügbar.

Weiterhin wurde der Anwendungsbereich des Programms auf komplexe Geometrien bezüglich Belastungen und Randbedingungen erweitert. Dabei wurden zusätzliche Programmmodule entwickelt, mit denen Ergebnisse aus Finite Elemente (FE) Berechnungen einbezogen werden können. Die erweiterte Analysemethodik wurde u.a. im Rahmen von Berechnungen zu einem rissbehafteten Speisewasserstutzen an einem Dampferzeuger unter thermomechanischen zyklischen Belastungen erprobt. Die Rissbeanspruchungen wurden mit der FE-Methode berechnet. Zur Bestimmung der Leckwahrscheinlichkeit wurde Ermüdungsrisswachstum unter Berücksichtigung der „mixed mode“-Belastung im Rahmen des Ansatzes zum J-Integralvektor abgeschätzt.

Insgesamt zeigen die Analysen, dass mit der bereitgestellten flexiblen probabilistischen Analysemethodik quantitative Aussagen zur Leckwahrscheinlichkeit eines gefundenen oder unterstellten Risses in einer komplexen Strukturgeometrie unter thermomechanischen Belastungen als Funktion der Betriebsdauer im Bereich sehr kleiner Wahrscheinlichkeitswerte ($<1.0 \text{ E-}8$) bis zu großen Werten ($>1.0 \text{ E-}2$) möglich sind.

In den nächsten Entwicklungsschritten sollen insbesondere die Aussagegenauigkeit der Bruchwahrscheinlichkeiten verbessert und in den Modulen zu den Schadensmechanismen Ermüdung und Korrosion Ansätze zur Rissbildung basierend auf Auswertungen nationaler und internationaler Betriebserfahrung berücksichtigt werden.

Abstract

Within the framework of research project RS 1163 the computer code PROST for the quantitative assessment of the structural reliability of pipe components has been further developed. Thereby models were provided and tested for the consideration of the damage mechanism 'corrosion' to determine leak and break probabilities in cylindrical structures of ferritic and austenitic reactor steels. These models are now additionally available to the model for the consideration of the damage mechanism 'fatigue'.

Furthermore, the application range of the code was extended to complex geometries in regards to loading and boundary conditions. Additional code modules were developed to be able to include the results of finite element (FE) calculations. The extended analysis method was tested, amongst others, in the context of calculations for a cracked feedwater nozzle of a steam generator under thermal-mechanical cyclic loading. The stress on cracks was calculated with the FE-method. For the determination of leak probabilities the crack growth due to fatigue was estimated taking into account the "mixed-mode" - loading within the J-integral vector approach.

Altogether, the analyses show that with the provided flexible probabilistic analysis method quantitative determination of leak probabilities of a detected or postulated crack in a complex structure geometry under thermal-mechanical loading as function of the operating time in the range of very small probability values ($<1.0 \text{ E-8}$) to large values ($>1.0 \text{ E-2}$) are possible.

The next development steps should comprise especially the improvement of the accuracy of the method to determine break probabilities and also the consideration of approaches on crack formation due to the damage mechanisms 'fatigue' and 'corrosion', based on evaluations of national and international operating experiences.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Zielsetzung	2
2.1	Gesamtziel	2
2.2	Wissenschaftliche und technische Arbeitsziele.....	2
2.3	Arbeitsprogramm.....	5
3	Stand von Wissenschaft und Technik	7
4	Weiterentwicklung von PROST	13
4.1	Schädigungsmechanismus Spannungsrisskorrosion.....	13
4.1.1	Modellansätze	13
4.1.2	Programmtechnische Einzelheiten.....	19
4.1.3	Testrechnungen / Anwendungsbeispiele	21
4.2	Berechnung von Leckflächen und Leckraten	35
4.2.1	Leckflächenmodell	35
4.2.2	Leckratenmodell.....	37
4.2.3	Implementierung in PROST	38
4.2.4	Testrechnungen zu Leckflächen und Leckraten	39
4.3	Berechnung von Spannungsintensitätsfaktoren.....	41
4.3.1	Implementierung der Spannungsintensitätsfaktorenberechnung für zweidimensionale Spannungsfelder.....	42
4.3.2	Qualitätssicherung und Vergleichsrechnungen zu Finite-Element- Analysen	47
4.4	Auswahl und Darstellung von Verteilungsfunktionen	55
5	Analyse eines rissbehafteten Speisewasserstutzens unter thermomechanischer Belastung mit PROST und ADINA	60
5.1	Problemstellung	60
5.2	Berechnungen mit ADINA	62
5.2.1	Finite-Element-Modelle	62
5.2.2	Ausgewählte Berechnungsergebnisse.....	65
5.3	Probabilistische Berechnungen mit PROST.....	73
6	Ansätze für Anfangsrissverteilungen	78

6.1	Auswertung der Betriebserfahrung	78
6.2	Abschätzungen der Anfangsrissgröße aus der Literatur	80
7	Internationale Aktivitäten	85
7.1	NULIFE-Projekt	85
7.1.1	Organisatorische Struktur	85
7.1.2	Ausgewählte Beiträge der GRS	89
7.1.3	Auswertung einer Studie zur Spannungsrisskorrosion.....	89
7.2	RISMET Projekt	91
8	Zusammenfassung und Ausblick	97
9	Literaturverzeichnis	101
10	Abkürzungen	112
11	Anhang: Programmtechnische Hinweise zu PROST	113
11.1	Prinzipieller Aufbau des Programms	113
11.2	Dateimanagement und Pfade	115
11.3	Prinzipieller Programmablauf in der Berechnungsroutine CalcProst	116
11.4	Beschreibung spezieller Steuerungsfelder und Routinen	118
11.5	Versionsübersicht.....	120
11.6	Hinweise zu den Berechnungen	121
11.7	Referenzdatensätze von PROST	122
12	Anhang zu ausgewählten GRS-Arbeiten im Rahmen des NULIFE- Projektes	135
12.1	NULIFE-Questionnaire der EG4 zu „safety rules, pipe break philosophy, risk assessment and safety demands“	135
12.1.1	Safety rules - deterministic. Basic demands for the design of reactors... ..	135
12.1.2	Mechanical design rules.....	140
12.1.3	Testing and inspections of mechanical system and components	142
12.1.4	Safety cases.....	143
12.1.5	Pipe-break philosophy and design demands	148
12.1.6	Steam generators.....	150
12.1.7	Condition monitoring	151
12.1.8	Safety margins	153
12.1.9	Defence in depth	154

12.1.10	Risk assessment	156
12.1.11	Reliability	158
12.1.12	Future safety demands	160
12.1.13	Most urgent safety issues for the power plants	160
12.1.14	Issues to be handled/developed within the NULIFE-Expert group WP 1A-2.4.....	161
12.2	NULIFE-Beitrag für EG2/3 zu "Methods of assessment of the integrity of containment structures"	162
12.2.1	Introduction	162
12.2.2	Representative overview of different types of containment structures	163
12.2.3	Experiments on the integrity of NPP-containments.....	167
12.2.4	Structure mechanics analyses	173
13	Verteiler	181

Abbildungen

Abb. 4-1	Risswachstumsgeschwindigkeiten für Austenite nach /HÜT 03/.....	15
Abb. 4-2	Rissgeschwindigkeit nach der Formel aus dem NURBIM-Benchmark /BRI 04/ im Vergleich mit experimentellen Werten aus /HÜT 03/.....	16
Abb. 4-3	Abhängigkeiten der Wachstumsgeschwindigkeit von K für ferritische Stähle (Modelle 3 und 4)	18
Abb. 4-4	Berechnete Leckwahrscheinlichkeiten für das Beispiel NURBIM SCC-Benchmark small pipe	23
Abb. 4-5	Berechnete Leckwahrscheinlichkeiten für das Beispiel NURBIM SCC-Benchmark large pipe	24
Abb. 4-6	Lage der geprüften Schweißnähte in einer typischen SWR-Anlage	25
Abb. 4-7	Rissbefund in der untersuchten Schweißnaht des TC-Systems (Quelle: /TÜV 98/).....	26
Abb. 4-8	Berechnete Leckwahrscheinlichkeiten mit Korrosionsmodell 1 für das Beispiel TC-System.....	28
Abb. 4-9	Berechnete Leckwahrscheinlichkeiten mit Korrosionsmodell 2 für das Beispiel TC-System.....	28
Abb. 4-10	Berechnete Leckwahrscheinlichkeiten für das Beispiel Geradrohr DN750	31
Abb. 4-11	Berechnete Leckwahrscheinlichkeiten für das Beispiel Geradrohr DN750 – Ausschnitt aus Abb. 4-10	31
Abb. 4-12	Skizze eines Dampferzeuger-Speisewasserstutzens mit Rissbefunden...	32
Abb. 4-13	Berechnete Leckwahrscheinlichkeiten für das Beispiel Speisewasserstutzen, Modell 3	34
Abb. 4-14	Berechnete Leckwahrscheinlichkeiten für das Beispiel Speisewasserstutzen, Modell 4	35
Abb. 4-15	Geometrische Form eines Durchrisses.....	38
Abb. 4-16	PROST-Fenster zur Eingabe von Daten für die Leckratenberechnung	39
Abb. 4-17	Vergleich berechneter Leckflächen.....	40
Abb. 4-18	Vergleich von Leckraten für NURBIM-Benchmarkdaten	41
Abb. 4-19	PROST-Benutzeroberfläche, Eingabekarte für die Steuerungsoptionen ..	45
Abb. 4-20	PROST-Benutzeroberfläche, Eingabekarte für die Lastfunktionen	45

Abb. 4-21	RPV PTS ICAS, RDB Geometrie und postulierter Riss C2.....	49
Abb. 4-22	RPV PTS ICAS, Finite Elemente Modell für Lastfall C2T1.....	50
Abb. 4-23	RPV PTS ICAS, zeitlicher Verlauf des Innendrucks bei Transiente T1.....	51
Abb. 4-24	RPV PTS ICAS, zeitlicher Verlauf der Fluidtemperatur bei Transiente T1	51
Abb. 4-25	RPV PTS ICAS, Spannungsintensitätsfaktoren als Funktion der Riss- fronttemperatur für den Lastfall C2T1	52
Abb. 4-26	RPV PTS ICAS Lastfall T1, Axialspannungen ohne Risseinfluss entlang der Wanddicke zu verschiedenen Zeiten	53
Abb. 4-27	RPV PTS ICAS Lastfall T1, Axialspannung nach 3600s, Vergleich der Originaldaten mit dem PROST-Eingabedatensatz und der PROST- Polynomanpassung.....	54
Abb. 4-28	PROST Oberfläche, Auswahlfelder für Verteilungsfunktionen.....	56
Abb. 4-29	PROST Oberfläche, Auswahlfenster für Histogrammdateiwahl.....	56
Abb. 4-30	PROST, Darstellung der Histogrammdatei aus Kapitel 11.7.....	57
Abb. 4-31	PROST, Darstellungsoption für eingegebene Verteilungsfunktion.....	58
Abb. 4-32	PROST, Darstellung der in Abb. 4-31 eingegebenen Verteilungsfunktion.....	59
Abb. 5-1	Schematische Darstellung eines Dampferzeugers	60
Abb. 5-2	Darstellung des geschädigten Speisewasserstutzens	61
Abb. 5-3	Temperaturverteilungen infolge thermischer Schichtung.....	62
Abb. 5-4	Lage der Befunde im Dampferzeugerstutzen.....	63
Abb. 5-5	Finite-Element-Modell des Stutzens (180°-Modell, „kurzes“ Modell)	63
Abb. 5-6	Verfeinerte Elementierung im Bereich der Umfangsrissfront	64
Abb. 5-7	Finite-Element-Modell des Stutzens und der anschließenden Speise- wasserleitung („langes“ Modell)	64
Abb. 5-8	Verformung des langen Finite-Element-Modells	66
Abb. 5-9	Verformung des Stutzenteils im langen FE-Modell	66
Abb. 5-10	Verformung des kurzen Modells bei verschiedenen Randbedingungen des linken Modellrands	67
Abb. 5-11	Verformungskurven mit unterschiedlichen Randbedingungen.....	68
Abb. 5-12	Temperaturverteilung im verformten kurzen Modell mit Teilumfangriss..	68

Abb. 5-13	Ausschnitt aus Abb. 5-12, Temperaturverteilung im Rissbereich des verformten kurzen Modells	69
Abb. 5-14	Axialspannungsverteilung in der Wand im Rissbereich für verschiedene Modellvarianten	70
Abb. 5-15	Von-Mises Spannungsverteilung in der Wand im Vergleich zur temperaturabhängigen Streckgrenze	70
Abb. 5-16	J-Integral Vektor bei Mixed-Mode Belastung	71
Abb. 5-17	J-Integral entlang der Rissfront	72
Abb. 5-18	Berechnete max. J-Integralwerte am tiefsten Punkt für verschiedene Rissgrößen	73
Abb. 5-19	Verwendete Lognormalverteilung für die Risswachstumskonstante	75
Abb. 5-20	Verwendete Exponentialverteilung für das Verhältnis Risslänge zu Riss-tiefe	75
Abb. 5-21	Berechnete Leckwahrscheinlichkeit als Funktion der Betriebszeit für einen unterstellten 5 mm tiefen Riss im Speisewasserstutzen	76
Abb. 5-22	Berechnete Leckwahrscheinlichkeiten als Funktion der Betriebszeit für einen unterstellten 5 mm bzw. 8 mm tiefen Riss im Speisewasserstutzen	76
Abb. 6-1	Anpassung einer Lognormalverteilung an die a/t-Werte aus KomPass und OPDE	79
Abb. 6-2	Anpassung einer Lognormal- bzw. einer Exponentialverteilung an die a/c-Werte aus KomPass und OPDE	79
Abb. 6-3	Medianwert der Verteilung für Handschweißung in Abhängigkeit von der Wanddicke (aus /KHA 99/)	82
Abb. 6-4	Shape-Parameter der Verteilung für Handschweißung in Abhängigkeit von der Wanddicke (aus /KHA 99/)	82
Abb. 6-5	Medianwert der Verteilung für Inertgasschweißung in Abhängigkeit von der Wanddicke (aus /KHA 99/)	83
Abb. 6-6	Shape-Parameter der Verteilung für Inertgasschweißung in Abhängigkeit von der Wanddicke (aus /KHA 99/)	83
Abb. 6-7	Lognormalverteilung für Inertgasschweißung nach /KHA 99/ für Beispiel Volumenregelsystem DN50	84
Abb. 7-1	Meilensteine des NULIFE-Projektes (aus /RIN 07/)	88

Abb. 7-2	Prinzipbild, Schritte in einem risikoinformierten Inspektionsprogramm	92
Abb. 8-1	Berechnungsmethoden zur Bestimmung von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten	98
Fig. 12-1	Double wall PWR-Containment of a French NPP, type "N4"	164
Fig. 12-2	Double wall PWR-Containment of a German NPP, type "KONVOI"	164
Fig. 12-3	Single wall PWR-Containment of a Russian NPP, type "WWER 1000" ..	166
Fig. 12-4	Double-wall containment of a German BWR, type "SWR 72"	166
Fig. 12-5	Actual PCCV – Dimension (measurements in mm) and Potential Failure Locations a – f (from /SAN 03/)	167
Fig. 12-6	1:4 scaled PCCV Model - Elevation and Cross-Section (from /SAN 03/)	168
Fig. 12-7	Tendon, reinforcement and liner arrangement of 1:4 PCCV model (schematic of vertical and horizontal section)	169
Fig. 12-8	Completed 1:4 scaled model of the PCCV (from /SAN 03/)	170
Fig. 12-9	Crack pattern in the liner after termination of the Limit-State-Test (LST) (from /SAN 03/)	171
Fig. 12-10	Crack #15 in the liner localized at azimuth ~340° (see Fig. 12-9) after the Limit-State-Test (LST) (from /SAN 03/)	172
Fig. 12-11	Crack pattern in the outer concrete surface of the PCCV model after the Limit-State-Test (LST) (from /SAN 03/)	172
Fig. 12-12	Crack pattern in the outer surface of the concrete wall in the vicinity of cable feed-throughs at azimuth 350° after the Limit-State-Test (LST) (from /SAN 03/) (see also Fig. 12-11)	173
Fig. 12-13	3D-Finite Element Model of the prestressed reinforced concrete wall of the 1:4 model containment (PCCV) 90° section of undisturbed area (from /GRE 05/)	174
Fig. 12-14	Measured and calculated radial displacements in the undisturbed area of the cylindrical part of the PCCV (location of measurement see black dot in the drawing) (from /NEA 05/; green through line is the unloading part of the measured displacement)	175
Fig. 12-15	Pressure- and Temperature Time History assumed in case of a severe accident (from /NEA 05/)	176
Fig. 12-16	Stress strain characteristic of concrete	178

Tabellen

Tab. 4-1	Eingabedaten für NURBIM SCC-Benchmark.....	21
Tab. 4-2	Eingabedaten für die Testrechnungen (Anfangswerte der Rissdaten).....	22
Tab. 4-3	Eingabedaten für die Testrechnungen (Anfangswerte).....	27
Tab. 4-4	Eingabedaten für die Testrechnungen (u.a. Verteilungswerte der Rissgrößen).....	30
Tab. 4-5	Eingabedaten für die Testrechnungen (u.a. Verteilungswerte für Rissgrößen).....	33
Tab. 4-6	Daten für Leckflächenberechnungsbeispiel	40
Tab. 4-7	RPV PTS ICAS Lastfall T1, Vergleich der berechneten Spannungsin- tensitätsfaktoren zwischen FE-Analyse und PROST	54
Tab. 5-1	Eingabedaten verteilter Parameter für die probabilistische Analyse des Speisewasserstutzens	74
Tab. 7-1	Ermittelte Anzahl der Inspektionsstellen mit den unterschiedlichen Verfahren	95
Tab. 11-1	Übersicht der vorhandenen Klassen in PROST	113
Tab. 11-2	Übersicht der vorhandenen PROST-Versionen	120

1 Einleitung

Bei der Bewertung der Sicherheit von Druckbehältern, Rohrleitungen, Sicherheitsbehältern und anderen passiven Strukturen stehen in Deutschland bisher deterministische Vorgehensweisen im Vordergrund. In verschiedenen technischen Bereichen wie z. B. der Bautechnik, dem Stahlbau und Offshore Konstruktionen sind Regelwerke national und international inzwischen zunehmend auf die quantitative Bestimmung von Strukturzuverlässigkeiten ausgerichtet. Auch im Bereich der Kerntechnik gehen verschiedene internationale Regelwerke in die Richtung, quantitative Vorgaben für die Zuverlässigkeit wichtiger Komponenten zu definieren. Seit vielen Jahren werden insbesondere in den USA, Schweden und auch anderen Ländern Ansätze verfolgt, regulatorische Nachweisziele auf der Basis quantitativer Risikoanalysen zu begründen. Im Sprachgebrauch werden dafür „risk based“, „risk informed“ oder „risk oriented“ verwendet. Im Bereich der wiederkehrenden und zerstörungsfreien Prüfungen wurden „risk based“ Strategien entwickelt, um die Auswahl der zu prüfenden Stellen sowie die Zeitfolge und den Umfang der Prüfungen entsprechend einem risikobasierten Ranking der Stellen zueinander vornehmen zu können. Dabei werden zunehmend probabilistische Modelle zur Ermittlung der Strukturzuverlässigkeit passiver Komponenten eingesetzt.

Im Forschungsvorhaben RS 1127 /GRE 04/ hat die GRS begonnen, eine probabilistische Analysemethodik bereitzustellen. Dabei wurde zunächst die Leistungsfähigkeit des amerikanischen Strukturzuverlässigkeitsprogramms PRAISE /HAR 92/ untersucht. Bereits frühzeitig wurden wesentliche Nachteile, insbesondere bezüglich der Flexibilität bei der Weiterentwicklung und Anpassung für Fragestellungen zu deutschen Komponenten identifiziert und daraufhin entschieden, das eigenständige Strukturzuverlässigkeitsprogramm PROST (Probabilistische Strukturberechnungen) zu entwickeln. Die Berechnungsmöglichkeiten von PROST wurden im Vorhaben RS 1163 erweitert und erprobt. In den folgenden Kapiteln sind die Zielsetzung der Arbeiten, der Stand von Wissenschaft und Technik sowie die Ergebnisse der durchgeführten Arbeiten zusammengefasst.

2 Zielsetzung

2.1 Gesamtziel

Gesamtziel der Arbeiten im Vorhaben RS 1163 war die Weiterentwicklung des Analyserwerkzeugs PROST (Probabilistische Strukturberechnung), das die quantitative Abschätzung der Strukturzuverlässigkeit defektbehafteter passiver Komponenten ermöglichen soll. Damit sollte eine Methodik zur Quantifizierung technischer Risiken beim Betrieb passiver Komponenten bereitgestellt werden und eine methodische Lücke bei der Durchführung probabilistischer Sicherheitsanalysen ausgefüllt werden.

2.2 Wissenschaftliche und technische Arbeitsziele

Ausgangsbasis sollte der im Rahmen des Vorhabens RS 1127 entwickelte Prototyp des Rechenprogramms PROST sein. Zu Beginn des Vorhabens RS 1163 konnten mit PROST Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten von Rohrleitungen als Funktion der Betriebsdauer unter Berücksichtigung des Schadensmechanismus „Ermüdung“ auf Basis eines zwei-parametrischen Versagenskriteriums bestimmt werden.

In der Erweiterung sollte zunächst ein Modul zur Berücksichtigung des Schadensmechanismus Korrosion, speziell interkristalline Spannungsrisskorrosion bei austenitischen Werkstoffen und dehnungsinduzierte Risskorrosion bei ferritischen Werkstoffen entwickelt werden. Dabei sollten neue, aus der Literatur und aus Besprechungen mit Experten von AREVA NP /KIL 05/, /ROT 08/ gewonnene Anregungen bezüglich der Vorgehensweise bei derartigen Problemstellungen verwendet werden. Auswertungen der Betriebserfahrung zeigen nach AREVA, dass Spannungsrisskorrosion verstärkt an fertigungsbedingten Fehlstellen (z. B. Kerbe im Bereich der Wurzel einer Schweißnaht) auftritt. Die GRS hat daher das Ziel verfolgt, die empfohlenen Modellansätze für Spannungsrisskorrosion an austenitischen und an ferritischen Rohrleitungen, die sowohl aus der Betriebserfahrung als auch aus Werkstoffuntersuchungen an Probekörpern abgeleitet wurden, in einen Modellansatz für PROST umzusetzen. Dabei sollten fertigungsbedingte Fehlstellen durch Rissverteilungen, die durch geeignete Abschneideoptionen nur oberflächennahe kurze Risse als Starter für korrosionsgestütztes Risswachstum enthalten, berücksichtigt werden.

Weiterhin sollten existierende Verfahren zur Berechnung von Leckraten in das Programm eingebunden werden, da die Leckerkennung einen nennenswerten Einfluss auf die Bruchwahrscheinlichkeit hat. Dabei sollten Maßnahmen, die durch Anzeigen der in Kernkraftwerken installierten Lecküberwachungssysteme eingeleitet werden können, berücksichtigt werden. Wegen der teilweise großen Streuungen bei Leckratenvergleichsberechnungen sollten Empfehlungen zu Anwendungsgrenzen erarbeitet werden.

Im nächsten Schritt sollte die Programmstruktur von PROST erweitert werden, um den Anwendungsbereich des Programms auf zylindrische Bereiche von Komponenten wie den Reaktordruckbehälter, den Dampferzeuger und den Druckhalter sowie auf komplexe Randbedingungen bezüglich Geometrie und Belastung auszudehnen. Bei der Vorgehensweise sollten Synergieeffekte berücksichtigt werden, d.h. bestimmte Berechnungsmodule sowohl für die Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit von Rohrleitungen als auch von Behältern genutzt werden. Weiterhin sollten Modellansätze aus bereits existierenden Spezialprogrammen, wie zum Beispiel das im Auftrag der US NRC entwickelte, probabilistische Computerprogramm FAVOR (Fracture Analysis Vessels: Oak Ridge) (/DIC 95/, /WIL 03/) bezüglich Eignung und Verwendbarkeit für die in deutschen Anlagen vorliegenden Werkstoffeigenschaften und geometrischen Gegebenheiten berücksichtigt werden. Die zu entwickelnden Berechnungsmöglichkeiten sollten an Aufgaben aus den im Rahmen der CSNI Arbeitsgruppe IAGE durchgeführten Vergleichsstudien RPV PTS ICAS /SIE 99a/ sowie PROSIR /FAI 03/ im internationalen Vergleich qualifiziert werden.

Bei der Weiterentwicklung des probabilistischen Analysewerkzeuges PROST sollte im Vordergrund stehen, dass die Komponentengeometrie und die Belastung nicht wie etwa bei PRAISE (Piping Reliability Analysis Including Seismic Events /HAR 92/) auf Geradrohre unter Innendruck oder bei FAVOR auf Reaktordruckbehälter unter Innendruck und rotationssymmetrischer thermischer Belastung beschränkt bleiben, sondern dass komplexere Komponentengeometrien und Belastungen durch eine Kopplung an die strukturmechanische Finite-Elemente-Analysemethodik behandelt werden können. Durch diese Vorgehensweise können Abschätzungen zur Strukturzuverlässigkeit passiver Komponenten unter realitätsnahen Randbedingungen erfolgen, da z. B. hohe Ermüdungsausnutzung bzw. Schäden häufig an geometrisch komplexeren Strukturteilen wie Stutzen oder Wanddickenübergängen auftreten. Für die dazu notwendigen Spannungs- und Bruchmechanikanalysen sollte die erprobte deterministische strukturme-

chanische Finite-Elemente-Analysemethodik basierend auf dem Programmsystem ADINA /ADI 09/ eingesetzt werden. Diese ermöglicht die Simulation des Strukturverhaltens sowohl von einzelnen Komponenten als auch einer gesamten Kühlkreislaufschleife bei Variation der Belastungsparameter, der Materialkennwerte und der Berechnungsparameter. Die dabei zu verwendenden Rissverteilungen sollten betriebsbedingte sowie herstellungsbedingte Risse berücksichtigen. Dazu sollten verfügbare Ergebnisse von entsprechenden Materialuntersuchungen an in deutschen Kraftwerken verwendeten Reaktorstählen sowie Betriebserfahrung, die das in deutschen Kraftwerken vorhandene Sicherheitsniveau widerspiegelt, herangezogen werden. Bei der Schätzung der Wahrscheinlichkeitsverteilungen bestimmter Eingabeparameter sollten Kenntnisunsicherheiten berücksichtigt werden.

Im 6. Rahmenprogramm der EU wurde 2006 das europäische Netzwerk NULIFE (Nuclear Plant Life Prediction) als Network of Excellence gegründet. Globale Zielsetzung dieses Netzwerkes ist es, eine europäische Kommunikationsplattform in Form eines virtuellen Instituts aufzubauen, das wissenschaftliche und technische Informationen zum Thema „Lebensdauereinschätzung von Komponenten und Strukturen“ bereitstellt. Speziell in den Arbeitsgruppen „Safety, Risk Information and Reliability“ sowie „Integrity Assessment“ werden Arbeiten durchgeführt, die mit den Arbeiten im Vorhaben RS 1163 speziell im Arbeitspaket AP4 „Qualifizierung entwickelter Optionen an Aufgaben aus internationalen Vergleichsstudien“ in Verbindung stehen.

Im Rahmen des Vorhabens RS 1163 sollte die aktive Mitarbeit in dem europäischen Netzwerk NULIFE, speziell in den Arbeitsgruppen „Integrity Assessment“ und „Safety, Risk Information and Reliability“ erfolgen. Dabei sollte der internationale Erfahrungsaustausch zu Unsicherheiten bei der Integritätsbewertung und der Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit von passiven Komponenten sowie zu Anwendungsgrenzen strukturmechanischer Analysemethoden bezüglich Aussagen in probabilistischen Sicherheitsanalysen im Vordergrund stehen. Dadurch sollte die GRS für den BMWi den Zugang zu Arbeitsergebnissen der zahlreichen am Netzwerk beteiligten Partnern im internationalen Vergleich erhalten.

2.3 Arbeitsprogramm

Zur Erreichung der Zielsetzungen wurden folgende Arbeitspakete festgelegt:

AP1: Entwicklung eines Korrosionsmodells

Zur Berechnung der Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten durch Korrosionseinwirkung soll eine Berechnungsoption in PROST unter Berücksichtigung der Mechanismen interkristalline Spannungsrisskorrosion (Standzeitkorrosion) insbesondere bei austenitischen Werkstoffen unter SWR-Bedingungen und dehnungsinduzierte Risskorrosion (zyklische Schädigung in bestimmten Dehnratenbereichen) bei ferritischen Werkstoffen unter Berücksichtigung der Betriebserfahrung deutscher Kernkraftwerke entwickelt werden.

AP2: Leckratenmodelle

Vorhandene vereinfachte Leckratenberechnungsprogramme sollen in PROST zur Abschätzung der möglichen Detektion und Reparatur von Lecks in Form eines probabilistischen Leckratenberechnungsmoduls verfügbar gemacht werden. Hierfür soll auch eine Option zur Berücksichtigung von Modellvorstellungen zum Prozess der Leckbildung infolge eines durch die Wand gewachsenen Risses entwickelt werden.

AP3: Entwicklung von Programmmodulen zur Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit zylindrischer Strukturbereiche von Behältern

Zur Bestimmung der Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten der zylindrischen Strukturbereiche von Behältern wie dem Reaktor Druckbehälter, dem Dampferzeuger oder dem Druckhalter sollen Programmmodule entwickelt werden. Insbesondere soll die Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors erweitert werden, damit zweidimensionale Spannungsfelder berücksichtigt werden können, die nicht nur vom Radius sondern zusätzlich von der Winkellage abhängig sind.

AP4: Qualifizierung entwickelter Optionen an Aufgaben aus internationalen Vergleichsstudien

Die Programmerweiterungen zum Schädigungsmechanismus Spannungsrisskorrosion sowie zur Bestimmung der Leckwahrscheinlichkeit in zylindrischen Strukturbereichen von Behältern sollen durch den Vergleich von Analyseergebnissen, die mit anderen international eingesetzten Analysecodes erzielt wurden, qualifiziert werden.

AP5: Entwicklung einer probabilistischen Analysetechnik zur Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit von Strukturbereichen mit komplexer Geometrie und Belastung

Bei komplexen geometrischen Bedingungen bzw. Belastungen können Ergebnisse vereinfachter Methoden große nicht quantifizierte Unsicherheiten enthalten. Daher soll in diesem Arbeitspunkt eine probabilistische Analysetechnik entwickelt werden, die sich auf die erprobte, für komplexe strukturmechanische Fragestellungen geeignete, deterministische Finite-Elemente-Analysemethodik basierend auf dem Programmsystem ADINA /ADI 09/ abstützt. Insbesondere sollen Spannungsintensitätsfaktoren aus Finite-Elemente-Berechnungen verwendet werden.

AP6: Qualifizierung der probabilistischen Analysetechnik für komplexe Randbedingungen bezüglich Geometrie und Belastung

Anhand einer beispielhaften Anwendung zur Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit eines Speisewasserstutzens am Dampferzeuger soll durch parametrische Untersuchungen die im AP5 entwickelte Methodik qualifiziert werden. Dabei sollen die Spannungsverteilungen im Speisewasserstutzen sowie die Rissbeanspruchungen unterstellter Risse, die den Rissverteilungsbereich abdecken sollen, im Rahmen von Finite Elemente Berechnungen bestimmt werden, wobei die im Rahmen RS 1127 weiterentwickelte Modellierungsmethodik eingesetzt werden soll.

AP7: Erweiterungen der probabilistischen Analysemethodik

Dabei soll ein Schädigungsmodell zur Beschreibung des Rissverhaltens durch Sprödbruch bzw. Zähbruch bereitgestellt werden, das Einfügen einer Option zur Festlegung von Korrelationen zwischen den Verteilungsfunktionen für Risse und für bestimmte Materialeigenschaften, die Berücksichtigung einer Verteilungsfunktion für die Belastung, die Bereitstellung eines Materialdatenspeichers, Schaffung einer Option zur Eingabe von Histogrammen und die Verbesserung der grafischen Auswertung der Ergebnisse.

AP8: Mitarbeit im europäischen Netzwerk NULIFE

Im europäischen Netzwerk NULIFE (Nuclear Plant Life Prediction) soll am Aufbau einer virtuellen Kommunikationsplattform mitgearbeitet werden, speziell in den Arbeitsgruppen "Safety, Risk Information and Reliability" und "Integrity Assessment". In diesen internationalen Expertengruppen werden Erfahrungen bezüglich Unsicherheiten bei der Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit und der Integritätsbewertung von passiven Komponenten ausgetauscht, zusammengestellt und diskutiert.

3 Stand von Wissenschaft und Technik

Im Zusammenhang mit probabilistischen Sicherheitsanalysen von Kernkraftwerken sind weitere Aussagen zur Strukturzuverlässigkeit erforderlich. Zum einen ist aufzuzeigen, wie die Integrität von druckführenden Komponenten im Hinblick auf die Vermeidung von Einleitungsereignissen mit sicherheitsrelevanten Auswirkungen einzuschätzen ist. Zum anderen sind die Möglichkeiten des Integritätsverlustes bei extremen Einwirkungen jenseits der Auslegung zu berücksichtigen. Im Rahmen der Risikostudie Phase B /GRS 90/ wurden beide Fragen für die druckführenden Komponenten in zunächst deterministischer Weise behandelt. Wahrscheinlichkeitsbehaftete Aussagen zur Integrität bzw. Bruchsicherheit von Großkomponenten wurden im Sinne von Expertenschätzung vorgenommen.

In der Zwischenzeit hat sich ein erheblicher Erfahrungszuwachs ergeben, der sich sowohl aus der Betriebserfahrung mit druckführenden Komponenten in Kernkraftwerken als auch aus Ergebnissen umfangreicher nationaler und internationaler Forschungsvorhaben zusammensetzt. Als ein wesentlicher Bestandteil zur Kenntnisgewinnung und Bewertung des Strukturverhaltens von Komponenten sind neben durchgeführten Experimenten und Erfahrungen aus dem Betriebsverhalten insbesondere auch die Ergebnisse von Simulationen mit gut validierten Rechenmodellen zu nennen. Deterministische Modelle zur Simulation des Strukturverhaltens und zur Bewertung der Komponentenintegrität wurden im Rahmen verschiedener Vorhaben für unterschiedliche Fragestellungen entwickelt /SIE 99b/, /GRE 99/, /AZO 94/. Dabei wurde die in der GRS erprobte Analysemethodik basierend auf dem Finite-Elemente Programmsystem ADINA (aktuelle Version: /ADI 09/) eingesetzt. In anderen Organisationen werden zur Simulation des Verhaltens von Strukturen auch andere Programme wie z. B. ABAQUS oder ANSYS verwendet.

Analysen zum Verhalten von Rissen unter thermo-mechanischen Belastungen in Versuchsbehältern sowie von postulierten Rissen in Reaktordruckbehältern unter Störfalllasten wurden im internationalen Vergleich im Rahmen der Projekte FALSIRE (/SIE 94/, /SIE 96/), NESC (/BOS 09/) und RPV-PTS-ICAS (/SIE 99a/) durchgeführt. Die Ergebnisse aus der Forschung zeigen insbesondere, dass im Sinne deterministischer Aussagen auf der Basis von „best estimate“ Analysen für Komponenten in deutschen Kernkraftwerken in der Regel hohe Sicherheitsreserven quantifiziert werden können. Auch die Auswertungen von Betriebserfahrungen in Kernkraftwerken geben keine Hinweise auf große Schäden, jedoch kommt es trotz sorgfältiger Prüfung der Auslegungs-

berechnungen vereinzelt zu begrenzten Schäden. Aufgrund des dichten Überwachungsnetzes bei druckführenden Komponenten in deutschen Kernkraftwerken wurden diese Schäden überwiegend im Anfangsstadium erkannt. In der Diskussion zur Sicherheit druckführender Komponenten werden diese Schäden von verschiedenen Seiten aber als Beleg angeführt, dass die Zuverlässigkeit der Strukturen nicht ausreichend ist und große Schäden nicht ausgeschlossen werden können. Die Datenbasis der weltweiten Betriebserfahrung ermöglicht jedoch wegen der geringen Population vergleichbarer Komponenten eine direkte Quantifizierung der Strukturzuverlässigkeit nur bis zum Bereich ca. 10^{-4} pro Reaktorjahr. Zur Einschätzung der Strukturzuverlässigkeit passiver Komponenten im Bereich kleinerer Werte ist der Einsatz probabilistischer Modelle erforderlich. Für die in deutschen Kernkraftwerken aufgetretenen Schadensereignisse ist eine aufbereitete Datenbasis verfügbar /MIC 05/. Dabei liegen die Eintrittshäufigkeiten der dokumentierten Ereignisse im Bereich von 10^{-1} bis 10^{-2} pro Jahr.

Der Sicherheitsnachweis von Strukturen erfolgt üblicherweise nach deterministischen Methoden. Den für den Einsatzzweck bzw. die Aufgabe der Struktur spezifizierten Belastungen und daraus resultierenden Beanspruchungen werden maximal zulässige Werte gemäß Spannungs- bzw. Dehnkriterien sowie bruchmechanischen Kriterien gegenübergestellt. Art und Weise des Nachweisverfahrens sowie Sicherheitsbeiwerte sind für verschiedene technische Bereiche in Regeln festgelegt. Für druckführende Komponenten in deutschen Kernkraftwerken sind dies die KTA-Regeln. In Ergänzung zu den in allen technischen Bereichen üblichen Festigkeitsnachweisen geben die KTA-Regeln auch im Einzelnen Vorgaben für eine Ermüdungsbetrachtung und in speziellen Fällen auch für einen Bruchsicherheitsnachweis.

Zur Quantifizierung der Auswirkungen von Rissbildungen auf die Strukturzuverlässigkeit von Komponenten wurden in der Vergangenheit von anderen Organisationen eine Vielzahl von Arbeiten durchgeführt, die überwiegend auf dem methodischen Ansatz der probabilistischen Bruchmechanik beruhen (z. B. PRAISE /HAR 92/, FAVOR /DIC 95/, ZERBERUS /CIZ 92/). Dabei kann der Einfluss der Nachweisgrenzen zerstörungsfreier Prüfmethode in Form von Verteilungen für die Auffindwahrscheinlichkeit von Rissen berücksichtigt werden /CIO 99/. Die dabei angesetzten Anfangsfehlerverteilungen wurden häufig aus Betrachtungen zu Fehlerbildungen in Schweißnähten bei der Fertigung abgeleitet. Die für Berechnungen herangezogenen Verteilungsfunktionen lassen sich in der Regel mit den Erfahrungen der Fertigung nur in Bereichen relativ kleiner Fehler verifizieren. Eine weitere methodische Unzulänglichkeit ergibt sich, wenn - wie oft üblich -

die Werkstoffkennwert- und Fehlerverteilungen als unabhängige Größen betrachtet werden. Die allgemeine technische Erfahrung gibt vielfach Hinweise, dass gravierende Rissbildungen häufig mit ungünstigen Werkstoffzuständen zusammenhängen. Für eine Verbesserung der Aussagen zur Strukturzuverlässigkeit sind daher erweiterte methodische Ansätze erforderlich, die mit den beobachteten Erfahrungen im Einklang stehen.

Für druckführende Komponenten in Kernkraftwerken zeigt die Erfahrung, dass Rissbildungen, die den Weiterbetrieb der Komponenten beeinträchtigen können, überwiegend von der Oberfläche ausgehen. Maßgeblich hierbei sind häufig lokal ungünstige Belastungs- und Medienbedingungen. Im Volumen des Werkstoffs verbliebene Fehler aus der Herstellung haben in der Regel untergeordnete Bedeutung. Zur Verbesserung des Kenntnisstandes über die Auswirkungen von anomalen Belastungs- und Medienbedingungen wurde die Instrumentierung in den Kernkraftwerken wesentlich erweitert. Weiterhin wurden im Rahmen der Reaktorsicherheitsforschung eine Vielzahl von Vorhaben zur Bestimmung der Bedingungen für korrosiv gestützte oder bestimmte Rissbildung und Risswachstum durchgeführt /LÄP 96/, /KAE 08/.

Im Rahmen der probabilistischen Bruchmechanik wird die Strukturzuverlässigkeit durch die Wahrscheinlichkeit beschrieben, dass die Größe eines Risses einen bestimmten kritischen Wert übersteigt, wobei die zu Beginn vorliegende Rissgröße sich im Laufe der Betriebsdauer durch geplante bzw. ungeplante, sich zufällig ergebende, Belastungsbedingungen infolge verschiedener Schädigungsmechanismen ändern kann.

Im Rahmen des Vorhabens RS 1127 /GRE 04/ wurde mit der Entwicklung des probabilistischen Analysewerkzeuges PROST (Probabilistische Strukturberechnung) begonnen. Diese zunächst auf Rohrleitungsstücke und einen wesentlichen Schadensmechanismus Ermüdung begrenzte Programmentwicklung ermöglicht die Berechnung von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten für verschiedene Rohrleitungsgeometrien, Belastungsannahmen und Rissverteilungen. Erste Qualifizierungsschritte für die entwickelten Programmleistungen wurden an einem Anwendungsbeispiel zum Schadensmechanismus „thermische Ermüdung“ durchgeführt. Dabei wurden auch Vergleichsanalysen mit einer im Rahmen des Vorhabens um bestimmte Leistungen erweiterten Version des von der US NRC bereitgestellten Programms PRAISE (Piping Reliability Analysis Including Seismic Events) durchgeführt. Zum Schadensmechanismus thermische Ermüdung wurden zu einem Rohrstrang im Volumenregelsystem eines Druckwasserreaktors, der neben An- und Abfahrbelastungen zusätzlich thermische Schichtungsbelastungen erfährt, beispielhafte probabilistische Analysen und Parameterstudi-

en durchgeführt. Für die unsicheren Riss-, Material- und Geometriedaten sowie Belastungsparameter wurden entsprechende Verteilungsfunktionen verwendet. Die Ergebnisse für die berechneten Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten infolge Ermüdungsbelastung der unterstellten Risse zeigen in Übereinstimmung mit der qualitativen Einschätzung eine starke Abhängigkeit von Veränderungen in den Annahmen zur Risstiefenverteilung, insbesondere der Verteilung im Bereich tiefer Risse. Im Rahmen einer Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse ergab sich, dass die Temperaturdifferenz zur Charakterisierung der Belastung aus thermischer Schichtung, die Risswachstumskonstante und die Wanddicke die wesentlichen Einflussgrößen auf die Leckwahrscheinlichkeit sind. Erste Vergleiche zwischen den mit PROST und dem erweiterten PRAISE erzielten Ergebnissen zu einem Lastfall aus dem, im Rahmen des EU-Projektes NURBIM, durchgeführten Benchmark zeigen, dass der zeitliche Verlauf der Leckwahrscheinlichkeiten gut übereinstimmt (Unterschied etwa eine halbe Zehnerpotenz).

Zum weiteren wesentlichen Schadensmechanismus Spannungsrisskorrosion wurde das in PRAISE enthaltene für amerikanische Stähle abgeleitete Korrosionsmodell auf deutsche austenitische Stähle übertragen. Neben der Möglichkeit, den Sensibilisierungsgrad zu verändern wurde eine Option zur Veränderung der Risswachstumsgeschwindigkeit eingefügt. Als Anwendungsbeispiel wurde eine Schweißnaht in einem austenitischen Rohrleitungsbereich im Reaktorwasserreinigungssystem unter Siedewasserreaktor-typischen Randbedingungen untersucht. Die Ergebnisse zeigen, dass Unsicherheiten bei der Festlegung der materialcharakterisierenden Risswachstumsgeschwindigkeit einen großen Einfluss auf die berechnete Leckwahrscheinlichkeit haben. Demgegenüber haben Änderungen im Sensibilisierungsparameter vernachlässigbaren Einfluss.

Schließlich wurde eine Methode entwickelt, die Betriebserfahrung deutscher Anlagen zu verwenden, um hieraus Verteilungen für Initiierungszeiten und Anfangsrisslängen für den Schädigungsmechanismus Spannungsrisskorrosion abzuleiten. Hierzu wurde auf die Dokumentation der im Rahmen von Schweißnahtprüfungen in deutschen SWR-Anlagen aufgefundenen Risse in Rohrleitungen aus dem titanstabilisierten austenitischen Stahl 1.4541 zurückgegriffen. Aus den zu einer bestimmten Betriebszeit gefundenen Rissen wurden durch Rückrechnung mit einer mittleren Risswachstumsgeschwindigkeit Verteilungen für Anfangsrisslängen und Rissinitiierungszeiten ermittelt.

Im Rahmen des Vorhabens RS 1136 /SCH 04/ wurde die Aussagegenauigkeit von Analysemethoden zur Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit passiver Komponenten untersucht. Die Arbeiten wurden im Rahmen der Beteiligung an dem EU-Vorhaben NURBIM (Nuclear Risk Based Inspection Methodology for Passive Components) durchgeführt. Im Vordergrund stand dabei, die von der GRS im Vorhaben RS 1127 entwickelte Analysemethodik PROST (Probabilistische Strukturberechnung) zur quantitativen Ermittlung der Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten von Rohrleitungen mit dem Leistungsumfang und den Resultaten anderer gängiger Analysemethoden zu vergleichen, um die sich daraus ergebenden Erkenntnisse für die Weiterentwicklung zu nutzen.

Hierzu wurde ein Benchmark zum Schädigungsmechanismus Ermüdung durchgeführt. Betrachtet wurden Verteilungen von Umfangsinnenoberflächenrissen im Sinne von Fertigungsfehlern in Schweißnähten austenitischer Geradrohre mit drei verschiedenen Durchmessern, die im Verlauf der weiteren Betriebszeit zyklischen Lasten ausgesetzt sind. Durch Variation der als verteilt oder fest angenommenen Eingabeparameter wurde der Einfluss der einzelnen Parameter auf die Leckwahrscheinlichkeit nach 40 Betriebsjahren und zu Beginn der Betriebszeit mit insgesamt 84 Analysen untersucht. Den quantitativ stärksten Einfluss auf die Leckwahrscheinlichkeit nach 40 Jahren haben Variationen der anfänglichen Risstiefenverteilung, insbesondere die der tiefen Rissee, der Risswachstumskonstanten und der maximalen Last.

Die mit PROST berechneten Ergebnisse stimmen gut mit den Resultaten anderer gängiger Berechnungsprogramme zur Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit von Rohrleitungen überein. Mit alternativen Berechnungsoptionen, hoher Flexibilität bei der Eingabe von Belastungen oder verteilten Parametern und der Möglichkeit einer Unsicherheitsanalyse bietet PROST gegenüber anderen Programmen zusätzliche Leistungen.

Mit den heutigen zur Verfügung stehenden Strukturzuverlässigkeitsprogrammen können prinzipiell für bestimmte Schädigungsmechanismen quantitative Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten berechnet werden. Durch ihren Einsatz zur Bestimmung der ortsabhängigen Leckwahrscheinlichkeit können Teilbereiche im Hinblick auf ihre Versagensrelevanz unterschieden werden. Es können Trends bezüglich der Veränderung von Einflussparametern quantitativ bestimmt werden. Einschränkungen bezüglich der Einsatzfähigkeit im Rahmen von probabilistischen Sicherheitsanalysen (PSA's) werden insbesondere bezüglich der Aussagegenauigkeit absoluter Leck- bzw. Bruchwahrscheinlichkeiten gesehen, da die Ergebnisse teilweise stark von den Unsicherhei-

ten für relevante Eingabeparameter wie Rissgeometrie, erwartete Belastungen sowie bestimmter Parameter zur Charakterisierung der Schadensmechanismen abhängen. Insgesamt sind Strukturzuverlässigkeitsprogramme ein wertvolles Instrument zur Ergänzung der bisher im Rahmen von PSA's eingesetzten Methodik zur Abschätzung von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten.

Weiterhin hat die GRS, insbesondere für probabilistische Sicherheitsanalysen (PSA), eine Vorgehensweise zur Abschätzung von Leck- und Bruchhäufigkeiten in Rohrleitungen entwickelt und erprobt, die auf der Auswertung deutscher Betriebserfahrung und statistischer Verfahren zur Berücksichtigung von Unsicherheiten in relevanten Berechnungsparametern in Form von Verteilungsfunktionen basiert. Aktualisierte Versionen der Methodik sowie eines Anwendungsbeispiels wurden als Beiträge für den Methoden- und Datenband PSA /BFS 05/ im Rahmen des Vorhabens SR 2608 /GRE 08/ erstellt.

4 Weiterentwicklung von PROST

4.1 Schädigungsmechanismus Spannungsrisskorrosion

Die bisherige Entwicklung von PROST /GRE 04/, /SIE 08/ konzentrierte sich auf die Entwicklung von Berechnungsmöglichkeiten für Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten bei Vorliegen des Schädigungsmechanismus Ermüdungsrisswachstum. Im Vorhaben RS 1163 wurden Weiterentwicklungen von PROST zur Einbeziehung von Spannungsrisskorrosion durchgeführt. Im Folgenden werden die verwendeten Unterlagen, die durchgeführten Arbeiten und die erzielten Ergebnisse beschrieben.

4.1.1 Modellansätze

Auf eine Beschreibung der grundlegenden physikalischen Phänomene wird hier verzichtet. Eine aktuelle Zusammenstellung von Modellen ist z. B. in /KAE 08/ zu finden.

Die Entwicklung eines Lecks in einer Rohrleitungskomponente aufgrund des Schädigungsmechanismus Spannungsrisskorrosion lässt sich in zwei Phasen unterteilen. In die erste Phase gehören die Rissbildung (falls nicht von Anfangsrissen ausgegangen wird) und die Initiierung des Wachstums, die zweite Phase beschreibt das Risswachstum. Basierend auf aktueller Expertenmeinung /ROT 08/, /KIL 05/ wird für die erste Phase unterstellt, dass Anfangsrisse vorhanden sind, die mittels Verteilungen für Risstiefe und Risslänge beschrieben werden können.

Wachstumsinitiierung

Wurde innerhalb der probabilistischen Berechnung ein bestimmter Anfangsritt ausgewählt, so wird zunächst überprüft, ob dieser Riss unter den gegebenen Belastungs- und Umgebungsbedingungen sowie den zutreffenden Materialeigenschaften initiiert, d.h. zu wachsen beginnt, oder nicht. Bei der derzeitigen PROST-Erweiterung gibt es hierfür zwei Vorgehensweisen. Zum einen lässt sich abfragen, ob die Risstiefe des Anfangsrisses eine sog. Initiierungsrisstiefe unterschreitet. In diesem Fall findet kein Wachstum statt, es sei denn im Laufe der betrachteten Betriebsdauer ergäbe sich z. B. eine Erhöhung der Belastung.

Die zweite Möglichkeit besteht darin, den aktuellen Spannungsintensitätsfaktor für den Anfangsriss zu berechnen und diesen mit einem Initiierungswert für K_I ($K_{I_{SCC}}$) zu vergleichen. Ist der K_I -Wert des Anfangsrisses kleiner als $K_{I_{SCC}}$ findet kein Risswachstum statt. Um Unsicherheiten bei der Festlegung der Initiierungswerte zu berücksichtigen, können diese als Verteilungen vorgegeben werden.

Wachstumsgeschwindigkeit

Für die Festlegung der Vergrößerung des jeweiligen Anfangsrisses mit der Zeit sind verschiedene Modelle (derzeit insgesamt vier) zur Ermittlung der Wachstumsgeschwindigkeit wählbar. Die Auswahl der Modelle und der dabei üblicherweise verwendeten Daten stützt sich auf theoretische und experimentelle Arbeiten in Deutschland (speziell von AREVA und MPA Stuttgart: /KIL 05/, /ROT 08/, /DEI 91/, /LÄP 97/, /ROO 00/, /BRÜ 02/, /HÜT 03/, /FÖH 04/, /FÖH 04a/, /FÖH 05/) und in Schweden (/BRI 04/, /BRI 05/).

Zwei der Modelle sind vom Ansatz her für austenitische und zwei der Modelle für ferritische Stähle anwendbar. Die Modelle werden im Folgenden detailliert beschrieben.

Konstante Geschwindigkeit (Modell 1)

Im Auftrag der GRS wurde in /HÜT 03/ eine Zusammenstellung experimenteller Daten zur Spannungsrisskorrosion erarbeitet. Neben ferritischen Stählen wurden hier Untersuchungen an überwiegend stabilisierten austenitischen Stählen betrachtet, die in Deutschland von MPA Stuttgart /KLE 00/, /WAC 02/ und AREVA /KIL 99/, in der Schweiz /SPE 95/ sowie in Schweden /GOT 95/ durchgeführt wurden. Außerdem sind Ergebnisse von /HIC 99/ aufgenommen. Abb. 4-1 zeigt eine Auftragung der Risswachstumsgeschwindigkeiten in Abhängigkeit vom Spannungsintensitätsfaktor.

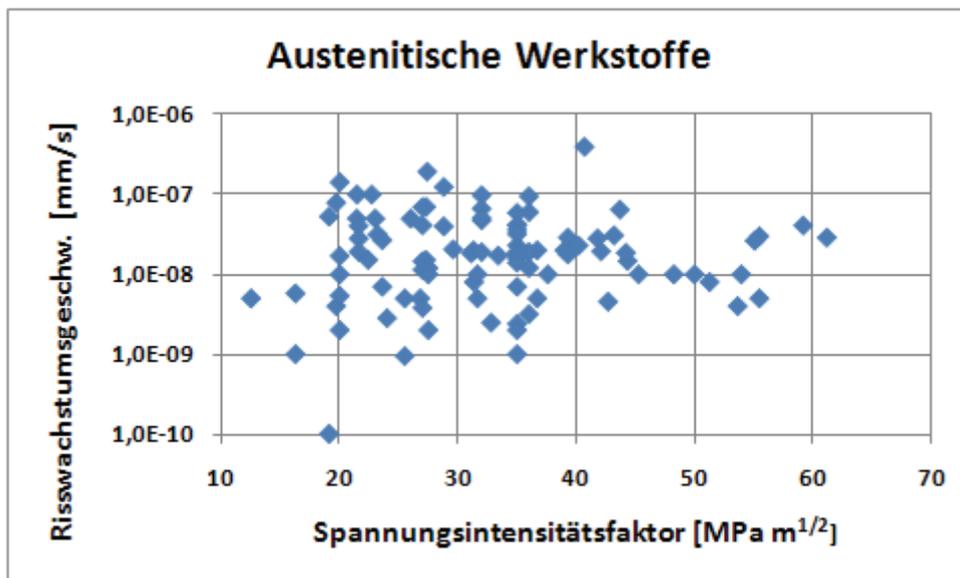


Abb. 4-1 Risswachstumsgeschwindigkeiten für Austenite nach /HÜT 03/

Aus den Daten ist keine Abhängigkeit von K erkennbar. In /HÜT 03/ wird empfohlen den Mittelwert der Daten zu verwenden. Dieser ergibt sich zu $2.4 \cdot 10^{-8}$ mm/s bzw. 0.74 mm/a. In Anbetracht der Streuung der Daten wird eine Normalverteilung mit einer Standardabweichung von $4.9 \cdot 10^{-8}$ mm/s angepasst.

Im Modell in PROST kann die Geschwindigkeit als fester Wert oder als Normalverteilung eingegeben werden. Im Falle der Verteilung wird bei jedem Würfeln neben den anderen verteilten Größen ein Wert für die Risswachstumsgeschwindigkeit ermittelt, der für die folgende Wachstumsberechnung konstant bleibt. Das Modell ist gekoppelt mit einer Abfrage bezüglich der Initiierungsrisstiefe.

K-abhängiges Wachstum für Austenit (Modell 2)

Im Rahmen des NURBIM-Projektes /BRI 04/ wurden Benchmarks zum Vergleich unterschiedlicher Strukturzuverlässigkeitsmodelle durchgeführt, auch für den Schädigungsmechanismus Spannungsrisskorrosion. Hierfür wurde eine K-abhängige Wachstumsgeschwindigkeit vorgeschlagen gemäß der Beziehung:

$$\frac{da}{dt} = 4.5 \cdot 10^{-12} K_I^{3.0} \quad (4.1-1)$$

Dabei ist K_I in $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ einzusetzen und da/dt ergibt sich in mm/s . Die Beziehung ist für normale Wasserchemiebedingungen bei SWR und übliche schwedische Austenite gültig. Abb. 4-2 zeigt die NURBIM-Formel im Vergleich mit den experimentellen Werten aus Abb. 4-1 und deren Mittelwert.

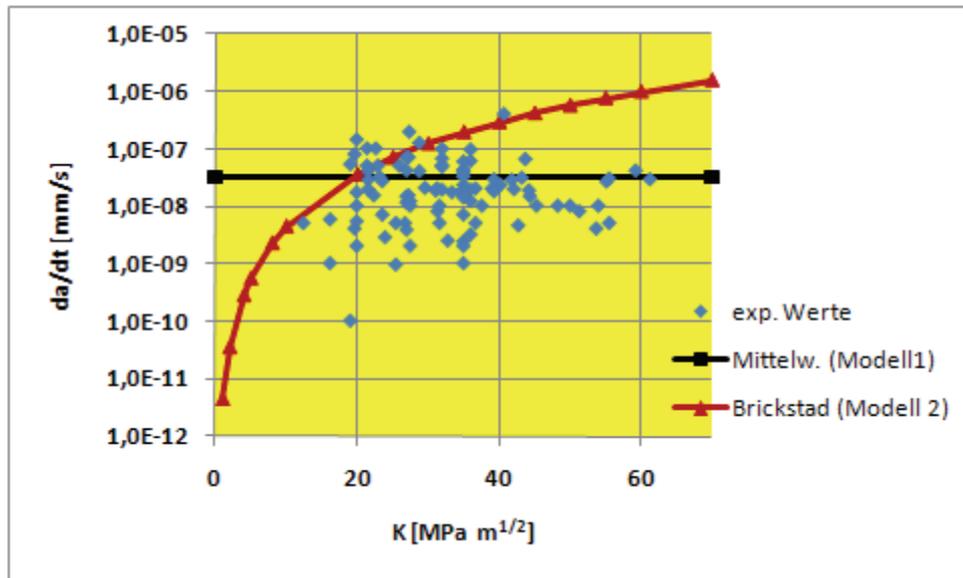


Abb. 4-2 Rissgeschwindigkeit nach der Formel aus dem NURBIM-Benchmark /BRI 04/ im Vergleich mit experimentellen Werten aus /HÜT 03/

Bei dem in PROST verwendbaren Modell kann die Konstante in obiger Gleichung als Normalverteilung eingegeben werden. Das Modell ist ebenfalls mit einer Abfrage bezüglich der Initiierungsrisstiefe gekoppelt.

Ford-Modell für Ferrite (Modell 3)

Vor einigen Jahren wurden in einem GRS-Vorhaben /AZO 92/ Untersuchungen zur Ermittlung von Risswachstum aufgrund von Spannungsrissskorrosion angestellt. Dabei entstand unter anderem ein Computerprogramm zur Ermittlung von Risswachstumsgeschwindigkeiten für ferritische Stähle nach dem Ford-Modell /FOR 90/, /FOR 91/. Die damaligen Arbeiten wurden für die Erstellung eines Risswachstumsmodells in PROST überwiegend für die Anwendung bei ferritischen Stählen verwendet. Dabei wird der grundlegende Zusammenhang zwischen Rissgeschwindigkeit und Dehnrage in der Nähe der Rissspitze verwendet gemäß:

$$\frac{da}{dt} = A \cdot \left(\frac{d\varepsilon_t}{dt} \right)^m \quad (4.1-2)$$

A und m sind dabei materialabhängige Konstanten und ε_t ist die Dehnung an der Risspitze. A hängt von verschiedenen elektrochemischen Größen ab und wird hier in Anlehnung an /AZO 92/ und /DEI 91/ zu $4.835 \cdot 10^{-4}$ festgelegt, wodurch da/dt sich in mm/s ergibt. Der Exponent m wird zu 0.35 gewählt.

Weiterhin wird der folgende Zusammenhang zwischen $d\varepsilon_t/dt$ und dem Spannungsintensitätsfaktor K (nach /EAS 05/) verwendet:

$$\frac{d\varepsilon_t}{dt} = 4.1 \cdot 10^{-14} \cdot K^4 \quad (4.1-3)$$

Dabei ist K in der Einheit MPa $m^{1/2}$ einzugeben.

In Abb. 4-3 ist neben anderen Kurven auch der Verlauf von da/dt in Abhängigkeit von K gemäß obiger Formeln als Modell 3 dargestellt.

In der in PROST zur Verfügung stehenden Version des Modells kann die Konstante A als verteilte Größe (Normalverteilung) eingegeben werden. Außerdem wird in diesem Modell eine Abfrage bezüglich der Überschreitung eines Initiierungswertes des Spannungsintensitätsfaktors verwendet. Dieser kann als Verteilungsfunktion mit einem in Anlehnung an die Literatur zu 20 MPa $m^{1/2}$ festgelegten Mittelwert eingegeben werden.

Disposition-Lines (Modell 4)

Insbesondere basierend auf den Arbeiten im CASTOC-Projekt (vergl. /FÖH 04/) ist der Ansatz entstanden, die experimentellen Risswachstumsgeschwindigkeiten ferritischer Stähle abdeckend durch sog. Disposition-Lines zu beschreiben. Diese sind in Abhängigkeit von K so festgelegt, dass alle experimentell ermittelten Geschwindigkeiten unterhalb der Disposition-Line liegen.

Bei dem in PROST implementierten Modell wird nach einem Vorschlag von AREVA /ROT 08/ vorgegangen. Dabei wird zwischen dem Wachstum bei sich verändernder Belastung und demjenigen bei konstanter Last unterschieden. Die Disposition-Lines

folgen teilweise den im amerikanischen Regelwerk üblichen high und low sulphur lines /FOR 91/.

Abb. 4-3 zeigt die verwendeten Disposition-Lines sowie weitere in diesem Zusammenhang wesentliche Kurven. Für Berechnungszwecke wird die high sulphur line durch eine Kurve zweiter Ordnung angenähert.

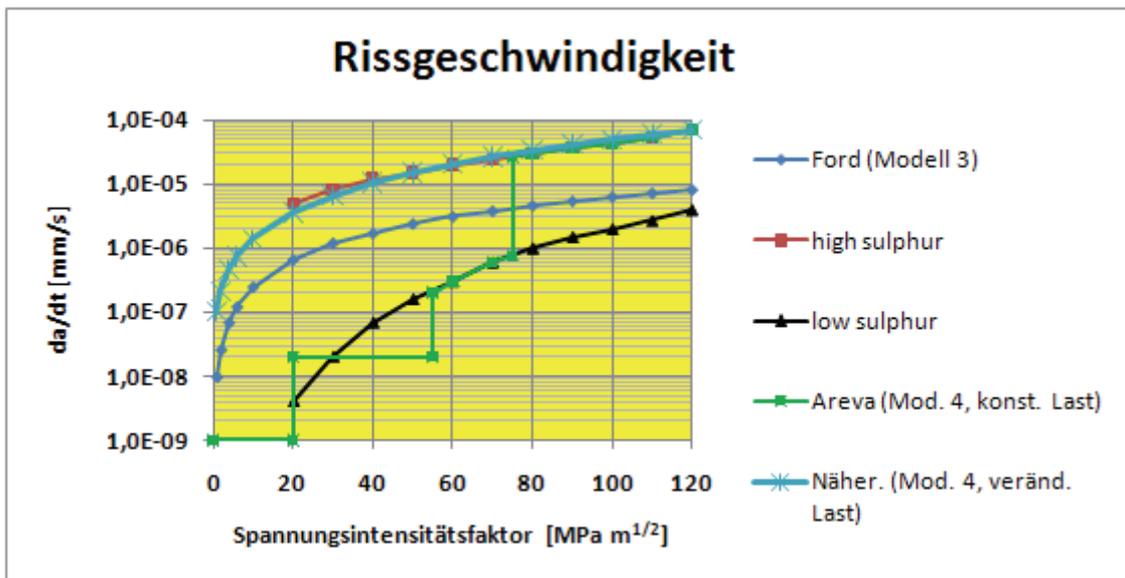


Abb. 4-3 Abhängigkeiten der Wachstumsgeschwindigkeit von K für ferritische Stähle (Modelle 3 und 4)

In der derzeitigen Programmierung des Modells in PROST wird davon ausgegangen, dass Abschnitte mit veränderlicher Belastung nur während des Anfahrens einmal jährlich auftreten (für eine Dauer von 20 Stunden), der Rest des Jahres wird mit konstanter Last absolviert. Änderungen in der Lastannahme sind ohne großen Aufwand möglich. Die Risswachstumsgeschwindigkeit wird K-abhängig bestimmt, für den Anfahrabschnitt gemäß der high sulphur line (obere Disposition-Line, genähert durch die hellblaue Kurve in Abb. 4-3), für den Konstantlastbereich gemäß der unteren Disposition-Line (grüne Kurve in Abb. 4-3).

Da die Disposition-Lines obere Abschätzungen für die Rissgeschwindigkeit darstellen, ist im PROST-Modell vorgesehen, einen Abminderungsfaktor für die Geschwindigkeit einzugeben. Dieser kann wiederum als Normalverteilung vorgegeben werden.

Außerdem wird auch in diesem Modell eine Abfrage bezüglich der Überschreitung eines Initiierungswertes des Spannungsintensitätsfaktors verwendet. Dieser kann wie

bereits erwähnt als Verteilungsfunktion mit einem in Anlehnung an die Literatur zu 20 MPa m^{1/2} festgelegten Mittelwert eingegeben werden.

4.1.2 Programmtechnische Einzelheiten

Eingabebeschreibung

Die Eingabe für das Korrosionsmodul in PROST besteht aus einem allgemeinen Teil sowie modellspezifischen Angaben. Zu den allgemeinen für alle Modelle gleichen Eingaben gehören:

- Problemname
- Angaben zu den Normalverteilungen von Risstiefe und Risslänge (jeweils Medianwert und Standardabweichung)
- Geometriedaten (Wanddicke und mittlerer Rohrradius)
- Innendruck
- Fließspannung
- Berechnungszeitraum (in Jahren)
- Parameter für Werkstoff (0: Austenit, 1: Ferrit)
- Parameter für Modell
- Anzahl der Würfe

Für die Anzahl der Würfe ist im Programm derzeit maximal eine Million vorgesehen.

Die modellabhängigen Eingabedaten sind:

Modell 1:

- Verteilung der Initiierungsrisstiefe (Medianwert und Standardabweichung)
- Verteilung der Rissgeschwindigkeit (Medianwert und Standardabweichung)
- Intervall bei der Berechnung (z. B. 10000 s)

Modell 2:

- Verteilung der Initiierungsrisstiefe (Medianwert und Standardabweichung)
- Verteilung der Konstanten in der Formel für die Rissgeschwindigkeit (Medianwert und Standardabweichung)

- Intervall bei der Berechnung (z. B. 10000 s)

Modell 3:

- Verteilung des Initiierungsspannungsintensitätsfaktors (Medianwert und Standardabweichung)
- Verteilung der Konstanten A in der Ford-Formel für die Rissgeschwindigkeit (Medianwert und Standardabweichung)
- Intervall bei der Berechnung (z. B. 10000 s)

Modell 4:

- Verteilung des Initiierungsspannungsintensitätsfaktors (Medianwert und Standardabweichung)
- Verteilung des Abminderungsfaktors für die Rissgeschwindigkeit (Medianwert und Standardabweichung)
- Intervall bei der Berechnung (Vielfaches von 3600, z. B. 36000 s)

Ausgabe

Die Ausgabegrößen werden derzeit in mehrere Files geschrieben und umfassen ein Listing der Eingabegrößen und eine Tabelle der berechneten Leckwahrscheinlichkeit für die Betriebszeit sowie verschiedene Kontrollausdrucke.

Anwendungsgrenzen

Mit dem Korrosionsmodul von PROST bestehen derzeit Berechnungsmöglichkeiten nur für Umfangsrisse und lediglich für Innendruckbelastung. Erweiterungen für Axialrisse und andere Belastungsarten sind geplant.

Für die Berechnung der K-Faktoren und der plastischen Grenzlast ist jeweils ein Verfahren vorgesehen (/RAJ 81/ bzw. /ZAH 89/). Weiterhin ist die Auswahl der Eingabe verteilter Größen bisher auf Normalverteilungen beschränkt.

Bisher wird nur bis zum Auftreten eines Lecks gerechnet, d.h. als Ergebnis kann nur die Leckwahrscheinlichkeit ausgewiesen werden. Weitere Schritte wie Verhalten des Risses nach Wanddurchtritt und Kopplung an das Leckratenmodul sind geplant.

Mit der Wahl des Schädigungsmechanismus Spannungsrisskorrosion in PROST wird vorausgesetzt, dass dieser Mechanismus im betrachteten Fall auch auftreten kann. Die Überprüfung dieser Voraussetzung bzw. die Annahme einer Wahrscheinlichkeitsverteilung für das Auftreten dieses Mechanismus ist vom Benutzer vorzunehmen.

4.1.3 Testrechnungen / Anwendungsbeispiele

Zur Erprobung der Programmleistungen zum Schädigungsmechanismus Korrosion wurden Berechnungen mit allen 4 Modellen durchgeführt. Für Rohrleitungen aus austenitischem Werkstoff (Modelle 1 und 2) wurden Analysen zu den beiden NURBIM SCC-Benchmark-Fällen sowie als Beispiel aus der Betriebserfahrung ein Riss in einem Rohrleitungsbereich des SWR-Reaktorreinigungssystems (siehe /GRE 04/) durchgeführt. Für Bereiche aus ferritischem Werkstoff (Modelle 3 und 4) wurden Risse in einem Geradrohrabschnitt DN750 untersucht sowie ebenfalls als Beispiel aus der Betriebserfahrung ein Riss in einem Dampferzeugerstutzen betrachtet.

4.1.3.1 NURBIM SCC-Benchmark

Beschreibung der Problemstellung

Ein Teil des NURBIM-Projekts widmete sich der Aufgabe, durch Benchmark-Rechnungen /BRI 05/ mit verschiedenen Strukturzuverlässigkeitsprogrammen deren Leistungsfähigkeit bezüglich der Schädigungsmechanismen Ermüdung und Spannungsrisskorrosion zu ermitteln. Da PROST seinerzeit nur den Schädigungsmechanismus Ermüdung enthielt, hat die GRS lediglich an diesem Teil der Benchmarks teilgenommen /SCH 04/.

Der SCC-Benchmark lehnt sich stark an schwedische SWR-Gegebenheiten an, insbesondere betreffend Rohrgeometrie, Werkstoff und Belastung. In Tab. 4-1 sind einige der verwendeten Daten zusammengestellt.

Tab. 4-1 Eingabedaten für NURBIM SCC-Benchmark

Außendurchmesser [mm]	Wanddicke [mm]	Werkstoff	Fließspannung [MPa]	Innendruck [MPa]
168.3	12.5	Stainless steel	300	7
680	40	Stainless steel	300	7

PROST-Berechnungen

Mit PROST wurden Berechnungen zu beiden Rohrgeometrien durchgeführt, wobei beide Austenitmodelle eingesetzt wurden (Modell 1 und 2, siehe 4.1.1). In Tab. 4-2 sind wesentliche Eingabegrößen für die PROST-Rechnungen zusammengestellt.

Tab. 4-2 Eingabedaten für die Testrechnungen (Anfangswerte der Rissdaten)

Test-Nr.	Mittelwert der Risstiefe [mm]	Standardabweichung der Risstiefe [mm]	Mittelwert der halben Risslänge [mm]	Standardabweichung der halben Risslänge [mm]	Korrosionsmodell-Nr.	Innendruck [MPa]	K* [MPa · m ^{1/2}]
Small pipe							
Test 1	2.56	1.28	7.68	0.8	1	7	2.0
Test 2	2.56	1.28	7.68	0.8	2	7	2.0
Test 3	5.12	1.28	15.36	1.5	2	7	3.2
Test 4	6.25	1.8	18.75	3.0	2	7	3.7
Test 5	10.0	0.8	30.0	3.0	2	7	5.6
Test 6	10.0	0.8	30.0	3.0	2	18.4	14.8
Test 7	6.25	1.8	18.75	3.0	2	18.4	9.7
Large pipe							
Test 1	2.56	0.8	100.5	10.0	1	7	2.9
Test 2	2.56	0.8	100.5	10.0	2	7	2.9
Test 3	2.56	0.8	100.5	10.0	2	15.5	6.3
Test 4	5.12	1.5	100.5	10.0	2	15.5	9.2

*: Berechnet jeweils für die Mittelwerte von a/t und a/c

Die Testrechnungen wurden überwiegend für den Betriebsdruck (7 MPa) durchgeführt, lediglich bei den Small pipe Tests 6 und 7 und bei den Large pipe Tests 3 und 4 wurde mit erhöhtem Innendruck gerechnet. Für die Verteilung der Initiierungsrisstiefe wurde in allen Testfällen 1 mm als Mittelwert und 0.3 mm als Standardabweichung angenommen. Die Eingabe für die Verteilung der Risswachstumsgeschwindigkeit ist für alle Testfälle mit Modell 1 (jeweils Test 1 bei Small bzw. Large pipe) gleich und betrug $2.4 \cdot 10^{-8}$ mm/s für den Mittelwert und $1.2 \cdot 10^{-8}$ mm/s für die Standardabweichung. Der Mittelwert des Vorfaktors im Wachstumsgesetz für die Fälle mit Modell 2 war $4.5 \cdot 10^{-12}$

und die Standardabweichung $1.2 \cdot 10^{-12}$. Das Zeitintervall bei der Berechnung betrug einheitlich 10000 s (etwa 2.8 h).

Ergebnisse der Small pipe Berechnungen

Die Ergebnisse der Parameterstudie zum Small pipe Fall sind in Abb. 4-4 gezeigt.

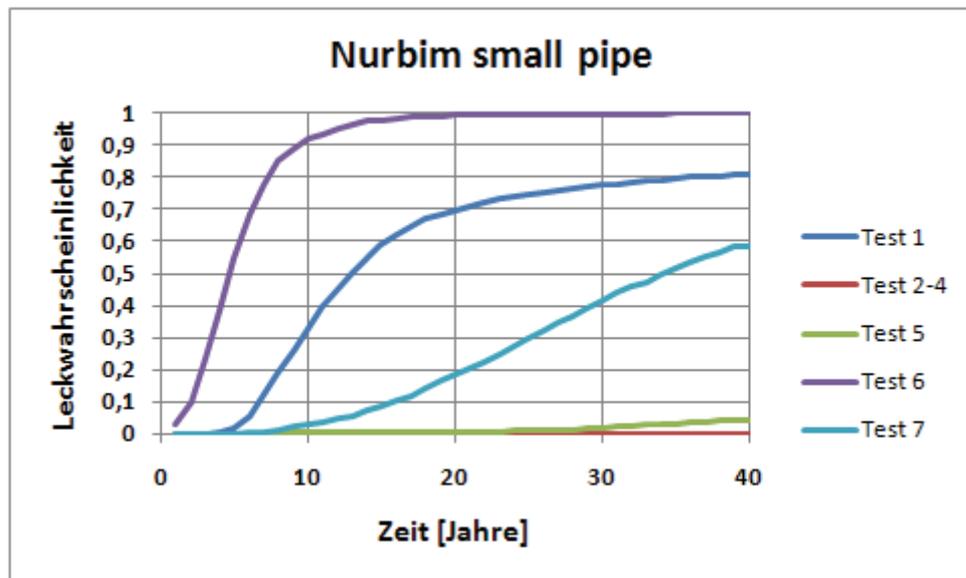


Abb. 4-4 Berechnete Leckwahrscheinlichkeiten für das Beispiel NURBIM SCC-Benchmark small pipe

Es zeigen sich starke Unterschiede zwischen den Ergebnissen der Rechnungen mit den Modellen 1 und 2. Bei den Ergebnissen mit Modell 2 (Test 2-7) zeigt sich der starke Einfluss der Abhängigkeit von K bzw. der Anfangsrisstiefe. Beim Betriebsdruck ergeben sich für Risstiefen im Bereich 2-6 mm kleine K -Werte ($K \leq 4 \text{ MPa m}^{1/2}$) und damit sehr kleine Risswachstumsgeschwindigkeiten, so dass in diesem Fall nur bei sehr großen Anfangsrisstiefen ($\approx 10 \text{ mm}$) einige der Risse in 40 Jahren durch die Wand wachsen können.

Ergebnisse der Large pipe Berechnungen

Die Ergebnisse der Parameterstudie zum Large pipe Fall sind in Abb. 4-5 gezeigt.

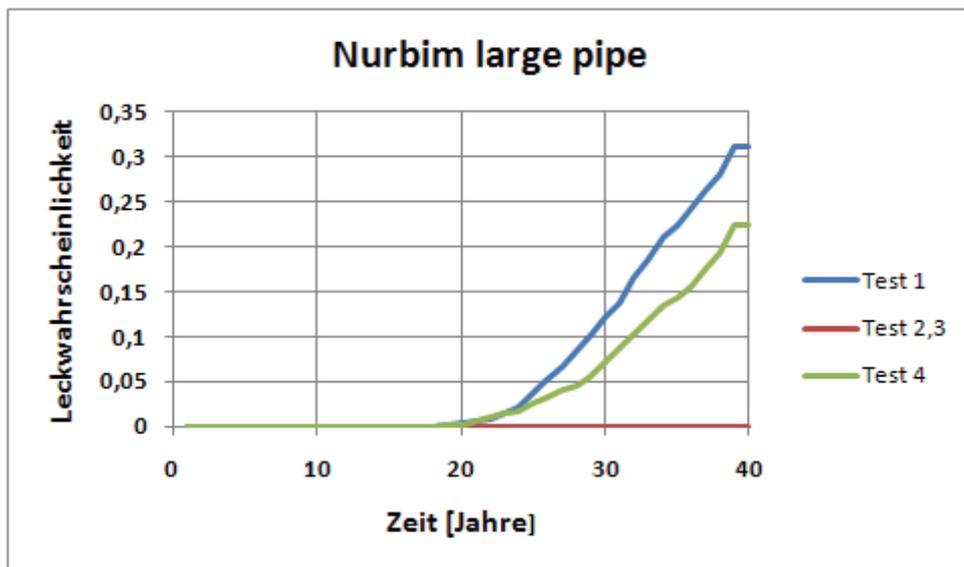


Abb. 4-5 Berechnete Leckwahrscheinlichkeiten für das Beispiel NURBIM SCC-Benchmark large pipe

Hier macht sich vor allem die große Wanddicke von 40 mm bemerkbar. Beim Modell 1 (Test 1) ergibt sich, dass im Zeitraum von 40 Jahren etwa 30% der Anfangsrisse durch die Wand wachsen. Beim Einsatz von Modell 2 (Test 2-4) treten erst bei Verdoppelung der Anfangsrisstiefe und Vergrößerung der Belastung Lecks auf. Insgesamt ergibt sich, dass bei kleinen Anfangsrisstiefen die Unterschiede zwischen Modell 1 und Modell 2 im Bereich kleiner K-Werte (siehe Abb. 4-2) zu großen Unterschieden in der Leckwahrscheinlichkeit führen.

Ein direkter Vergleich der seinerzeit im Benchmark insbesondere mit dem Programm NURBIT /BRI 03/ erzielten Ergebnisse mit den mit PROST durchgeführten Untersuchungen ist nicht sinnvoll. Bei NURBIT wird nicht von Anfangsrissen ausgegangen, sondern es wird eine Entstehung während des Betriebs (mit einer aus der Betriebserfahrung abgeleiteten Rate) unterstellt. Bei der Initiierung haben dann alle Risse eine Anfangstiefe von 2.56 mm. Für die Anfangsrisslänge wird in NURBIT eine Verteilung verwendet, die ebenfalls aus der Betriebserfahrung abgeleitet wurde und die für die beiden betrachteten Rohrgeometrien zu mittleren Risslängen von 48 bzw. 201 mm (Gesamtlänge) führt. Eine entsprechende Erweiterung des Korrosionsmoduls in PROST ist geplant. Verfügbare Informationen und eigene Untersuchungen zur Thematik Anfangsrissverteilungen sind in Kapitel 6 zusammengefasst.

4.1.3.2 TC-System eines deutschen SWR

Problembeschreibung

Im Laufe von wiederkehrenden Prüfungen wurden in den Jahren 1991 bis 1994 in den deutschen SWR-Anlagen verstärkt Rissbildungen an den Rohrleitungen aus dem titanstabilisierten austenitischen Stahl 1.4541 festgestellt. Eine der zerstörend geprüften Schweißnähte betreffend das Reaktorwasserreinigungssystem (TC) wurde in /GRE 04/ als Anwendungsbeispiel ausgewählt. In diesem Fall wurde ein etwa 30 mm langer Riss mit einer maximalen Tiefe von 3.5 mm (bei 9 mm Wanddicke) gefunden. Abb. 4-6 zeigt schematisch die Lage der ausgewählten Schweißnaht (B4/3 in TC01 Z101). Abb. 4-7 stellt das Ergebnis der Prüfungen dieser Schweißnaht dar. Der ausgewählte Rohrleitungsbereich hat einen Innendurchmesser von 152.3 mm und eine Wanddicke von 9 mm. Betriebstemperatur und -druck betragen 274°C und 7 MPa. Der austenitische Werkstoff 1.4541 hat für die betrachtete Temperatur eine Fließspannung von 310 MPa.

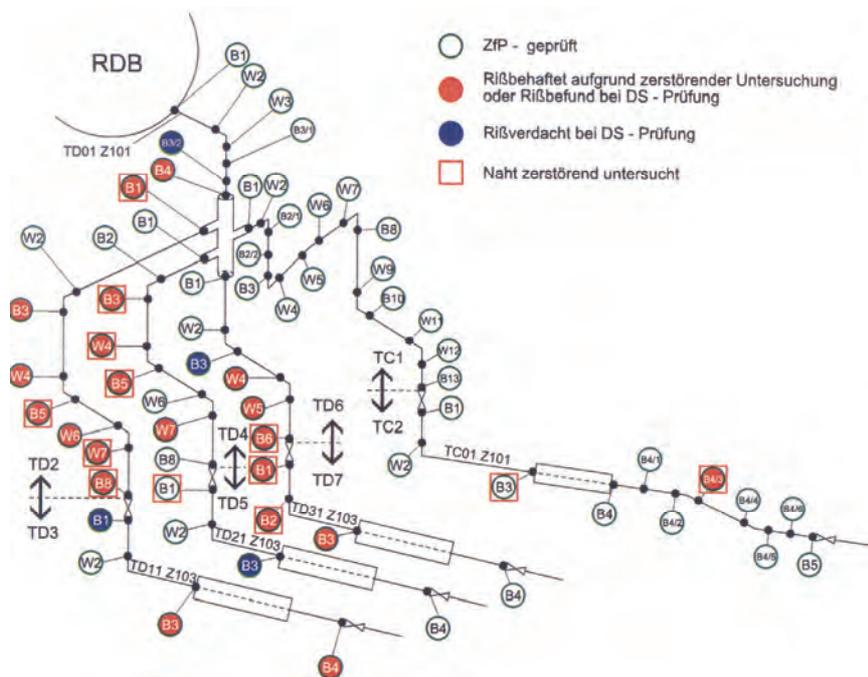


Abb. 4-6 Lage der geprüften Schweißnähte in einer typischen SWR-Anlage

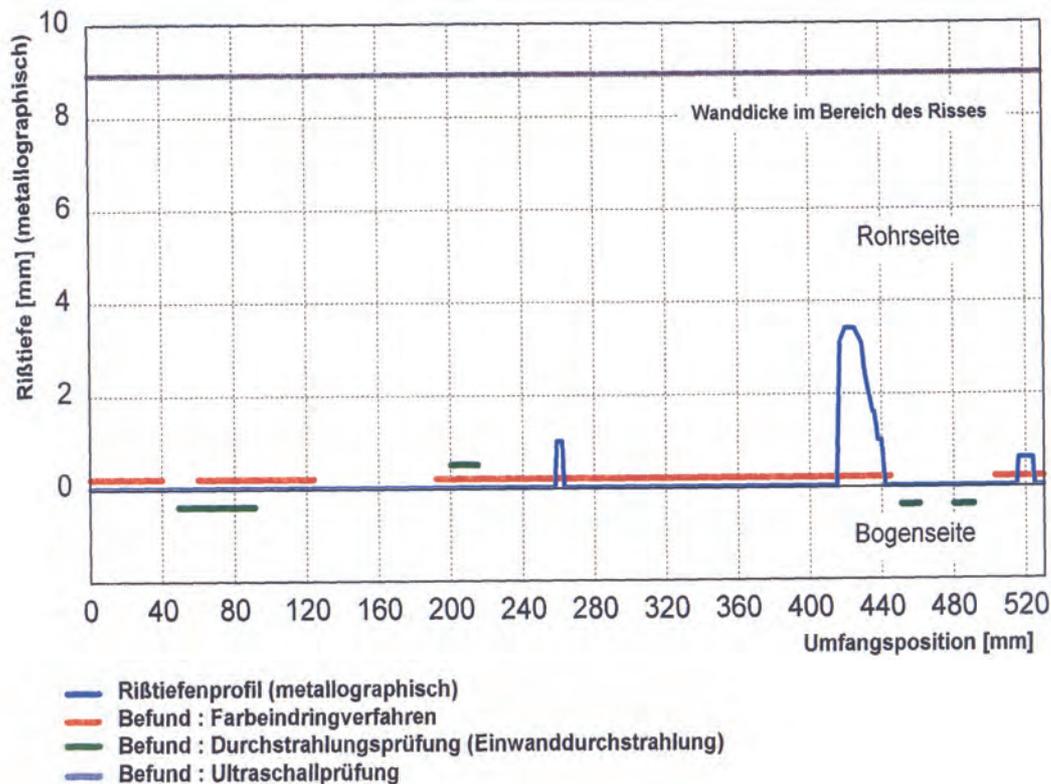


Abb. 4-7 Rissbefund in der untersuchten Schweißnaht des TC-Systems (Quelle: /TÜV 98/)

PROST-Berechnungen

Für die Testrechnungen wurden beide für Austenite in PROST vorgesehenen Modelle verwendet (Modell 1 und 2 mit K-unabhängiger bzw. K-abhängiger Rissgeschwindigkeit, siehe Kapitel 4.1.1). Die Eingaben für die Anfangsrisse wurden nach verschiedenen Gesichtspunkten ausgewählt. Zum einen wurde nach /KHA 99/ (siehe Kapitel 6.2) für den Fall einer Inertgasschweißung als mittlere Anfangsrisstiefe der Wert 2.6 mm ermittelt. Zum anderen wurde die in der Prüfung ermittelte Risstiefe von 3.5 mm als Anfangswert verwendet. Ebenso wurde als Anfangsrisslänge für einige Fälle der in der Prüfung gefundene Wert (Gesamtrisslänge 30 mm) verwendet. Im Sinne von Parameterstudien wurden noch weitere Werte ausgewählt, die in Tab. 4-3 zusammengestellt sind.

Tab. 4-3 Eingabedaten für die Testrechnungen (Anfangswerte)

Test-Nr.	Mittelwert der Risstiefe [mm]	Standardabweichung der Risstiefe [mm]	Mittelwert der halben Risslänge [mm]	Standardabweichung der halben Risslänge [mm]	Modell-Nr.	Innen- druck [MPa]	K* [MPa m ^{1/2}]
Test 1	2.6	0.26	7.5	0.75	1	7	3.0
Test 2	3.5	0.35	15.0	1.5	1	7	4.1
Test 3	3.5	0.0	15.0	0.0	1	7	4.1
Test 4	1.75	0.0	15.0	0.0	1	7	2.7
Test 5	1.5	0.0	15.0	0.0	1	7	2.5
Test 6	1.2	0.0	15.0	0.0	1	7	2.2
Test 7	3.5	0.0	15.0	0.0	2	7	4.1
Test 8	3.5	0.0	15.0	0.0	2	22.3	13.0

*: Berechnet jeweils für die Mittelwerte von a/t und a/c

Die Testfälle 1-7 wurden für 7 MPa Innendruck gerechnet, bei Fall 8 wurde der Druck fiktiv auf 22.3 MPa angehoben, um weitere Lasten, z. B. Biegemomente, zu berücksichtigen. Für die Verteilung der Initiierungsrisstiefe wird in allen Testfällen 1 mm als Mittelwert und 0.3 mm als Standardabweichung angenommen. Die Eingabe für die Risswachstumsgeschwindigkeit ist für alle Testfälle mit Modell 1 (Test 1 bis 6) gleich und beträgt $2.4 \cdot 10^{-8}$ mm/s für den Mittelwert und $1.2 \cdot 10^{-8}$ mm/s für die Standardabweichung. Der Mittelwert des Vorfaktors im Wachstumsgesetz für die Fälle 7 und 8 beträgt $4.5 \cdot 10^{-12}$ und die Standardabweichung $1.2 \cdot 10^{-12}$. Das Zeitintervall bei der Berechnung beträgt einheitlich 10000 s (ca. 2.8 h).

Berechnete Leckwahrscheinlichkeiten unter Verwendung der Korrosionsmodelle 1 bzw. 2 (siehe Kapitel 4.1.1) sind in den Abb. 4-8 und Abb. 4-9 dargestellt.

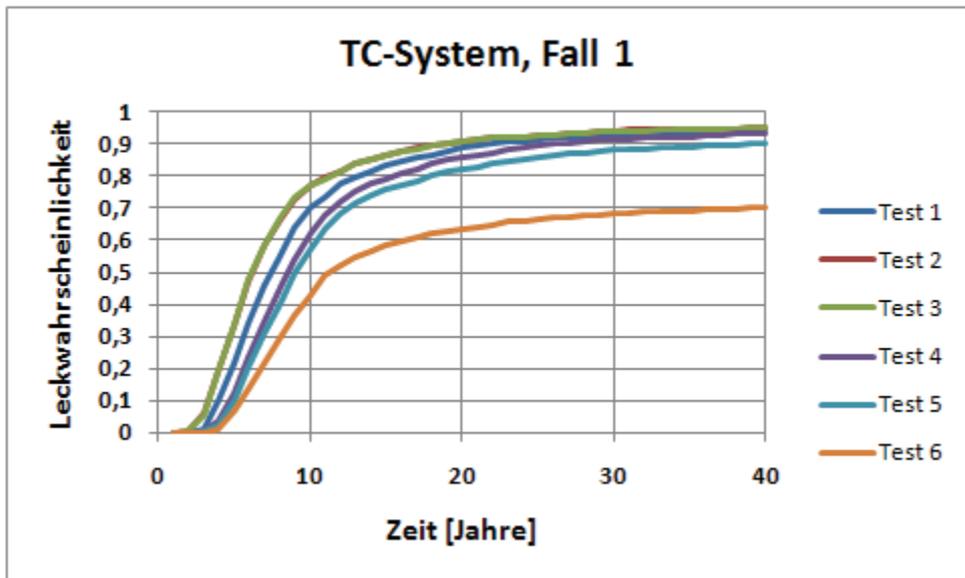


Abb. 4-8 Berechnete Leckwahrscheinlichkeiten mit Korrosionsmodell 1 für das Beispiel TC-System

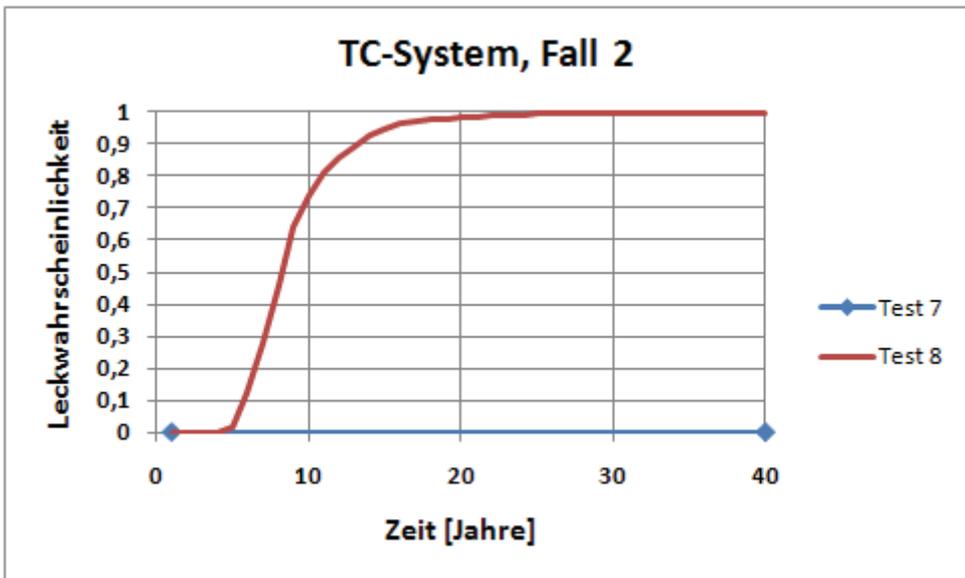


Abb. 4-9 Berechnete Leckwahrscheinlichkeiten mit Korrosionsmodell 2 für das Beispiel TC-System

Die Unterschiede bei den mit Modell 1 gerechneten Testläufen 1 bis 6 liegen hauptsächlich in den unterschiedlichen Anfangsrisstiefen begründet. Ein Anfangsris mit kleinerer Risstiefe braucht länger, um durch die Wand zu wachsen, als einer mit größerer Anfangstiefe. Beim Testfall 6 kommt noch hinzu, dass die Anfangsrisstiefe mit

1.2 mm so klein ist, dass ein Teil der ausgespielten erforderlichen Initiierungsrisstiefen größer ist, so dass in diesen Fällen kein Wachstum berechnet wird und somit kein Leck entstehen kann.

Beim Modell 2 zeigt sich der starke Einfluss der Abhängigkeit von K (siehe Abb. 4-2). Beim Betriebsdruck ergeben sich für die betrachteten Risstiefen kleine K-Werte ($\leq 5 \text{ MPa m}^{1/2}$) und damit sehr kleine Rissgeschwindigkeiten, so dass in diesem Fall der betrachtete Riss in 40 Jahren nicht durch die Wand mit 9 mm Wanddicke wachsen kann und somit die Leckwahrscheinlichkeit sehr klein ist.

4.1.3.3 Geradrohr DN750

Problemstellung

Um auch eine Rohrleitung mit größerer Wanddicke zu untersuchen wurde ein Anriss in einem Geradrohrabschnitt vom Typ DN750 postuliert. Als Rohrwerkstoff wird der ferritische Stahl 20 MnMoNi 55 und als Rohrgeometrie 52 mm Wanddicke bei 380 mm Innenradius angenommen. Die Fließspannung für betrieblichen Innendruck von 15.5 MPa beträgt 520 MPa (bei 300 °C).

Nach /KHA 99/ (siehe Kapitel 6.2) ergibt sich hier ein Anfangsriss mit nur 0.7 mm Tiefe, der unter der o.g. Innendruckbelastung eine Rissbeanspruchung von $K = 3.1 \text{ MPa m}^{1/2}$ erfährt. Da dieser Wert deutlich unter dem nach /ROT 08/ anzunehmenden Schwellwert von $20 \text{ MPa m}^{1/2}$ liegt, wird hierfür kein Risswachstum erwartet. Für die Testrechnungen werden deshalb hier größere Anfangsrisse postuliert.

PROST-Berechnungen

Die Berechnungen wurden mit beiden für ferritische Werkstoffe anwendbaren Modellen durchgeführt (Ford-Modell, Nr. 3; Disposition-Line-Modell, Nr. 4; siehe Kapitel 4.1.1). In Tab. 4-4 sind die Eingabedaten für die Testrechnungen zusammengestellt.

Tab. 4-4 Eingabedaten für die Testrechnungen (u.a. Verteilungswerte der Rissgrößen)

Bezeichnung	Mittelwert der Risstiefe [mm]	Standardabweichung der Risstiefe [mm]	Mittelwert der Risslänge [mm]	Standardabweichung der Risslänge [mm]	Modellnummer	Innen- druck [MPa]	K* [MPa m ^{1/2}]
Test 1	13.0	1.3	39.0	4.0	3	15.5	12.8
Test 2	6.5	0.7	20.0	2.0	3	15.5	8.7
Test 3	3.25	0.3	10.0	1.0	3	15.5	6.1
Test 4	3.25	0.3	10.0	1.0	4	15.5	6.1
Test 5	6.5	0.7	20.0	2.0	4	15.5	8.7
Test 6	13.0	1.3	39.0	4.0	4	15.5	12.8
Test 7	26.0	2.63	78.0	8.0	4	15.5	21.0

*: Berechnet jeweils für die Mittelwerte von a/t und a/c

Die weiteren Eingabedaten wurden jeweils für das Ford-Modell bzw. das Disposition-Line-Modell gleich angenommen. Beim Ford-Modell wurde die Konstante beim Zusammenhang zwischen K und Dehnrage zu $4.1 \cdot 10^{-14}$ angesetzt, der Exponent n als 0.35, der Mittelwert des Vorfaktors der Ford-Formel zu $4.835 \cdot 10^{-4}$ und die Standardabweichung des Vorfaktors zu $4.8 \cdot 10^{-5}$ gewählt sowie der Mittelwert des Initiierungsspannungsintensitätsfaktors zu $20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ und seine Standardabweichung zu $5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ festgelegt. Für Modell 4 wurde für die K-Initiierung die gleiche Festlegung getroffen. Der Abminderungsfaktor für die Risswachstumsgeschwindigkeiten gemäß der Disposition Lines, die als obere Abschätzungen einzuordnen sind, wurde mit dem Mittelwert 0.9 und der Standardabweichung 0.1 angenommen. Das Rechenzeitintervall betrug 10000 s bei Modell 3 und 36000 s bei Modell 4. Die berechneten Leckwahrscheinlichkeiten sind in Abb. 4-10 und Abb. 4-11 dargestellt.

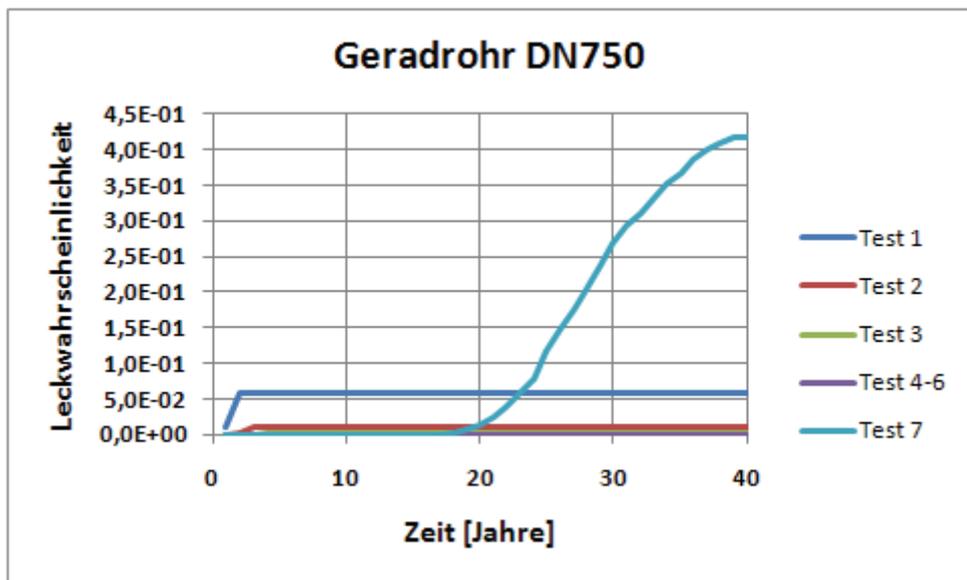


Abb. 4-10 Berechnete Leckwahrscheinlichkeiten für das Beispiel Geradrohr DN750

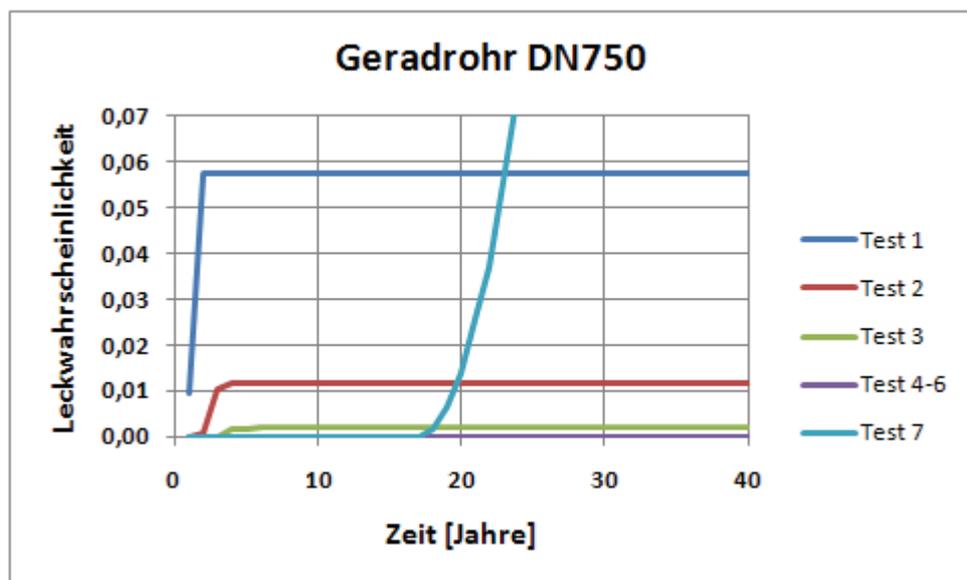


Abb. 4-11 Berechnete Leckwahrscheinlichkeiten für das Beispiel Geradrohr DN750
– Ausschnitt aus Abb. 4-10

Bei den Rechnungen mit dem Modell 3 ist nur bei einem kleinen Teil der Anfangsrisse der Spannungsintensitätsfaktor größer als der ausgespielte Initiierungsschwellwert. Für diese Fälle wachsen dann aber die Risse aufgrund der beim Ford-Modell schon anfangs relativ hohen Geschwindigkeit schnell durch die Wand. Beim Testfall 7 mit dem Modell 4 ist der Mittelwert der Anfangsrisstiefe mit der Hälfte der Wanddicke so groß, dass fast alle Anfangsrisse wachsen. Aufgrund der kleineren Risswachstumsge-

schwindigkeiten beim Disposition-Line-Modell (Modell 4) für K-Werte kleiner $75 \text{ MPa m}^{1/2}$ (siehe Abb. 4-3) dauert es fast 20 Jahre, bis erste Lecks auftreten.

4.1.3.4 Dampferzeuger-Speisewasserstutzen

Problembeschreibung

Im Rahmen routinemäßiger Prüfungen wurden an Dampferzeuger-Speisewasserstutzen deutscher DWR rissartige Befunde festgestellt, wie in Abb. 4-12 schematisch dargestellt. Im Befundbereich hat der Stutzen eine Wanddicke von 15.3 mm und einen Innenradius von 210.7 mm . Es wird Innendruck von 7 MPa betrachtet. Der ferritische Stutzenwerkstoff hat eine Fließspannung von 520 MPa .

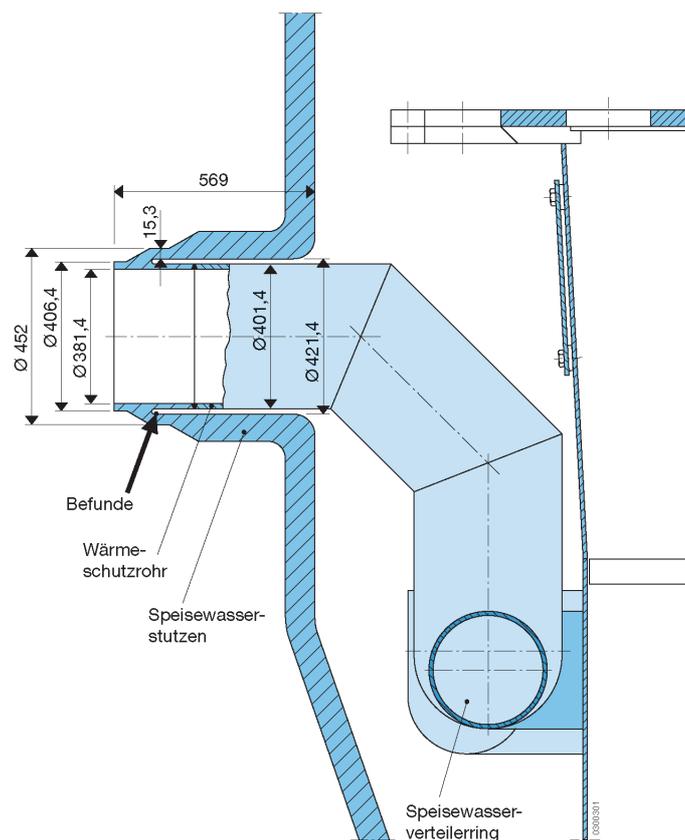


Abb. 4-12 Skizze eines Dampferzeuger-Speisewasserstutzens mit Rissbefunden

Im Kapitel 5 sind weitere Detailuntersuchungen zu dieser Problemstellung beschrieben. Dabei stehen die Auswirkungen von zyklischen thermomechanischen Beanspruchungen im Vordergrund.

chungen bezüglich des Schadensmechanismus Ermüdung im Vordergrund. Im Folgenden sind Untersuchungen zum Schadensmechanismus Korrosion dokumentiert.

PROST-Berechnungen

Tab. 4-5 zeigt die verwendeten Anfangsrisssgrößen und weitere Daten. Die Rechnungen wurden mit den beiden Modellen für ferritische Werkstoffe (siehe Kapitel 4.1.1) durchgeführt, dem Ford-Modell (Modell 3) und dem Disposition-Line-Modell (Modell 4). Die Annahme zur Anfangsrisstiefenverteilung für Test 1 basiert auf den Untersuchungen zu kerntechnischen Rohrleitungskomponenten in /KHA 99/ (siehe Kapitel 6.2).

Tab. 4-5 Eingabedaten für die Testrechnungen (u.a. Verteilungswerte für Rissgrößen)

Bezeichnung	Mittelwert der Risstiefe [mm]	Standardabweichung der Risstiefe [mm]	Mittelwert der halben Risslänge [mm]	Standardabweichung der halben Risslänge [mm]	Modellnummer	Innen- druck [MPa]	K* [MPa m ^{1/2}]
Test 1	1.68	0.64	5.00	0.5	3	7	3.6
Test 2	4.00	1.00	12.0	3.0	3	7	5.9
Test 3	5.00	1.00	10.0	3.0	3	7	6.0
Test 4	8.00	2.00	24.00	2.5	3	7	9.7
Test 5	10.0	3.0	30.0	5.0	4	7	11.8
Test 6	8.0	2.0	24.0	2.5	4	7	9.7
Test 7	6.0	1.5	18.0	2.0	4	7	7.8
Test 8	7.0	2.0	21.0	3.0	4	7	8.7

*: Berechnet jeweils für die Mittelwerte von a/t und a/c

Die weiteren Eingabedaten wurden jeweils für das Ford-Modell bzw. das Disposition-Line-Modell (siehe Kapitel 4.1.1) gleich angenommen. Beim Ford-Modell wurde die Konstante beim Zusammenhang zwischen K und Dehnrates zu $4.1 \cdot 10^{-14}$ angesetzt, der Exponent m als 0.35, der Mittelwert des Vorfaktors der Ford-Formel zu $4.835 \cdot 10^{-4}$ und die Standardabweichung des Vorfaktors zu $4.8 \cdot 10^{-5}$ gewählt sowie der Mittelwert des Initiierungsspannungsintensitätsfaktors zu $20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ und seine Standardabweichung zu $5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ festgelegt. Für Modell 4 wurde für die K-Initiierung die gleiche Festlegung getroffen.

Wie in Kapitel 4.1.1 beschrieben sind die Disposition-Lines als obere Schranken für die experimentellen Risswachstumsgeschwindigkeiten zu verstehen. Um realistische Wer-

te simulieren zu können, ist im Modell 4 ein Faktor zur gleichmäßigen Verringerung der Kurven vorgesehen. Dieser Abminderungsfaktor für die Risswachstumsgeschwindigkeiten wurde mit dem Mittelwert 0.9 und der Standardabweichung 0.1 angenommen. Das Rechenzeitintervall betrug 10000 s (ca. 2.8 h) bei Modell 3 und 36000 s (10 h) bei Modell 4. Die berechneten Leckwahrscheinlichkeiten für die Testfälle sind in Abb. 4-13 und Abb. 4-14 dargestellt.

Bei kleineren K-Werten ist die Rissgeschwindigkeit beim Ford-Modell (Modell 3, siehe Abb. 4-3) wesentlich höher als in Modell 4 für konstante Last, so dass Risse, die anfangen zu wachsen, schneller durch die Wand fortschreiten. Die Kurve für die Leckwahrscheinlichkeit als Funktion der Betriebszeit nach Modell 3 liegt bei gleicher Rissverteilung oberhalb der entsprechenden Kurve nach Modell 4 (Test 4 in Abb. 4-13 und Test 6 in Abb. 4-14).

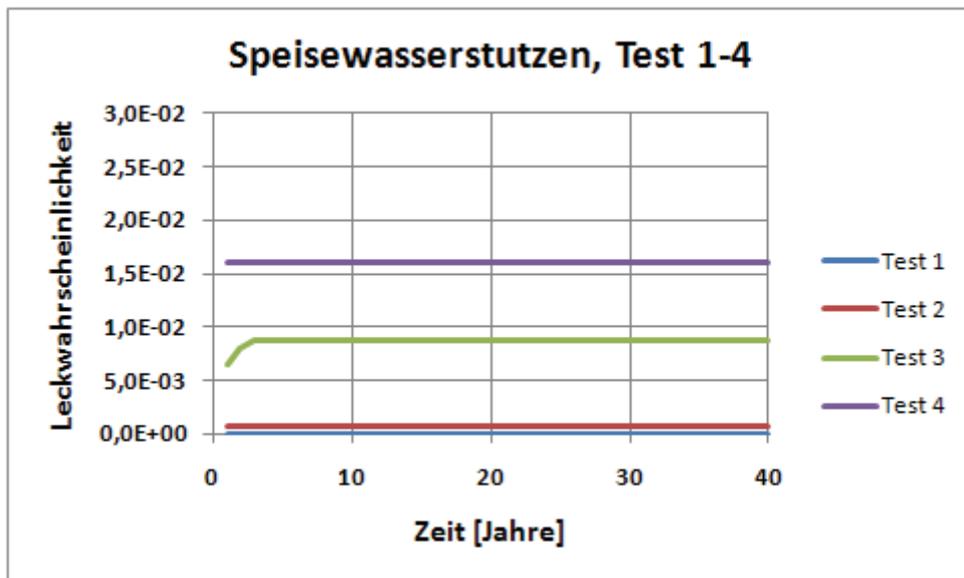


Abb. 4-13 Berechnete Leckwahrscheinlichkeiten für das Beispiel Speisewasserstutzen, Modell 3

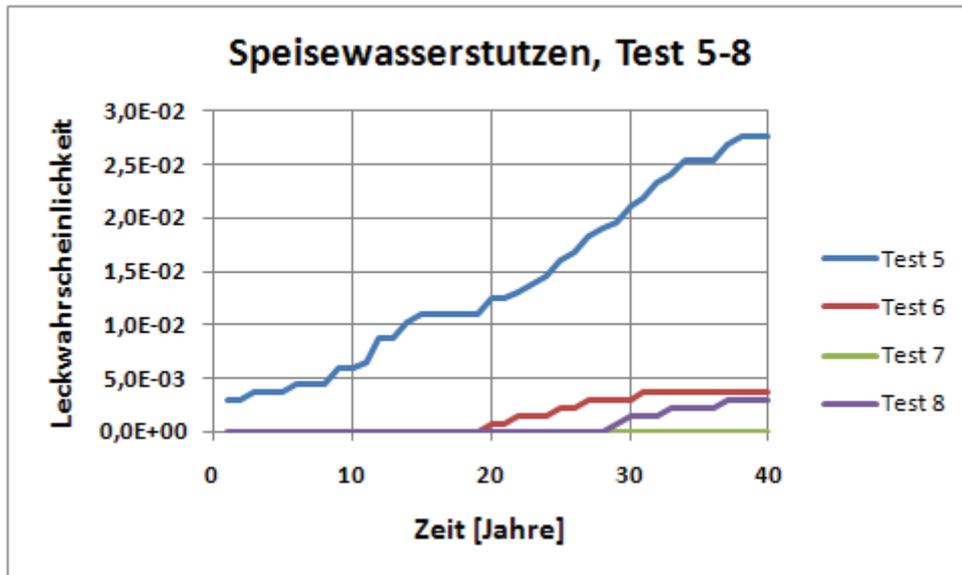


Abb. 4-14 Berechnete Leckwahrscheinlichkeiten für das Beispiel Speisewasserstutzen, Modell 4

4.2 Berechnung von Leckflächen und Leckraten

Das Wachstum eines Anfangsrisses in einer Rohrleitung kann zu einer Rissgröße führen, die ein instabiles Risswachstum durch die restliche Wand und somit die Entstehung eines Lecks erwarten lässt (lokale Instabilität). Danach besteht die Möglichkeit, dass das Leck weiterwächst und eine kritische Größe erreicht, die zum Bruch der Rohrleitung führt. Das durch ein Leck ausströmende Fluid kann je nach Leckrate durch ein Leckdetektionssystem erkannt werden. Es würde dann zu einer Reparatur kommen, d.h. ein Bruch der betroffenen Leitung wäre verhindert. Wird das Leck nicht unmittelbar detektiert, kann es weiter wachsen, bis zur Detektion oder bis zum Auftreten des Bruchs der Rohrleitung. Im Folgenden werden die im Sinne der Leckdetektion durchgeführten Erweiterungen von PROST beschrieben.

4.2.1 Leckflächenmodell

Für die Berechnung von Leckraten muss der Strömungsquerschnitt bekannt sein, d.h. für einen bestimmten wanddurchdringenden Riss muss in Abhängigkeit von der Belastung die Rissöffnung bzw. Leckfläche bestimmt werden. Bei komplizierter Rissform und/oder komplexer Bauteilgeometrie ist es unter Umständen nötig, die Rissöffnung

mit Hilfe von Finite-Element-Berechnungen zu bestimmen. Näherungsweise können vereinfachte Verfahren benutzt werden, insbesondere wenn reguläre Rissformen (für Längsriss innen und außen gleich lang, bei Umfangsriss innen und außen gleicher Winkel) unterstellt werden. Nach /WUE 83/ lässt sich die Leckfläche aus der Leckfläche A_0 einer unendlichen Scheibe mit Innendurchriss unter Zugbelastung folgendermaßen abschätzen:

$$A = \alpha(\lambda) \cdot \gamma(s) \cdot A_0 \quad (4.2-1)$$

$\alpha(\lambda)$ lässt sich zur Berücksichtigung der Rohrkrümmung nach /KAS 81/ berechnen.

Dabei gilt für den Längsriss

$$\alpha(\lambda) = 1 + 0.1\lambda + 0.16\lambda^2 \quad (4.2-2)$$

und für den Umfangsriss

$$\alpha(\lambda) = \sqrt{1 + 0.117\lambda^2} \quad (4.2-3)$$

Für den Schalenparameter λ gilt:

$$\lambda = \left[12(1 - \nu^2) \right]^{1/4} \cdot \frac{a}{\sqrt{\bar{R} \cdot t}} \quad (4.2-4)$$

mit \bar{R} mittlerer Rohrradius, a Risslänge und t Wanddicke.

$\gamma(s)$ ist zur Berücksichtigung des Plastifizierungseffektes in /WUE 83/ in Tabellenform angegeben.

Die Leckfläche A_0 einer unendlichen Scheibe mit Innendurchriss unter Zugbelastung ergibt sich aus:

$$A_0 = \frac{2\pi\sigma_0 a^2}{E} \quad (4.2-5)$$

Für σ_0 ist dabei für den Umfangriss die Längsspannung und für den Längsriss die Umfangsspannung einzusetzen.

Die beschriebenen Formeln wurden als Berechnungsmodul in PROST eingefügt.

4.2.2 Leckratenmodell

Das Ausströmen eines unter Druck stehenden Fluids aus einem Rohr durch ein rissartiges Leck ist ein sehr komplexer Vorgang, dem man bei den üblichen Leckratenmodellen durch verschiedene Vereinfachungen begegnet. Die bei der GRS verfügbaren vereinfachten Modelle /GRE 99/ gehen dabei alle von einer eindimensionalen Strömung aus, d.h. der Riss wird durch einen kreisförmigen Ausströmquerschnitt ersetzt. Untersuchungsergebnisse deuten daraufhin, dass die Phänomene beim Ausströmen durch rissartige Lecks durch eindimensionale Modelle teilweise nicht zufriedenstellend beschrieben werden können /GRE 99/. Da im Inneren der betrachteten Rohre häufig unterkühltes Wasser vorliegt, kommt es im Verlauf der Strömung durch den Riss zu Verdampfungsvorgängen, die in den Modellen unterschiedlich abgebildet werden.

In /GRE 99/ wurde aus Ergebnissen von etwa 100 Versuchen ein empirischer Modellansatz in Form einer Vier-Faktoren-Formel entwickelt, der bereits eine verbesserte Beschreibung der meisten Versuche ermöglicht. Dabei wird die Leckrate folgendermaßen berechnet:

$$\dot{m} = \dot{m}_{IHEM} \cdot f_U \cdot f_R \cdot f_G \quad (4.2-6)$$

Die IHEM-Leckrate ist die mit dem isentropen homogenen Gleichgewichtsmodell berechnete Ausströmrates (isentropic homogeneous equilibrium model IHEM). Hier wird angenommen, dass das Wasser-Dampf-Gemisch homogen durchmischt ist, d.h. Wasser und Dampf haben dieselbe Temperatur, denselben Druck und dieselbe Geschwindigkeit. Es herrscht thermodynamisches Gleichgewicht zwischen den Phasen. Die Druckabsenkung in der Strömung führt zu einer sofortigen Dampfbildung. Die Menge des neugebildeten Dampfes ergibt sich aus der Annahme, dass die Strömung isentrop ist.

Die restlichen Faktoren werden durch Anpassung an Versuche festgelegt. Der Unterkühlungsfaktor f_U gibt den Einfluss des Unterkühlungsgrades wieder, der Rauigkeitsfaktor f_R hängt von der Rauigkeit der Rissoberflächen ab und der Grenzschichtfaktor f_G wird von der Aufweitung des Risses bestimmt. Insgesamt ist die Berechnung von Leckraten weiterhin mit großen Unsicherheiten verbunden.

Bei der Anwendung dieses Modells in PROST werden die erforderlichen thermodynamischen Eingabedaten (Druck und Temperatur im Rohr) sowie die Rissflächenrauig-

keit (die eine zusätzliche Druckabnahme im Strömungsweg verursacht) und die Detektionsschwelle eingegeben.

Zur Berechnung von Leckraten müssen Annahmen zur geometrischen Form des Durchrisses getroffen werden. Abb. 4-15 zeigt schematisch eine Durchrissform.

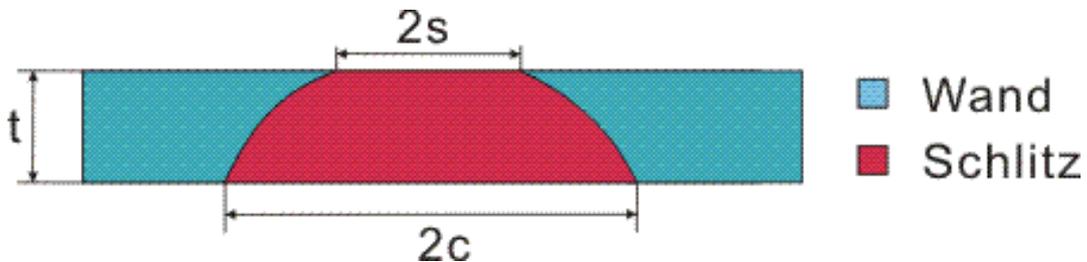


Abb. 4-15 Geometrische Form eines Durchrisses

Normalerweise geht man davon aus, dass die Durchrisslänge an der Außenseite maximal gleich groß wie die an der Innenseite sein wird, d.h. $2s \leq 2c$. Bei der PROST-Berechnung wird folgendermaßen vorgegangen. Das Verhältnis s/c wird in 10 Abschnitte unterteilt ($0.1 \leq s/c \leq 1.0$). Für jede dieser Risslängen, denen Wahrscheinlichkeitswerte für das Auftreten zugeordnet werden können, wird mit obenstehenden Formeln die Leckfläche und Leckrate berechnet. Die einzelnen Leckraten werden dann zu einer Leckratenwahrscheinlichkeit für diesen Fall kombiniert.

4.2.3 Implementierung in PROST

Die genannten Berechnungsformeln für Leckflächen- und Leckratenberechnung wurden in entsprechenden Modulen programmiert und in den Programmablauf eingebunden. Der Aufruf zur Berechnung von Leckraten ist in dem in Abb. 4-16 gezeigten Eingabefenster möglich. Dieses enthält außerdem weitere Eingabemöglichkeiten für die Leckratenberechnung.

PROST-Berechnung von SpwStutzen-1

Parameter für Berechnung

Limit-Load Berechnung nach

Kiefner

Ductile-Fracture-Handbook

Berechnung der Leckrate

Startzahl (Integer) für Zufallsgenerator:

Anzahl der Läufe:

Berechnungszeitraum [Jahren]:

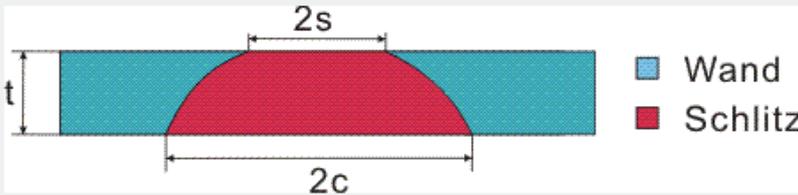
Intervallanzahl Risstiefe:

Intervallanzahl c/a-Verhältnis:

Innendruck [bar]:

Rauhigkeit der Schlitzufer [μm]:

Temperatur [$^{\circ}\text{C}$]:



s/c	1/10	2/10	3/10	4/10	5/10	6/10	7/10	8/10	9/10	10/10
P	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1

P: Wahrscheinlichkeit

Berechnung starten

Abb. 4-16 PROST-Fenster zur Eingabe von Daten für die Leckratenberechnung

4.2.4 Testrechnungen zu Leckflächen und Leckraten

Als Testfälle für die entwickelten Programmteile wurden einige Benchmarkbestandteile aus NURBIM /SCH 04/, /BRI 05/ zu den Schädigungsmechanismen Ermüdung und Korrosion nachgerechnet.

Berechnungen von Leckflächen

Die Testrechnungen zu Leckflächen verwenden Daten des kleineren Rohrs aus dem NURBIM-Korrosionsbenchmark (small diameter pipe). Dabei werden Umfangsrisse betrachtet mit den in Tab. 4-6 zusammengestellten Daten.

Tab. 4-6 Daten für Leckflächenberechnungsbeispiel

Rohrdurchmesser (innen)	Wandstärke	Risslängen	Innendruck	Fließspannung	E-Modul
143,3 mm	12,5 mm	152 mm (122°) bis 250 mm (200°)	7,0 MPa	300 MPa	180.000 MPa

Für die Leckflächenberechnung wurden folgende Verfahren eingesetzt: BMH, WÜTHRICH und SIEMENS aus WINLECK /KAM 95/, NURBIT /BRI 03/, WinPRAISE /CUE 04/. Wesentliche Ergebnisse des Vergleichs verschiedener Verfahren sind in Abb. 4-17 zusammengestellt.

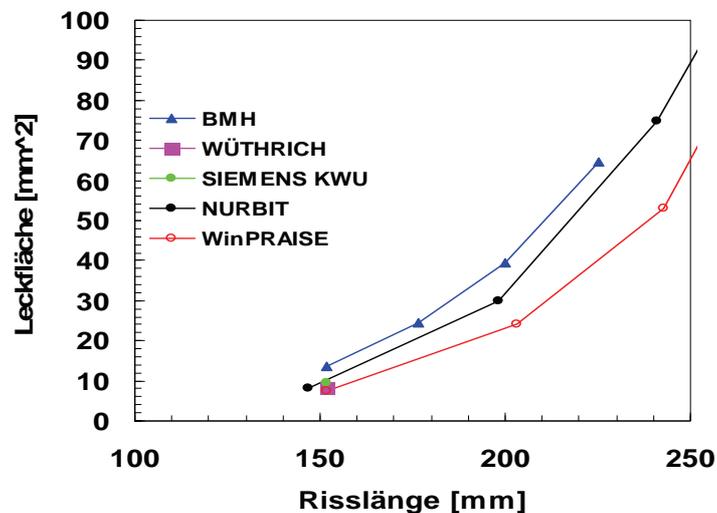


Abb. 4-17 Vergleich berechneter Leckflächen

Speziell bei größeren Risslängen unterscheiden sich die Ergebnisse deutlich. Bei den Verfahren nach WÜTHRICH (in PROST eingebaut) und SIEMENS sind außerdem Restriktionen im Hinblick auf die Anwendbarkeit (speziell bei größeren Risslängen) zu beachten.

Berechnungen von Leckraten

Die Leckratentestrechnungen verwenden die ermittelten Leckflächen (siehe Abb. 4-17) sowie dementsprechend die Daten aus Tab. 4-6. Ergebnisse der Leckratenberechnungen verschiedener Berechnungsprozeduren sind in Abb. 4-18 dargestellt. Neben den bereits genannten Programmen NURBIT und WinPRAISE sind Ergebnisse von einem Leckratenmodul gemäß EPRI /ABD 83/ mit einem Ausströmmodell nach /HEN 70/ sowie von dem erweiterten Programm PROST enthalten.

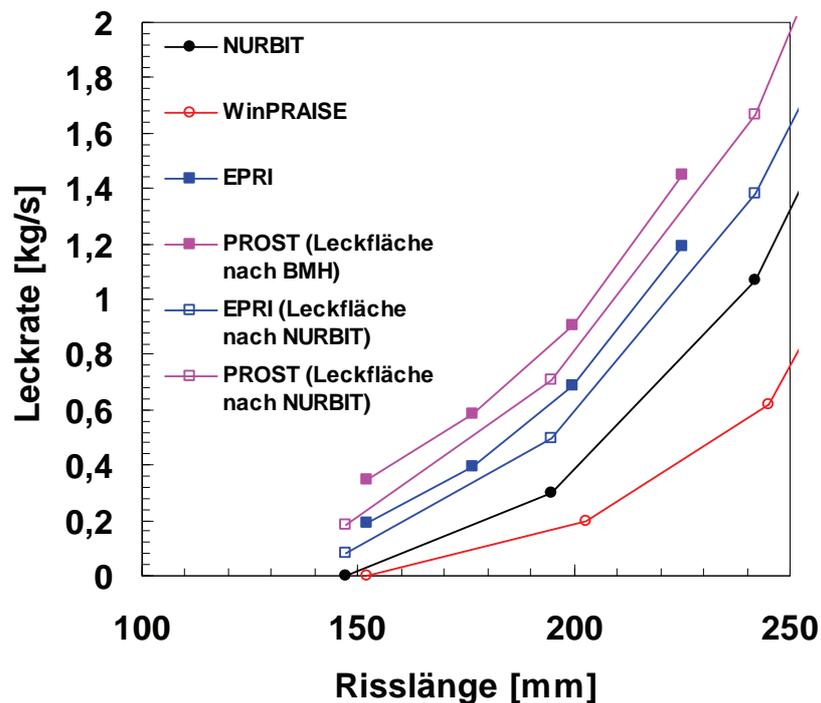


Abb. 4-18 Vergleich von Leckraten für NURBIM-Benchmarkdaten

Neben den bereits bei der Leckflächenermittlung erzeugten Unterschieden kommen hier noch Abweichungen durch die verschiedenen Leckratenmodelle hinzu, so dass sich insgesamt sehr große Unsicherheiten bei der Leckratenbestimmung ergeben.

4.3 Berechnung von Spannungsintensitätsfaktoren

In der ursprünglichen PROST Version 2.0 stehen dem Benutzer drei verschiedene Optionen zur Berechnung von Spannungsintensitätsfaktoren (K) zur Auswahl /GRE 04/. Speziell für Oberflächenrisse in zylindrischen Geometrien unter nicht konstanter Belas-

tung in Wanddickenrichtung kann die Berechnung mittels Polynom-Einflussfunktionen nach /BUS 94/ angewählt werden, die sich gut für Rohrleitungen eignet. Eine weitere Möglichkeit steht mit der Gewichtsfunktionsmethode nach /SHE 91/ zur Verfügung, bei der die K-Werte über eine äquivalent belastete Platte berechnet werden. Als dritte Möglichkeit können benutzereigene K-Werte über Polynomfunktionen eingegeben werden, die zum Beispiel aus Finite-Elemente-Analysen stammen. Dadurch können auch geometrisch komplexe Strukturen betrachtet werden, die von einfachen Rohrleitungsgeometrien abweichen.

Mit der bisher implementierten K-Berechnungsmethodik für zylindrische Geometrien nach /BUS 94/ können in Wanddickenrichtung variierende Belastungen erfasst werden. Allerdings wird bei Umfangsrissen bzw. Axialrissen implizit angenommen, dass sich diese in Umfangsrichtung bzw. Axialrichtung nicht ändern. Bei überlagerten mechanisch-thermischen Belastungen wie z. B. auftretenden Schichtungen in Rohrleitungen oder einer Notkühlein speisung in den Reaktordruckbehälter im Verlauf eines Kühlmittelverluststörfalls sind die Spannungsfelder zwei- bzw. dreidimensional. Deshalb wurde die bisher implementierte K-Berechnungsmethodik in PROST nach /BUS 94/ um die Option einer Behandlung von zweidimensionalen Spannungsfeldern erweitert.

4.3.1 Implementierung der Spannungsintensitätsfaktorenberechnung für zweidimensionale Spannungsfelder

Zur Berechnung von Spannungsintensitätsfaktoren (K-Werte) für zweidimensionale Spannungsfelder wurden Erweiterungen und Änderungen in den Berechnungsroutinen und der Benutzerschnittstelle durchgeführt. Weiterhin erfolgte eine Optimierung der generellen Routinen zur K-Werteberechnung bezüglich der Rechengeschwindigkeit, da diese einen wesentlichen Teil der Problemberechnungszeit in Anspruch nehmen.

Den Ausgangspunkt der Betrachtung bildet ein Hohlzylinder mit der Wanddicke t und dem Innenradius R_i in dem ein halbelliptischer Innenoberflächenriss mit der Risstiefe a und der halben Risslänge c liegt. Der Riss ist in Axial- oder Umfangsrichtung orientiert. Symmetrisch zur Rissmitte liegt ein rissöffnendes zweidimensionales Spannungsfeld an, das über ein Polynom dritten Grades mit gemischten Termen in Radial- und Umfangsrichtungskordinate bei einem Umfangsriss bzw. in Radial- und Axialrichtungskordinate bei einem Axialriss beschrieben werden kann. Mit der Einführung eines zylindrischen Koordinatensystems (r, φ, z) , in dem die Mitte des Risses sich am Punkt $(R_i, 0,$

0) befindet, gilt für einen axialen Riss der Wertebereich $R_i \leq r \leq R_i + a$, $-c \leq z \leq c$, $\varphi = 0$ sowie für einen Umfangsriss der Bereich $R_i \leq r \leq R_i + a$, $-c/R_i \leq \varphi \leq c/R_i$, $z = 0$.

Die rissöffnende Spannungsverteilung für den Umfangs- bzw. Axialriss kann mit den folgenden Formeln approximiert werden:

$$\sigma(r, \varphi) = \sum_{m,n=0}^3 s_{m,n} \left(\frac{r-R_i}{a}\right)^m \left(\frac{R_i \varphi}{c}\right)^n \quad \text{für Umfangsriss und} \quad (4.3-1a)$$

$$\sigma(r, z) = \sum_{m,n=0}^3 s_{m,n} \left(\frac{r-R_i}{a}\right)^m \left(\frac{z}{c}\right)^n \quad \text{für Axialriss.} \quad (4.3-1b)$$

Die allgemeine Darstellung der Spannungsintensitätsfaktoren für derartige zweidimensionale Spannungsfelder ist in /BUS 94/ wie folgt angegeben:

$$K_I = \sum_{m,n=0}^3 F_{mn}^\varphi \left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c}\right) s_{mn} \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \left(\sin^2 \varphi + \frac{a^2}{c^2} \cos^2 \varphi\right)^{\frac{1}{4}} \quad (4.3-2)$$

mit der Winkellage ϕ des betrachteten Rissfrontortes, wobei 0° dem Rissfrontpunkt auf der Innenoberfläche und 90° dem in der Rissmitte entspricht, und mit:

$$Q = 1 + 1.464 \left(\frac{a}{c}\right)^{1.65} \quad \text{für } a/c \leq 1.$$

Die Faktoren s_{mn} sind Approximationskoeffizienten für die Spannungsverteilung. Die Funktionen F_{mn} dienen zur Approximation der K-Werte und wurden aus Anpassungen mittels kleinster Fehlerquadrate an die numerischen, mit Finite-Elemente Modellen berechneten, Spannungsintensitätsfaktoren für Lastfunktionen mit jeweils festen m und n ermittelt. Sie sind in folgender Darstellung gegeben:

$$F_{mn}^\varphi \left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c}\right) = A_1 + A_2 \left(\frac{a}{c}\right) + \frac{A_3}{0.2 + \frac{a}{c}} + \frac{A_4}{\left(0.1 + \frac{a}{c}\right)^2} + \left[A_5 + A_6 \left(\frac{a}{c}\right) + \frac{A_7}{0.2 + \frac{a}{c}} + \frac{A_8}{\left(0.1 + \frac{a}{c}\right)^2} \right] \left(\frac{a}{t}\right)$$

$$+ \left[A_9 + A_{10} \left(\frac{a}{c} \right) + \frac{A_{11}}{0.2 + \frac{a}{c}} + \frac{A_{12}}{\left(0.1 + \frac{a}{c} \right)^2} \right] \left(\frac{a}{t} \right)^2 + \left[A_{13} + A_{14} \left(\frac{a}{c} \right) + \frac{A_{15}}{0.2 + \frac{a}{c}} + \frac{A_{16}}{\left(0.1 + \frac{a}{c} \right)^2} \right] \left(\frac{a}{t} \right)^3 \quad (4.3-3)$$

Die Koeffizienten A1 bis A16 liegen für alle Kombinationen aus zwei Rissorientierungen (Axial oder Umfang), zwei Wanddicken-zu-Innenradius-Verhältnissen (0,1 und 0,25) und den Indizes m und n an vier verschiedenen Rissfrontpositionen (0° Oberflächenrissfrontpunkt, 30°, 60°, 90° tiefster Rissfrontpunkt) in tabellierter Form vor. Insgesamt ergeben sich somit 256 Datensätze mit jeweils 16 Koeffizienten, von denen die 128 Datensätze für die Rissfrontpositionen 0° und 90° implementiert wurden.

Der Spannungsintensitätsfaktor K_I am tiefsten Rissfrontpunkt (90°) bzw. Oberflächenpunkt (0°) ergibt sich dann zu:

$$K_I^{90^\circ} = \sum_{m,n=0}^3 F_{mn}^{90^\circ} \left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c} \right) s_{mn} \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \quad (4.3-4a)$$

$$K_I^{0^\circ} = \sum_{m,n=0}^3 F_{mn}^{0^\circ} \left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c} \right) s_{mn} \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \sqrt{\frac{a}{c}} \quad (4.3-4b)$$

Zur Umsetzung in PROST wurde in die Steuerkarte der Benutzerschnittstelle bei der Auswahl der Berechnungsmethodik zum Spannungsintensitätsfaktor die zusätzliche Option „IWM-2d-Polynomkoeffizienten“ hinzugefügt (siehe Abb. 4-19). Wird diese Option gewählt, so erscheint in der Eingabekarte für die Lastfunktionen eine Tabelle zur Eingabe einer zweidimensionalen Spannungsverteilung (siehe Abb. 4-20).

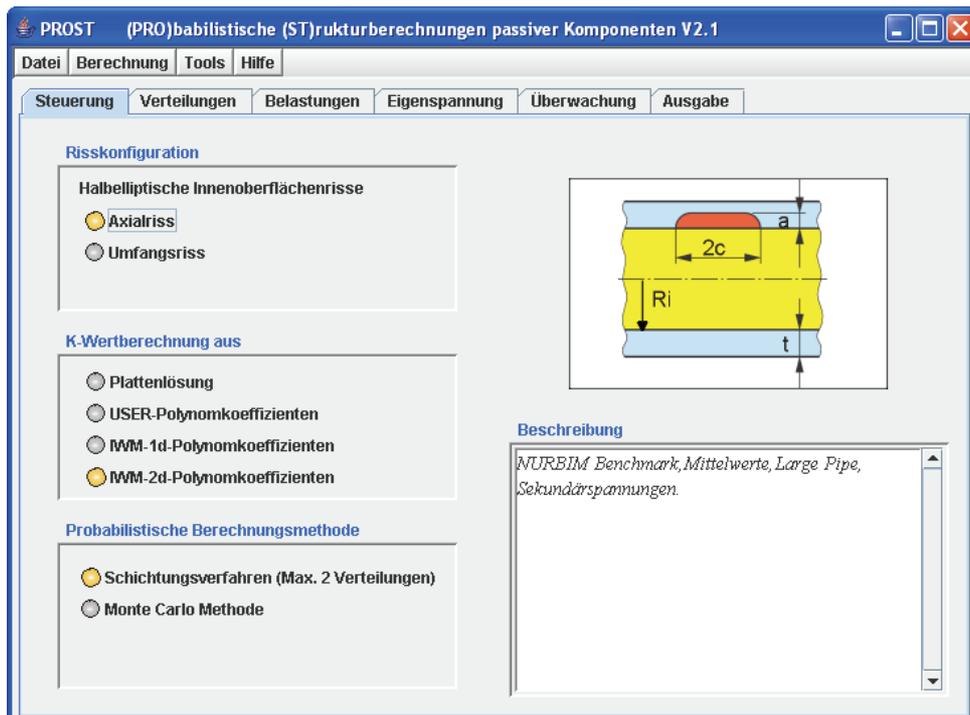


Abb. 4-19 PROST-Benutzeroberfläche, Eingabekarte für die Steuerungsoptionen

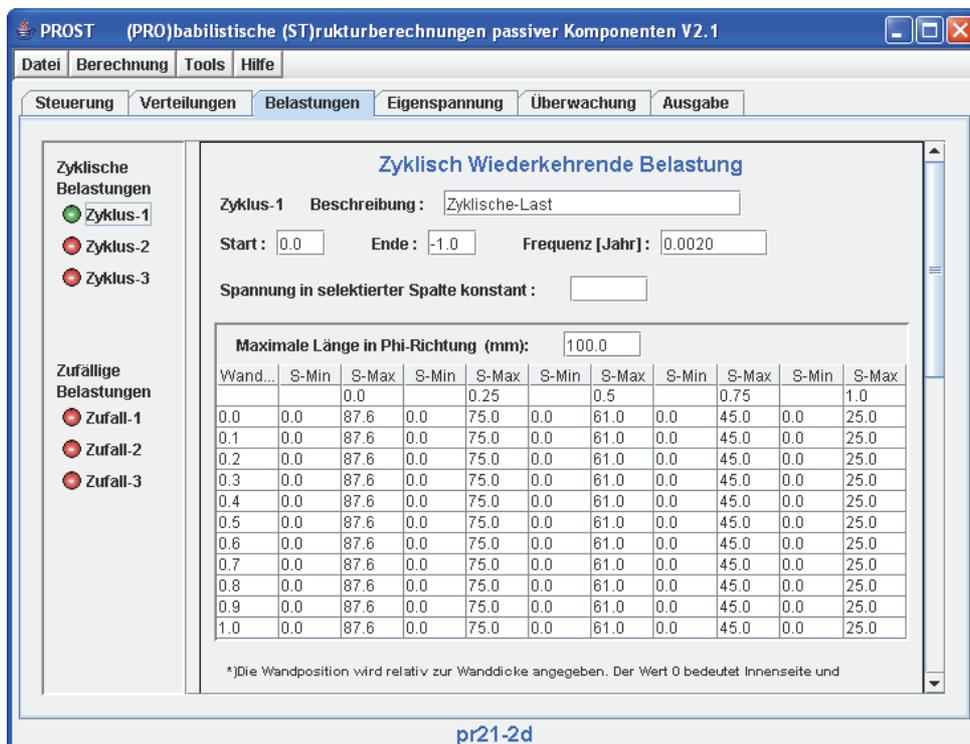


Abb. 4-20 PROST-Benutzeroberfläche, Eingabekarte für die Lastfunktionen

Unabhängig von der Wahl der Rissorientierung beschreibt die erste der beiden Spannungsfelddimensionen immer die Radialrichtung von der Innenoberfläche zur Außen-

oberfläche des Rohres, während die zweite bei Umfangsriss die Umfangsrichtung bzw. bei Axialriss die Achsenrichtung beschreibt. Die Eingabe erfolgt über die oben angegebenen normierten Koordinaten im Intervall [0,1]. Die Normierungslänge in mm für die zweite Dimension muss vom Benutzer eingegeben werden. Das Eingabefeld hierzu befindet sich in der Eingabekarte der Lastfunktion direkt oberhalb der Spannungstabelle. Für jede Lastfunktion müssen die im Zyklus auftretenden minimalen und maximalen rissöffnenden Spannungen eingegeben werden. Der Spannungsverlauf muss nicht konstant über die Wanddicke und Winkellage bzw. Achsenrichtung sein. Der Benutzer kann den jeweiligen Spannungswert an allen Kombinationen der elf Wandpositionen und fünf Winkel- bzw. Achsenpositionen angeben. Fest vorgegeben sind dabei die Positionen an der Innen- und Außenoberfläche 0.0 und 1.0 in Wanddickenrichtung und in der Rissmitte und der Normierungslänge 0.0 und 1.0 der zweiten Koordinatenrichtung. Die übrigen Positionen können vom Benutzer frei gewählt werden. Diese Eingaben beschreiben dann die zyklisch auftretenden minimalen und maximalen, rissöffnenden Belastungen für einen zur Rissmitte symmetrisch liegenden zweidimensionalen Spannungsverlauf.

Programmintern werden für diese minimalen und maximalen Spannungsverteilungen die jeweils 16 Approximationskoeffizienten s_{mn} der gemischten Polynome der Gleichungen (4.3-1a) bzw. (4.3-1b) berechnet. Hierzu wird das lineare Gleichungssystem mit dem Gauß'schen Eliminationsverfahren mit Pivotsuche nach /STO 89/ gelöst, das sich ergibt, wenn die Anpassung über die kleinsten Abstandsquadrate erfolgt. Sind diese Koeffizienten bekannt, so können für gegebene Risstiefe a und halbe Risslänge c die Spannungsintensitätsfaktoren an den beiden Rissfrontpunkten nach (4.3-4) berechnet werden.

Ausgehend von einer aus den verteilten Parametern zufällig ausgewählten Anfangskonfiguration wird das Risswachstum in PROST für jeden auftretenden Lastzyklus bis zum Endzeitpunkt der Berechnung oder dem Auftreten eines Lecks berechnet. Zur Berechnung des Risszuwachses ist für jeden Lastzyklus eine Spannungsintensitätsfaktorenberechnung notwendig. Somit ergibt sich je nach Problemstellung abhängig von der Gesamtanzahl der betrachteten Anfangskonfigurationen, der Anzahl der Zyklen pro Jahr und der insgesamt betrachteten Betriebszeit schnell eine sehr hohe Anzahl von durchaus einigen hundertmillionen notwendigen K-Werteberechnungen. Zur Beschleunigung der Berechnungszeit wurde eine Optimierung für PROST entwickelt.

Die einzelnen eingegebenen Lastfunktionen sind Eigenschaften von Objekten der Klasse „Transiente“, die wiederum eingebettet ist in die Klasse „Calcprost“ (siehe Anhang Kapitel 11). In jedem angelegten Objekt dieser Klasse werden die Polynomkoeffizienten s_{mn} des jeweiligen Spannungsfeldes berechnet. Die Gleichungen (4.3-4a) und (4.3-4b) lassen sich auch wie folgt schreiben

$$K_I^{90^\circ} = \sum_{m,n=0}^3 K_{I,mn} = \sqrt{a} \left[\sqrt{\frac{\pi}{Q}} \sum_{m,n=0}^3 F_{mn}^{90^\circ} \left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c} \right) s_{mn} \right] \quad (4.3-5a)$$

$$K_I^{0^\circ} = \sum_{m,n=0}^3 K_{I,mn} = \sqrt{a} \left[\sqrt{\frac{\pi a}{Qc}} \sum_{m,n=0}^3 F_{mn}^{0^\circ} \left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c} \right) s_{mn} \right] \quad (4.3-5b)$$

wobei die in den eckigen Klammern stehenden Ausdrücke bei bekannten s_{mn} nur noch von den Verhältnissen a/t und a/c abhängen, die beide im Intervall $[0,1]$ liegen. Die Optimierung besteht nun darin, dass schon in der Klasse „Transiente“ die Berechnung dieser Ausdrücke an einer vorgegebenen Stützstellenmatrix von a/t und a/c Verhältnissen stattfindet. Hierzu wird jedes der beiden Intervalle in 20 äquidistante Teilintervalle unterteilt und die berechneten Werte der Klammerausdrücke für jede Intervallkombination, für beide Rissfrontpunkte und für das minimale und maximale Spannungsfeld in eine eigene Ergebnismatrix abgespeichert. Somit wird später in der eigentlichen Berechnung des jeweiligen Spannungsintensitätsfaktors für eine gegebene Wanddicke t , Risttiefe a und halbe Risslänge c , lediglich linear in der betreffenden Ergebniswertematrix interpoliert und mit der Wurzel der Risttiefe multipliziert. Durch diese Vorgehensweise wurde die Rechenzeit um den Faktor vier beschleunigt, wobei Testrechnungen zeigen, dass die Abweichung der so berechneten K-Werte zu den K-Werten ohne Stützstellenauswertung unterhalb von 1‰ liegt.

4.3.2 Qualitätssicherung und Vergleichsrechnungen zu Finite-Element-Analysen

Qualitätssicherung

Zur funktionalen Überprüfung und der Gewährleistung der Konsistenz der Eingabeoberfläche nach Änderungen im Programmcode werden keine separaten Tests durch-

geführt, da sich Fehler direkt bei der Eingabe von Berechnungsbeispielen bemerkbar machen und sich somit eine Prüfung automatisch während der Programmierung ergibt. Zur Überprüfung der implementierten Routinen wurden hingegen verschiedene gesonderte Tests durchgeführt. So wurde vor den wesentlichen Routineänderungen ein Referenzeingabedatensatz (siehe Anhang Kapitel 11.7) basierend auf einem Problemfall aus den Benchmarkberechnungen im NURBIM-Projekt /SCH 04/ erstellt. Damit sollte sichergestellt werden, dass die teilweise erheblichen Codeänderungen nicht zu unerwünschten Ergebnisänderungen führen.

Nach der Einführung der weiter oben beschriebenen Optimierung hinsichtlich der Spannungsintensitätsfaktorenberechnung aus einem Stützwertefeld ergaben sich Unterschiede $<1\%$ in der K-Werteberechnung der maximalen Risstiefen. Dahingegen änderte sich der Leckeintrittszeitpunkt überhaupt nicht, woraus geschlossen werden kann, dass die Optimierung keinen Einfluss auf die Ergebnisse der Leckwahrscheinlichkeit hat. Weiterhin wurde nach der Implementierung der zweidimensionalen Spannungsintensitätsfaktorenberechnung überprüft, dass sich die Ergebnisse des eindimensionalen Referenzfalles nicht geändert haben. Dies war notwendig, da in der neueren Version eine eindimensionale Spannungsverteilung als Sonderfall einer zweidimensionalen Problemstellung behandelt wird. Zusätzlich wurde überprüft, dass bei Eingabe einer zweidimensionalen Berechnungsmethodik, wobei an allen Positionen der zweiten Spannungsrichtung die gleiche Referenzspannungsverteilung eingegeben wurde, wiederum keine Ergebnisänderungen auftreten. Ändert sich hingegen auch die Spannungsverteilung in der zweiten Dimension, so ergeben sich in der Rissmitte andere K-Werte, wie zu erwarten ist.

Vergleichsrechnungen zu Finite-Element-Analysen

Für den Einsatz von PROST bei zylindrischen Komponenten wurde zur Überprüfung der Qualität der mit PROST berechneten Spannungsintensitätsfaktoren ein Vergleich mit Ergebnissen aus einem Finite-Element-Modell durchgeführt. Betrachtet wurden eine Behälter- und Rissgeometrie sowie Lastbedingungen aus der internationalen Vergleichsanalyse RPV-PTS-ICAS /SIE 99a/. Ein Vergleich wurde für den Arbeitspunkt C2T1 durchgeführt. Hierbei handelt es sich um einen innenseitigen halbelliptischen Teilumfangriss im zylindrischen Bereich des RDB unter Innendruck und einer rotationssymmetrischen Thermoschockbelastung ausgelöst durch ein 20 cm^2 großes Leck im Primärkreislauf. Abb. 4-21 veranschaulicht die RDB-Geometrie, die Risslage und

den postulierten plattierungsdurchdringenden Riss mit einer Tiefe von 16 mm und einer Gesamtlänge von 96 mm.

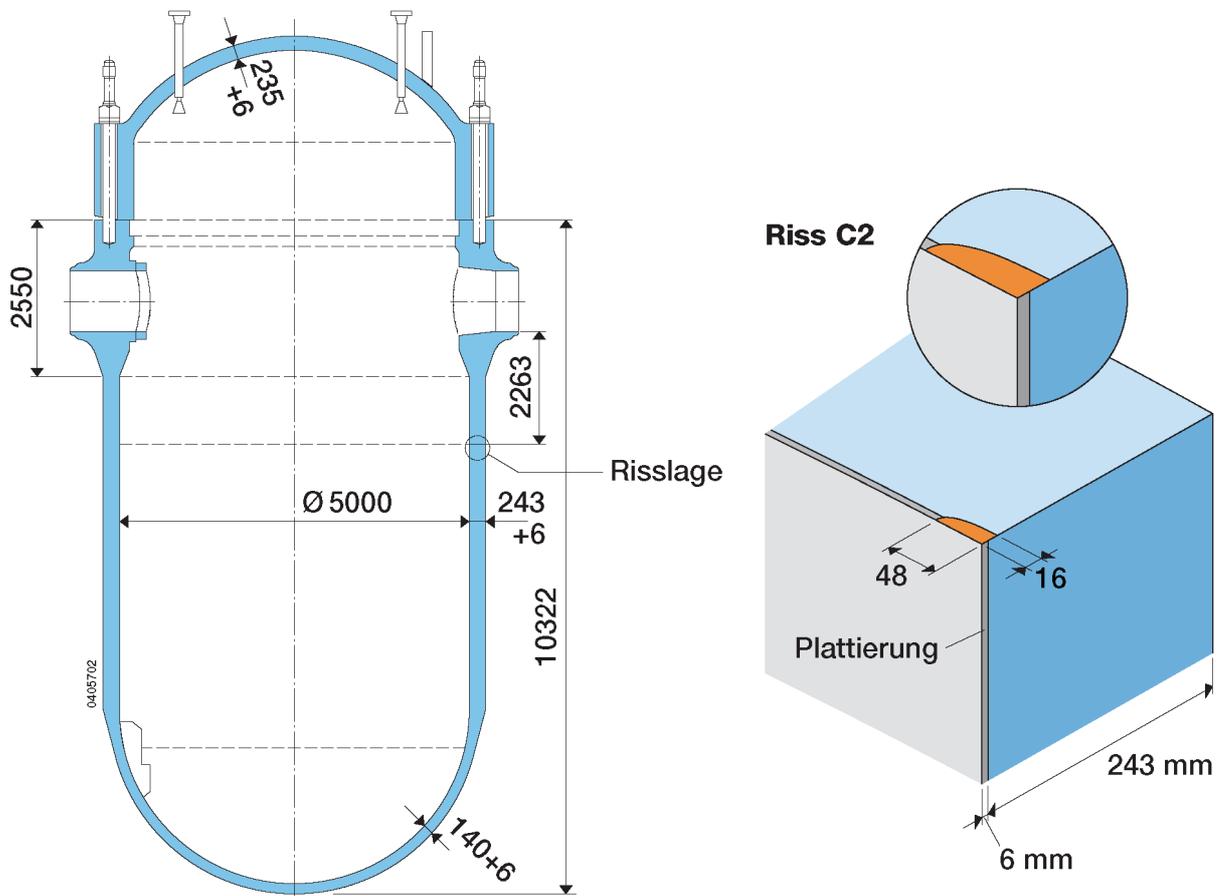


Abb. 4-21 RPV PTS ICAS, RDB Geometrie und postulierter Riss C2

Abb. 4-22 zeigt das in der Berechnung eingesetzte 3-dimensionale Finite-Element-Modell. Der zeitliche Verlauf des Innendruckes und der innenseitigen Fluidtemperatur ist in den Abb. 4-23 und Abb. 4-24 dargestellt. Mit diesen Modellierungsparametern wurden eine Temperaturrechnung und anschließend eine strukturmechanische Berechnung durchgeführt. Aus den an der Rissfront herrschenden Spannungs- und Dehnungsfeldern wurde über das J-Integral der Spannungsintensitätsfaktor am tiefsten Rissfrontpunkt und an einem Rissfrontpunkt in der Nähe der Grenzschicht zwischen Plattierung und Grundwerkstoff ermittelt (siehe Abb. 4-22). Der Verlauf des Spannungsintensitätsfaktors dieser beiden Positionen als Funktion der an der jeweiligen Position herrschenden Temperatur ist in Abb. 4-25 zu sehen.

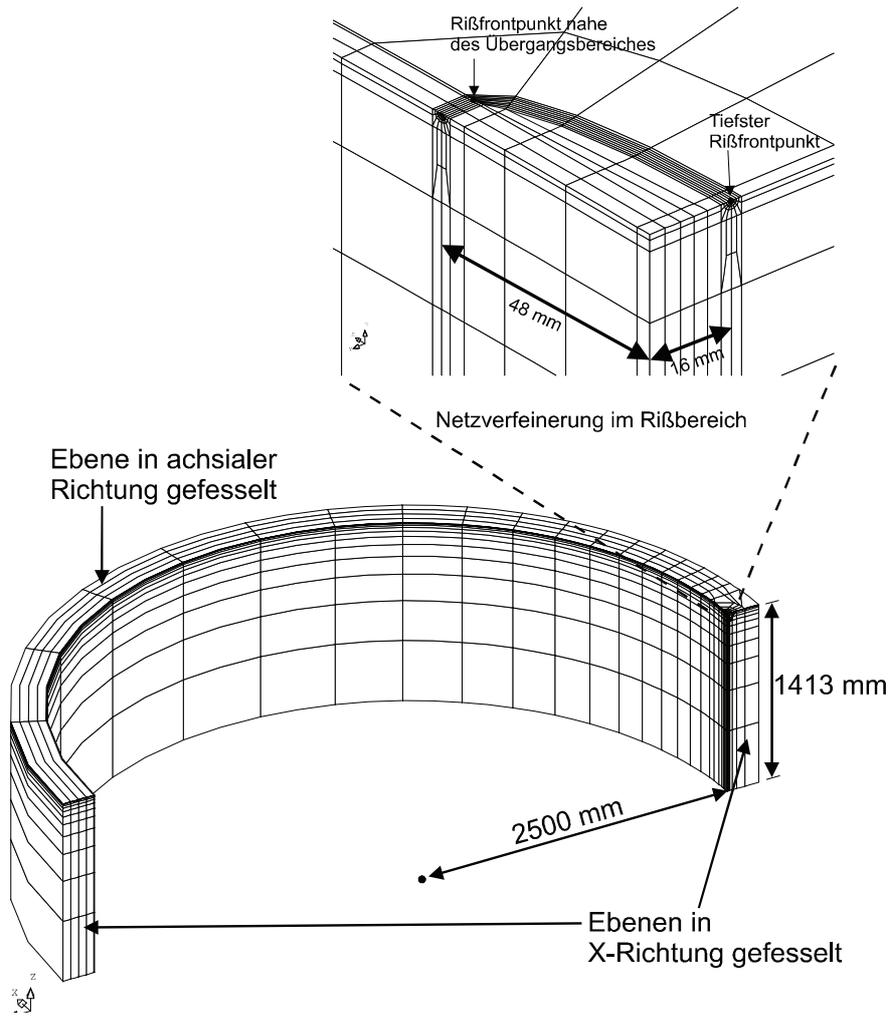


Abb. 4-22 RPV PTS ICAS, Finite Elemente Modell für Lastfall C2T1

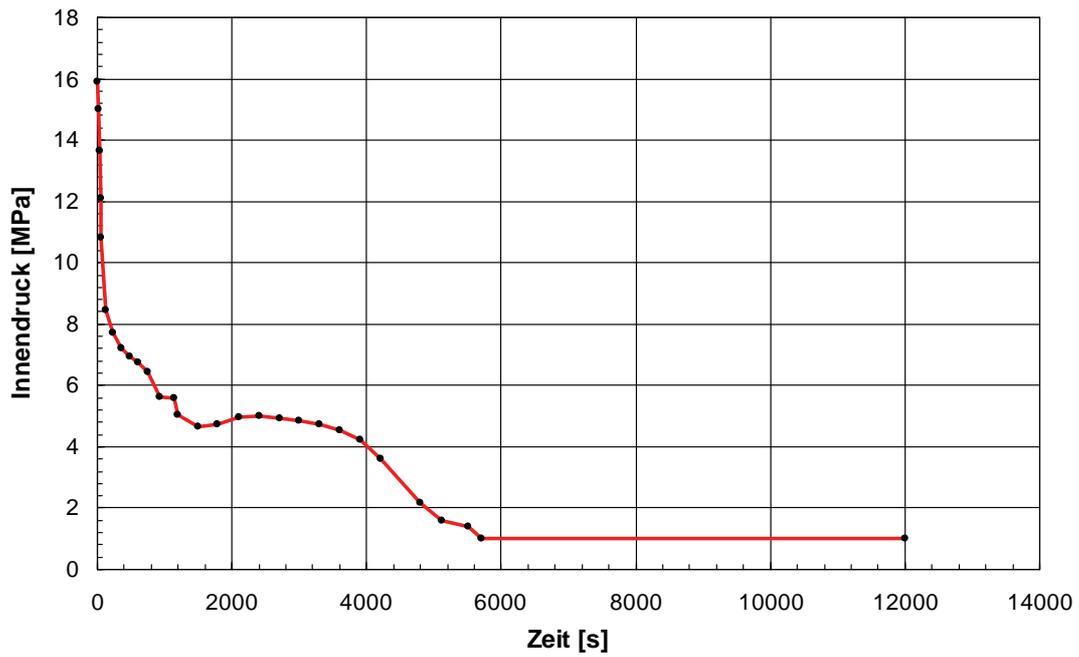


Abb. 4-23 RPV PTS ICAS, zeitlicher Verlauf des Innendrucks bei Transiente T1

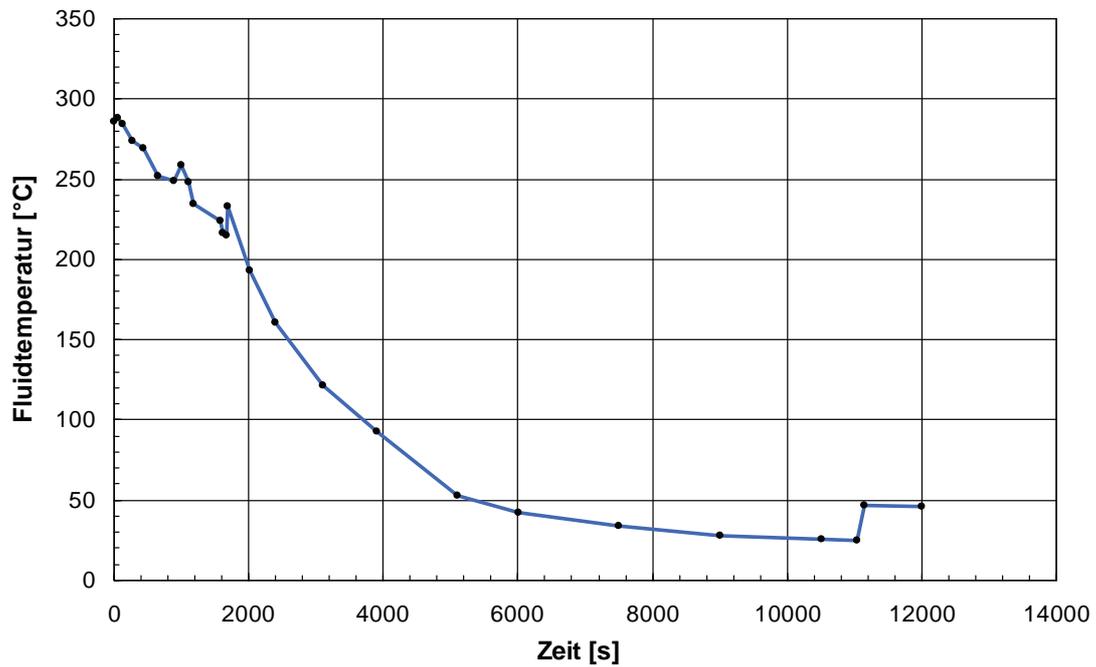


Abb. 4-24 RPV PTS ICAS, zeitlicher Verlauf der Fluidtemperatur bei Transiente T1

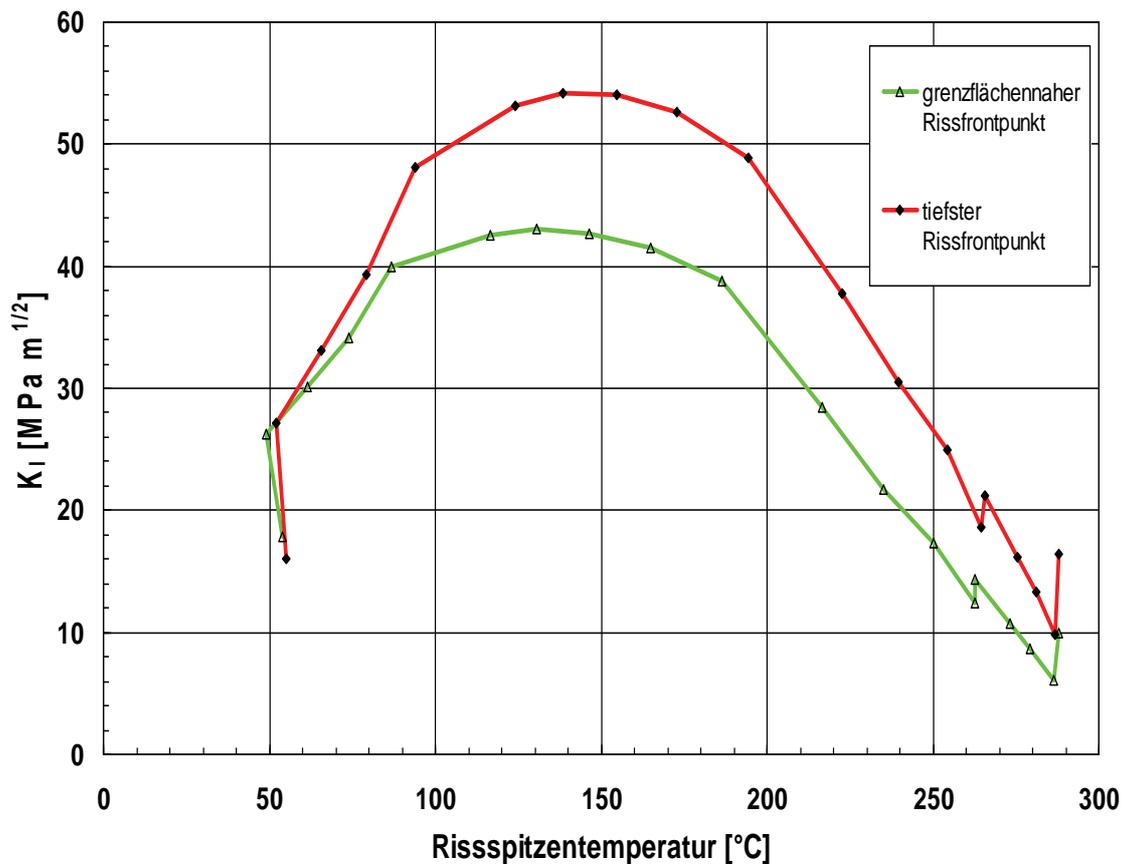


Abb. 4-25 RPV PTS ICAS, Spannungsintensitätsfaktoren als Funktion der Rissfronttemperatur für den Lastfall C2T1

Die höchste Rissbeanspruchung am tiefsten bzw. grenzflächennahen Rissfrontpunkt von 54.2 bzw. 43.0 MPa m^{1/2} wird an beiden Positionen nach 3600 s erreicht.

Um die Spannungsintensitätsfaktoren in PROST zu berechnen, wird die während des Lastfalls auftretende rissöffnende Spannungskomponente für das intakte Bauteil benötigt. Für den hier betrachteten Umfangsrisse ist dies die Axialspannung in der Rissebene ohne Risseinfluss. Da es sich um eine rotationssymmetrische Kühlung handelt, ist der Spannungsverlauf entlang der Wanddicke für einen intakten Behälter unabhängig von der Umfangsposition. Die Spannungen auf der dem Riss gegenüber liegenden Seite weisen keinen Risseinfluss auf und wurden als Eingabedatensatz für die PROST-Berechnungen genommen. In Abb. 4-26 sind die rissöffnenden Spannungen ohne Risseinfluss entlang der Wanddicke für verschiedene Zeitpunkte der Lasttransiente dargestellt.

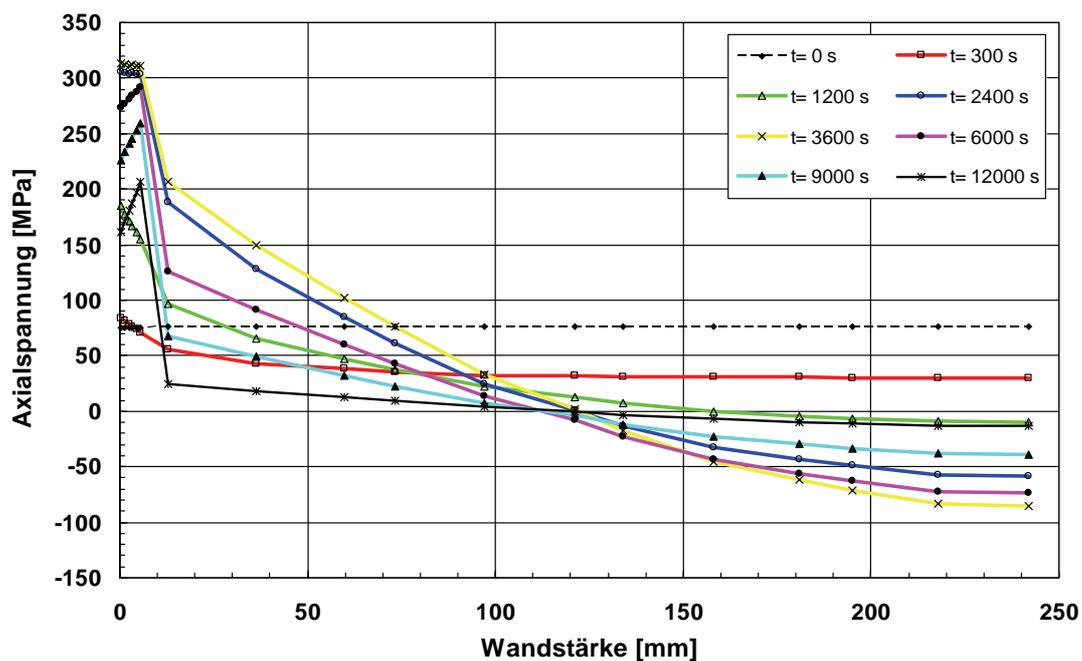


Abb. 4-26 RPV PTS ICAS Lastfall T1, Axialspannungen ohne Risseinfluss entlang der Wanddicke zu verschiedenen Zeiten

Exemplarisch ist für den Zeitpunkt 3600 s in Abb. 4-27 ein Vergleich der Spannungsverteilung, wie sie sich aus der FE-Analyse ergibt (rote Kurve), wie sie in PROST eingegeben wurde (blaue Kurve) und schließlich wie sie sich intern in PROST über ein Polynom dritten Grades angepasst ergibt (grüne Kurve), zu sehen. Die Spannungsinintensitätsfaktorenberechnung innerhalb von PROST erfolgt mit der grün dargestellten Kurve. Somit hängt die Güte der in PROST berechneten K-Werte auch direkt an der Genauigkeit der Polynomannpassung. In Tab. 4-7 sind die mit der FE-Analyse berechneten K-Werte denen mit PROST approximierten für drei Zeitpunkte gegenübergestellt. Insgesamt zeigt sich eine recht gute Übereinstimmung. Am tiefsten Rissfrontpunkt liegen die mit PROST berechneten Werte etwas oberhalb der FE-Rechnung, wohingegen die Werte am Oberflächenpunkt etwas heterogener mal oberhalb und mal unterhalb liegen. Eine direkte Vergleichbarkeit ist an dieser Stelle auch deshalb nicht gegeben, weil in PROST tatsächlich der an der Innenoberfläche liegende Rissfrontpunkt zugrunde liegt, wobei in der FE-Rechnung der an der Grenzfläche zwischen Plattierung und Grundwerkstoff liegende Rissfrontpunkt betrachtet wurde. Die Abweichungen am tiefsten Rissfrontpunkt ergeben sich im Wesentlichen aus den Unterschieden zwischen der Polynomannpassung und den Originaldaten der Spannungsverteilung. Werden die FE-

Spannungen im Bereich der Rissfrontpunktlage gut getroffen, so liegen auch die Spannungsintensitätsfaktoren sehr dicht beieinander.

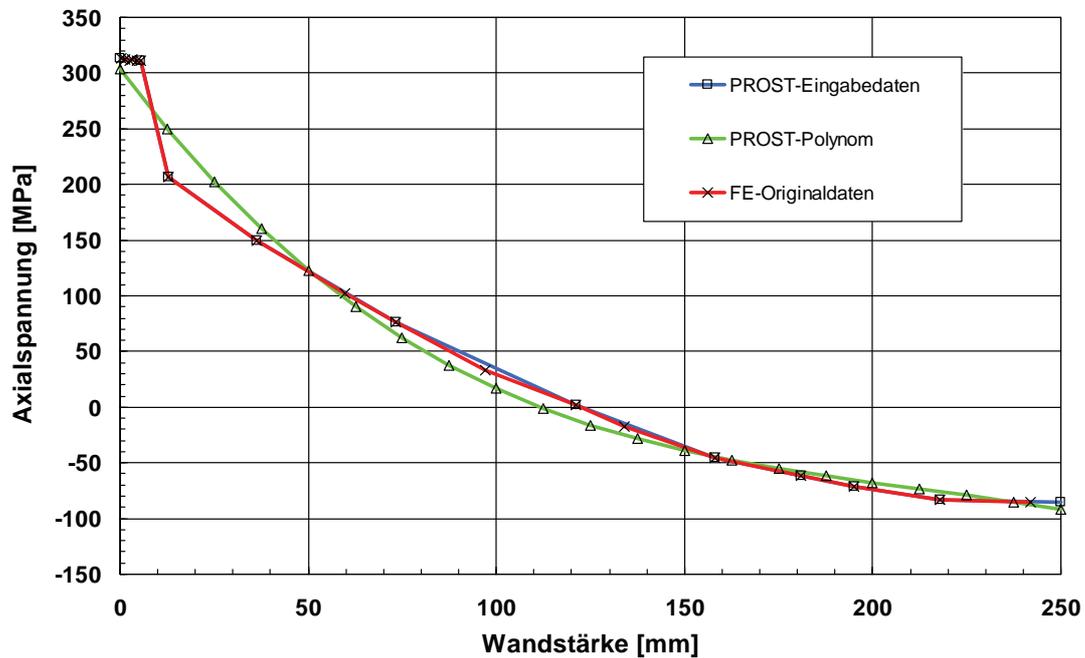


Abb. 4-27 RPV PTS ICAS Lastfall T1, Axialspannung nach 3600s, Vergleich der Originaldaten mit dem PROST-Eingabedatensatz und der PROST-Polynomannpassung

Tab. 4-7 RPV PTS ICAS Lastfall T1, Vergleich der berechneten Spannungsintensitätsfaktoren zwischen FE-Analyse und PROST

Zeit (s)		1200	2400	3600
K-Werte tiefster Rissfrontpunkt (MPam ^{1/2})	FE	25,0	54,1	54,2
	PROST	30,0	54,7	57,5
K-Werte Oberflächenrissfrontpunkt (MPam ^{1/2})	FE	17,3	38,8	43,0
	PROST	21,3	38,7	40,0

4.4 Auswahl und Darstellung von Verteilungsfunktionen

Da erste Anwendungen von PROST zeigten, dass nicht alle vorhandenen Daten mit den bereits in PROST zur Verfügung stehenden Verteilungsfunktionen (Normal-, Log-normal, Exponential-, und Weibullverteilung) gut angepasst werden können, wurde eine Erweiterung zur Einbindung von Histogrammdateien durchgeführt. Weiterhin wurde ein Modul zur Darstellung der eingegebenen Verteilungsfunktionen implementiert. Dies dient zum einen der Überprüfung der eingegebenen Verteilung und zum anderen auch der Visualisierung für den Benutzer, da abgeschnittene Funktionen je nach Einschränkung mitunter erheblich von den ursprünglichen Verteilungsformen abweichen und/oder der Verlauf der Wahrscheinlichkeitsdichte und der korrespondierenden Eintrittswahrscheinlichkeit anhand der eingegebenen Parametern nur schwer vorstellbar ist.

Zur Verwendung von Histogrammdateien wurde die Klasse „Histogramm“ programmiert. Wird in der Benutzeroberfläche für einen zur Verteilung vorgesehenen Parameter als Verteilungsform Histogramm gewählt, so öffnet sich ein Dateiauswahlfenster, in dem die gewünschte Textdatei mit den Histogrammdateien durch anklicken gewählt werden kann. Abb. 4-28 zeigt das Auswahlfeld für die Verteilungsformen und Abb. 4-29 das Dateiauswahlfenster nach Wahl von Histogramm. Die Eingabefelder für Mittelwert und zum Abschneiden der Verteilung sind inaktiv, da diese Werte aus den eingelesenen Histogrammdateien ermittelt werden.

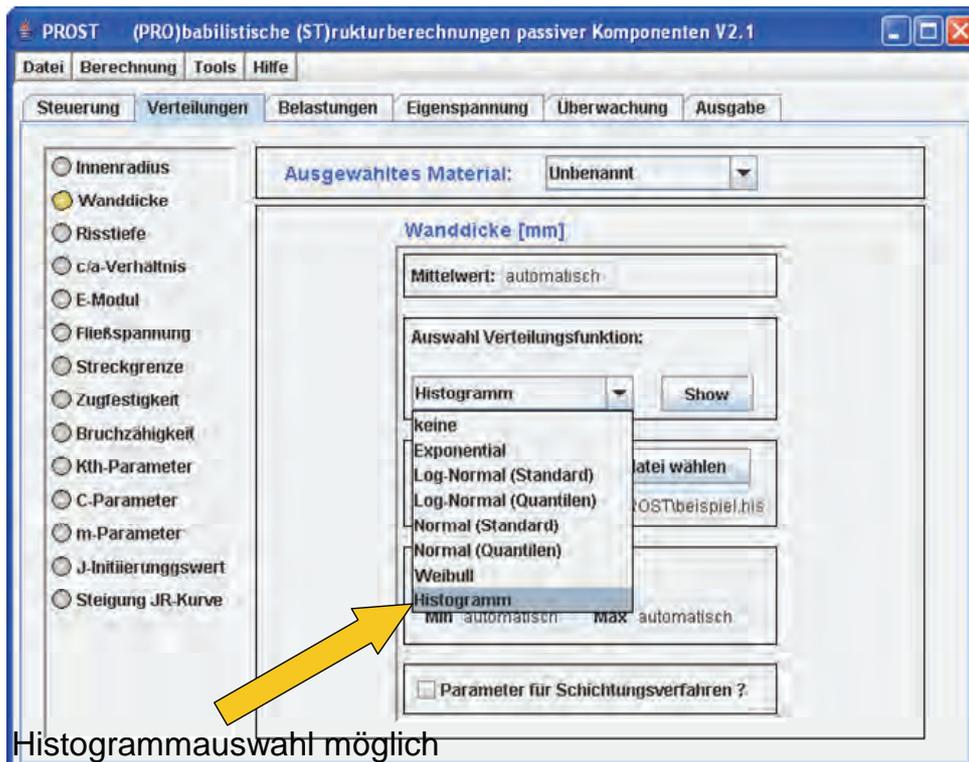


Abb. 4-28 PROST Oberfläche, Auswahlfelder für Verteilungsfunktionen

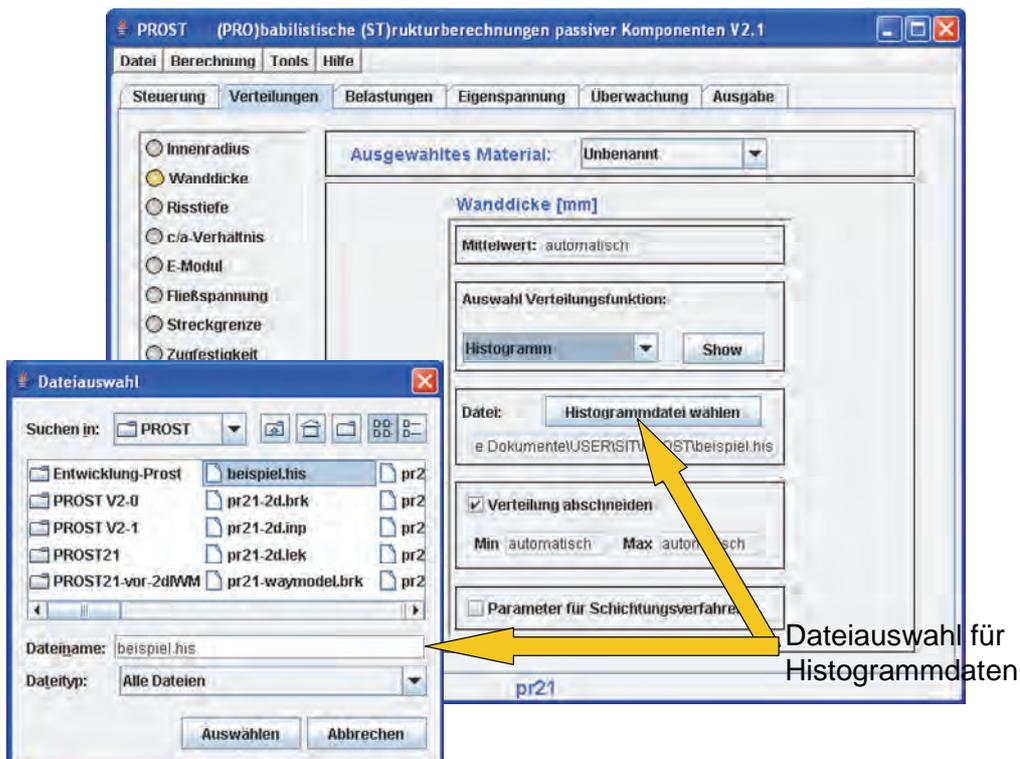


Abb. 4-29 PROST Oberfläche, Auswahlfenster für Histogrammdateiwahl

In der Histogrammdatei kann die erste Zeile einen beliebigen Text enthalten. Ab der zweiten Zeile folgen dann die formatierten Histogrammdateien mit jeweils einem Datenpunkt pro Zeile. Der erste Wert entspricht dem Abszissenwert und der zweite dem Ordinatenwert. Die beiden Werte müssen durch mindestens ein Leerzeichen oder einen Tabulatorschritt getrennt sein. Ein Beispiel für eine Histogrammdatei ist im Anhang Kapitel 11.7 gegeben. Die Abstände entlang der Abszisse müssen nicht notwendigerweise äquidistant sein. Eine Darstellung der Wahrscheinlichkeitsdichte- und Wahrscheinlichkeitsverteilung für die im Anhang angegebene Histogrammdatei ist in Abb. 4-30 zu sehen.

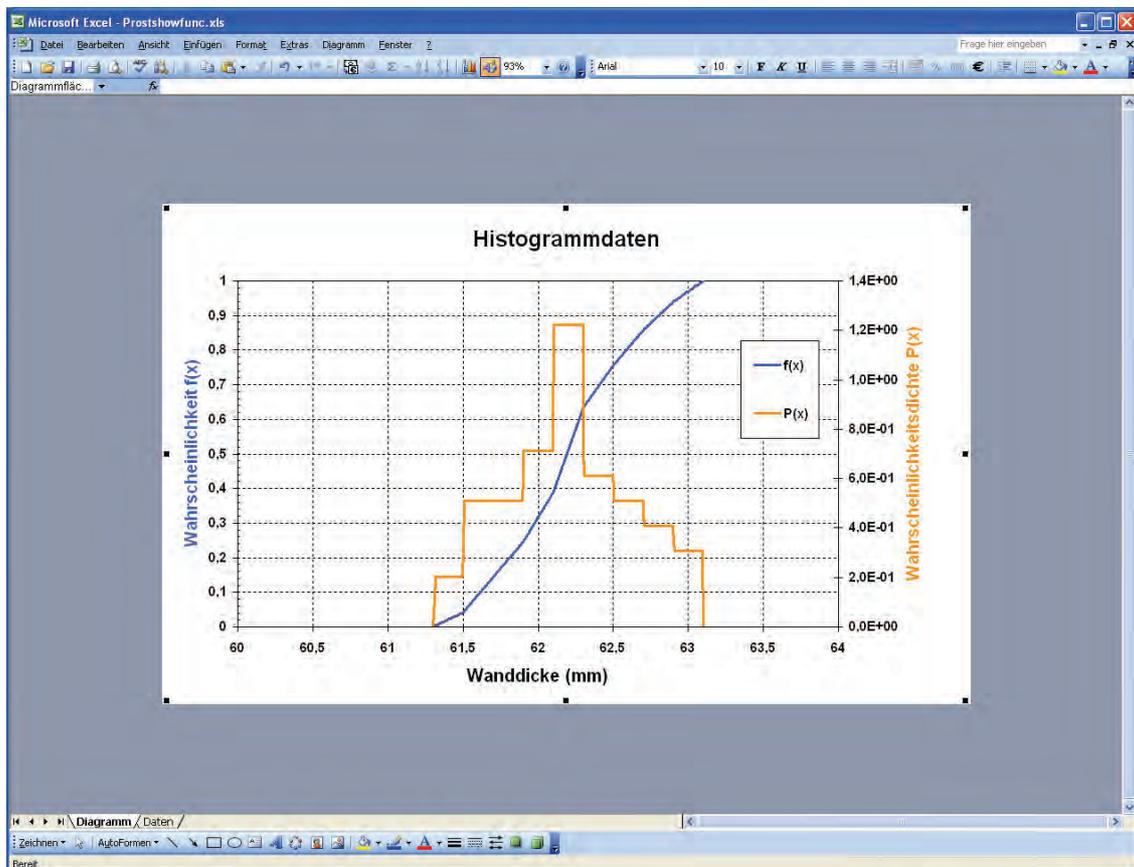


Abb. 4-30 PROST, Darstellung der Histogrammdatei aus Kapitel 11.7

Die Klasse „Histogramm“ enthält neben einer Funktion zum Einlesen der Daten auch Funktionen zur Normierung, Intervallwahrscheinlichkeitsberechnung und zum Ziehen von Zufallswerten wie sie auch in den anderen Verteilungsfunktionsklassen vorhanden sind.

Zusätzlich wurde eine Option zur Darstellung der Verteilungsfunktionen in PROST implementiert. Hat der Benutzer eine Verteilungsfunktion eingegeben, so kann er sich diese durch anklicken des „Show“ Auswahlknopfes anzeigen lassen (siehe Abb. 4-31).

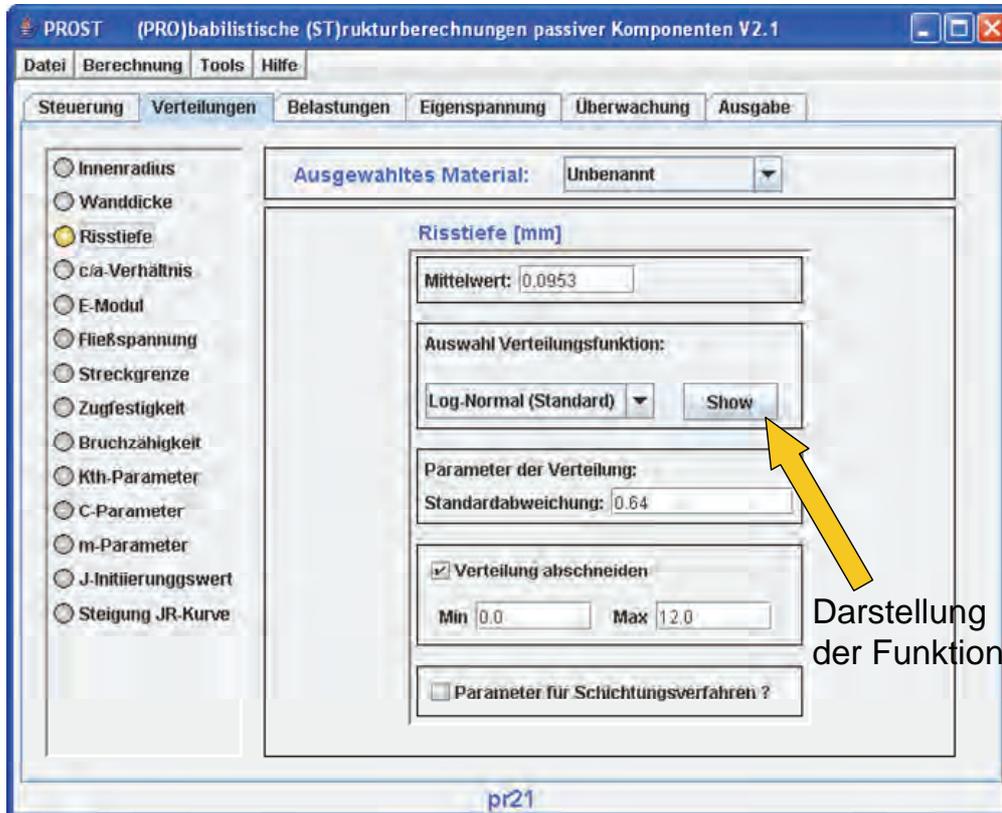


Abb. 4-31 PROST, Darstellungsoption für eingegebene Verteilungsfunktion

Im Hintergrund findet eine Berechnung der Datenpunkte zu der Verteilungsfunktion in Wahrscheinlichkeitsschritten von 0,002 % statt. Die Abszissenwerte zusammen mit den Wahrscheinlichkeitswerten und der zugehörigen Wahrscheinlichkeitsdichtewerten werden auf die Datei „show.dat“ geschrieben, die sich im PROST Hauptverzeichnis befindet. Anschließend wird aus dem Javaprogramm heraus die Excelanwendung gestartet und in diesem Aufruf die Excel-Arbeitsmappe „Prostshowfunc.xls“ aus dem PROST Hauptverzeichnis als zu öffnende Datei angegeben. In dieser Excelmappe befindet sich ein Makro, das die Daten aus der Datei „show.dat“ einliest, eine Skalierung für das Diagramm durchführt und dieses dann in einer Diagrammansicht darstellt. Von diesen Hintergrundprozessen sieht der Benutzer nichts, für ihn öffnet sich eine Excelanwendung mit einer Darstellung der Verteilungsfunktion im Wahrscheinlichkeitsbereich von 0,002-99,998 %. Abb. 4-32 zeigt eine derartige Darstellung für die in Abb. 4-31 spezifizierte Verteilungsfunktion.

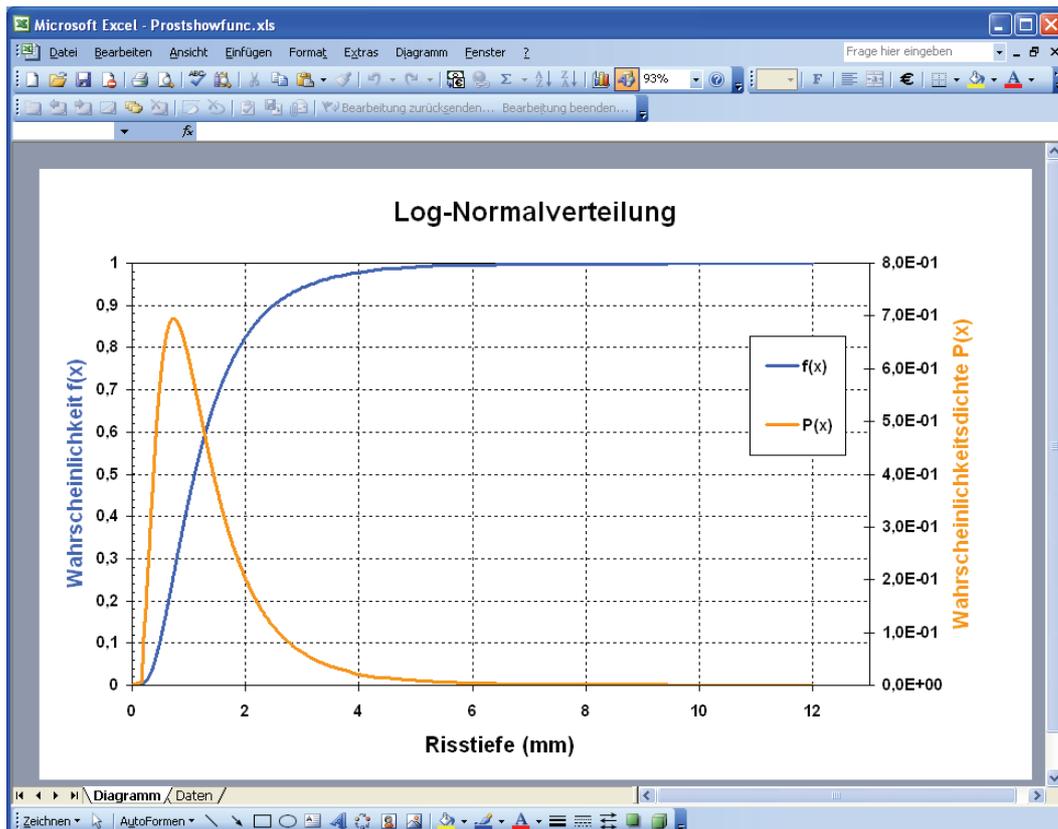


Abb. 4-32 PROST, Darstellung der in Abb. 4-31 eingegebenen Verteilungsfunktion

Da die sich öffnende Excelarbeitsmappe ein Makro enthält, erscheint je nach Sicherheitseinstellung des PC's eine Meldung mit der Frage ob das Makro aktiviert werden soll. Damit die aktuelle Verteilungsfunktion dargestellt werden kann ist sicherzustellen, dass das Makro ausgeführt wird.

5 Analyse eines rissbehafteten Speisewasserstutzens unter thermomechanischer Belastung mit PROST und ADINA

Als beispielhafte Anwendung der probabilistischen Analysemethodik für komplexe Strukturgeometrien und Belastungszustände wurden mit ADINA und PROST Untersuchungen zur Leckwahrscheinlichkeit in einem Speisewasserstutzen unter Belastungen aus Innendruck und thermischer Schichtung durchgeführt.

Abb. 5-1 zeigt schematisch einen Dampferzeuger (DE) eines deutschen DWR mit der Kennzeichnung der Lage des Speisewasserstutzens (Speisewassereintritt).

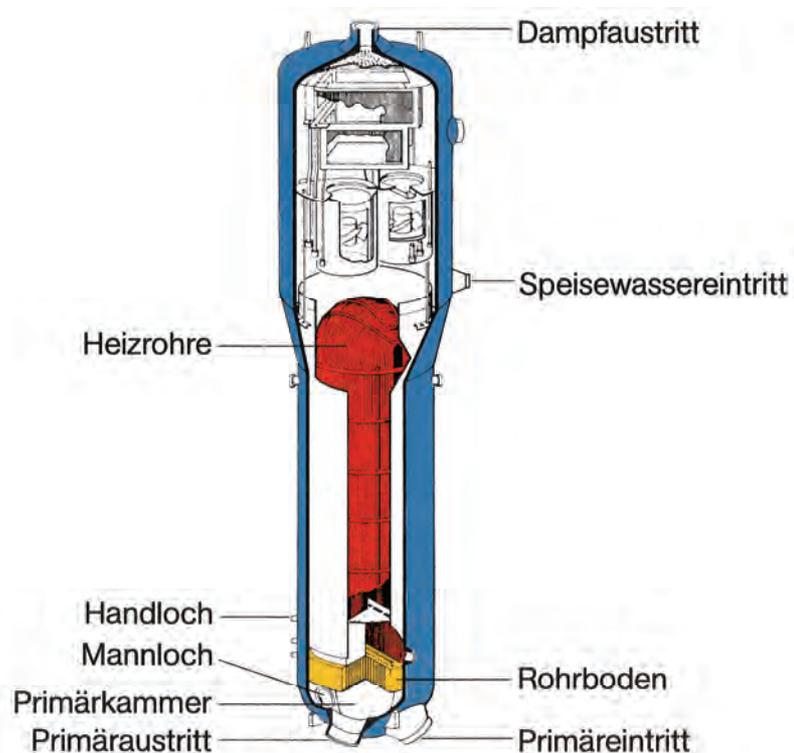


Abb. 5-1 Schematische Darstellung eines Dampferzeugers

5.1 Problemstellung

Im Rahmen wiederkehrender Prüfungen wurden Anzeichen für Risse an der Innenoberfläche des Speisewasserstutzens eines Druckwasserreaktors festgestellt. Die Rissanzeigen befanden sich im Grundwerkstoff am Beginn der Ausrundung zum Anschluss an das Wärmeschutzrohr. Eine Rissanzeige lag nahezu symmetrisch zur 6:00-

Uhr-Position in einem Winkelband von etwa 80° C. Abb. 5-2 zeigt eine Darstellung des betroffenen Stutzens mit der Lage des Befunds.

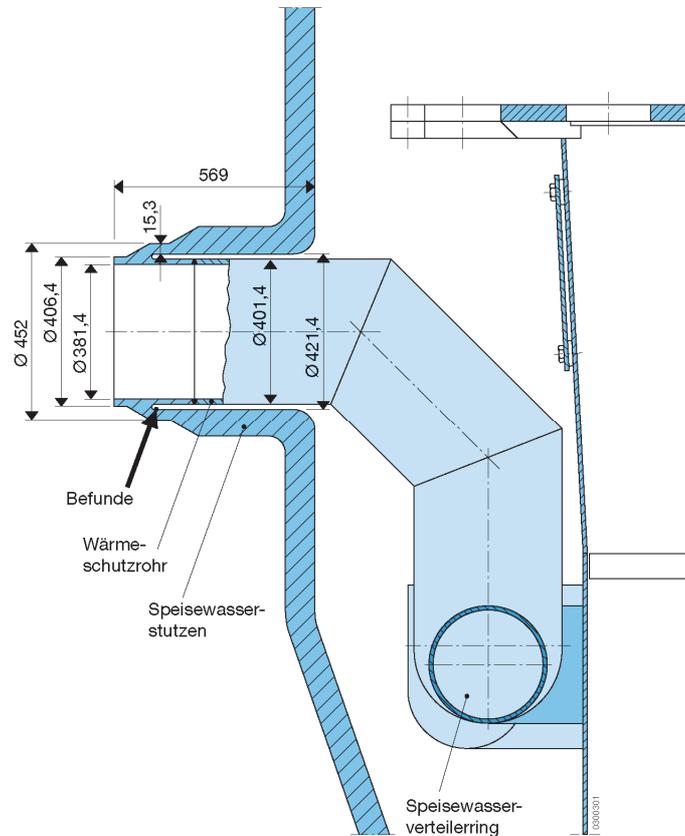


Abb. 5-2 Darstellung des geschädigten Speisewasserstutzens

Wenn Speisewasser beim Abfahren aus nicht vorgewärmten Leitungsabschnitten in den noch heißen Dampferzeuger geschoben wird, können beim Betriebsdruck von 6,6 MPa zyklische Belastungen in Form von Temperaturdifferenzen von bis zu 250 °C zwischen Unter- und Oberteil der Speisewasserleitung vorkommen. Abb. 5-3 zeigt mögliche sich einstellende Temperaturverteilungen.

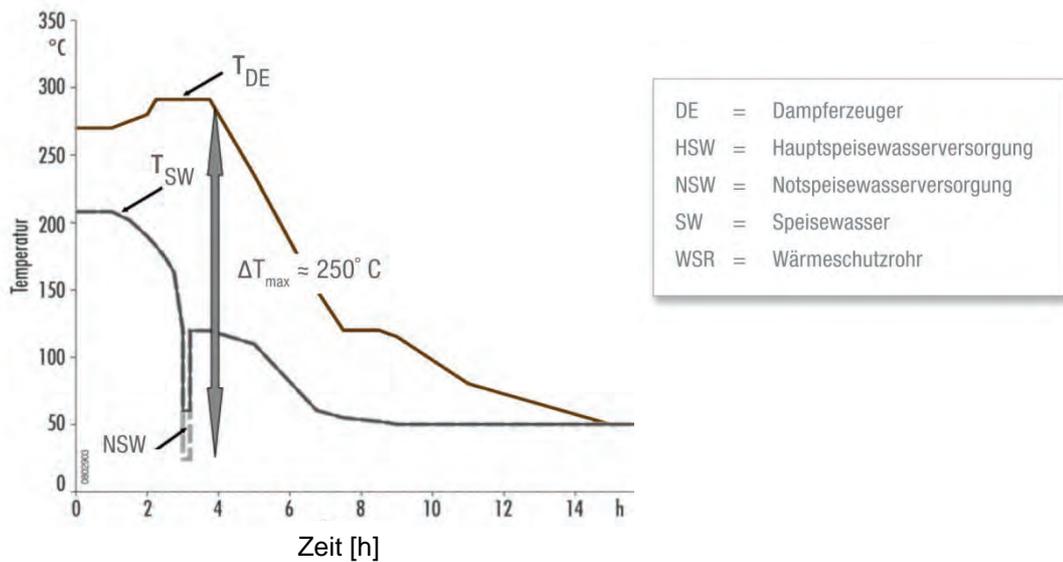


Abb. 5-3 Temperaturverteilungen infolge thermischer Schichtung

Durch Änderungen bezüglich der Inbetriebnahme der Notspeisewasserversorgung (NSW) können die Belastungen reduziert werden.

5.2 Berechnungen mit ADINA

5.2.1 Finite-Element-Modelle

Die Beanspruchung infolge der Temperaturdifferenzen im Bereich der Befundstelle – also die Spannungsverteilung ausgehend von der Innenoberfläche des Speisewasserstutzens durch die Wand an der 6:00-Uhr-Position – wurde mit ADINA analysiert. Die Risslage und –form ist in Abb. 5-4 dargestellt. Die verwendeten Finite-Element-Modelle sind in den Abb. 5-5 bis Abb. 5-7 gezeigt.

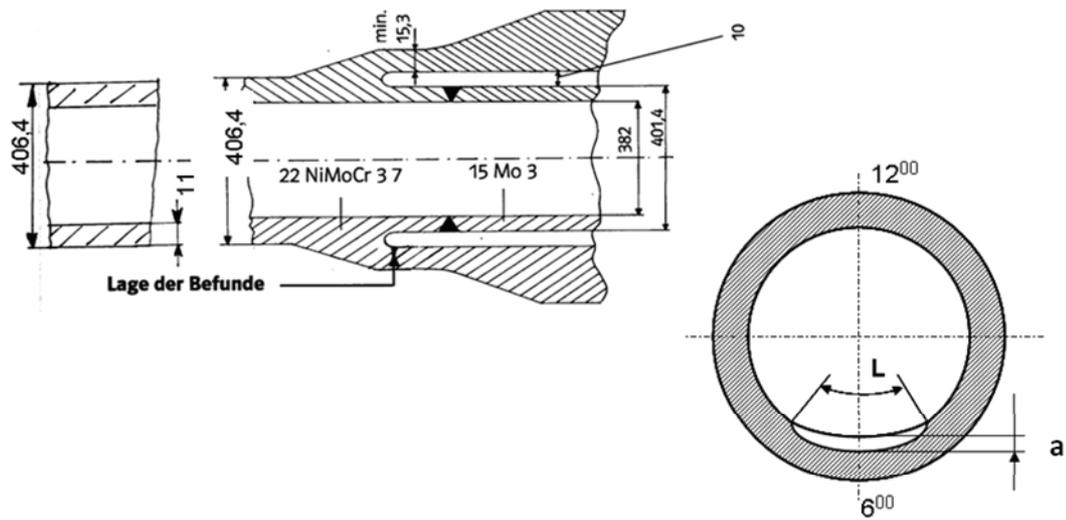


Abb. 5-4 Lage der Befunde im Dampferzeugerstutzen

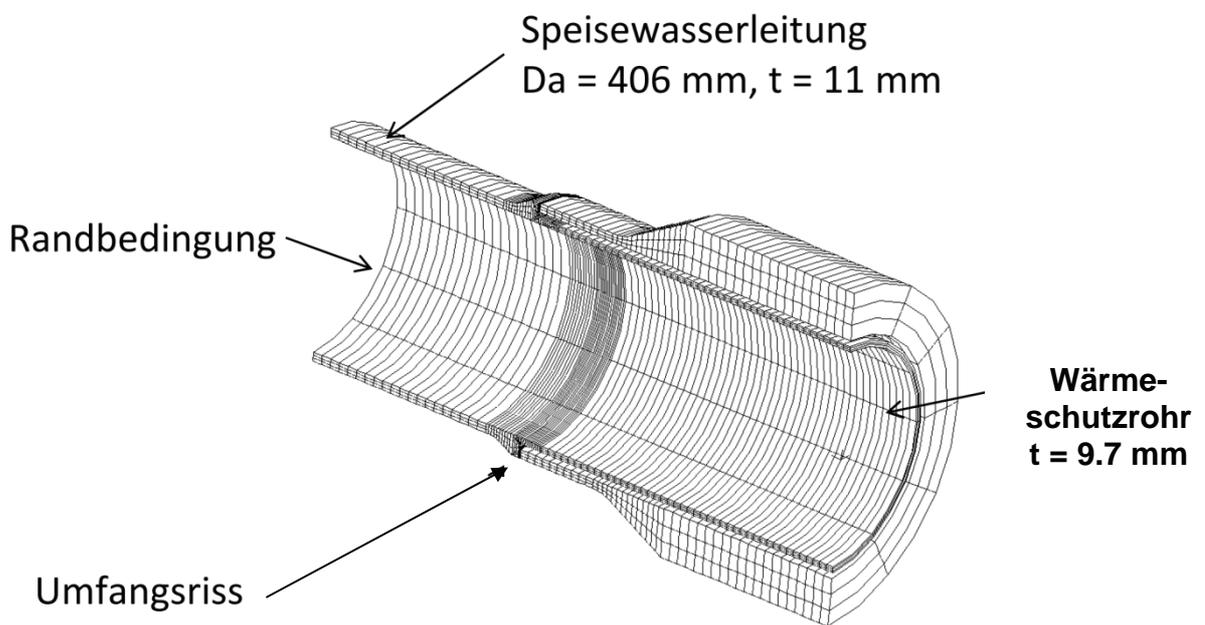


Abb. 5-5 Finite-Element-Modell des Stutzens (180°-Modell, „kurzes“ Modell)

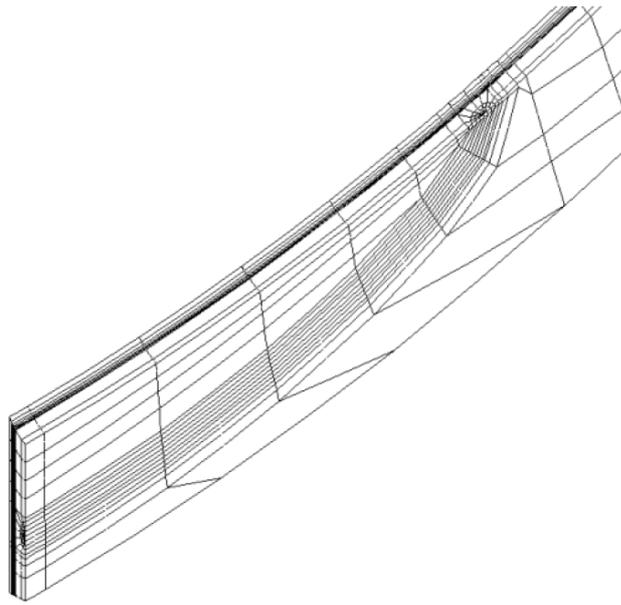


Abb. 5-6 Verfeinerte Elementierung im Bereich der Umfangsrisssfront

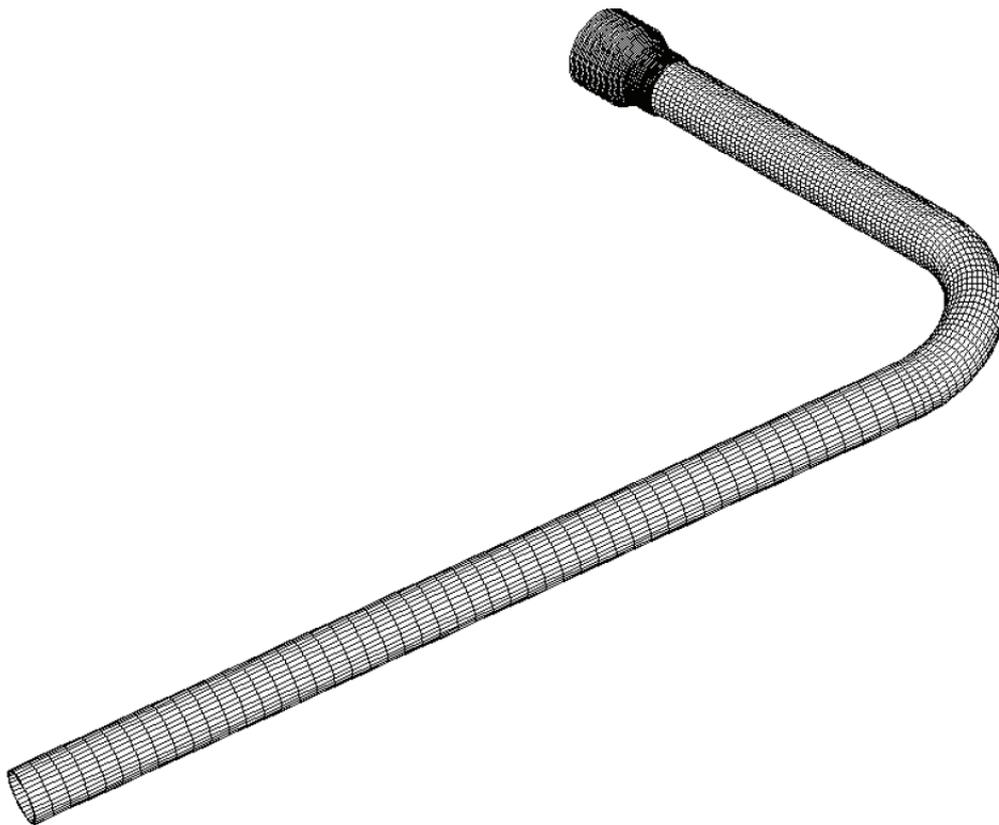


Abb. 5-7 Finite-Element-Modell des Stutzens und der anschließenden Speisewasserleitung („langes“ Modell)

Das lange Modell dient im wesentlichen zur Festlegung der Randbedingungen für das kurze Modell, da die Berechnungsergebnisse des kurzen FE-Modells des Speisewasserstutzens stark von der Randbedingung an der freigeschnittenen Querschnittsfläche der Speisewasserleitung abhängig sind. Durch Vergleich mit den Resultaten des langen FE-Modells, das bis zum nächstliegenden Fixpunkt reicht und als „best-estimate“-Modell angenommen wird, ergab sich, dass die Randbedingung, bei der der Endquerschnitt der Speisewasserleitung auf einer rotierbaren Ebene beschränkt ist, die besten Ergebnisse liefert.

5.2.2 Ausgewählte Berechnungsergebnisse

Im Folgenden werden einige exemplarische Ergebnisse der Temperatur- und Spannungsberechnung sowie der Verformungen der Modelle gezeigt. Wie oben beschrieben wird das kurze FE-Modell mit unterschiedlichen Randbedingungen analysiert und die Resultate werden mit denen des langen FE-Modells (siehe Abb. 5-7), verglichen. Abb. 5-8 und Abb. 5-9 zeigen die Verformungen des langen Modells und Abb. 5-10 die vom kurzen Modell unter den verschiedenen Randbedingungen an der Schnittfläche 1. Dabei ist zu beachten, dass die Verformungen mit dem Darstellungsfaktor 80 gezeigt werden. Abb. 5-11 zeigt die Knotenverschiebungen in Z-Richtung auf einer Linie entlang der Innenseite in der Mitte des gekühlten Bereiches (6:00 Position). Sowohl die Verformungen als auch das Diagramm zeigen deutliche Unterschiede zwischen den Verformungen des kurzen Modells mit festgehaltenem Endquerschnitt und der Verformung des langen Modells. Insgesamt ergibt der Vergleich, dass der Verformungszustand des kurzen Modells, bei dem der Endquerschnitt auf einer rotierbaren Ebene beschränkt ist, mit dem langen Modell am besten übereinstimmt. Weiterhin hat die Auswertung der Ergebnisse ergeben, dass die Knotenverschiebungen an der 0:00 und 6:00 Position der Schnittfläche sehr gut mit denen des langen Modells übereinstimmt.

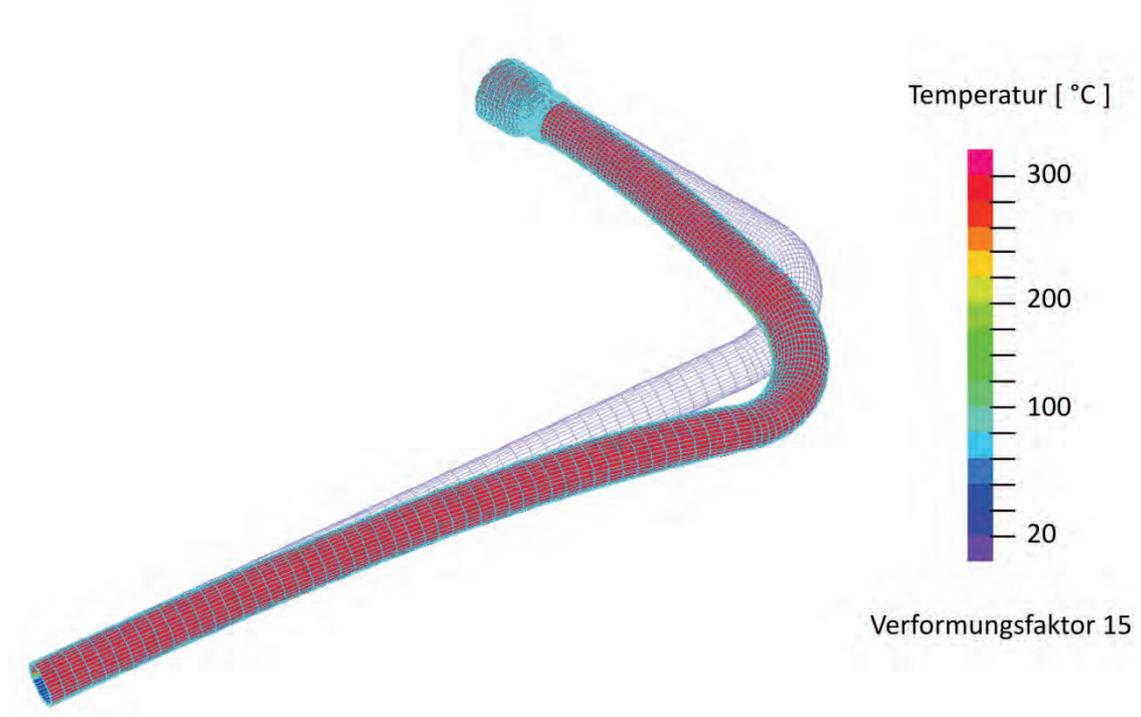


Abb. 5-8 Verformung des langen Finite-Element-Modells

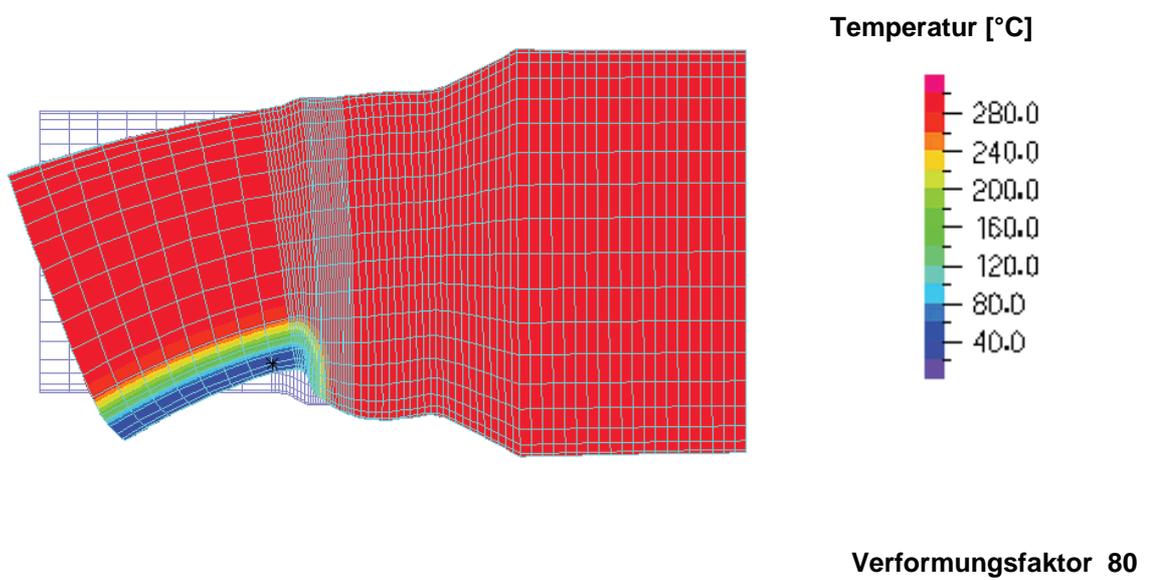
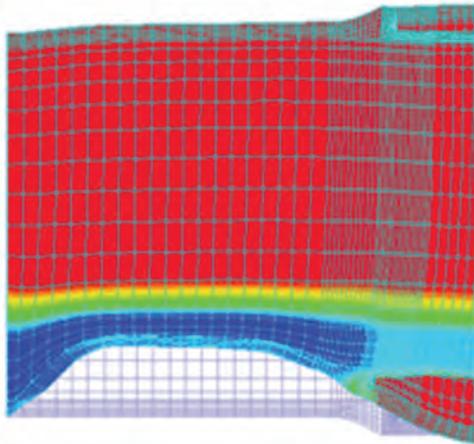
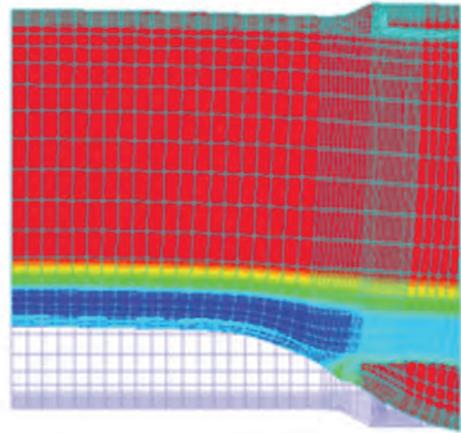


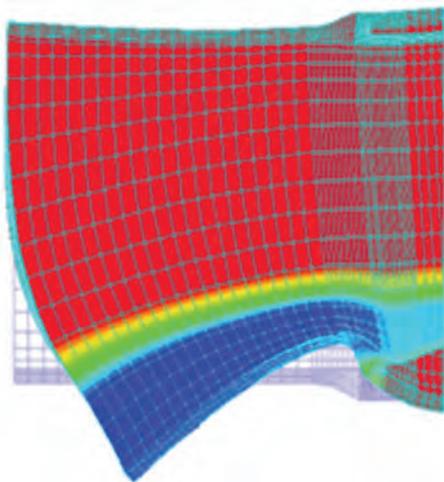
Abb. 5-9 Verformung des Stützteils im langen FE-Modell



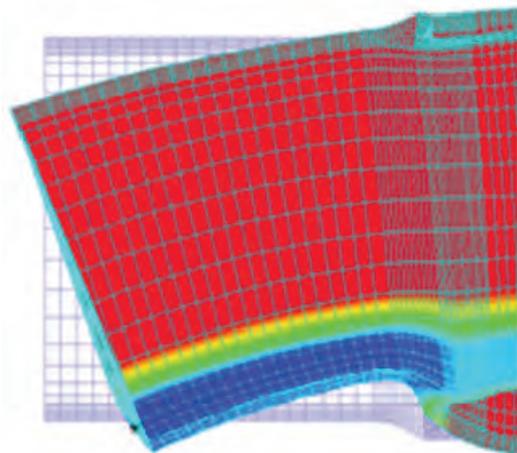
Linker Rand festgehalten



Linker Rand in y-Richtung festgehalten



Linker Rand frei



Linker Rand festgehalten als rotierbare Ebene

Abb. 5-10 Verformung des kurzen Modells bei verschiedenen Randbedingungen des linken Modellrands

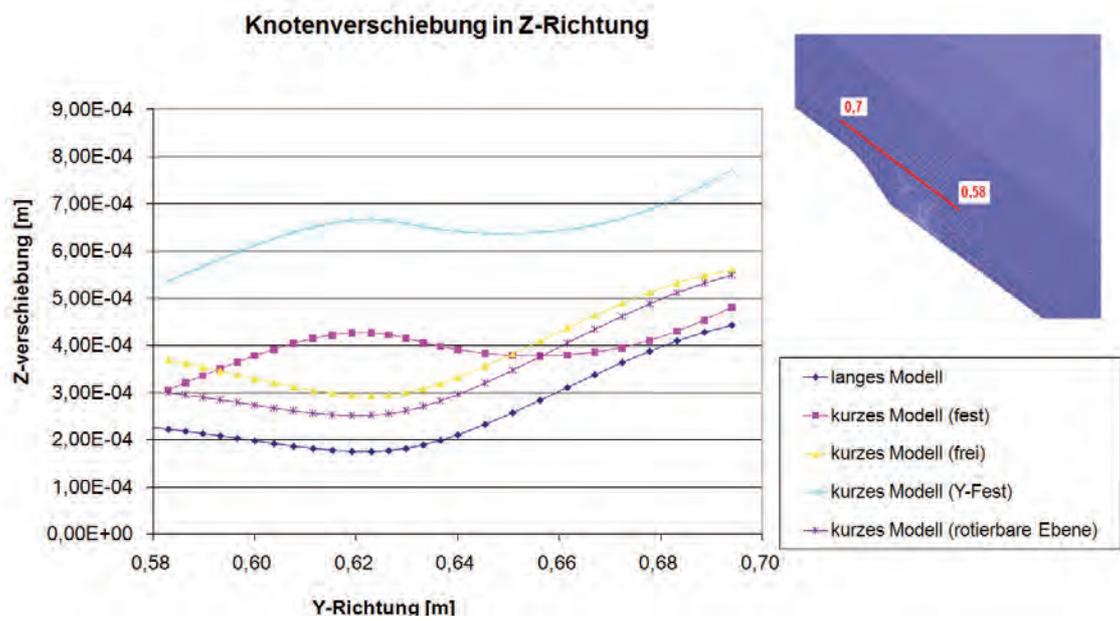


Abb. 5-11 Verformungskurven mit unterschiedlichen Randbedingungen

Abb. 5-12 und Abb. 5-13 zeigen für das kurze Modell mit Teilumfangsriss und der Randbedingung der rotierbaren Ebene die Temperaturverteilung sowie die Modellverformung.

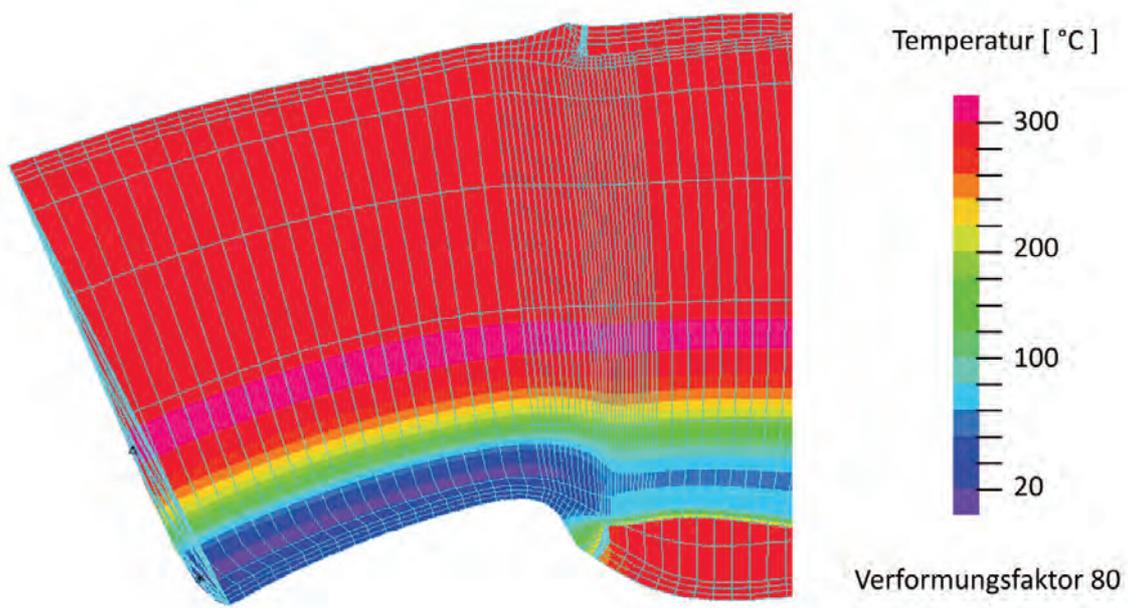


Abb. 5-12 Temperaturverteilung im verformten kurzen Modell mit Teilumfangsriss

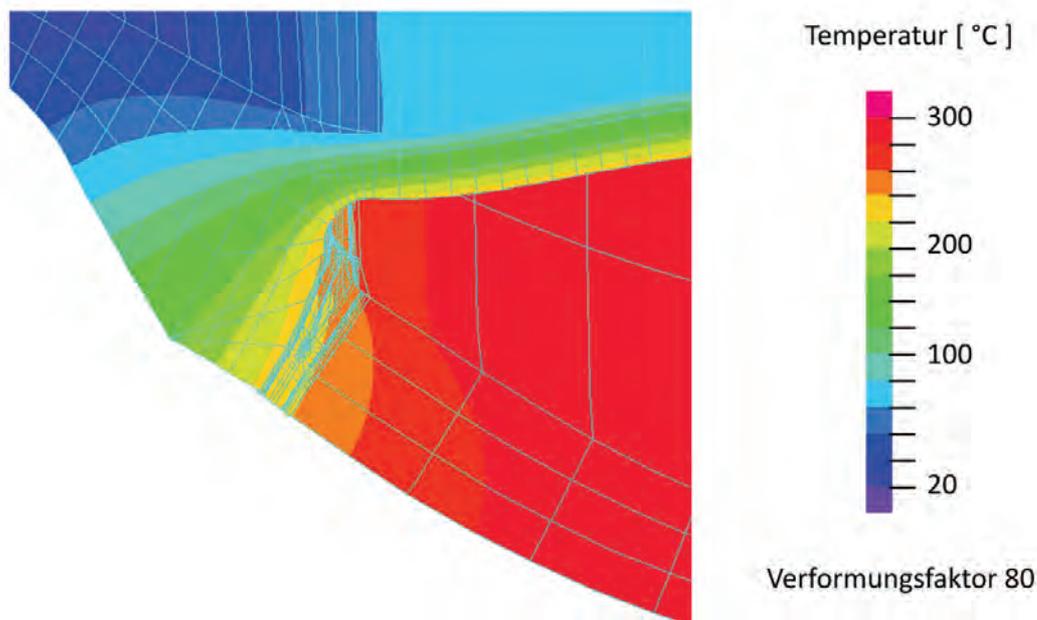


Abb. 5-13 Ausschnitt aus Abb. 5-12, Temperaturverteilung im Rissbereich des verformten kurzen Modells

Die Spannungen entlang der Wanddicke werden in einem ausgewählten Querschnitt in der Ausrundung an der 6:00-Uhr-Position, wo „Befunde“ detektiert wurden, verglichen. Die Spannungswerte auf den Gausspunkten, die von den Knotenverschiebungen mit Hilfe der Formfunktionen ausgerechnet werden, werden auf die Knoten extrapoliert. Ein Vergleich der Verteilung der Vergleichsspannung (nach Von-Mises) und der Axialspannung, die für einen Umfangsriss die rissöffnende Spannungskomponente darstellt, an der 6:00-Uhr Position von den kurzen Modellen mit unterschiedlichen Randbedingungen und dem langen Modell ist in den Diagrammen (Abb. 5-14 und Abb. 5-15) zusammengestellt. Die Spannungsverläufe vom kurzen Modell mit festgehaltenem Endquerschnitt zeigen deutliche Unterschiede zum Verlauf des langen Modells. Das kurze Modell, bei dem die Knotenverschiebungen der Schnittfläche auf einer rotierbaren Ebene beschränkt sind, liefert die beste Übereinstimmung mit dem langen Modell. Weiterhin zeigt Abb. 5-15, dass die realistischen Vergleichsspannungen unterhalb der Streckgrenze bleiben, d.h. die untersuchte Belastung wird von der Struktur elastisch abgetragen. Im Gegensatz dazu liegen die Vergleichsspannungen für die unrealistischen Verformungsrandbedingungen „fest“ und „Y-fest“ teilweise deutlich oberhalb der Streckgrenze.

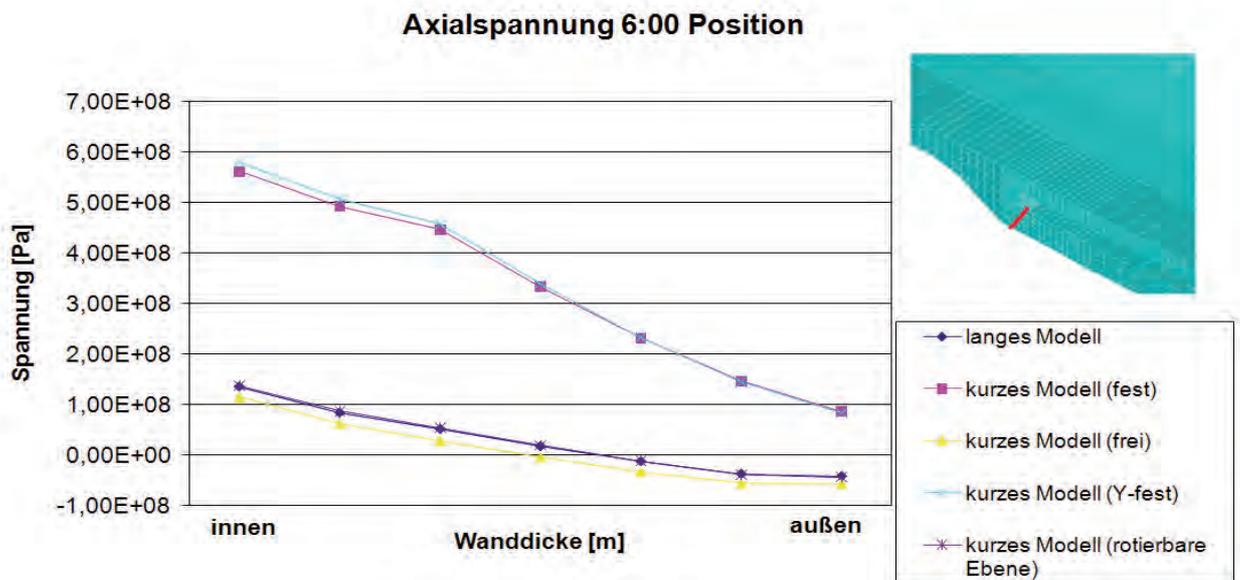


Abb. 5-14 Axialspannungsverteilung in der Wand im Rissbereich für verschiedene Modellvarianten

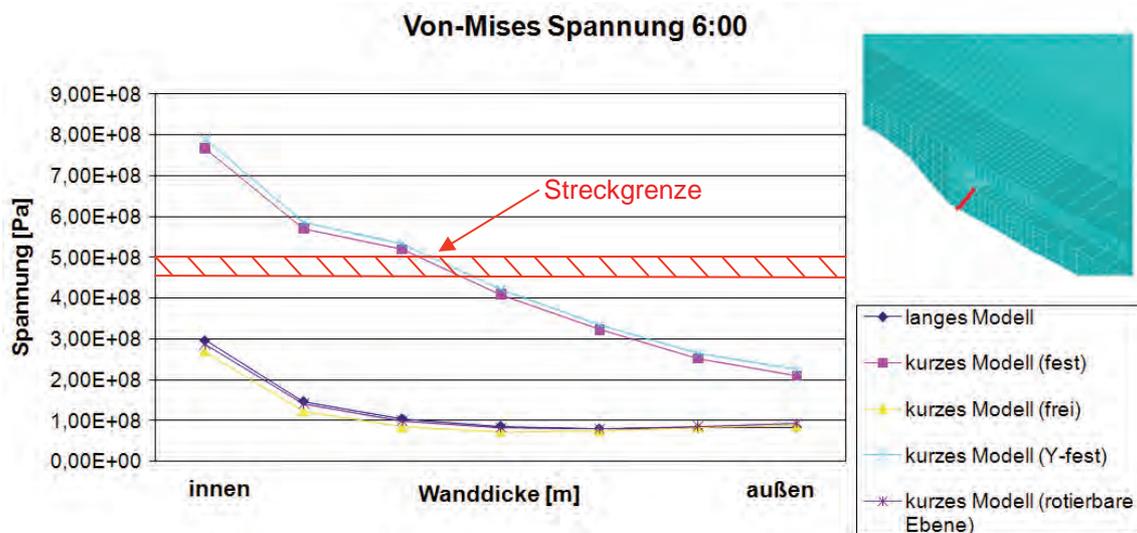


Abb. 5-15 Von-Mises Spannungsverteilung in der Wand im Vergleich zur temperaturabhängigen Streckgrenze

Unter thermomechanischer Belastung wird die Verknüpfung zwischen Wärmeschutzrohr und Speisewasserstutzen, wo sich der Riss befindet, nach oben gezogen. Es wird geprüft, ob die Rissbelastungen außer der Normalspannung, die senkrecht auf die Rissufer wirkt, auch Schubspannungen, die eine entgegengesetzte Verschiebung der Rissufer in Radialrichtung hervorrufen, beinhalten.

Die Rissbeanspruchung wird unter Berücksichtigung der Theorie des J-Integralvektors (nach /HEL 75/) bewertet. Die J-Integral-Vektorkomponenten beschreiben die unterschiedlichen Energiefreisetzungsraten in verschiedene postulierte Risswachstumsrichtungen und der J-Integralvektor mit maximaler Amplitude, der nach /HEL 75/ und /MAL 05/ die Rissfortschrittskraft in die Richtung der Risserweiterung (siehe Abb. 5-16) darstellt, ist die Vektorsumme:

$$\vec{J}_{\max} = \vec{J}_1 + \vec{J}_2$$

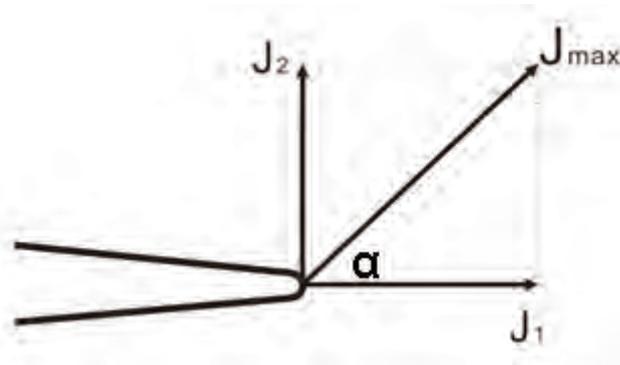


Abb. 5-16 J-Integral Vektor bei Mixed-Mode Belastung

Die mit ADINA berechneten J-Integralwerte entlang der Rissfront von der Innenoberfläche (OB) bis zum tiefsten Punkt (TP) sind in Abb. 5-17 dargestellt. Die drei Werte, die jeweils das lokale J-Integral an einer Rissfrontposition für verschiedene Integrationsbereiche darstellen, sind quasi identisch. Diese Ergebnisse bestätigen die Wegunabhängigkeit des J-Integrals. Die im Bild dargestellten positiven J_1 und J_2 Werte deuten an, dass die Rissbelastung von Typ Mode I und Mode II ist. Am Punkt OB dominiert die Mode I Belastung, wobei der Riss durch Zug geöffnet wird. Am TP ist J_2 größer als J_1 , weil die Rissflanke durch die hochgezogene Ausrundung verschoben ist (Abb. 5-13) und dementsprechend auf dem Ligament am Punkt TP die Schubspannung größer als die Normalspannung ist. Die Rissbeanspruchung am OB ist größer als die am TP, weil die Risslänge (c) relativ kurz ist. Eine weitere Analyse zeigt, dass sich der J-Wert am OB mit zunehmender Risslänge reduziert. Die Hochlagenzähigkeit des betrachteten Werkstoffs 22 NiMoCr 37 beträgt nach /ROO 04/ etwa $200 \text{ MPa}\sqrt{m}$, was einem Rissinitiierungswert unter Mode I Belastung von etwa 200 N/mm entspricht. Damit sind die berechneten J-Integralwerte wesentlich kleiner als die für den Werkstoff charakteristischen Rissinitiierungswerte, sodass für die hier betrachtete Belastung kein stabiles Risswachstum erwartet wird.

Wie in Abb. 5-13 angezeigt, kann die hochgezogene Ausrundung auf die Rissspitze am OB eine Torsion, die nicht in der Ebene wirkt, ausüben, mit der eine Rissbelastung vom Typ Mode III hervorgerufen werden kann.

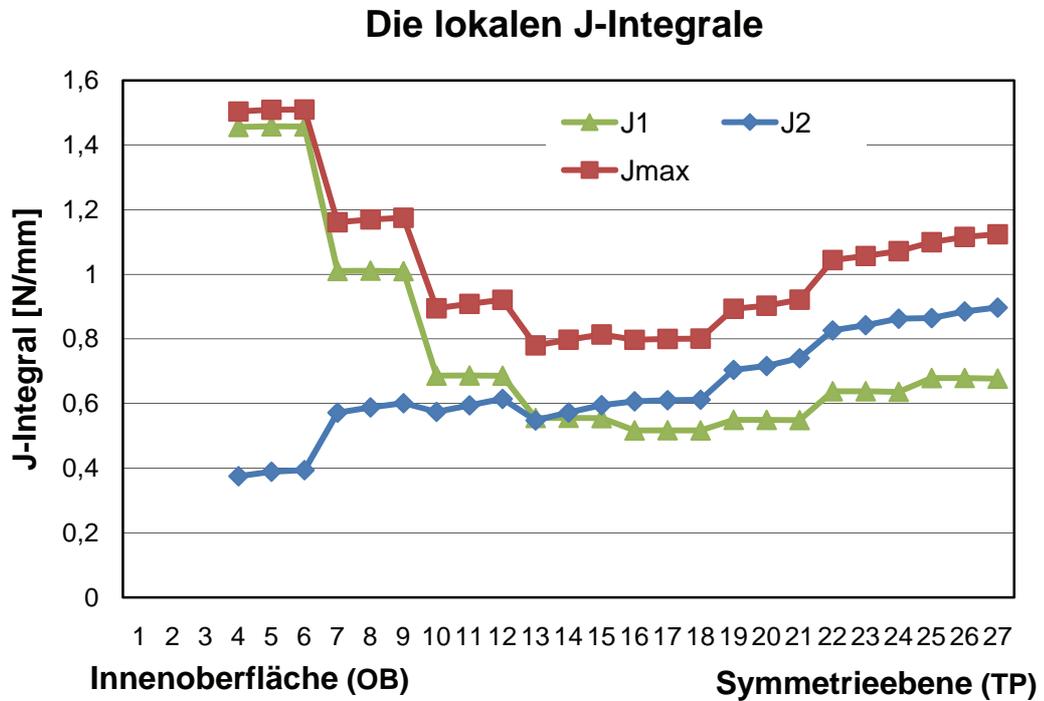


Abb. 5-17 J-Integral entlang der Rissfront

Für verschiedene Rissgeometrien wurden gemäß Abb. 5-16 maximale J-Integralwerte unter thermomechanischer Belastung mit ADINA berechnet. Diese Ergebnisse bilden die Stützpunkte für Interpolationen im Rahmen der Berechnungen mit PROST (siehe Abb. 5-18).

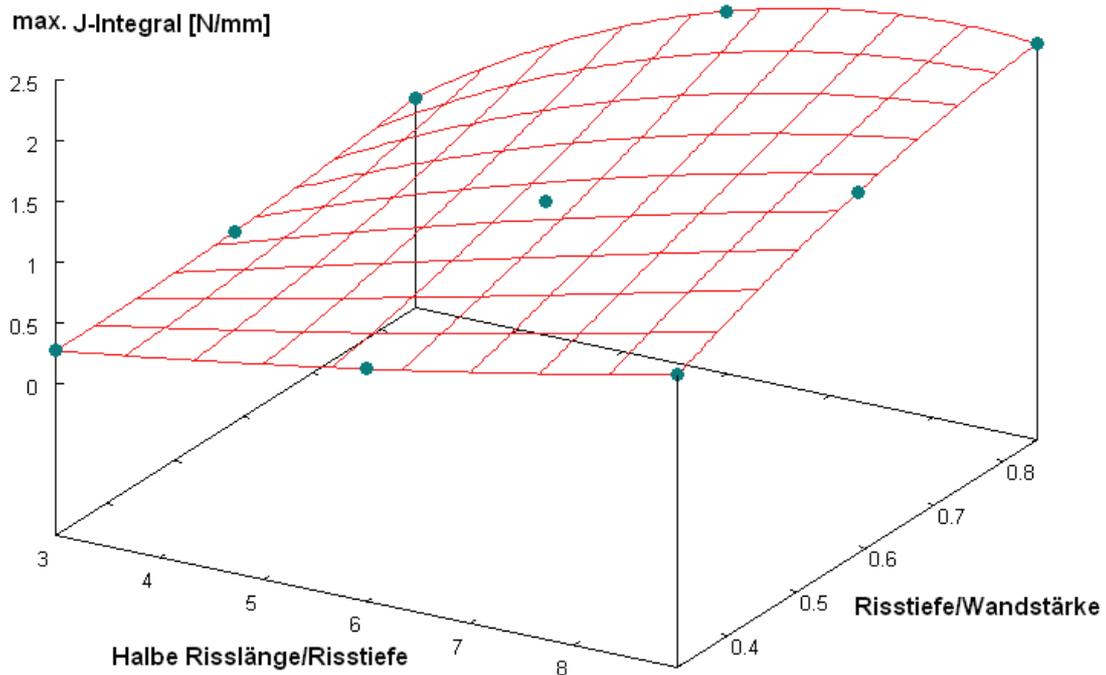


Abb. 5-18 Berechnete max. J-Integralwerte am tiefsten Punkt für verschiedene Rissgrößen

5.3 Probabilistische Berechnungen mit PROST

Zur Berücksichtigung von Kenntnisunsicherheiten bezüglich Riss-, Material- und Geometriedaten sowie Belastungsparametern wurden entsprechende Verteilungsfunktionen (siehe Tab. 5-1) berücksichtigt. Als Beispiele sind in den Abb. 5-19 und Abb. 5-20 die verwendeten Verteilungen für die Risswachstumskonstante im Paris-Gesetz sowie das Verhältnis Risslänge zu Risstiefe gezeigt.

Tab. 5-1

Eingabedaten verteilter Parameter für die probabilistische Analyse des Speisewasserstutzens

Größe	Verteilungstyp	Mittelwert	Standardabweichung	Minimalwert	Maximalwert
Risstiefe a [mm]	-	-	5		
c/a-Verhältnis [-]	Exponentiell	6,00	Siehe Abb. 5-19	3,00	9,00
E-Modul [GPa]	Normal	190	3	175	205
Streckgrenze [MPa]	Normal	450,00	22,5	382,5	517,5
Fließspannung [MPa]	Normal	525	26,25	446,25	603,75
Zugfestigkeit [MPa]	Normal	600	30	510	690
Bruchzähigkeit [MPa·m ^{1/2}]	Normal	208	24,5	134,5	281,5
Risswachstumskonstante C [mm/(Zyklus *(MPa*m ^{1/2}) ^m)]	Lognormal	Siehe Abb. 5-20			3,21e-8
m-Parameter [-]	-	4,00			
Wanddicke t [mm]	Normal	15,3	0,2	14,7	15,9
Belastungsfrequenz [Zyklen/Jahr]	-	160			

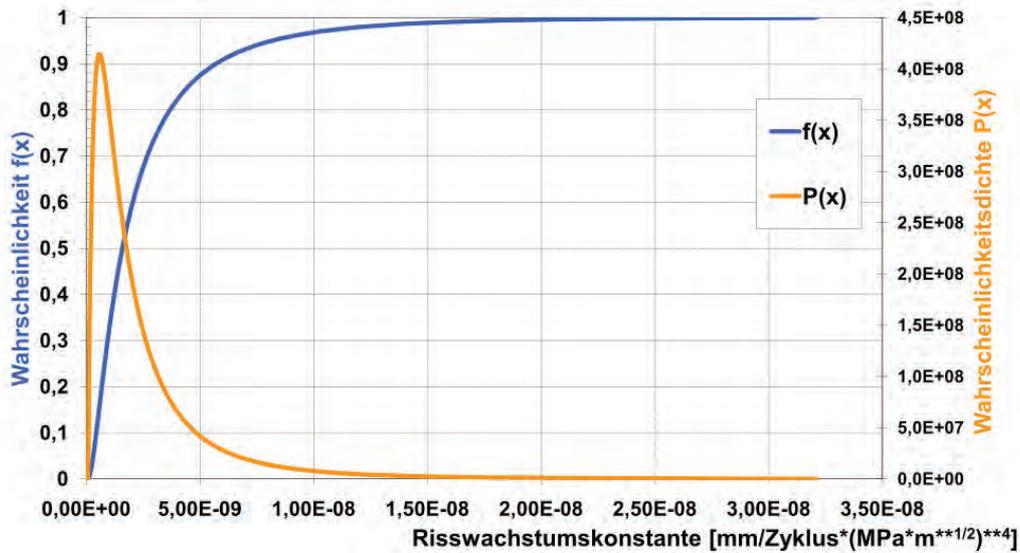


Abb. 5-19 Verwendete Lognormalverteilung für die Risswachstumskonstante

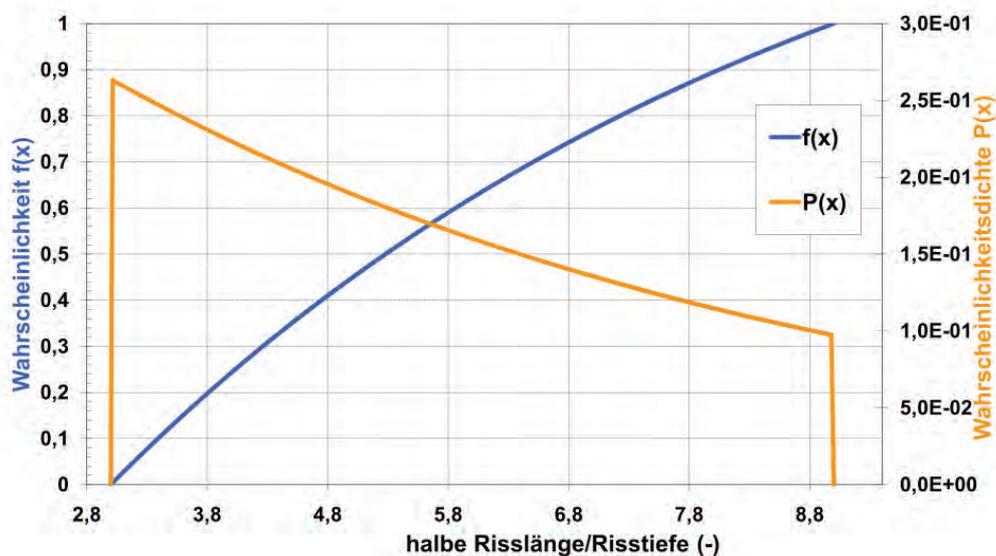


Abb. 5-20 Verwendete Exponentialverteilung für das Verhältnis Risslänge zu Risstiefe

Mit PROST wurden Leckwahrscheinlichkeiten für zwei feste, an den Befunden orientierte Risstiefen berechnet, wobei als Belastung Innendruck und thermische Schichtung mit 160 Zyklen pro Jahr sowie Verteilungsfunktionen gemäß Tab. 5-1 angenommen wurden. Abb. 5-21 und Abb. 5-22 zeigen die berechneten Leckwahrscheinlichkeiten für die beiden Fälle in Abhängigkeit von der Zeit.

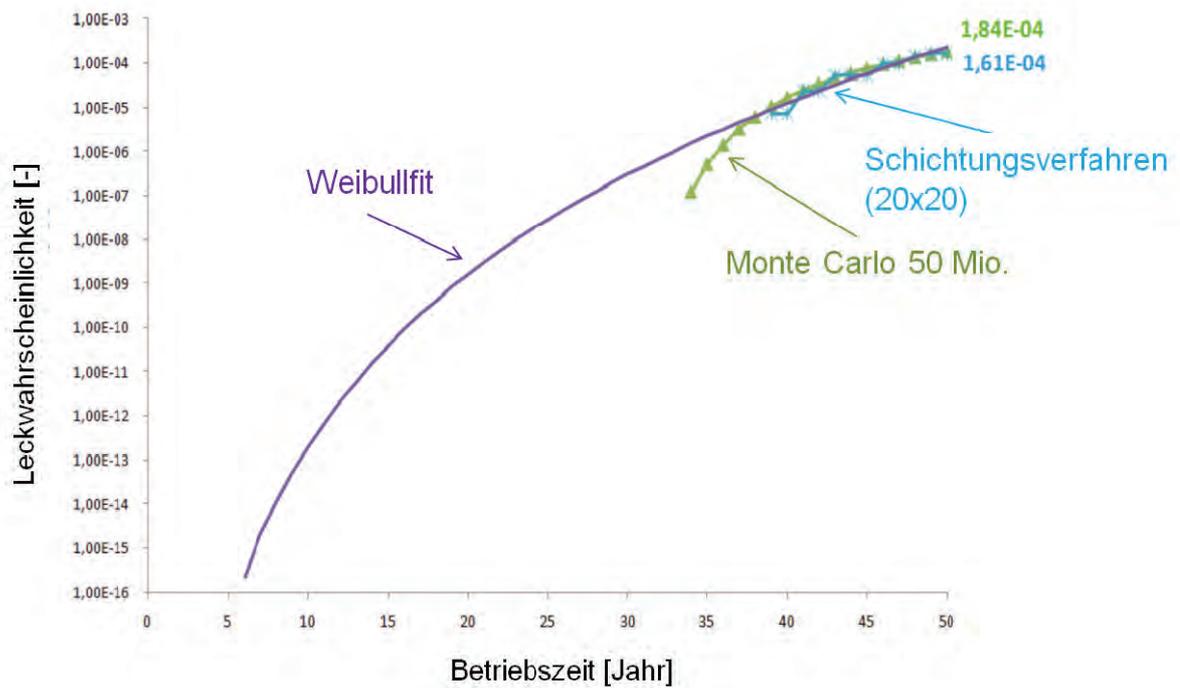


Abb. 5-21 Berechnete Leckwahrscheinlichkeit als Funktion der Betriebszeit für einen unterstellten 5 mm tiefen Riss im Speisewasserstutzen

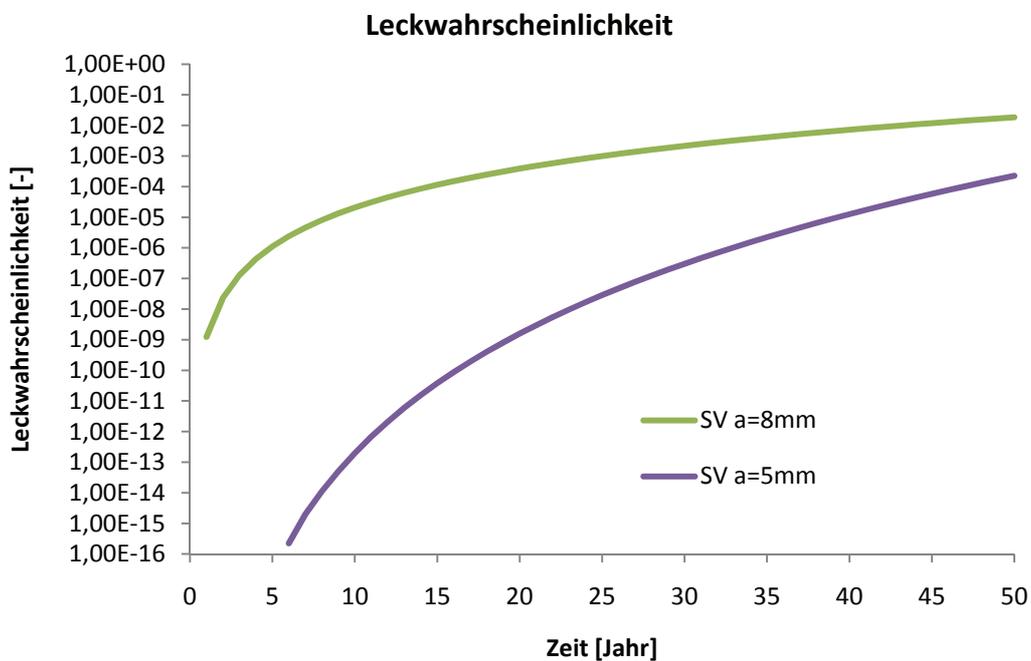


Abb. 5-22 Berechnete Leckwahrscheinlichkeiten als Funktion der Betriebszeit für einen unterstellten 5 mm bzw. 8 mm tiefen Riss im Speisewasserstutzen

Beim Schichtungsverfahren (SV) wurden als Integrationsparameter die Risswachstumskonstante C und das Verhältnis c/a ausgewählt, wobei der Integrationsbereich jeweils in 20 Intervalle eingeteilt wurde. Die anderen Parameter wurden in dieser Rechnung auf ihren jeweiligen Mittelwert gesetzt. Dadurch ergeben sich 400 Wertepaare für die Berechnungen durchgeführt wurden. Die SV-Ergebnisse zeigen, dass Lecks nur bei großen C -Werten, die nach der entsprechenden Lognormalverteilung eine sehr geringe Wahrscheinlichkeit haben, auftreten. Dabei tritt für den 5 mm tiefen Anfangsriss das erste Leck erst nach 38 Jahren Betriebszeit auf. Durch einen Weibullfit sind auch qualitative Aussagen für frühere Zeiten möglich. Der Vergleich zwischen SV- und MC-Ergebnissen im Zeitbereich 35-50 Jahre zeigt eine gute Übereinstimmung.

In der Monte-Carlo (MC)-Simulation werden mit fünfzig Millionen Versuchen innerhalb von 50 Jahren 9193 Lecks gefunden und die Leckwahrscheinlichkeit beträgt $1,84E-4$. Wird der Konfidenzgrad 95% angenommen, ist das Konfidenzintervall $[1,80E-4, 1,88E-4]$, d. h. in 95 von 100 Fällen enthält das Intervall den wahren Wert.

In Abb. 5-22 ist zum Vergleich das Ergebnis einer probabilistischen Analyse für einen 8 mm Riss gegenübergestellt. Nach 20 Jahren ist die Leckwahrscheinlichkeit für den 5 mm tiefen Riss etwa $1,5E-9$ und der entsprechende Wert für den 8 mm Riss ist mit $3,9E-4$ um den Faktor $2,6E5$ größer. Nach 50 Jahren Betriebszeit ist die Leckwahrscheinlichkeit für den 5 mm tiefen Riss um fast 5 Zehnerpotenzen größer und der Erhöhungsfaktor für den 8 mm tiefen Riss beträgt etwa 100. Insgesamt zeigen die Analysen, dass mit der bereitgestellten probabilistischen Analysemethodik basierend auf bruchmechanischen Ansätzen quantitative Aussagen zur Leckwahrscheinlichkeit eines gefundenen oder unterstellten Risses als Funktion der Betriebsdauer im Bereich sehr kleiner Werte ($<1E-8$) bis zu großen Werten ($>1E-2$) möglich sind. Im Rahmen einer Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse können die wesentlichen Einflussgrößen auf die Leckwahrscheinlichkeit identifiziert werden.

6 Ansätze für Anfangsrissverteilungen

Bei der Anwendung von Strukturzuverlässigkeitsprogrammen zur Ermittlung von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten von Rohrleitungskomponenten für den Schädigungsmechanismus Ermüdung geht man üblicherweise davon aus, dass sich in den betrachteten Komponenten Anfangsrisse befinden, deren Größe durch Verteilungen beschrieben wird. In früheren Untersuchungen /GRE 04/ hat sich gezeigt, dass die Annahmen zu den Größenverteilungen der Anfangsrisse einen wesentlichen Einfluss auf die ermittelten Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten haben.

In Fällen, bei denen man nicht weiß, ob die betrachtete Komponente einen Riss aufweist, oder wenn die Größe eines eventuell vorhandenen Risses nicht bekannt ist, ist es notwendig, zur Festlegung der Anfangsrissgrößen auf weitere Überlegungen zurückzugreifen. Bei der GRS wurden im Rahmen anderer Projekte die folgenden 2 Wege untersucht:

- Eine Auswertung der Betriebserfahrung hinsichtlich gefundener Risse und
- die Verwendung von Abschätzungen der Anfangsrissgröße aus der Literatur.

6.1 Auswertung der Betriebserfahrung

Sammlungen meldepflichtiger Ereignisse an mechanischen Komponenten von Kernkraftwerken sind bei der GRS im Wesentlichen in 2 Datenbanken enthalten. Während in der Datenbank KomPass /MIC 03/ derzeit etwa 800 Ereignisse von deutschen Anlagen enthalten sind, ist die Datenbank OPDE /LYD 08/, /REC 06/ eine internationale Sammlung von Ereignissen mit derzeit etwa 4000 Einträgen aus 11 Ländern.

Mit Hilfe geeigneter Abfragen lassen sich Ereignisse mit Oberflächenrissen ausgeben. Die Abfrage der KomPass-Datenbank ergab 34 Fälle, von denen sich bei genauerer Betrachtung jedoch nur 8 verwenden lassen, um Werte für die Verhältnisse Risstiefe zu Wanddicke (a/t) und Risstiefe zu Risslänge (a/c) zu bestimmen.

Die Abfrage der OPDE-Datenbank wurde wegen der großen Zahl zunächst auf amerikanische und schwedische Einträge eingeschränkt. Dabei wurden über 700 Ereignisse ausgewiesen. Von diesen konnten 94 zur Ermittlung von a/t -Werten und 57 zur Ablei-

tung von a/c -Resultaten verwendet werden. An die gewonnenen Ergebnisse wurden Verteilungsfunktionen angepasst, die in den Abb. 6-1 und Abb. 6-2 dargestellt sind.

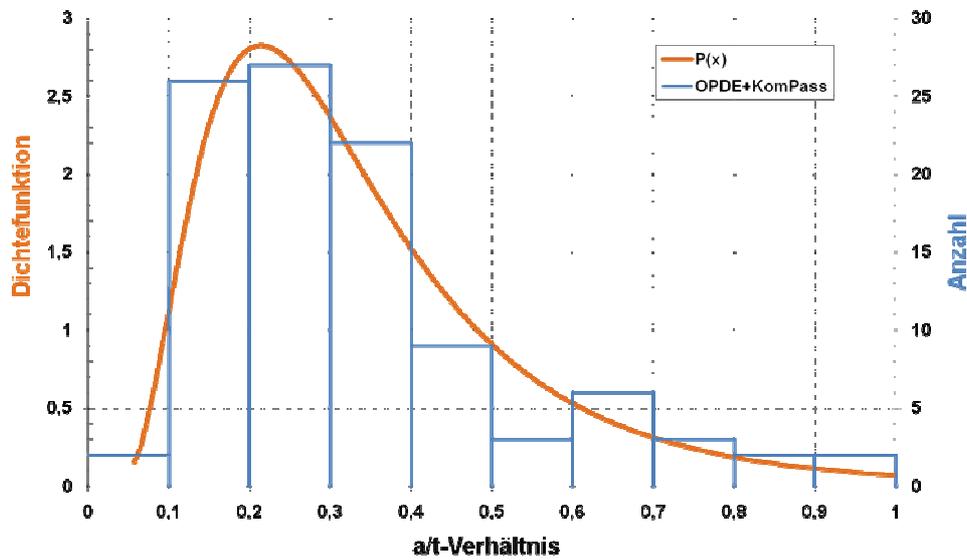


Abb. 6-1 Anpassung einer Lognormalverteilung an die a/t -Werte aus KomPass und OPDE

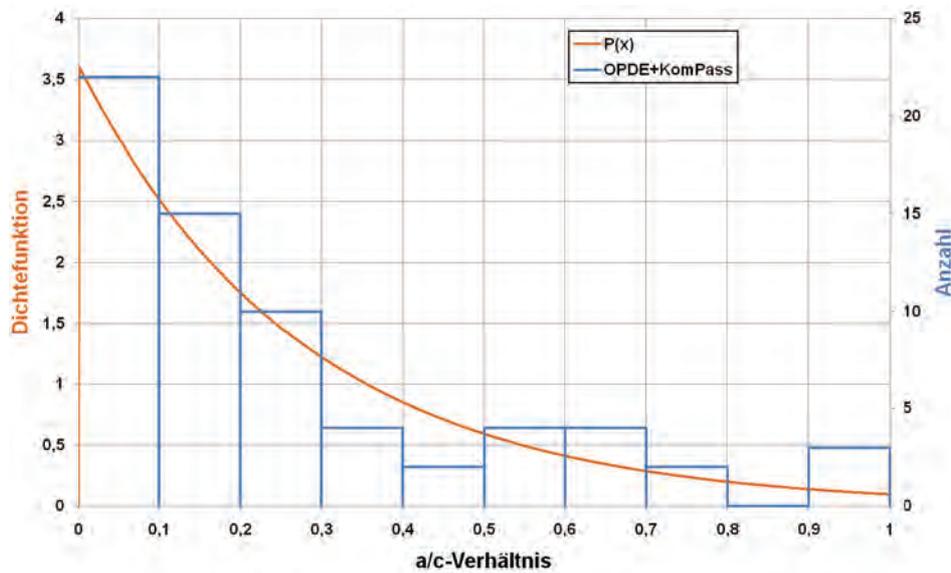


Abb. 6-2 Anpassung einer Lognormal- bzw. einer Exponentialverteilung an die a/c -Werte aus KomPass und OPDE

Die Verteilungen können dann verwendet werden um für konkrete Anwendungen Verteilungen für die Anfangsrisssgrößen zu definieren.

Für den Rohrleitungsbereich DN 50 des Volumenregelsystems ($t = 6.3 \text{ mm}$) ergibt sich, dass der Maximalwert der Risstiefenverteilung (Dichtefunktion) bei einer Risttiefe von etwa 1.4 mm liegt.

Diese Vorgehensweise basiert auf Rissgrößen zum Zeitpunkt des Auffindens ohne Berücksichtigung der vor diesem Zeitpunkt stattgefundenen Entwicklung dieser Risse.

6.2 Abschätzungen der Anfangsrissgröße aus der Literatur

Grundlage dieser Abschätzungen ist die Veröffentlichung /KHA 99/. In dieser Arbeit wird mit numerischen Verfahren die Entstehung von Fehlstellen in Schweißnähten simuliert. Die ermittelten Fehlstellen werden als Anfangsrisse interpretiert, deren Tiefe durch Lognormalverteilungen beschrieben wird. Für je einen typischen ferritischen und austenitischen Werkstoff und 2 unterschiedliche Schweißverfahren (Handschweißung und Inertgasschweißung beim Hersteller) werden Medianwerte und Shape-Parameter als Maß für die Standardabweichung in grafischer Form (siehe Abb. 6-3 bis Abb. 6-6) sowie mittels Interpolationskurven angegeben. Dabei ist zu beachten, dass die Längen in Zoll einzusetzen sind.

Die Interpolationsformeln für Medianwert der Risstiefenverteilung und Shape-Faktor lauten folgendermaßen:

Handschweißung:

Ferrit:

$$a_m = 0.0519 \cdot x^{(-0.4572 + 0.04326 \cdot \ln x)} \quad (6.2-1)$$

$$a_s = 0.5102 + 0.2294 \cdot \ln x \quad (6.2-2)$$

Austenit:

$$a_m = 0.112 - 0.02299 \cdot x + 0.0001481 \cdot x^2 \quad (6.2-3)$$

$$a_s = 0.09733 + 0.3425 \cdot x - 0.07268 \cdot x^2 \quad (6.2-4)$$

Inertgasschweißung:

Ferrit:

$$a_m = 0.0519 \cdot x^{(-0.8592 + 0.2467 \cdot \ln x)} \quad (6.2-5)$$

$$a_s = 0.5665 + 0.2862 \cdot \ln x \quad (6.2-6)$$

Austenit:

$$a_m = 0.1169 - 0.0445 \cdot x + 0.00797 \cdot x^2 \quad (6.2-7)$$

$$a_s = 0.09733 + 0.3425 \cdot x - 0.07268 \cdot x^2 \quad (6.2-8)$$

Dabei ist x in allen Fällen die Wanddicke in Zoll, a_m und a_s ergeben sich ebenfalls in Zoll.

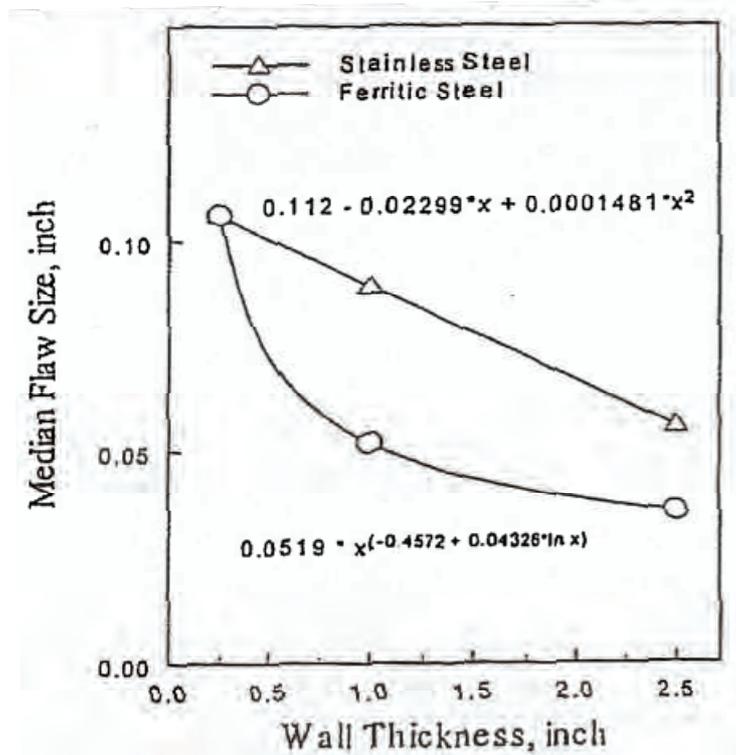


Abb. 6-3 Medianwert der Verteilung für Handschweißung in Abhängigkeit von der Wanddicke (aus /KHA 99/)

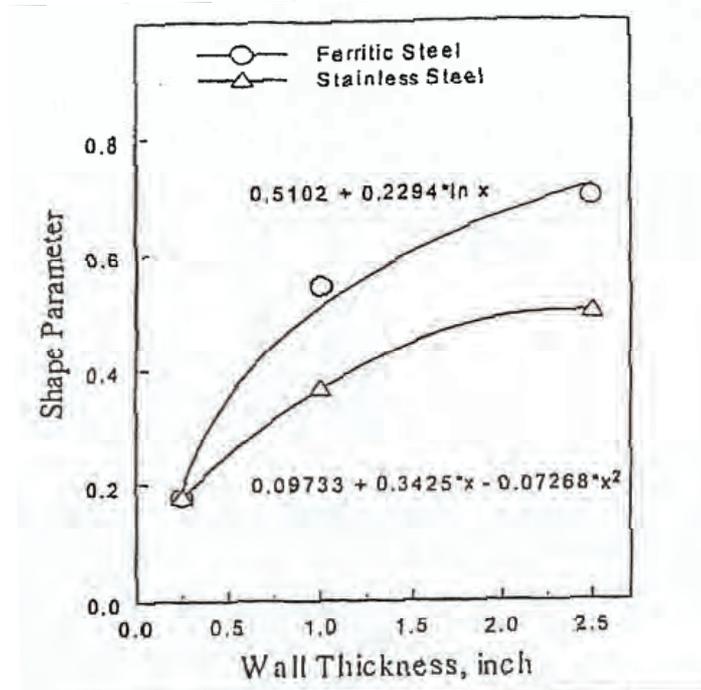


Abb. 6-4 Shape-Parameter der Verteilung für Handschweißung in Abhängigkeit von der Wanddicke (aus /KHA 99/)

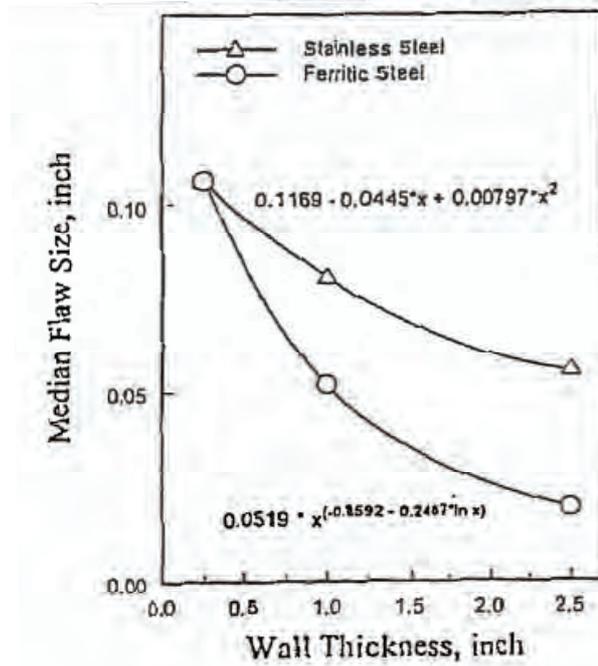


Abb. 6-5 Medianwert der Verteilung für Inertgasschweißung in Abhängigkeit von der Wanddicke (aus /KHA 99/)

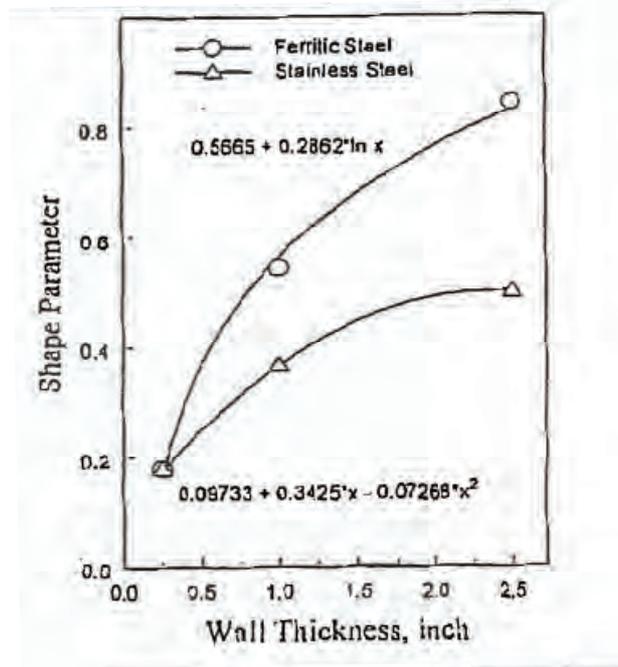


Abb. 6-6 Shape-Parameter der Verteilung für Inertgasschweißung in Abhängigkeit von der Wanddicke (aus /KHA 99/)

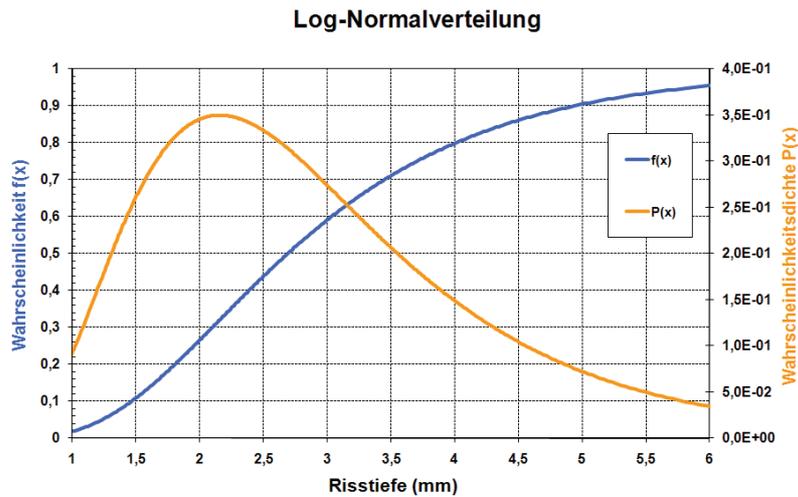


Abb. 6-7 Lognormalverteilung für Inertgasschweißung nach /KHA 99/ für Beispiel Volumenregelsystem DN50

Für das bereits erwähnte Beispiel eines DN50-Abschnitts des Volumenregelsystems erhält man bei 6.3 mm Wanddicke als Medianwert der Risstiefenverteilung etwa 2.7 mm. Abb. 6-7 zeigt die entsprechende Lognormalverteilung. Der Maximalwert der Dichtefunktion liegt hier bei etwa 2.2 mm. Angaben zu den Längen der Risse sind in /KHA 99/ nicht enthalten.

7 Internationale Aktivitäten

7.1 NULIFE-Projekt

7.1.1 Organisatorische Struktur

NULIFE (Nuclear Plant Life Prediction) ist ein EU-Netzwerk, das derzeit aus 11 Partnern vom Typ „contractors“, 26 Partnern vom Typ „associate contributors“ sowie 12 Partnern vom Typ „collaborators“. VTT, Technical Research Centre of Finland ist der Koordinator des Netzwerks. Das NULIFE-Projekt begann im Oktober 2006 mit finanzieller Unterstützung aus dem 6. Rahmenprogramm der EU (EURATOM FP6) mit einer Laufzeit über fünf Jahre. Die Partner vom Typ „contractors“ sind:

- VTT Technical Research Centre of Finland, VTT, Finland
- Studiecetrum voor Kernenergie - Centre d'Etude de l'Energie Nucléaire, SCK•CEN, Belgium
- Ustav jaderneho vyzkumu Rez a.s. Nuclear Research Institute Rez plc, NRI, Czech Republic
- Commissariat a L'Energie Atomique, CEA, France
- Electricité de France, EDF, France
- AREVA NP GmbH, ANP-G, Germany
- European Commission Directorate General Joint Research Centre, JRC, EC
- British Energy Generation Ltd, BE, UK
- Serco Ltd, SERCO, UK
- Forsmark Kraftgrupp AB, FKA, Sweden
- E.ON Kernkraft GmbH, EKK, Germany

Die Partner vom Typ „associate contributors“ sind:

- Institute of Metal Science - Bulgarian Academy of Sciences, IMS, Bulgaria
- AREVA NP SAS, ANP-F, France
- Institut de Radioprotection et de Sureté Nucléaire, IRSN, France

- Fraunhofer Institute for Mechanics of Materials, IWM, Germany
- Forschungszentrum Dresden-Rossendorf e.V, FZD, Germany
- Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit mbH, GRS, Germany
- Universität Stuttgart, MPA.USTUTT, Germany
- Bay Zoltán Foundation for Applied Research, BZF, Hungary
- MTA KFKI Atomic Energy Research Institute, AEKI, Hungary
- Lithuanian Energy Institute, LEI, Lithuania
- Nuclear Research & Consultancy Group, NRG, The Netherlands
- Centro de Investigaciones Energéticas Medioambientales y Tecnológicas, CIEMAT, Spain
- Institute For Nuclear Research – Pitesti, INR-Pitesti, Romania
- Center of Technology and Engineering for Nuclear Projects, CITON, Romania
- Vattenfall Research and Development AB, VRD, Sweden
- Tecnatom, S.A., TECNATOM, Spain
- Paul Scherrer Institut, PSI, Switzerland
- Rolls-Royce Power Engineering PLC, R-R, UK
- The University of Manchester, UNIMAN, UK
- “Josef Stefan” Institute, JSI, Slovenia
- ENEL Produzione S.p.A, ENEL, Italy
- OKG AKTIEBOLAG, OKG AB, Sweden
- Studsvik Nuclear AB, Studsvik, Sweden
- Westinghouse Electric Sweden AB, Westinghouse, Sweden
- Siempelkamp Pruef- und Gutachter-Gesellschaft mbH, SPG, Germany
- Ringhals AB, RAB, Sweden

Die Partner vom Typ „collaborators“ sind:

- Paks Nuclear Power Plant, Hungary
- Fortum Nuclear Service Ltd., Finland
- Institute for Nuclear Research and Nuclear Energy of Bulgarian Academy of Sciences, INRNE, Bulgaria
- Tractebel Engineering, Belgium
- Inspecta Technology AB, Sweden
- Scanscot Technology AB, Sweden
- SKODA Research Ltd, Czech Republic
- CEZ, Czech Republic
- RWE Power AG, Germany
- Teollisuuden Voima Oyj, Finland
- Technische Universität Dresden, Institute of Fluid Mechanics, Germany
- Westinghouse Electric, Belgium

Übergeordnetes Ziel des EU-Projektes ist der Aufbau einer virtuellen Kommunikationsplattform, die der Industrie und den Sicherheitsbehörden europäische Forschungsergebnisse auf dem Fachgebiet Methoden zur Lebensdauerbewertung kerntechnischer Komponenten bereitstellen soll.

Forschung und Entwicklung zur Abschätzung der Lebensdauer kerntechnischer Komponenten ist ein multidisziplinäres Gebiet, in dem verschiedene Faktoren wie z. B. die Materialalterung, Belastungseinflüsse, Wasserchemie im Reaktor, usw. berücksichtigt werden müssen. Die Forschungsergebnisse dienen der Aufrechterhaltung eines sicheren und ökonomischen Betriebs kerntechnischer Komponenten, Systeme und Strukturen. Weiterhin können sie für sicherheitstechnische Untersuchungen zu Fragestellungen im Hinblick auf Laufzeitverlängerungen von kerntechnischen Anlagen sowie für neues Design von Kernkraftwerken genutzt werden. Insbesondere dient NULIFE dazu, die in den verschiedenen europäischen Ländern eingesetzten Methoden der Lebensdauerabschätzung für kerntechnische Komponenten zu harmonisieren. Abb. 7-1 enthält die Meilensteine des NULIFE-Projektes.

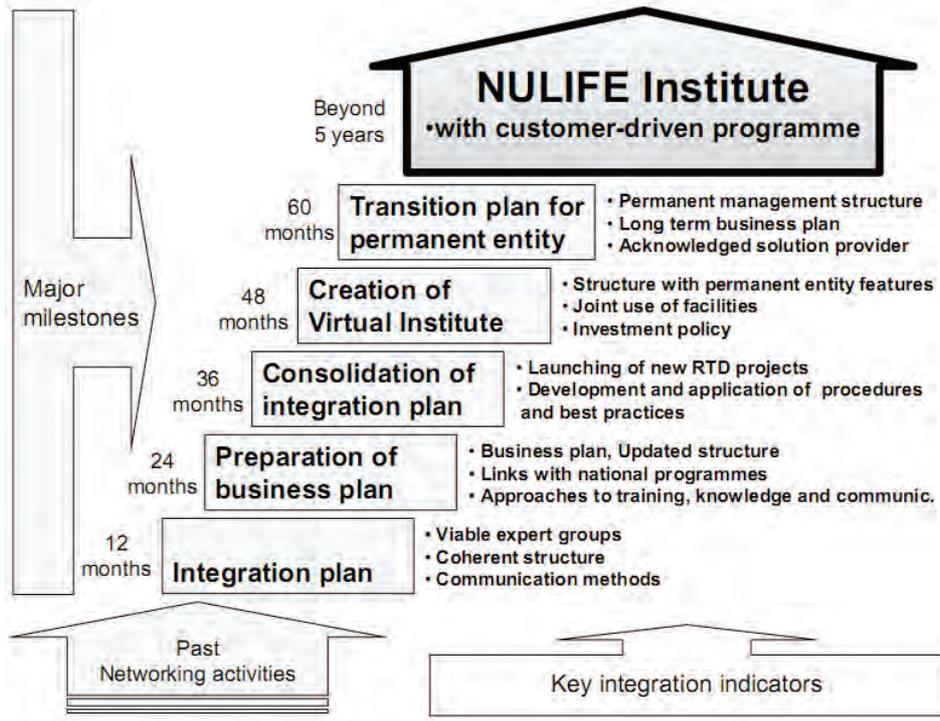


Abb. 7-1 Meilensteine des NULIFE-Projektes (aus /RIN 07/)

Für die Koordinierung der Erfahrungen der Partner auf den verschiedenen Fachgebieten wurden Expertengruppen eingerichtet:

- Die Expertengruppe „Materials“ (EG1) befasst sich mit Materialeigenschaften, insbesondere unter Berücksichtigung der Mechanismen der Materialalterung (Korrosion, thermische Alterung, Versprödung durch Bestrahlung, etc.).
- Die Expertengruppe „Integrity Assessment“ (EG2) beschäftigt sich mit Methoden zur Bewertung des Versagens von Komponenten. Neben bruchmechanischen Methoden werden auch bestehende Regelwerke, zerstörungsfreie Prüfmethoden, Sicherheitsfaktoren und spezielle Themen (z. B. Auswirkungen der Lastgeschichte, Rissstopp, Sekundär- und Eigenspannungen, Effekt der Warmvorbelastung) behandelt.
- In der Expertengruppe „Lifetime“ (EG3) werden die verschiedenen Kenntnisse der anderen Expertengruppen im Hinblick auf ihre Auswirkungen auf die Strukturintegrität zusammengeführt. Die Expertengruppe betrachtet die Lebensdauer von Komponenten unter Berücksichtigung der Ermüdung (thermische Ermüdung und Korrosionsermüdung), der Strahlenversprödung und anderer Alterungsprozesse (einschließlich Kriechen).

- Die Expertengruppe „Safety and Reliability“ (EG4) unterstützt das Netzwerk durch Beratung über die Ermittlung, Beschreibung und Berücksichtigung von Unsicherheiten bei der Lebensdauerbewertung. Durch Modellierungen der Strukturzuverlässigkeit und Durchführung von Risikobewertungen werden Möglichkeiten aufgezeigt, die Sicherheitsabstände zu bewerten.

7.1.2 Ausgewählte Beiträge der GRS

Die GRS hat regelmäßig an den Treffen des gesamten Netzwerks sowie den Treffen der Expertengruppe EG 4, teilweise auch an den Treffen der EG 2 und EG 3 teilgenommen und Beiträge zu den Zielen der Gruppen erarbeitet. Insbesondere wurde für EG 4 ein Questionnaire mit etwa 100 Fragen zu den Themen "safety rules, pipe break philosophy, risk assessment and safety demands" aus Sicht der GRS bearbeitet (siehe Anhang Kapitel 12.1), der in einen zusammenfassenden Statusbericht zu Vorgehensweisen bei der Bewertung der Reaktorsicherheit einschließlich Risikobetrachtung im internationalen Vergleich eingeflossen ist /HUL 09/.

Weiterhin wurde für EG 2 und EG 3 ein Beitrag zu Bewertungsmethoden für Containmentstrukturen bereitgestellt (siehe Anhang Kapitel 12.2). Dieser Beitrag ist für eine erweiterte Version des zusammenfassenden Berichts über Bewertungsmethoden zur Lebensdauerabschätzung von Komponenten /KEI 08/, der sich bisher auf Komponenten der druckführenden Umschließung beschränkt, vorgesehen.

7.1.3 Auswertung einer Studie zur Spannungsrisskorrosion

Im Hinblick auf die vorgenommenen Erweiterungen von PROST für den Schädigungsmechanismus Spannungsrisskorrosion (siehe Kapitel 4.1) wurden die NULIFE-Aktivitäten im Rahmen der „SCC pilot study RA3“ /BOS 09/ ausgewertet. Dabei ging es um die Zusammenstellung von Risswachstumsdaten bei Korrosion für die Legierungswerkstoffe Inconel 600 und Inconel 182 für SWR- und DWR-Bedingungen sowie um die Ableitung von Disposition-Lines. An der Studie waren Experten von 8 Institutionen aus 7 Ländern beteiligt.

Der Werkstoff Inconel 600 ist eine Nickelbasislegierung, die sich aus etwa 72% Nickel, 15% Chrom und 6% Eisen zusammensetzt. Allgemein ist sie sehr korrosionsbeständig, gut verformbar und zäh. Diese Eigenschaften ließen sie für einige Anwendungen in

KKW wie Dampferzeuger-Heizrohre und Durchführungen durch dickwandige Behälter aus ferritischem Stahl (Steuerstabstutzen im Reaktordruckbehälterdeckel) besonders geeignet erscheinen. Inconel 600 ist unter Heißwasserbedingungen, bedingt durch den niedrigen Chromgehalt, empfindlich gegen interkristalline Spannungsrisskorrosion (ISpRK). Im Gegensatz zu den austenitischen Chrom-Nickel-Stählen gilt dies auch in sauerstofffreiem Wasser, also unter Primärkreisbedingungen von DWR. Ähnliches gilt auch für das „artgleiche“ Schweißgut Inconel 182.

Die Untersuchungen am Werkstoff Inconel 600 sind weltweit von besonderem Interesse, u.a. weil in dem amerikanischen Druckwasserreaktor Davis Besse im Jahr 2002 an mehreren Steuerstabstutzen aus dem Werkstoff Inconel 600 wanddurchdringende Befunde identifiziert wurden und dadurch bedingt eine Korrosionsmulde festgestellt wurde, in der der ferritische Stahl bis auf die Plattierung abgetragen war.

In ähnlicher Form wie in Kapitel 7.1 für austenitische und ferritische Werkstoffe beschrieben wird auch hier ein Zusammenhang zwischen dem Spannungsintensitätsfaktor K und der Wachstumsgeschwindigkeit da/dt in der folgenden allgemeinen Form verwendet:

$$\frac{da}{dt} = A \cdot (K - K_{th})^m \quad (7.1-1)$$

für Inconel 600,

$$\frac{da}{dt} = A \cdot (K)^m \quad (7.1-2)$$

für Inconel 182.

A und m sind materialabhängige Größen und K_{th} ist ein Threshold, der für Inconel 600 zu $9 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ festgelegt wird.

In einigen Fällen wird ab Überschreiten eines bestimmten K -Wertes die Verwendung eines K -unabhängigen Plateauwertes vorgeschlagen. In /BOS 09/ sind Risswachstumsgeschwindigkeiten als Funktion des Spannungsintensitätsfaktors für folgende Fälle zusammengestellt:

- Inconel 182 bei SWR-Bedingungen und normaler Wasserchemie (NWC)**

Eine gute Abdeckung der experimentellen Werte liefert hier eine von EPRI vorgeschlagene Kurve. Diese lässt sich für $K < 23 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ mit Gleichung 7.1-2 beschreiben, wobei für $A = 8.92\cdot 10^{-14}$ und $m = 2.5$ eingesetzt wird. Dabei wird K in $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ bestimmt und als Einheit für da/dt ergibt sich m/s . Das anschließende konstante Plateau hat das Niveau $da/dt = 3.5 \cdot 10^{-10} \text{ m/s}$ (ca. 11 mm/Jahr).
- Inconel 182 bei DWR-Bedingungen (325 °C)**

In diesem Fall werden die experimentellen Werte durch eine von Ringhals vorgeschlagene Kurve eingehüllt. Dabei gilt für $K < 25 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ wieder Gleichung 7.1-2 mit $A = 7.2\cdot 10^{-23}$ und $m = 9.3$, wobei K in $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ eingegeben wird und da/dt sich in m/s ergibt. Der Plateauwert für $K > 25 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ wird mit $da/dt = 6.0 \cdot 10^{-10} \text{ m/s}$ (ca. 19 mm/Jahr) angegeben.
- Inconel 600 bei DWR-Bedingungen (325 °C)**

Zum Einschluss der Experimente bietet sich hier eine von EDF vorgeschlagene Kurve an. Entsprechend Gleichung 7.1-1 ergibt sich $A = 7.0\cdot 10^{-10}$ und $m = 0.1$, wobei K in $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ eingegeben wird und da/dt sich in m/s ergibt. Die Kurve verläuft nahezu konstant auf einem Niveau von etwa $da/dt = 1.0 \cdot 10^{-09} \text{ m/s}$ (ca. 32 mm/Jahr).
- Inconel 600 bei SWR-Bedingungen**

Für diesen Fall haben die Teilnehmer der Studie keine experimentellen Daten eingebracht, sondern nur zwei theoretische Kurven nach /MOR 93/ für die Bedingungen NWC (normal water chemistry) und HCW (hydrogen water chemistry).

Die beschriebenen Risswachstumskurven sind eine gute Grundlage für eine Erweiterung der Korrosionsmodelle in PROST.

7.2 RISMET Projekt

Im Rahmen des Projektes RS 1163 hat die GRS an dem internationalen OECD/NEA-JRC-Projekt RISMET (Risk informed Methodologies) teilgenommen.

In den letzten Jahren werden in einigen Ländern, insbesondere in den USA, zunehmend risikoinformierte Inspektionsstrategien (RI-ISI) zur Ermittlung des Inspektionsumfangs der wiederkehrenden Prüfungen eingesetzt. Die Idee eines RI-ISI-Programms ist

es, in einer konsistenten Vorgehensweise die risikosignifikanten Positionen zu identifizieren und im Inspektionsprogramm zu berücksichtigen. In Abb. 7-2 ist die prinzipielle Vorgehensweise eines derartigen Programms dargestellt.

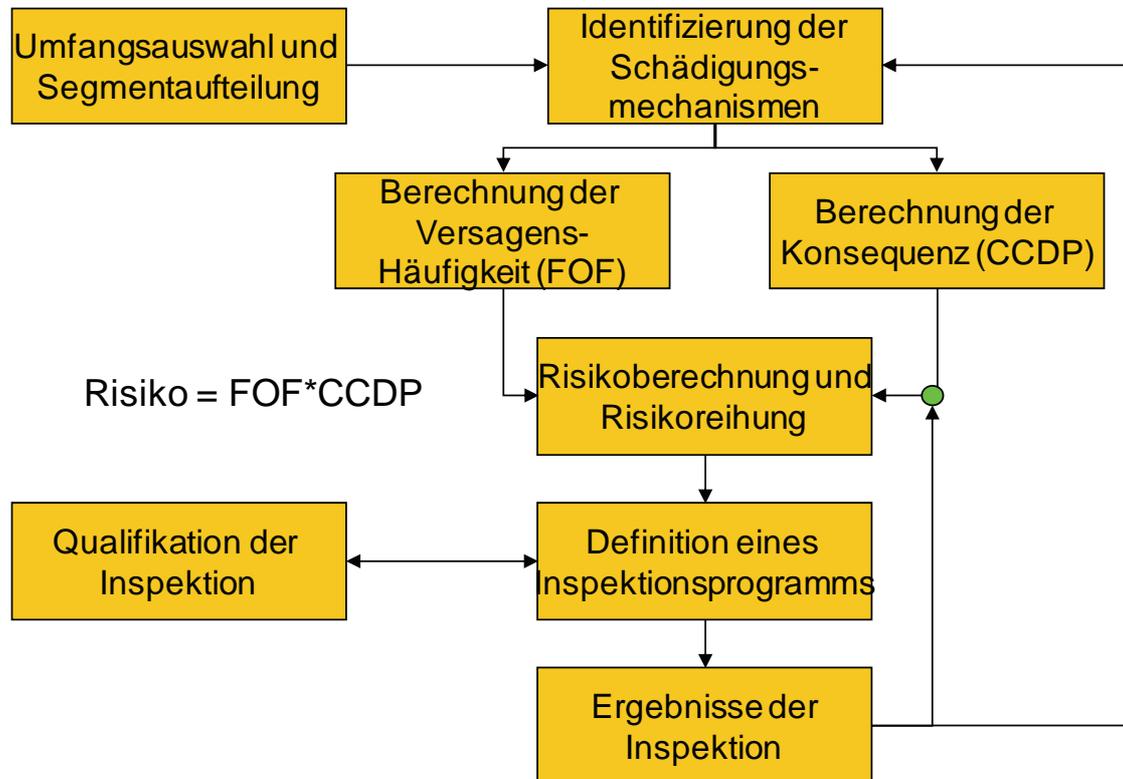


Abb. 7-2 Prinzipbild, Schritte in einem risikoinformierten Inspektionsprogramm

Zu Beginn wird der zu betrachtende Umfang festgelegt, d.h. es wird entschieden, welche Anlagensysteme in der Untersuchung berücksichtigt werden sollen. Danach werden diese Systeme in kleinere Einheiten, sogenannte Segmente, aufgeteilt. Für jedes dieser Segmente werden die potenziell vorhandenen Schädigungsmechanismen, die zu einem Versagen führen können aus z. B. den Daten der Betriebserfahrung ermittelt. Anschließend wird die Versagenshäufigkeit (FoF) ermittelt und parallel dazu mit einer PSA-Berechnung die daraus resultierende bedingte Kernschadenshäufigkeit (CCDP). Die Multiplikation dieser beiden Werte ergibt das Risiko dieses Segmentes. Somit ist es dann möglich die unterschiedlichen Segmente nach ihrer Risikosignifikanz zu reihen und dies in einem Inspektionsprogramm zu berücksichtigen.

Die beiden am weitesten verbreiteten Methoden, das Westinghouse-Verfahren (PWROG) und das EPRI-Verfahren, wurden in den USA entwickelt und werden derzeit in etwa 70 Anlagen eingesetzt. Die wesentlichen Unterschiede der beiden Methoden

liegen in der Ermittlung der Versagenshäufigkeit und des Inspektionsprogramms sowie dem anschließenden Einsatz eines sogenannten Panels (Expertengremium). In der Vorgehensweise bei EPRI wird eine qualitative Kategorisierung der Versagenshäufigkeit durchgeführt. Dabei werden Segmente anfällig für die Schädigungsmechanismen Erosionskorrosion (FAC), Vibration und Kondensationsschläge in die Kategorie hohe Versagenshäufigkeit, Segmente anfällig für unterschiedliche Korrosionsmechanismen und thermische Ermüdung in die Kategorie mittlere Versagenshäufigkeit und Segmente ohne Schadensanfälligkeit in die Kategorie geringe Versagenshäufigkeit eingestuft. Ob eine Anfälligkeit vorliegt wird mit sogenannten „screening criteria“ untersucht, in denen aufgrund der Betriebserfahrung je nach Werkstoff, Ausführung und Betriebsbedingungen Entscheidungsgrundlagen festgelegt sind, ob ein entsprechender Schädigungsmechanismus auftreten kann. Im Gegensatz hierzu wird im PWROG -Verfahren eine quantitative Berechnung der Versagenshäufigkeit mit dem Westinghouse-Strukturzuverlässigkeitscode SRRA durchgeführt. Er kann prinzipiell die Schädigungsmechanismen Ermüdung, Vibration, Spannungsrisskorrosion und Erosionskorrosion abbilden.

Der zweite wesentliche Unterschied liegt in der Ermittlung der zu inspizierenden Segmente. Beim EPRI Verfahren wird nach der Konsequenzermittlung eine Risikomatrix aufgestellt und darüber unabhängig vom Umfang der Anwendung, aber abhängig vom Risikolevel des Segmentes entschieden, ob eine Inspektion durchzuführen ist oder nicht. Somit ist das EPRI Verfahren trotz der qualitativen Vorgehensweise bei der Versagenshäufigkeit ein absolutes Verfahren. Dahingegen wird beim PWROG-Verfahren unabhängig vom ermittelten Risikolevel, also dem berechneten quantitativen Risikowert, eine Inspektion in den Segmenten durchgeführt, die in der Risikoreihung im oberen Bereich liegen. Da sich bei Änderung des betrachteten Umfangs die Risikoreihung der Segmente ändern kann, kann auch je nach Umfang das einzelne Segment im Inspektionsprogramm enthalten sein oder nicht. Es handelt sich hierbei also um ein relatives Verfahren. Im EPRI-Verfahren ist es prinzipiell möglich keine Inspektionen durchzuführen, nämlich dann, wenn alle Segmente geringe Versagenshäufigkeit und geringe Konsequenz haben. Beim PWROG-Verfahren würden auch dann Segmente zur Inspektion ermittelt, da auch in diesem Fall Segmente in der relativen Risikoreihung im oberen Bereich liegen würden.

Der dritte wesentliche Unterschied ist, dass im PWROG-Verfahren nach der Ermittlung des Inspektionsumfangs ein Expertengremium diesen überprüft und weitere Segmente

in das Inspektionsprogramm aufnehmen kann oder herausnehmen kann. Im EPRI-Verfahren ist keine anschließende Überprüfung durch ein Expertengremium vorgesehen. Eine kurze gute Übersicht der Vorgehensweise dieser beiden Methoden ist in /ASM 97a/ und /ASM 97b/ enthalten.

Die in anderen Ländern bisher meist in Pilotstudien eingesetzten Verfahren basieren auf diesen beiden Methoden. Eine Ausnahme hierzu ist das in Schweden entwickelte und 1994 in die Regulierung aufgenommene SKIFS-Verfahren, das eine grobe qualitative Kategorisierung von Rohrleitungen in jeweils drei Schadensanfälligkeits- und Konsequenzkategorien durchführt.

In den Anlagen, deren Inspektionsprogramm auf einer risikoinformierten Methodik basiert, wird immer nur eins der unterschiedlichen Verfahren eingesetzt. Deshalb war die grundlegende Idee im RISMET-Projekt einen Vergleich der unterschiedlichen Methoden an ein und derselben Anlage durchzuführen, mit dem Ziel die Unterschiede der Verfahren herauszuarbeiten. Die Untersuchungen wurden an der schwedischen DWR-Anlage Ringhals 4 durchgeführt, die alle notwendigen Informationen zur Verfügung stellte.

Zur Projektdurchführung wurden mehrere Anwendungsgruppen gebildet, die die unterschiedlichen Verfahren zur Ermittlung des Inspektionsprogramms durchführten. Dies waren die Verfahren nach ASME-XI, der schwedischen Methodik SKIFS, dem EPRI-Verfahren, einem rationalisiertem EPRI-Verfahren ASME Code Case N-716, dem PWROG-Verfahren und einem an die schwedische Regulierung adaptierten PWROG-Verfahren, das im Weiteren mit PWROG-SE bezeichnet wird.

Weiterhin gab es die Auswertungsgruppen, die die Unterschiede der Verfahren im Hinblick auf den Umfang der Anwendung, die Ermittlung der Versagenshäufigkeit, die Ermittlung der Konsequenz und der Risikoreihung untersuchten. GRS war in der Auswertungsgruppe der Versagenshäufigkeit tätig.

Als Umfang der Untersuchung wurden 4 Systeme der DWR-Anlage Ringhals 4 festgelegt. Dies waren das Primärkühlmittelsystem (Reactor Coolant System, RCS (313)), das Nachwärmeabfuhrsystem (Residual Heat Removal System RHR (321)), das Frischdampfsystem (Main Steam System MS (411)) und das Hauptkondensatsystem (Condensate System CS (414)).

Tab. 7-1 zeigt vergleichend die Anzahl der Inspektionsstellen in den 4 Systemen, wie sie mit den verschiedenen Verfahren ermittelt wurden.

Tab. 7-1 Ermittelte Anzahl der Inspektionsstellen mit den unterschiedlichen Verfahren

	RCS (313)	RHR (321)	MS (411)	CS (414)	Total
ASME XI	113	30	28	0	171
SKIFS	40	1	29	0	70
PWROG original	28	21	10(+E)	24(+FAC)	83(+E+FAC)
PWROG-SE	30	35	3(+E)	0(+FAC)	68(+E+FAC)
EPRI	47	26	2(+E)	3(+FAC)	78(+E+FAC)
CC N-716	47	4	7(+E)	0(+FAC)	58(+E+FAC)

ASME XI zeigt gegenüber den anderen Verfahren eine deutlich höhere Anzahl von Inspektionsstellen im RCS-System. Für das RHR-System ergeben die Methoden SKIFS und CCN-716 deutlich weniger Inspektionsstellen. In Ringhals gibt es ein Sonderprüfprogramm bezüglich der Positionen, die erosionsanfällig (E) bzw. anfällig gegenüber Korrosion unter Wirkung von Flüssigkeitsströmung (FAC) sind. Diese kämen nach der Vorgehensweise der PWROG-, der EPRI- und der CC N-716-Methodik noch als zusätzliche Inspektionsstellen hinzu.

In der Auswertungsgruppe der Versagenhäufigkeit konnten keine direkten Vergleiche durchgeführt werden, da nur das PWROG-Verfahren dafür quantitative Werte liefert. Hingegen weist EPRI eine qualitative Aussage der Versagenhäufigkeit in einer der drei Kategorien hoch, mittel und niedrig aus. Es zeigte sich allerdings, dass in den meisten Segmenten, die von EPRI als hoch klassifiziert wurden, auch die quantitativen Werte des PWROG-Verfahrens deutlich oberhalb der Werte anderer Segmente lagen. Es gab einige Segmente, in denen sich diese Korrelation nicht zeigte, was auf die unterschiedliche Behandlung von vibrationsanfälligen Positionen zurückzuführen war, die im EPRI- Verfahren nicht einbezogen wurden. Generell zeigte sich auch, dass die Auswahl der Inspektionsstellen viel stärker von den Annahmen in der PSA-Analyse, al-

so der Berechnung der Konsequenz, beeinflusst wird als von den quantitativen Werten der Rohrleitungszuverlässigkeit. Zur Durchführung eines RI-ISI-Prozesses ist es nicht unbedingt notwendig, eine quantitative Versagenswahrscheinlichkeit für die betrachteten Rohrleitungsbereiche zu berechnen. Dennoch werden die zur Verfügung stehenden Strukturzuverlässigkeitscodes als eine gute Ergänzung zur Identifikation von Trends und Abschätzungen zur Versagenswahrscheinlichkeit gesehen.

Eine ausführliche Beschreibung des Projektes und aller Ergebnisse ist in /RIS 10/ enthalten.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Mit der Zuverlässigkeit einer Struktur wird üblicherweise die Fähigkeit bezeichnet, unter vorgegebenen Belastungs- und Funktionsbedingungen in einem bestimmten Zeitraum und mit einer definierten Wahrscheinlichkeit nicht auszufallen. Dies beinhaltet, dass man Zuverlässigkeit durch ein Merkmal wie die Überlebenswahrscheinlichkeit oder die komplementäre Ausfallwahrscheinlichkeit kennzeichnen kann. Hierdurch wird es möglich, diese Effekte dann auch zu quantifizieren. Im Rahmen der probabilistischen Bruchmechanik wird die Strukturzuverlässigkeit im Sinne einer Ausfallwahrscheinlichkeit durch die Wahrscheinlichkeit beschrieben, dass die Größe eines Risses einen bestimmten kritischen Wert übersteigt, und dadurch der Riss zum Leck wird. Dabei wird davon ausgegangen, dass sich die zu Beginn vorliegende Rissgröße im Laufe der Betriebsdauer durch geplante oder sich zufällig ergebende Belastungsbedingungen infolge verschiedener Schädigungsmechanismen ändern kann.

Um die Auswirkungen von Rissbildungen auf die Strukturzuverlässigkeit von Komponenten besser quantifizieren zu können, entwickelt die GRS das probabilistische Analysewerkzeug PROST (PRObabilistische STRukturberechnung). Insgesamt stehen für die Bestimmung von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten die in Abb. 8-1 zusammengestellten Methoden zur Verfügung. Dabei wird PROST in Verbindung mit dem FE-Programm ADINA für Fragestellungen zur Strukturzuverlässigkeit komplexer Strukturgeometrien und Belastungszuständen eingesetzt.

Weiterhin steht insbesondere für probabilistische Sicherheitsanalysen (PSA) die von GRS entwickelte und erprobte Methodik zur Ermittlung von Leck- und Bruchhäufigkeiten in Rohrleitungen, die auf der Auswertung deutscher Betriebserfahrung und statistischen Verfahren zur Berücksichtigung von Unsicherheiten in relevanten Berechnungsparametern in Form von Verteilungsfunktionen basiert, zur Verfügung (SMLW – Statistische Methodik für Leckwahrscheinlichkeiten, siehe Abb. 8-1).

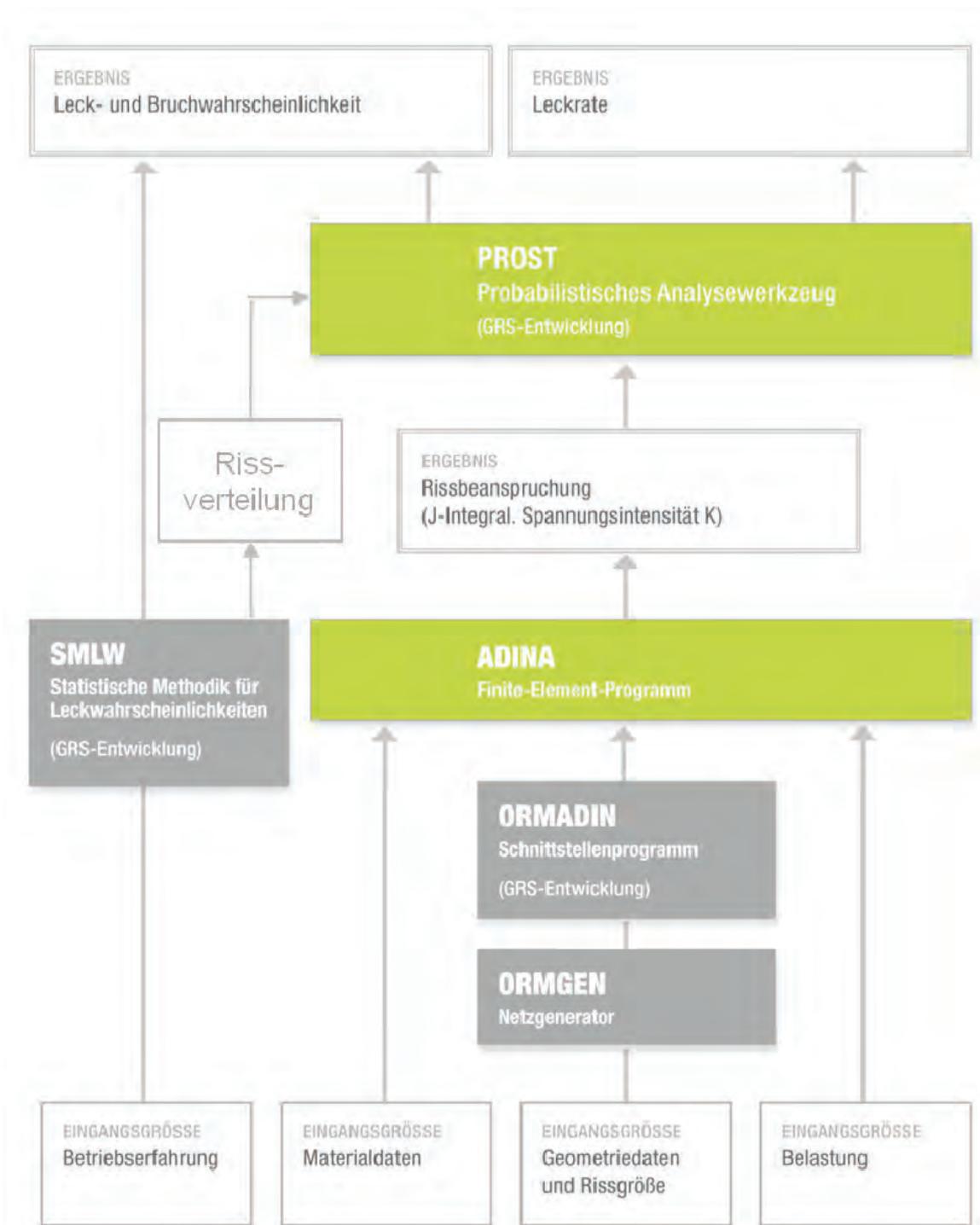


Abb. 8-1 Berechnungsmethoden zur Bestimmung von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten

Mit der beschriebenen probabilistischen Analysemethodik können für bestimmte Schädigungsmechanismen Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten für komplexe Strukturgeometrien und Belastungszustände quantitativ ermittelt werden. Bei der Bestimmung der ortsabhängigen Leckwahrscheinlichkeit lassen sich Teilbereiche in Rohrleitungssystemen im Hinblick auf ihre Versagensrelevanz unterscheiden. Für die probabilistische Befundbewertung können Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten für unterstellte Rissgeometrien bestimmt werden. Weiterhin ist es möglich, Trends bezüglich der Veränderung von Einflussparametern quantitativ aufzuzeigen. Einschränkungen bezüglich der Einsatzfähigkeit im Rahmen von probabilistischen Sicherheitsanalysen (PSA) werden vor allem im Hinblick auf die Aussagegenauigkeit absoluter Leck- bzw. Bruchwahrscheinlichkeiten gesehen, da die Ergebnisse teilweise stark von den Unsicherheiten für relevante Eingabeparameter wie Rissgeometrie, erwartete Belastungen sowie bestimmter Parameter zur Charakterisierung der Schadensmechanismen abhängen. Strukturzuverlässigkeitsprogramme sind ein wertvolles Instrument zur Ergänzung der bisher im Rahmen von PSA eingesetzten Methoden zur Abschätzung von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten.

Im Rahmen des Vorhabens RS 1163 wurde das Rechenprogramm PROST zur quantitativen Einschätzung der Strukturzuverlässigkeit von Rohrleitungskomponenten weiterentwickelt. Dabei wurden Modelle zur Berücksichtigung des Schadensmechanismus Korrosion bei der Bestimmung von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten in zylindrischen Strukturen aus ferritischen und austenitische Reaktorstähle bereitgestellt und erprobt. Diese Modelle sind nun zusätzlich zu dem Modell zur Berücksichtigung des Schadensmechanismus Ermüdung verfügbar.

Weiterhin wurde der Anwendungsbereich des Programms auf komplexe Geometrien bezüglich Belastungen und Randbedingungen erweitert. Dabei wurden zusätzliche Programmmodule entwickelt, mit denen Ergebnisse aus FE-Berechnungen einbezogen werden können. Die erweiterte Analysemethodik wurde u.a. im Rahmen von Berechnungen zu einem rissbehafteten Speisewasserstutzen an einem Dampferzeuger unter thermomechanischen zyklischen Belastungen erprobt. Die Rissbeanspruchungen wurden mit der FE-Methode berechnet und zur Bestimmung der Leckwahrscheinlichkeit wurde Ermüdungsrisswachstum unter Berücksichtigung der „mixed mode“-Belastung im Rahmen des Ansatzes zum J-Integralvektor abgeschätzt.

Insgesamt zeigen die Analysen, dass mit der bereitgestellten flexiblen probabilistischen Analysemethodik quantitative Aussagen zur Leckwahrscheinlichkeit eines gefundenen

oder unterstellten Risses in einer komplexen Strukturgeometrie unter thermomechanischen Belastungen als Funktion der Betriebsdauer im Bereich sehr kleiner Werte ($<1E-8$) bis zu großen Werten ($>1E-2$) möglich sind. Im Rahmen von Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen können die wesentlichen Einflussgrößen auf die Leckwahrscheinlichkeit identifiziert werden.

Die Leckgröße, die von einem durch die Wand gewachsenen Riss verursacht wird, dominiert die Ausströmungsrate. Im nächsten Schritt der Weiterentwicklung soll ein Modul zur Berücksichtigung des Wachstums der Lecks entwickelt und erprobt werden, um die Aussagegenauigkeit der Bruchwahrscheinlichkeiten zu verbessern.

Weiterhin sollen die Module für die Schädigungsmechanismen Ermüdung, Korrosion und sprödes / zähes Risswachstum erweitert werden. Bei Ermüdungsbelastungen sollen die Zusammenhänge zwischen dem Risswachstum pro Lastzyklus und der Änderung des Spannungsintensitätsfaktors während eines Lastzyklus verfeinert werden, indem Nichtlinearitäten berücksichtigt werden sollen. Die Module Ermüdung und Korrosion sollen zur Berücksichtigung von Ansätzen zur Rissbildung basierend auf Auswertungen nationaler und internationaler Betriebserfahrung erweitert werden.

Schließlich sollen in Abhängigkeit von der Betriebsdauer der Komponente die für jeden Schädigungsmechanismus ermittelten Risswachstumsbeiträge als Gesamtwachstumskrement im Rahmen des zwei-parametrischen Versagenskriteriums bewertet werden. Die Qualifizierung weiterer Programmleistungen soll neben Konsistenzuntersuchungen an Aufgaben aus internationalen Vergleichsstudien durchgeführt werden.

9 Literaturverzeichnis

- /ABD 83/ Abdollahian, D., Chexal, B.
Calculation of leak rates through cracks in pipes and tubes. EPRI-NP-3395, 1983
- /ADI 09/ ADINA User Interface, Version 8.6, 2009 with ADINA – A Finite Element Program for Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis, ADINA-T – for the heat transfer of solids, ADINA-F – for compressible and incompressible fluids, ADINA-FSI – for fully coupled analysis of fluid flow with structural interaction, ADINA-IN/-Plot – for pre- and postprocessing.
- /ASM 97a/ American Society of Mechanical Engineers, Boiler and Pressure Vessel Code, Code Case N-577, „Risk-Informed Requirements for Class 1,2 and 3 Piping, Method A, Section XI, Division 1”, September 1997
- /ASM 97b/ American Society of Mechanical Engineers, Boiler and Pressure Vessel Code, Code Case N-578, „Risk-Informed Requirements for Class 1,2 and 3 Piping, Method B, Section XI, Division 1”, September 1997
- /AZO 92/ Azodi, D., Bachmann, P., Höfler, A., Michel, F.
Analytische Beschreibung der Bruchvorgänge in Behältern und Rohrleitungen unter zyklischer, überelastischer Beanspruchung.
Vorhaben RS 788, GRS-A-1948, 1992
- /AZO 94/ Azodi, D., Bachmann, P., Höfler, A., Michel, F.
Parametrische struktur- und bruchmechanische Untersuchungen an einem Finite-Elemente-Modell einer Rohr-Umfangsschweißnaht,
Vorhaben SR 2028, GRS-A-2137, 1994
- /BFS 05/ Bundesamt für Strahlenschutz
Methoden und Daten zur probabilistischen Sicherheitsanalyse für Kernkraftwerke. Salzgitter, Oktober 2005
- /BHA 99/ Bhandari, S. et al
NESC I Spinning Cylinder Project - Thermal and Structural Analyses,
NESC DOC TG3 (99) 010, 1999

- /BOS 09/ Bosch, R.W., van Dyck, S.
SCC pilot study RA3. NULIFE-report (08)23, 2009
- /BRI 03/ Brickstad, B.
A short description of the NURBIT piping reliability program for stress corrosion cracking analyses. NURBIM Report D4/Appendix D1, DNV, 2003
- /BRI 04/ Brickstad, B.
WP-4, review and benchmarking of SRMs and associated software, appendix A1, SCC benchmark study. NURBIM Report D4, 2004
- /BRI 05/ Brickstad, B., Schimpfke, T.
Benchmarking of structural reliability models for risk analyses of piping. EUROSAFE, 2005
- /BRÜ 02/ Brümmer, G. et al
Beschreibung einer einhüllenden Risswachstumskurve zum Spannungsrisskorrosionsverhalten von ferritischen Reaktordruckbehälter (RDB)-Stählen unter Siedewasserreaktor (SWR)-Bedingungen. 28. MPA-Seminar, 13.1-13.30, 2002
- /BUS 94/ Busch, M., Petersilge, M., Varfolomeyev, I.
Einflussfunktionen für axiale und Umfangsoberflächenrisse in Zylindern, IWM-Bericht T18/94, 1994
- /CIO 99/ Cioclov, D., Kröning, M.
Probabilistic Fracture Mechanics Approach to Pressure Vessel Reliability Evaluation, ASME-PVP- Vol. 386, 1999
- /CIZ 92/ Cizelj, L., Riesch-Oppermann, H.
ZERBERUS- the Code for Reliability Analysis of Crack Containing Structures, Report KfK 5019, 1991
- /CUE 04/ Cueto-Felgueroso, C., Brickstad, B.
A short description of the WinPRAISE piping reliability program for fatigue and stress corrosion cracking analyses. NURBIM Report D4/Appendix E, Tecnatom, 2004

- /DEI 91/ Deimel, P., Läpple, V.
Zusammenstellung und Bewertung von Modellansätzen zur Quantifizierung des korrosionsgestützten Risswachstums in Hochtemperaturwasser. MPA Stuttgart, Abschlussbericht MPA-Auftrags-Nr. 872 300, 1991
- /DIC 95/ Dickson, T.L.
An overview of FAVOR: A fracture analysis computer code for nuclear reactor pressure vessels, Trans. of 13th Int. Conf. On SMiRT, Porto Alegre, 1995
- /EAS 05/ Eason, E.D., Pathania, R., Shoji, T.
Evaluation of the Fracture Research Institute theoretical stress corrosion cracking model. 12th Int. Conf. on Environmental Degradation of Materials, pp 145-153, 2005
- /FAI 03/ Faidy, C.
PROSIR - Probabilistic Structural Integrity of a PWR Reactor Pressure Vessel, Round Robin Proposal Rev. 4, CSNI IAGE Metal group, July 2003
- /FÖH 04/ Föhl, J.
Crack growth behaviour of low alloy steels for pressure boundary components under transient light water reactor operating conditions (CASTOC). 30. MPA-Seminar, 24.1-24.27, 2004
- /FÖH 04a/ Föhl, J., Weißenberg, T.
Korrosionsgestütztes Risswachstum im Grundwerkstoff eines höher- und niedrigfesten ferritischen Stahls unter statischer Belastung mit und ohne Zwischenentlastungen in sauerstoffhaltigem Hochtemperaturwasser unterschiedlicher Leitfähigkeit. MPA Stuttgart, Abschlussbericht RS 1501229, 2004
- /FÖH 05/ Föhl, J., Weißenberg, T.
Korrosionsgestütztes Risswachstum niedriglegierter Druckbehälterstähle unterschiedlicher Festigkeit in sauerstoffhaltigem Hochtemperaturwasser. 31. MPA-Seminar, 35.1-35.20, 2005

- /FOR 90/ Ford, F.P.
The crack-tip system and its relevance to the prediction of cracking in aqueous environments. Proc. First Int. Conf. on Environment-Induced cracking of Metals, pp 139-162, 1990
- /FOR 91/ Ford, F.P. et al
Stress corrosion cracking of low-alloy steels in high temperature water. 5th Int. Symp. on Environmental Degradation of Materials, pp 561-570, 1991
- /FZK 03/ Forschungszentrum Karlsruhe
Assessment of the load-carrying capacities of a spherical pressurized water reactor steel containment under a postulated hydrogen detonation NUCLEAR TECHNOLOGY, Vol. 141, p. 109 - 121, Feb. 2003
- /GOT 95/ Gott, K.
Using materials research results in new regulations – the Swedish approach. 7th Int. Symp. on Environmental Degradation of Materials, 1995
- /GRE 04/ Grebner, H., Schimpfke, T., Peschke, J., Sievers, J.
Weiterentwicklung der Analysemethodik zur Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit von passiven Komponenten, Abschlussbericht zum Vorhaben RS 1127, GRS - A - 3236, GRS November 2004
- /GRE 05/ Grebner, H., Sievers, J.
Structure Simulation of Prestressed Concrete Containment Structure, 18th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, paper H01-4, 2005
- /GRE 08/ Grebner, H., Sievers, J.
Aktualisierung und Ergänzung der Angaben zu Leckhäufigkeiten im Methoden- und Datenband PSA, Fachliche Unterstützung des Facharbeitskreises Probabilistische Sicherheitsanalyse für Kernkraftwerke, GRS-V-SR 2608 – 1/2008.

- /GRE 99/ Grebner, H., Müller, C., Sievers, J.
Weiterentwicklung der Analysetechnik und generische Analysen zum Komponentenverhalten im Verbund für auslegungsüberschreitende Störfälle.
GRS-A-2678, 1999
- /GRS 90/ Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit
Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke Phase B
Verlag TÜV Rheinland, 1990
- /GRS 90/ Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit (GRS) mbH,
Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke Phase B, Verlag TÜV Rheinland,
1990
- /HAR 92/ Harris, D.O., Dedhia, D.D., Lu, S. C.
Theoretical and User's Manual for PC-PRAISE - A probabilistic fracture mechanics computer code for piping reliability analysis, NUREG/CR-5864,
1992
- /HEL 75/ Hellen, T. K. and W.S. Blackburn
The calculation of stress intensity factors for combined tensile and shear loading, International Journal of Fracture, Vol. 11, 1975, pp. 605-617.
- /HEN 70/ Henry, R.E.
The two phase critical discharge of initially saturated or subcooled liquid.
Nucl. Sci. and Engng. 41, 1970, pp 336-342
- /HIC 99/ Hickling, J. et al
Characteristics of crack propagation through SCC under BWR conditions in stainless steels stabilized with titanium or niobium. 9th Int. Symp. on Environmental Degradation of Materials, 1999
- /HUL 09/ Hultqvist, G., Expert Group 4 members
State of the art review of reactor safety and risk assessment practices in European countries, NULIFE (09) 23, September 2009

- /HÜT 03/ Hüttner, F.
Auswertung experimenteller Ergebnisse zum Risswachstum in Kraftwerkstählen. MPA Stuttgart, Abschlussbericht MPA-Auftrags-Nr. 8884 01 001, 2003
- /JAM 10/ James, P.
New Methods for the Treatment of Secondary Stresses in Fracture Assessments, Presentation to NULIFE EG2/3 Seminar, Budapest, 2010
- /KAE 08/ Kaesche, S.
Zusammenhänge zwischen korrosionschemischen Prozessen und Korrosionsrissbildung. MPA Stuttgart, Abschlussbericht RS 1501330, 2008
- /KAM 95/ Kamphausen, M., Grebner, H.
Dokumentation des Programms zur Leckflächen- und Leckratenabschätzung – WINLECK. GRS, Technische Notiz, 1995
- /KAS 81/ Kastner, W. E., Röhrich, W., Schmitt and Steinbuch, R.
Critical crack sizes in ductile piping. Int. J. Pres. Ves. & Piping 9 (1981), 197-219
- /KEI 08/ Keim, E., Lidbury, D.
Review of assessment tools used in nuclear plant life management, based on contributions by members of NULIFE Expert Groups 2 and 3, NULIFE (07) 25, September 2008
- /KHA 99/ Khaleel, M.A., Chapman, O.J.V., Harris, D.O., Simonen, F.A.
Flaw size distribution and flaw existence frequencies in nuclear piping. PVP-Vol. 386, pp 127-144, 1999
- /KIL 05/ Kilian, R. et al
German experience with intergranular cracking in austenitic piping in BWRs and assessment of parameters affecting the in-service IGSCC behaviour using an artificial neural network. Proc. 12th Int. Conf. on Environmental Degradation of Materials, 2005

- /KIL 99/ Kilian, R. et al
Crack growth of stabilized stainless steels in O₂-containing high temperature water. 9th Int. Symp. on Environmental Degradation of Materials, 1999
- /KLE 00/ Klenke, K.
Interkristalline Spannungsrisskorrosion an austenistischen Chrom-Nickel-Stählen in sauerstoffhaltigem Hochtemperaturwasser. MPA Stuttgart, Techn.-wiss. Bericht, Heft 00-01, 2000
- /LÄP 96/ Läßle, V. , Blind, D.
Stand der Forschung zur Frage des korrosionsgestützten Risswachstums in ferritischen Bauteilen von Siedewasserreaktoren, BfS-KT-13/96, 4. KT/KTA-Winterseminar, Salzgitter, 1996
- /LÄP 97/ Läßle, V., Blind, D., Deimel, P.
Stand der Forschung zum korrosionsgestützten Risswachstum niedriglegierter ferritischer Stähle in sauerstoffhaltigem Hochtemperaturwasser. VGB Kraftwerkstechnik 77, 754-761, 1997
- /LYD 08/ Lydell, B., Riznic, J.
OPDE - The international pipe failure data exchange project, Nuclear Engineering and Design 238 (2008), 2115-2123, 2008
- /MAL 05/ MA, L. and A.M. Korsunsky
On The Use Of Vector J-Integral In Crack Growth Criteria For Brittle Solids, International Journal of Fracture, Vol. 133, 2005, pp. L39-L46.
- /MIC 03/ Michel, F., Reck, H., Schulz, H.
Entwicklung qualifizierter Werkzeuge zur anlagenübergreifenden Bewertung des Alterungsmanagements passiver maschinentechnischer Einrichtungen in Kernkraftwerken. 29. MPA-Seminar, Stuttgart, 9. und 10. Oktober, 2003
- /MIC 05/ Michel, F.
Weiterentwicklung der Wissensbasis zur Bewertung der Sicherheit von druckführenden Komponenten in Kernkraftwerken, GRS Jahresbericht 2004/05, S. 69-74, 2005

- /MOR 93/ Morin, U. et al
Crack growth rates for Ni-base alloys with the application to an operating BWR. Proceedings of the 6th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power System, 1993
- /MUE 96/ Müller, C.
Analyse von Leckflüssen durch Risse und Spalten mit Hilfe von einfachen Modellen und ATHLET-Rechnungen. GRS, Technische Notiz, 1996
- /NEA 05/ OECD Nuclear Energy Agency
International Standard Problem No. 48 – Containment Capacity
Synthesis Report NEA/CSNI/R(2005)5, 2005
- /RAJ 81/ Raju, I.S., Newman, J.C.
An empirical stress intensity factor equation for the surface crack. Engineering Fracture Mechanics 15, pp 185-192, 1981
- /REC 06/ Reck, H., Schulz, S.
Internationale Betriebserfahrung mit Rohrleitungen in Kernkraftwerken: Fortschritt des OECD Pipe Failure Data Exchange (OPDE) Datenbank Projektes. 32. MPA-Seminar, Stuttgart, 5. und 6. Oktober, 2006
- /RIN 07/ Rintamaa, R., Aho-Mantila, I., Taylor, N.
New European initiative – NULIFE network for plant life management, Transactions, SMiRT 19, Toronto, August 2007
- /RIS 10/ RISMET
Benchmark Study on Risk-informed In-Service Inspection Methodologies, Final Report, March 2010
- /ROO 00/ Roos, E., Otremba, F., Hüttner, F.
Zum Nachweis der Komponentenintegrität unter Berücksichtigung des korrosionsgestützten Risswachstums. 26. MPA-Seminar, 29.1-29.23, 2000
- /ROO 04/ Roos, E., X. Schuler, and U. Eisele,
"Fracture Mechanics Safety Approaches," 30th MPA-Seminar in conjunction with the 9th German-Japanese Seminar, 2004.

- /ROT 08/ Roth, A.: Private Mitteilung, 2008
- /SAN 03/ Sandia National Laboratories
Overpressurization Test of a 1:4-Scale Prestressed Concrete Containment
Vessel Model
NUREG/CR-6810
U.S. Nuclear Regulatory Commission, March 2003
- /SAN 06/ Sandia National Laboratories
Containment Integrity Research at Sandia National Laboratories
An Overview
NUREG/CR-6906
U.S. Nuclear Regulatory Commission, July 2006
- /SCH 04/ Schimpfke, T., Schulz, H., Sievers, J.
Vergleichsanalysen zur Strukturzuverlässigkeit von Rohrleitungen
(NURBIM), Abschlussbericht zum Vorhaben RS 1136, GRS - A - 3220,
GRS August 2004
- /SCH 04a/ Schimpfke, T. et al
Nuclear risk based inspection methodology (NURBIM). Final report, EU Con-
tract FIKS-CT-2001-00172, GRS, 2004
- /SHE 91/ Shen, G., Plumtree, A., Glinka, G.
Weight Function for the Surface Point of Semielliptical-Surface Crack in a
Finite Thickness Plate, Engineering Fracture Mechanics Vol. 40, No.1,
1991, S. 167-176
- /SIE 08/ Sievers, J., Wang, Y.
Berechnungsmethodik zur Bestimmung von Leckwahrscheinlichkeiten für
komplexe Strukturgeometrien und Belastungszustände, GRS-Jahresbericht
2008
- /SIE 94/ Sievers, J., Schulz, H., Bass, B.R., Pugh, C.E., Keeney, J.
Fracture Analyses of Large Scale International Reference Experiments
(FALSIRE) Phase I. GRS-108, 1994

- /SIE 96/ Sievers, J., Schulz, H., Bass, B.R., Pugh, C.E., Keeney, J.
Fracture Analyses of Large Scale International Reference Experiments (FALSIRE) Phase II, GRS-130, 1996
- /SIE 99a/ Sievers, J., Schulz, H., Bass, B.R., Pugh, C.E.
Final report on the International Comparative Assessment Study of Pressurized Thermal-Shock in Reactor Pressure Vessels (RPV PTS ICAS), NEA/CSNI/R(99) 3, GRS - 152,1999
- /SIE 99b/ Sievers, J., Bachmann, P., Schimpfke, T., Jendrich, U., Krzykacz-Hausmann, B., Sonnenburg, H.-G., Scheuerer, M.
Sensitivitätsanalysen zur Ermittlung der Unsicherheiten bei der Beschreibung des Rissverhaltens infolge thermo-mechanisch transienter Belastung unter Einbeziehung experimenteller Ergebnisse,
Vorhaben RS 1036, GRS-A-2767, 1999
- /SPE 95/ Speidel, M.O.
Interkristalline und transkristalline Spannungsrisskorrosion in metallischen Strukturwerkstoffen von Kernkraftwerken. VGB-Konferenz „Korrosion und Korrosionsschutz in der Kraftwerkstechnik 1995“. Essen, 1995
- /STO 89/ Stoer, J.
Numerische Mathematik 1, 5. Auflage, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York Paris Tokyo Hongkong, 1989
- /TÜV 98/ Untersuchungen an den austenitischen Rohrleitungen der Siedewasser-Reaktor-Anlagen Kernkraftwerk Isar 1, Kernkraftwerk Philippsburg 1, Kernkraftwerk Gundremmingen II, Block B und C. TÜV Energie- und Systemtechnik GmbH, 1998
- /WAC 02/ Wachter, O. et al
Korrosionsgestütztes Risswachstum in austenitischen Schweißverbindungen in sauerstoffhaltigem Hochtemperaturwasser. Workshop „Gewährleistung von Sicherheit und Verfügbarkeit von Leichtwasserreaktoren“ – Ergebnisse aus MPA/VGB Forschungsvorhaben, Stuttgart, Vortrag 4.2, 2002

- /WAN 10/ Wang, Y.
Weiterentwicklung und Erprobung von Methoden zur Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit passiver Komponenten, Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 2010
- /WIL 03/ Williams, P.T., Dickson, T.L.
Fracture Analysis of Vessels –Oak Ridge FAVOR, v03.1, Computer Code. Theory and Implementation of Algorithms, Methods and Correlations, Draft, August 2003
- /WUE 83/ Wüthrich, C.
Crack opening areas in pressure-vessels and pipes. Engineering Fracture Mech. 18 (1983), 1049-1057
- /ZAH 89/ Zahoor, Z.
Ductile fracture handbook – vol. 1. EPRI-Report NP-6301-D, 1989
- /ZER 99/ Zerst, U., Wiesner, C., Kocak, M., Hodulak, L.
SINTAP: Entwurf einer vereinheitlichten europäischen Fehlerbewertungs-prozedur - eine Einführung, GKSS-Forschungszentrum Geesthacht GmbH, Geesthacht, 1999

10 Abkürzungen

CASTOC	Crack growth behaviour of low alloy steels for pressure boundary components under transient light water reactor operating conditions
CCDP	Conditional Core Damage Probability
CSNI	Committee on the Safety of Nuclear Installations
EPRI	Electric Power Research Institute
FAC	Flow-Assisted Corrosion
FE	Finite Elemente
FALSIRE	Fracture Analyses of Large Scale International Reference Experiment
FAVOR	Fracture Analysis Vessel Oak Ridge
FOF	Frequency of Failure
HCW	Hydrogen Water Chemistry
IAGE	Integrity and Ageing of Components and Structures
KTA	Kerntechnischer Ausschuss
NESC	Network for Evaluating Steel Components
NULIFE	Nuclear Plant Life Prediction
NURBIM	Nuclear Risk Based Inspection Methodology for Passive Components
NURBIT	Nuclear Risk Based Inspection-Tool
NWC	Normal Water Chemistry
PRAISE	Piping Reliability Analysis Including Seismic Events
PROSIR	Probabilistic Structural Integrity of a PWR Reactor Pressure Vessel
PROST	Probabilistische Strukturberechnung / Probabilistic Structural Analysis
PSA	Probabilistische Sicherheitsanalyse
PWROG	Pressurized Water Reactor Owners Group
RPV-PTS-ICAS	Reactor Pressure Vessel-Pressurized Thermal Shock-International Comparative Assessment Study
SCC	Stress Corrosion Cracking
SRRA	Structure Reliability and Risk Assessment
SUSA	Software System for Uncertainty and Sensitivity Analysis

11 Anhang: Programmtechnische Hinweise zu PROST

Das in der objektorientierten Programmiersprache Java++ geschriebene probabilistische Bruchmechanikprogramm PROST, lässt sich grob in die drei Hauptmodule Benutzerschnittstelle, Berechnungsroutinen und statistische Auswertung einteilen. Neben der nachfolgenden Übersichtsdokumentation stehen in den Javadoc-Dateien in der Jbuilder-Entwicklungsumgebung weitere Dokumentationen zu den einzelnen Methoden und Variablen der verschiedenen Klassen zur Verfügung. Zusätzlich befinden sich auch viele Kommentare im Quellcode, die zum Verständnis der Routinen beitragen.

11.1 Prinzipieller Aufbau des Programms

Das in der Programmiersprache Java++ geschriebene Programm PROST besteht derzeit aus 21 Source Code Dateien mit insgesamt 30 Klassen, die sich im Wesentlichen in vier Programmteile gliedern lassen. Dies sind die Klassen für die Benutzerschnittstelle (Oberfläche, O), die möglichen Verteilungsfunktionen (V), die eigentlichen Berechnungsroutinen (B) und die probabilistische Auswertung der Ergebnisse (S). Die Tab. 11-1 gibt eine Übersicht der Klassennamen, wo sie im Quelltext stehen, zu welchem Programmteil sie gehören und eine kurze Beschreibung ihrer Funktion.

Tab. 11-1 Übersicht der vorhandenen Klassen in PROST

Klasse	Source	Programmteil	Beschreibung
Prost	Prost.java	O	Hauptprogrammmodul zum Start der Oberfläche
BelastungsView	Belastungs-View.java	O	Layout und Funktionalität der Belastungseingabekarte
Tabelle1d	Belastungs-View.java	O	Tabellenmodell für 1d Spannungseingabe der Belastungskarte
Tabelle2d	Belastungs-View.java	O	Tabellenmodell für 2d Spannungseingabe der Belastungskarte
BelastungWert	BelastungWert.java	O	Datenstruktur für die Eingaben der Belastungskarte
Input Fenster	CalcProst.java	O	Layout und Funktionalität des Eingabefensters der Laufzeitvariablen. Wird von CalcProst gestartet.
DetektionView	DetektionView.java	O	Layout und Funktionalität des Eingabefensters für wiederkehrende Prüfungen
Neue Tabellen-	DetektionView.java	O	Tabellenmodell für die Eingabe der Riss-

modell			detektionswahrscheinlichkeit bei wiederkehrender Prüfung
ProstMenue	ProstMenue.java	O	Layout und Funktionalität der Menüleiste der Oberfläche
ProstView	ProstView.java	O	Layout und Aufbau der Oberfläche sowie Funktionalität der Steuerungseingabekarte
ResidualStress	ResidualStress.java	O	Datenstruktur für die Eingaben der Eigenspannungskarte
ResidualStress-View	ResidualStress-View.java	O	Layout und Funktionalität der Eigenspannungseingabekarte
Rstress TabMod	ResidualStress-View.java	O	Tabellenmodell für die Eingabe der Eigenspannungen
SelectModus	SelectModus.java	O	Layout und Funktionalität des Analyseauswahlfensters nach Start von Prost (Auswahl: zyklisch oder statisch)
VerteilterWert	VerteilterWert.java	O	Defaultdatenstruktur für die verteilten Parameter
VerteilungsView	Verteilungs-View.java	O	Layout und Funktionalität der Eingabekarte für die verteilten Parameter
CalcProst	CalcProst.java	B	Hauptprogrammmodul der Berechnung. Wird von Prost gestartet.
Wiederkehrende Pruefung	CalcProst.java	B	Berechnungsroutinen für Wiederkehrende Prüfungen
Transiente	CalcProst.java	B	Berechnungsroutinen für die Belastungen
Eigenspannung	CalcProst.java	B	Berechnungsroutinen für die Eigenspannungsverteilung
DistributedValue	CalcProst.java	B	Verallgemeinerte Datenstruktur für die Berechnungen mit verteilten Größen
Crack	Crack.java	B	Berechnungsroutinen für den aktuellen Riss
ExponentialVerteilung	EponentialVerteilung.java	V	Datenstruktur und Routinen für Parameter, die exponentiell verteilt sind
Histogramm	Histogramm.java	V	Datenstruktur und Routinen für Parameter, die über Histogramme verteilt sind
LogNormalVerteilung	LogNormalVerteilung.java	V	Datenstruktur und Routinen für Parameter, die lognormalverteilt sind
NormalVerteilung	NormalVerteilung.java	V	Datenstruktur und Routinen für Parameter, die normalverteilt sind
WeibullVerteilung	WeibullVerteilung.java	V	Datenstruktur und Routinen für Parameter, die weibullverteilt sind
FinalStatistic	FinalStatistic.java	S	Berechnungsroutine für Quantilen- und Erwartungswerte bei Wahl des Schichtungsverfahrens
WeibullParameterEstimation	WeibullParameterEstimation.java	S	Berechnungsroutinen zur Anpassung der Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten als Funktion der Zeit an eine Weibullverteilung, wenn Schichtungsverfahren gewählt

Zwei der Klassen, nämlich Prost und CalcProst haben eine main-Routine, d.h., sie sind zum Programmstart geeignet. Die main-Routine ist der Startpunkt eines Java-Programms. Von Prost aus wird die Benutzerschnittstelle gestartet und von CalcProst die eigentliche Berechnungsroutine, die allerdings noch ein Eingabefenster für die Laufzeitvariablen beinhaltet. CalcProst wurde mit einem Startpunkt versehen, um die während der Entwicklung anfallenden Testläufe schneller durchführen zu können ohne jedes Mal die gesamte Oberfläche durchlaufen zu müssen. Als Eingabe benötigt CalcProst eine Datei in der die zur Berechnung notwendigen Eingabedaten stehen. Ein Benutzer, der nicht in der Entwicklungsumgebung arbeitet wird die Anwendung über das andere Programmmodul Prost starten. Hier erscheint dann das Fenster mit der Eingabeoberfläche und der Benutzer kann über das Menü Eingabedateien laden, speichern oder neu erstellen. Wird im Kopfleistenmenü unter dem Eintrag „Berechnung“ der Unterpunkt „starten“ angewählt, so muss der Benutzer die aktuelle Datei an einem Ort seiner Wahl speichern und anschließend wird aus Prost heraus CalcProst gestartet, wobei der Dateiname übergeben wird. Die Ergebnisse werden dann im Pfad der gespeicherten Eingabedatei ausgegeben.

11.2 Dateimanagement und Pfade

Als Entwicklungsumgebung für PROST wird der JBuilder 2006 von Borland eingesetzt. In der Entwicklungsumgebung können sogenannte Projektdateien geöffnet oder neu erstellt werden. Die Projektdateien haben die Endung „*.jbx“. Für PROST wurde eine solche Projektdatei angelegt. Sie enthält alle notwendigen Informationen über eingebundene Pfade und Dateien. Der Pfad, in dem die Projektdatei steht, kann vom Benutzer frei gewählt werden und wird im Weiteren der Hauptpfad der Anwendung genannt. Die enthaltenen Unterordner sind „src“ in dem sich die Sourcecode-Dateien befinden, „bak“ in dem sich die Backups der Sourcecode-Dateien befinden, „classes“ mit den kompilierten Klassen von PROST, „ressources“, in dem sich die in PROST eingebundenen Bilddateien befinden und „doc“, der die html-Dateien der Dokumentation enthält.

Wird aus der Entwicklungsumgebung ein ausführbares PROST-Windowsprogramm erzeugt, werden die folgenden Dateien im Hauptverzeichnis der Anwendung erstellt: „PROST22.exe“, „PROST22W.exe“ und „PROST22.jar“. Die erste Datei ist eine ausführbare Konsolenanwendung (DOS-Ebene), die zweite Datei eine ausführbare Windowsanwendung, und die .jar Datei ist eine Archivdatei, die alle notwendigen Klassen zur Ausführung des Programms enthält. Weiterhin befinden sich die Datei „show.dat“

und die Excelmappe „Prostshowfunc.xls“ im Hauptverzeichnis. Diese beiden Dateien werden zur Darstellung von Verteilungsfunktionen benötigt. Soll einem Benutzer, der keine Jbuilder-Entwicklungsumgebung hat, ein ausführbares PROST-Windows-programm zur Verfügung gestellt werden, so sind die folgenden Dateien zu übergeben.

Aus dem Hauptverzeichnis: PROST22W.exe, PROST22.jar, show.dat, Prostshowfunc.xls, PROST22.config, und zusätzlich der Unterordner „ressources“ mit allen enthaltenen Dateien. Die PROST22.config-Datei enthält die Startklasse und den Pfad zum installierten Java Runtime Environment (jre), der vom Endnutzer entsprechend seiner Java-Installationen geändert werden muss.

11.3 Prinzipieller Programmablauf in der Berechnungsroutine CalcProst

Der Startpunkt des Programms ist die main-Routine in der Sourcecode-Datei CalcProst.java. Ihr wird als Argument ein Dateiname übergeben. Diese Datei wurde durch Abspeichern aus der Benutzerschnittstelle (Oberfläche) erzeugt und enthält alle dort eingegebenen oder geänderten Daten. Mit dem Aufruf der Methode „dateiLesen(indatei)“ wird diese Datei eingelesen, wobei die entsprechenden Variablen von CalcProst auf die dort stehenden Werte gesetzt werden. Zusätzlich wird das Eingabefenster (Objekt inputfenster) für die Laufzeitvariablen erstellt und angezeigt. Dort gibt der Benutzer weitere Steuerungsvariablen und Parameterwerte zum Programmablauf an. Nach dieser Eingabe werden die Methode „iniBerechnung()“, die Initialisierungen der verteilten Parameter und der Belastungen durchführt, und die Methode „schreibeInput()“, die die eingelesenen Daten und die gesetzten Laufzeitvariablen auf die Ausgabedatei schreibt, ausgeführt. Anschließend wird mit calcZyklisch() in die Hauptberechnungsroutine verzweigt. Ein Listing der Methode calcZyklisch () ist in Anhang D zu finden. Verteilungen in den Belastungsparametern können derzeit im Rahmen entsprechender Parametervariationen berücksichtigt werden.

Der Schleifenaufbau in der Routine calcZyklisch() ist so gestaltet, dass er bei der Berechnung unabhängig vom gewählten statistischen Verfahren durchlaufen wird. Die durch die Wahl des statistischen Verfahrens vorhandenen Unterschiede werden durch entsprechende if-Konstruktionen berücksichtigt. Die Wahl des statistischen Verfahrens ist in der Variable „probmethode“ abgelegt. Sie hat den Wert 1 bei Schichtungsverfahren und den Wert 2 bei Monte-Carlo Verfahren.

Die äußerste Schleife ist die Schleife der Anzahl der Durchläufe mit der Laufvariablen `m1`. Je nach statistischem Verfahren werden Ausgabedateien in den Methoden „`iniLekdatei()`“ oder „`iniBreakdatei()`“ vor oder nach Schleifenbeginn initialisiert. In der Methode „`setcurrentwerteDurchlauf()`“ wird für den aktuellen Durchlauf eine Parameterkombination aus den verteilten Parametern gezogen. Aus allen verteilten Parametern bei Monte-Carlo, aus allen verteilten nicht als Schichtungsparameter gewählten beim Schichtungsverfahren.

Zur Berücksichtigung von Korrelationen zwischen verteilten Eingabeparametern wurde eine entsprechende Routine entwickelt und beispielhaft für die Korrelation „Wenn Streckgrenze größer bzw. kleiner Mittelwert, dann Bruchzähigkeit kleiner bzw. größer Mittelwert“ getestet. Dabei werden alle zufällig bestimmten Parameterkombinationen, die die Korrelation nicht erfüllen, in der probabilistischen Analyse nicht berücksichtigt. Weiterhin wurde eine Option entwickelt, mit der Materialdaten aus einem Datenspeicher verwendet werden können.

Als nächstes wird die Schleife über die Intervalle des ersten geschichteten Parameters mit der Laufvariablen `m2` geöffnet. Ist das gewählte statistische Verfahren Monte-Carlo, so wird diese Schleife genau einmal durchlaufen. Die Steuerung erfolgt über das Array `sampelfeld[][]`, das im nächsten Kapitel erklärt wird. Schließlich wird auch die Schleife über die Intervalle des zweiten geschichteten Parameters mit der Laufvariablen `m3` geöffnet. Auch diese wird bei Monte Carlo Wahl nur genau einmal durchlaufen.

Vor der eigentlichen Schleife des Berechnungszeitraumes werden einige Variablen auf ihre Anfangswerte gesetzt bzw. ihre Werte berechnet. Es folgt ein Block in dem das nächste Zeitereignis aus den eingegebenen zyklischen Belastungen bzw. der wiederkehrenden Prüfung berechnet wird. Auch diese Routine wird im nächsten Kapitel vom Prinzip her erklärt.

Letztendlich wird die eigentliche Zeitschleife der Berechnung geöffnet. Sie läuft zeitlich von Ereignis zu Ereignis bis zum vom Benutzer als Laufzeitvariable eingegebenen Endjahr (`num_zeitraum`) der Berechnung. Im ersten `if`-Block der Zeitschleife wird je nach Ereignisart zyklische Last oder wiederkehrende Prüfung (WKP), gespeichert in der Variablen `which_event`, in die Routinen zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors oder zu einer Löschung der detektierten Risse verzweigt. War das Ereignis eine WKP, so wird keine der Routinen bis zum Ermitteln des nächsten Zeitereignisses durchlaufen. Ist das Ereignis eine zyklische Last, so erfolgt nach der Berechnung der

Spannungsintensitätsfaktoren für die Last eine für die Eigenspannungen, falls diese vorliegen (Methode `calc_K1_IWM_Rstress()`). Falls die Summe der Spannungsintensitätsfaktoren oberhalb der eingegebenen Grenze `K-Threshold` (Dauerfestigkeitsbereich) liegt, so wird mit der Methode `calc_R6_failure(which_event)` geprüft ob nach FAD-Diagramm mit zugehöriger gewählter Grenzlastberechnung nach Kiefner (Methode `calc_Limit_Stress_Kiefner()`) oder Ductile Fracture Handbook (Methode `calc_Limit_Stress_PRAISE()`) ein Versagen zum Leck auftritt. Falls ein Leck auftritt wird erst auf Bruch geprüft (Methode `calc_Break_Collaps(int transnum)`). Wenn kein Leck aufgetreten ist, wächst der Riss (Methode `calc_CrackGrowth(int m1)`) und in dem nachfolgenden `if-Block` werden alle Belastungsfunktionen mit der Methode (`setRissGewachsen()`) wieder auf mögliches Risswachstum gesetzt (siehe auch nächstes Kapitel). Im darauf folgenden `if-Block` wird, falls kein Bruch vorliegt und Leckratenberechnung angewählt wurde, diese durchgeführt. Falls Leck oder Bruch aufgetreten ist, werden im letzten `if-block` der Zeitschleife Ergebnisse auf die Ausgabe-datei geschrieben (Methode `schreibeAusgabeDurchlauf (m1)`) und die Zeitschleife mit einem „`break`“ Befehl verlassen. Wenn nicht wird mit der Zeile „`current_time = getNextEventTime(current_time)`“ das nächste Zeitereignis berechnet.

Falls das gewählte statistische Verfahren Schichtung ist, wird nach Beenden der Schleifen über alle Intervallkombinationen der beiden geschichteten Parameter ein Weibullfit (Methode `calcWeibullFit(.....)`) für die Leck- bzw. Bruchwahrscheinlichkeit als Funktion der Betriebszeit durchgeführt, wenn mehr als 3 entsprechende Ereignisse aufgetreten sind. Nach Beendigung der äußeren Schleife über die Anzahl der Durchläufe wird der letzte Schritt zur statistischen Auswertung durchgeführt. Bei Wahl des Monte-Carlo Verfahrens mit der Methode `calcMonteCarloProb()`, bei Wahl des Schichtungsverfahrens erfolgt noch die Quantilenauswertung über alle Weibullkurven (Methode `calcFinalStatistic(.....)`).

11.4 Beschreibung spezieller Steuerungsfelder und Routinen

Wie in Kapitel 4.4 beschrieben ist die Schleifenschachtelung in der Hauptberechnungsroutine für beide statistische Verfahren angelegt. Je nach Verfahren sind die Schleifen unterschiedlich oft zu durchlaufen, da beim Schichtungsverfahren die Schleifen über alle Intervallkombinationen der beiden geschichteten Parameter laufen müssen, wohingegen diese beim Monte-Carlo-Verfahren nur einmal durchlaufen werden. Weiterhin werden je nach Verfahren im Verlauf der Berechnung unterschiedliche Anzahlen von

verteilten Parametern ausgewürfelt. Um dies zu steuern wurde das Integer Array `sampelfeld[][]` eingeführt. Es besteht aus zwei Zeilen für die beiden geschichteten Parameter mit dann je drei Spalten. Der Wert in der ersten Spalte dient zur Identifizierung des geschichteten Parameters, wobei 0 für den ersten und 1 für den zweiten steht. Der Wert in der zweiten Spalte identifiziert die physikalische Größe, die als geschichteter Parameter angewählt wurde und die dritte Spalte enthält schließlich die Anzahl der Intervallaufteilung des jeweiligen geschichteten Parameters. Mit den Default Werten belegt sieht `sampelfeld[][]` wie folgt aus:

Parameter 1	0	-1	1
Parameter 2	1	-1	1

Die negativen Werte in der zweiten Spalte zeigen dem Programm an, dass das Monte-Carlo Verfahren als statistisches Verfahren gewählt wurde. Der beiden Werte 1 in der dritten Spalte sorgen dafür, dass die Schleifen über die Anzahl aller Intervallkombinationen genau einmal durchlaufen werden. Ist das Schichtungsverfahren gewählt, so könnte `sampelfeld[][]` z. B. so aussehen:

Parameter 1	0	2	20
Parameter 2	1	3	40

Aus der zweiten Spalte geht hervor, dass es sich beim ersten geschichteten Parameter um die Risstiefe und beim zweiten um das c/a –Verhältnis, also die halbe Risslänge, handelt. Die Nummerierung folgt der Reihenfolge der verteilten Parameter in den Belastungskarten (0=Innenradius, 1=Wanddicke, 2=Risstiefe, 3= c/a -Verhältnis usw.). Die Werte in der dritten Spalte geben an, dass die Verteilung der Risstiefe in 20 und die der Risslänge in 40 Intervalle aufgeteilt werden.

In CalcProst ist eine spezielle Routine zum inaktivieren und aktivieren von Belastungszyklen eingebaut, die zur Optimierung der Rechenzeit führt. Wie im vorherigen Kapitel erklärt, wird in der Zeitschleife vom Zeitpunkt 0.0 startend von Ereignis zu Ereignis bis zum Ende der benutzerdefinierten Berechnungszeit gegangen. Diese Schleife kann also je nach Anzahl der zyklischen Ereignisse sehr oft durchlaufen werden. Es ist ebenfalls möglich, dass für eine größere Anzahl der betrachteten Parameterkombinationen die berechneten K-Werte die eingegebene Grenze K-Threshold nicht überschreitet.

Dies bedeutet, dass der Riss nicht wächst, was dann bei gleicher Last auch beim nächsten Zyklus der Fall wäre. Wenn dieser Fall eintritt, wird ein Flag in der entsprechenden Belastungsfunktion gesetzt, das die Belastungsfunktion inaktiviert. Ist nur eine Belastungsfunktion eingegeben, so wird in der gesamten Zeitschleife kein weiterer Zyklus mehr berechnet, da die Methode getNextEventTime() nur auf Belastungsfunktionen zugreift, die aktiv sind. Sind mehr als eine Belastungsfunktion aktiv und haben sie unterschiedliche Frequenzen, so kann es sein, dass einige die eingegebene Grenze K-Threshold überschreiten und andere nicht. Die Überschreitung führt zu einem Risswachstum, was wiederum dazu führen kann das nun auch eine der vorher inaktiven Belastungsfunktionen oberhalb der Grenze liegt. Deshalb werden in der Methode setRissGewachsen() wieder alle Belastungsfunktionen nach einem erfolgten Risswachstum aktiviert.

11.5 Versionsübersicht

Von PROST existieren mehrere Versionen mit jeweils unterschiedlichem Leistungsumfang. Es gibt eine Hauptlinie der Entwicklung, die aus den Versionen 2.0, 2.1 und der derzeit letzten Version 2.2 besteht. Daneben gibt es Unterversionen, die zur Lösung von speziellen Aufgaben entwickelt wurden und sich von einer Hauptlinienentwicklung durch Änderung des eigentlichen Berechnungsmoduls unterscheiden. Diese Unterversionen mit Speziallösungen wurden insgesamt nicht soweit verallgemeinert, dass ihr Leistungsumfang auch in nachfolgenden Versionen erhalten bleiben kann. Tab. 11-2 enthält eine Übersicht zu den Versionen und ihren wesentlichen Merkmale.

Tab. 11-2 Übersicht der vorhandenen PROST-Versionen

Version	Wesentliche Merkmale und erweiterter Leistungsumfang
2.0	Ausgangsversion nach Beendigung von RS 1127 (Strukturzuverlässigkeit Phase I). Ermüdungswachstum, 1d-Spannungsverteilungen, altes Eingabedateiformat (lesbar)
2.0a	Wie 2.0, aber auf Mischnahtproblematik erweitert (in RS 1153 eingesetzt)
2.1	2.0 + Histogrammdateien, 2d-Spannungsverteilungen, Optimierung der Spannungsintensitätsfaktorenberechnung, Darstellungsoption von verteilten Größen, neues Eingabedateiformat (nicht lesbar), Eingabedateien der Version 2.0 können nicht mehr gelesen werden
2.2	2.1 + Leckratenberechnung (Müller – Modell), noch keine statistische Auswertung der Leckraten enthalten.
2.2a	Wie 2.2, mit Kopplung an ADINA für spezielle Geometrie einer Speisewasserleitung unter Innendruckbelastung /WAN 10/

Die unterschiedlichen Versionen mit zugehörigen Referenzeingabedatensätzen für unterschiedliche Optionswahlen werden in der GRS von dem für die PROST-Entwicklung verantwortlichen Mitarbeiter verwaltet. Eine Beschreibung des Leistungsumfangs der Ausgangsversion 2.0 ist in /GRE 04/ enthalten.

11.6 Hinweise zu den Berechnungen

Die zu den Versionen PROST 2.1 und 2.2 abgespeicherten Referenzeingabedatensätze basieren auf Berechnungen, die im NURBIM Benchmark durchgeführt wurden. Hierbei ist zu beachten, dass aufgrund der dort gesondert behandelten Belastung im Sourcecode von CalcProst.java eine Änderung vorgenommen wurde. In der Methode `calc_CrackGrowth(m1)` stehen zur Berechnung der Variablen „DK“ und „R“ des Risswachstumsgesetzes an einigen Stellen jeweils zwei Versionen im Sourcecode, von denen eine aktiv und eine auskommentiert ist. Im Kommentar der entsprechenden Zeilen sind sie gekennzeichnet mit „//Normale Version“ oder „//Version für NURBIM Bench“. Es ist unbedingt darauf zu achten, dass bei Berechnungen, die nicht den NURBIM Fatigue-Benchmark betreffen, die normale Version aktiv ist.

Wird die K-Werteberechnung mit den 1d- oder 2d-IWM-Koeffizienten durchgeführt, muss der Benutzer bei seiner Eingabe der Rissverteilung darauf achten, dass keine Startkombinationen möglich sind bei denen ein a/c -Verhältnis > 1 auftritt, da für solche Kombinationen keine Koeffizienten vorliegen. Tritt eine solche Startkombination auf stürzt das Programm mit einer `out-of-Array-Boundary-Exception` ab, da dieser Fehler noch nicht abgefangen wird.

Die statistischen Auswertungen für Monte-Carlo- und Schichtungsverfahren unterscheiden sich. Beim Schichtungsverfahren wird nach jedem Durchlauf über alle Intervallkombinationen ein Weibullfit der Kurven für die Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten als Funktion der Betriebszeit durchgeführt und die Fitparameter der Weibullverteilung auf die Dateien `xxx.wb1` und `xxx.wb2` geschrieben. Die zugehörige Methode `„calcWeibullFit(.....)“` wird allerdings nur dann ausgeführt, wenn mehr als drei Leck- bzw. Bruchereignisse aufgetreten sind. Sind weniger Datenpunkte vorhanden gibt es Probleme eine Fitfunktion zu finden. Diese Probleme können auch auftreten, wenn sich die Datenpunkte der Ereignisse zeitlich nicht unterscheiden. Dies wird allerdings noch nicht abgefangen.

11.7 Referenzdatensätze von PROST

Zunächst wird die Ausgabedatei angegeben, die ein Listing aller Eingabedaten enthält. Die Eingabedatei selbst ist seit der Version 2.1 objektbasiert und deshalb nicht mehr lesbar.

PC-SIT: D:\Gemeinsame Dokumente\USER\SIT\PROST\PROST21-vor-2dIWM\ Input-dateien\pr2_referenz.out

```
*****
*****      P R O S T - 2 . 0 - A U S G A B E D A T E I      *****
*****

Eingabedatensatz :      D:/Gemeinsame Dokumente/USER/SIT/PROST/pr2-
neutest.inp
Berechnung vom : Fri Dec 01 15:42:34 CET 2006

*** EINGELESENE DATEN ***

Analyseauswahl :      Zyklisch
Gewählte Konfiguration :      Umfangsriss
K-Berechnung über :      IWM-Polynomkoeffizienten
Probabilistische Methode :      Sampeln (Maximal 2 Verteilungen)

Beschreibung :      NURBIM Benchmark, Mittelwerte, Large Pipe, Sekundär-
spannungen.

Feste Parameter und deren Werte :
  Innenradius = 368.3 mm
  Wanddicke = 62.2 mm
  E-Modul = 180.0 GPa
  Sigma-Flow = 300.0 MPa
  Streckgrenze = 150.0 MPa
  Zugfestigkeit = 450.0 MPa
  Bruchzähigkeit = 265.7 MPa m**1/2
  Kth-Parameter = 0.0 MPa m**1/2
  C-Parameter = 5.06E-9
  m-Parameter = 3.93
  J-Initiierungswert = 0.0 N/mm**2
  Steigung JR-Kurve = 0.0 -

Verteilte Parameter und zugehörige Verteilungsfunktionen :
  Risstiefe = Log-Normal (Standard)-verteilt;  Verteilungsparameter:
  Param_1 = 0.0953,  Param_2 = 0.64
  Intervallgrenzen:  Minimum = 0.0,
  Maximum = 62.2
  c/a-Verhältnis = Exponential-verteilt;  Verteilungsparameter:
  Param_1 = 1.0,  Param_2 = 0.0
  Intervallgrenzen:  Minimum = 0.5,
  Maximum = 1.5

Es wird über folgende Parameter gesampelt:
  Risstiefe,  c/a-Verhältnis,

Material: Unbenannt
```

Belastungsfunktionen:

Belastung 0 : Zyklische-Last
Startjahr : 0.0 Endjahr : 40.0
Belastungswiederholung alle 0.0020 Jahre
Position und Wert der Spannungsbelastung :
Wandposition 0.0; 0.1; 0.2; 0.3; 0.4; 0.5;
0.6; 0.7; 0.8; 0.9; 1.0;
Spannungen im Maximum 87.6; 87.6; 87.6; 87.6; 87.6;
87.6; 87.6; 87.6; 87.6; 87.6;
Spannungen im Minimum 45.6; 45.6; 45.6; 45.6; 45.6;
45.6; 45.6; 45.6; 45.6; 45.6;
Maximale Lastspannung im Mittel : 87.60000000000001
Polynomkoeffizienten zur Approximation der Spannungsverteilungen :
 f0 f1 f2 f3
Minimum 4.5600E001 -6.9738E-012 1.7141E-011 -1.1033E-011
Maximum 8.7600E001 -8.6540E-013 1.6397E-012 -9.1095E-013

Berechnung mit folgender Eigenspannungsverteilung
Position und Wert der Spannungsbelastung :
Wandposition 0.0; 0.1; 0.2; 0.3; 0.4; 0.5; 0.6;
0.7; 0.8; 0.9; 1.0;
Spannungswerte 27.4; 27.4; 27.4; 27.4; 27.4; 27.4;
27.4; 27.4; 27.4; 27.4; 27.4;
Polynomkoeffizienten zur Approximation der Spannungsverteilung :
 f0 f1 f2 f3
 2.7400E001 -3.0542E-012 7.7507E-012 -5.0608E-012

Keine Wiederkehrende Prüfung :

Eingabedaten zur Berechnung :
Limit-Load-Berechnung nach KIEFNER
Anzahl der Durchläufe = 1
Berechnungszeitraum = 40 Jahre
Anzahl der Intervalle für Sampelparameter 1 = 100
Anzahl der Intervalle für Sampelparameter 2 = 1
Startwert für Pseudozufallsgenerator (seed) = 1

PROST-Ausgabedatei für Vergleichsrechnung zu ICAS-Lastfall C2T1 (hier rissöffnende Spannungsverteilung bei 3600s)

***** P R O S T - 2 . 1 - A U S G A B E D A T E I *****

Eingabedatensatz : D:\Gemeinsame Dokumenten-
te\USER\SIT\PROST\pr2licasc2tl.inp
Berechnung vom : Mon Jan 22 16:39:02 CET 2007

*** EINGELESENE DATEN ***

Analyseauswahl : Zyklisch
Gewählte Konfiguration : Umfangsriß
K-Berechnung über : IWM-Polynomkoeffizienten
Probabilistische Methode : Monte Carlo Methode

Beschreibung : ICAS C2T1 Spannungen ohne Riss t=3600s

Feste Parameter und deren Werte :

Innenradius = 2500.0 mm
Wanddicke = 250.0 mm
Risstiefe = 16.0 mm
c/a-Verhältnis = 3.0 -
E-Modul = 210.0 GPa
Fließspannung = 400.0 MPa
Streckgrenze = 250.0 MPa
Zugfestigkeit = 550.0 MPa
Bruchzähigkeit = 4.0 MPa m**1/2
Kth-Parameter = 0.0 MPa m**1/2
C-Parameter = 7.0E-7
m-Parameter = 2.0
J-Initiierungswert = 0.0 N/mm**2
Steigung JR-Kurve = 0.0 -

Verteilte Parameter und zugehörige Verteilungsfunktionen :

Material: Unbenannt

Belastungsfunktionen:

Belastung 0 : ICAS C2T1 Spannungen ohne Riss t=3600s
Startjahr : 0.0 Endjahr : 10.0
Belastungswiederholung alle 0.1 Jahre
Position und Wert der Spannungsbelastung :
Wandposition 0.0; 0.022; 0.0508; 0.1448; 0.2936;
0.484; 0.632; 0.724; 0.78; 0.872; 1.0;
Spannungen im Maximum 313.0; 311.0; 207.0; 150.0; 76.0;
2.0; -45.0; -62.0; -71.0; -83.0; -85.0;
Spannungen im Minimum 0.0; 0.0; 0.0; 0.0; 0.0; 0.0;
0.0; 0.0; 0.0; 0.0; 0.0;
Maximale Lastspannung im Mittel : 24.44447056823816
Polynomkoeffizienten zur Approximation der Spannungsverteilungen :
f0 f1 f2 f3
Minimum 0.0000E000 0.0000E000 0.0000E000 0.0000E000
Maximum 3.0318E002 -1.1231E003 1.2099E003 -4.8198E002

Berechnung ohne Eigenspannungen!

Keine Wiederkehrende Prüfung :

Eingabedaten zur Berechnung :

Limit-Load-Berechnung nach KIEFNER
Anzahl der Durchläufe = 1
Berechnungszeitraum = 10 Jahre
Anzahl der Intervalle für Sampelparameter 1 = 1
Anzahl der Intervalle für Sampelparameter 2 = 1
Startwert für Pseudozufallsgenerator (seed) = 49

*** AUSGABE DER BERECHNUNGEN ***

Durchlauf	Zeit	Risstiefe	Risslänge	Ktiefmax
Ktiefmin	Ksurfmax	Ksurfmin	Ktiefeig	Ksurfeig
Leck	Bruch			

```
      1      1.0000E-001      1.6000E001      4.8000E001      5.7533E001
0.0000E000      3.9990E001      0.0000E000      0.0000E000      0.0000E000
true      false;
```

```
Gesamtanzahl der DURCHLÄUFE = 1
Gesamtanzahl Berechnungen = 1
Gesamtanzahl Versagen = 1
Davon KIC Überschreitung = 0
Davon Bruchversagen = 0
```

DATEIENDE

Beispiel einer Histogrammdatei

```
      x      y      **Wanddickenverteilung**
61,4      2
61,6      5
61,8      5
62,0      7
62,2      12
62,4      6
62,6      5
62,8      4
63,0      3
```

Listing der Hauptberechnungsmethode calcZyklisch() von CalcProst.java

```
/** Methode Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeiten falls Auswahl zyklische
*** Belastung mit Risswachstum ist
public static void calcZyklisch()
{
    anzahl_wblek = 0;
    anzahl_wbrk = 0;
    // Wenn Monte-Carlo "probmethode=2" dann HIER
    // Öffne lekdatei, daten dieser Datei werden dann intern zur Monte-Carlo Auswertung benutzt
    if (probmethode == 2) // Monte Carlo
    {
        iniLekdatei();
        iniBreakdatei();
    }
    //öffne Leckratedatei
    iniLrdatei();

    // Beginn der Berechnungsschleifen
    for (int m1 = 1; m1 <= num_durchlauf; m1++) //Schleife über Anzahl der Durchläufe
    {
        // Wenn Sampeln "probmethode=1" dann HIER
        // Öffne lekdatei, daten dieser Datei werden intern zum Weibullfit benutzt
        if (probmethode == 1) // Sampeln
        {
            iniLekdatei();
            iniBreakdatei();
        }
        // Initialisiere Leck- und Bruchanzahl für Durchlauf
        current_leak_anzahl = 0;
        current_break_anzahl = 0;

        System.out.println(m1 + ". Durchlauf");
        setcurrentwertedurchlauf(); // Setze aktuelle Werte für Durchlauf

        // Ausgabe der verteilten Werte für den aktuellen Durchlauf auf xxx.out
        schreibeaktuellewertedurchlauf(m1);

        for (int m2 = 1; m2 <= sampelfeld[0][2]; m2++) // Schleife über Risstiefenintervalle
        {
            // Hole ersten Wert der Riss-Wahrscheinlichkeit für Sampelparameter 1
            double current_sampelil_prob =
                setcurrentwertSampel(m2, sampelfeld[0][0],
                    sampelfeld[0][1],
```

```

"linear");

//System.out.println("sampelfeld[1][2]= "+sampelfeld[1][2]);
for (int m3 = 1; m3 <= sampelfeld[1][2]; m3++) // Schleife über Risslängenintervalle
{
    // Hole zweiten Wert der Riss-Wahrscheinlichkeit für Sampelparameter 2
    double current_sampeli2_prob =
        setcurrentwertSampel(m3, sampelfeld[1][0],
            sampelfeld[1][1],
            "linear");
    // INITIALISIERUNGSBLOCK Nach Wahl aller verteilten Parameter
    System.out.println("RT= " + distributedvalue[2].currentvalue +
        "; RL= " + distributedvalue[3].currentvalue *
        distributedvalue[2].currentvalue);
    flag_grow = false;
    flag_leak = false;
    flag_break = false;
    fadexpN = 0.3 *
        (1 -
            distributedvalue[6].currentvalue /
            distributedvalue[7].currentvalue); //0.3*(1-sigyield/sigult)
    fadlrmax = distributedvalue[5].currentvalue /
        distributedvalue[6].currentvalue; //sigflow/sigyield
    fadmue = Math.min(0.6,
        distributedvalue[4].currentvalue /
        distributedvalue[6].currentvalue); //.6;0.001*Emod/sigyield
    //SINTAP Seite 37
    //Initialisiere Riss für Durchlauf
    if (probmethode == 1) //Falls sampeln
        crack = new Crack(distributedvalue[2].currentvalue,
            distributedvalue[3].currentvalue,
            current_sampeli1_prob, current_sampeli2_prob);
    if (probmethode == 2) //Falls MonteCarlo
        crack = new Crack(distributedvalue[2].currentvalue,
            distributedvalue[3].currentvalue,
            1.0/num_durchlauf, 1.0);
    //
    System.out.println("Start Risstiefe = "+crack.getCrackdepth());
    //
    System.out.println("Start Halbe Risslaenge = "+crack.getCracklength());
    //
    System.out.println("Wahrsch für Param 1 = "+current_sampeli1_prob);
    //
    System.out.println("Wahrsch für Param 2 = "+current_sampeli2_prob+"\n");
    setRissGewachsen(); // Setze Crackgrow-flags in den allen Belastungen auf true
    for (int i = 0; i <= anzahl_transienten - 1; i++)
    {

```

```

transiente[i].nexttime = transiente[i].start; //Setze nexttime der Transiente auf ihre startzeit
// System.out.println("Transiente = " + i + " Startjahr = "+transiente[i].start);
transiente[i].calcNextEvent(); //Berechne nexttime für jede Transiente
}
if (flag_pruefung)
{
if (wkpruefung.start != 0.0)
{
wkpruefung.nexttime = wkpruefung.start; //Setze Zeitpunkt der nächsten WKP auf Startzeit
}
else
{
wkpruefung.nexttime = 0.0; // Setze berechnungsgrundlage für Prüfung auf Jahr 0
wkpruefung.calcNextEvent(); // Berechne Zeitpunkt der nächsten WKP
}
}

current_time = getNextEventTime(0.0); // Hole ersten Berechnungszeitpunkt
// BERECHNUNGSSCHLEIFE ÜBER ZEITRAUM
while (current_time < num_zeitraum + 1.0E-10) // Kleiner Offset damit auch noch
{ // Ereignisse im Jahr num_zeitraum
// berücksichtigt werden!

a = crack.getCrackdepth() / 1000.0; // aktuelle Risstiefe[m]
ac = crack.getCrackdepth() / crack.getCracklength(); // a/c Verhältnis
at = crack.getCrackdepth() / distributedvalue[1].currentvalue; // a/t Verhältnis

// BERECHNUNG DER NEUEN RISSWAHRSCHEINLICHKEIT FALLS EREIGNIS WKP
if (which_event == -1)
{
//System.out.println("Bin in WKP zur Zeit "+current_time);
crack.prob_crack = crack.prob_crack *
wkpruefung.
calcNonDetectProbability(crack.
getCrackdepth());
}
// BERECHNUNG DER KWERTE TIEFSTER PUNKT UND OBERFLÄCHENPUNKT FALLS EREIGNIS NICHT WKP
if (which_event != -1)
{
if (kmethode == 1) //Berechne K-Werte über Plattenlösung
{
calc_K1_Platte_Halbelliptisch(which_event);
}
if (kmethode == 2) //Berechne K-Werte über K-Wertkoeffizienten
{
calc_K1_Polynomial(which_event);
}
}
}

```

```

}
if (kmethode > 2) //Berechne K-Werte über IMM-Polynomkoeffizienten
{
    //calc_K1_IMM_Polynom(which_event);
    calc_K1_IMM(which_event);
}
/**@todo noch zu prüfen ob hier eigene K-Berechnungsroutine für 2d-Spannungsverteilung
 * notwendig ist
 */

if (rstress.active) //Wenn Berechnung mit Eigenstressen
{
    calc_K1_IMM_Rstress();
}

if ((kltiefmax + kleigtief) >=
    distributedvalue[9].currentvalue ||
    (klsurfacemax + kleigsurf) >=
    distributedvalue[9].currentvalue)
{
    //Prüfe auf Leckversagen
    flag_leak = calc_R6_failure(which_event); //Auskommentiert ist Grow Only
    //flag_leak = calc_Plastic_Collaps_Kiefner(which_event);
    //flag_leak = calc_Plastic_Collaps_Ligament(which_event);

    // Falls Leck prüfe ob Versagen durch Überschreitung der kritischen Risslänge eintritt
    if (flag_leak)
    {
        flag_break = calc_Break_Collaps(which_event);
    }

    if (!flag_leak) //Falls nicht Leck
    {
        flag_grow = true; // K-Werte über Ermüdungsschwelle dann Risswachstum
        calc_CrackGrowth(ml); // berechne Risswachstum
    }
}
/*
System.out.println("\nCurrent Time = "+current_time);
System.out.println("Risstiefennummer = "+m2);
System.out.println("Risslängennummer = "+m3);
System.out.println("K1-Tiefmax = "+decl.format(kltiefmax));
System.out.println("K1-Tiefmin = "+decl.format(kltiefmin));
System.out.println("K1-Surfacemax = "+decl.format(klsurfacemax));
System.out.println("K1-Surfacemin = "+decl.format(klsurfacemin));
System.out.println("Aktuelles Event = "+transiente[which_event].beschreibung);
*/

```

```

System.out.println("Risswachstum ? = "+flag_grow);
System.out.println("Leck ? = "+flag_leak);
System.out.println("Bruch ? = "+flag_break);
System.out.println("Risstiefe a = "+crack.getCrackdepth());
System.out.println("Halbe Risslaenge c = "+crack.getCracklength()+"\n");
*/
}

// Block zum CrackFlag setzen in den Belastungsfunktionen
if (which_event != -1) //Kein Crackflagsetzen bei Ereignis WKP
{
    if (flag_grow) // Wenn Risswachstum setze alle Crackflags der Belastungen auf TRUE
    {
        setRissGewachsen();
        flag_grow = false;
    }
    else // Setze Crackflag der aktuell berechneten Transiente
    {
        transiente[which_event].crackgrowth = false; // auf FALSE
    }
}

//way--
if (flag_leak && !flag_break &&
    inputfenster.jCBleckrate.isSelected())
{
    transiente[which_event].calcLastMittel();
    Leckrate leckrate = new Leckrate(crack.getCracklength(), //Risslaenge
        distributedvalue[0].
        currentvalue, //Ri
        distributedvalue[1].
        currentvalue, //Wanddicke
        risskonfig, //Riss
        distributedvalue[4].
        currentvalue,
        distributedvalue[5].
        currentvalue,
        CalcProst.roughness, //Roughness
        CalcProst.pressure, //pressure
        CalcProst.temperature, //temperature
        transiente[which_event].
        lastmittel); //Spannung
}

/**Zum Test der Leckrateneingabe
System.out.println("Risslaenge: " + crack.getCracklength());
System.out.println("Ri: " + distributedvalue[0].
    currentvalue);

```



```

if (probmethode == 1) //Wenn Sampeln
{
    System.out.println("Habe Sampelparameter1-Schleife " + m2 +
        " beendet!");
}
// Ende Schleife Risstiefenintervall
if (probmethode == 1) //Wenn Sampeln
{
    System.out.println("Habe DURCHLAUF " + m1 + " beendet!");
}

// Wenn Sampeln "probmethode=1" dann HIER schliessen Lekdatei und Berechnung
// von Weibullfit plus Ausgabe der Kurve auf Plotdatei
if (probmethode == 1)
{
    closeLekdatei();
    if (current_leak_anzahl > 3)
    {
        calcWeibullFit(m1, current_leak_anzahl, lekdatei);
        anzahl_wblek = anzahl_wblek + 1;
    }
    closeBreakdatei();
    if (current_break_anzahl > 3)
    {
        calcWeibullFit(m1, current_break_anzahl, breakdatei);
        anzahl_wbbrk = anzahl_wbbrk + 1;
    }
} // Ende Schleife über Durchläufe

/** Wenn Monte-Carlo "probmethode=2" dann HIER schliessen Lekdatei und Berechnung
/** von Weibullfit plus Ausgabe der Kurve auf Plotdatei
if (probmethode == 2)
{
    closeLekdatei();
    calcMonteCarloProb(anzahl_allfail, lekdatei);
    closeBreakdatei();
    calcMonteCarloProb(anzahl_plasticfail, breakdatei);
}
/** Wenn Sampeln "probmethode=1" dann HIER schliessen Berechnung der Quantilen
/** aller Weibullverteilungen plus Ausgabe der Kurven auf Plotdatei
if (probmethode == 1)
{
    closeWeibulldateien();
    if (anzahl_wblek > 0)
    {
        calcFinalstatistic("Leck");
    }
}

```

```
    }
    if (anzahl_wbbrk > 0)
    {
        calcFinalstatistic("Bruch");
    }
}
closeLrdatei();
}
```

12 Anhang zu ausgewählten GRS-Arbeiten im Rahmen des NULIFE-Projektes

12.1 NULIFE-Questionnaire der EG4 zu „safety rules, pipe break philosophy, risk assessment and safety demands“

WP 1A-2.4 ---- Expert group on Safety, Risk information and Reliability

The answers on this questionnaire within NULIFE- Expert group 2.4 shall give the network and its expert group a common platform on how safety issues, risk assessment and reliability methods are handled for existing reactors in Europe and which trends and developments are foreseen on these issues the coming years in different countries in Europe.

The results shall summarise in a report which shall be the platform to be used for development of recommendations on issues related to reactor safety, risk and reliability within NULIFE. Answers shall be sent before the end of July 2007.

Answers can be given in connection with the question or when more text is needed at the end of the questionnaire.

12.1.1 Safety rules - deterministic. Basic demands for the design of reactors.

12.1.1.1 To what extend are the US-regulations (10 CFR 50, Reg.guides 1.1-- 1.20x) Standard review plan –SRP) used for specifying the demands on the design of the existing reactors in your country and for your plant?

ANSWER: US regulations have no legally binding character in Germany and are generally not used in Germany. Only in those cases where no German regulation exists and some US regulations appears technically applicable, US regulations may be used as a guideline. However, in many cases, the technical content of US regulations was taken over with or without modifications in German regulations.

12.1.1.1.1 How are updates (new editions) of these US-rules affecting the safety demands of your reactors?

ANSWER: In general, the current state of the art has to be taken into account, when considering the provisions to be made against any damage to third parties by German reactors. In that sense, new regulations, and in particular US regulations have to be reviewed permanently for new findings or judgements on risks. If such new findings or judgements appear to be applicable to German plants they have to be considered in the periodical update of German regulations.

12.1.1.1.2 How are new US-rules (since the first licence of the plant) affecting the design of the existing reactors?

ANSWER: In principle the same answer as to 1.1.1 applies. In case backfitting measures are considered, their appropriateness will have to be judged on a case by case basis.

**12.1.1.1.3 Which organisation (utility, authority, 3-rd party) is responsible to take decisions of following new and up-dated US regulations for existing plants?
Which are involved in taking decision of following new international standards on existing plants?**

ANSWER: As follows from 1.1, there is no organisation responsible to decide on the application of new US regulations. As a consequence of the answer to 1.1.1, the licensee is firstly responsible to react on new findings questioning the sufficiency of the provisions made at his plant. Besides the TSOs have to follow the state of the art and have to point out the consequences of new findings to the authorities. Finally, most new regulations are considered during the updating process of the German KTA rules, which is done by working groups with participation of all parties involved. As the other technical rules (see 1.2) these are not legally binding, however, they are generally accepted as reflecting the state of the art and knowledge.

12.1.1.2 Which national demands exist?

ANSWER:

- Legally binding: The Atomic Law, the BMI Safety Criteria (an ordinance), Radiation Protection Ordinance
- Non binding: RSK Guidelines, KTA rules, DIN and other technical rules

12.1.1.2.1 Are all national demands valid for existing plants? Shall new national demands always be fulfilled by existing plants? Which take the decision to follow new national standards that are not mandatory?

ANSWER: The laws and decrees are valid for all plants. The technical rules may only fully be applied to those plants designed after their edition. However, the latest regulations have to be considered to answer the question if the provisions to be made against any damage to third parties by German reactors are sufficient. If the full application is considered non appropriate, substitutional measures may be asked for in order to fulfill the basic safety goals. Generally speaking, the latest version of any German rule or standard is applicable in Germany.

12.1.1.3 Do national demands complement or override the US-rules?

ANSWER: As a consequence of 1.1, there is no need to override the US rules, as they have no binding character.

12.1.1.4 To what extend are the WENRA Reactor safety Reference levels used or evaluated in your country/for your plant?

ANSWER:

12.1.1.5 To what extent are the periodic safety review (PSR) evaluating the safety of your plants against modern safety standards?

ANSWER: The PSR has to be performed for each plant in Germany. A PSR is not used for the evaluation of a plant against modern safety standards. The German regulations and standards do not consider directly probabilistic arguments (with exceptions as fuel rod failures in case of LOCA). A PSR may show weaknesses of a plant itself and may result in backfitting measures to improve its overall safety level.

12.1.1.6 What guides/norms are the bases for safety classification of the plant? (ANS 52.1/51.1, ANS 58.14, Reg.guide 1.200;....)

ANSWER: There is no general guide or norm for the whole plant. There are only different classification schemes for different types of components (see 1.7).

There are, however,

- general requirements to quality assurance in KTA 1401
- general requirements to documentation in KTA 1404.

12.1.1.7 Which guide gives the basis for mechanical and quality classification of components? (Reg.guide 1.26,...)

ANSWER: There are criteria and/or direct assignments of components to different classes for several types of components in the RSK Guidelines (RSK GL) and different KTA rules, e.g.:

- Seismic classification of civil structures KTA 2201
- Pressurized components RSK GL (chap.4), KTA 3201, 3211

Besides there is a classification scheme of the manufacturer (formerly Siemens/KWU) of pressure and activity retaining components, defining five classes (K1 to K5).

- RPV internals KTA 3204
- Component Support Structures KTA 3205

- I & C RSK GL (chap.7), KTA 3501
- Electrical Drives of the Safety System KTA 3504
- Electric supply to the Safety System KTA 3701
- Ventilation systems KTA 3601
- Lifting gear KTA 3902, 3903

12.1.1.8 Which rules (and which edition) (national and international) are followed for protection of the reactor pressure vessel (RPV, RCPB) from overpressures?

ANSWER: There is no rule with requirements regarding protective measures, only the criteria for pressure-temperature limits and methods are described in KTA 3201.2 (06/1996), Chapter 7.9 and Appendix C. The rule and especially appendix C are, however, in the process of amendment.

Generally speaking, the latest version of any German rule or standard is applicable in Germany.

12.1.1.9 Which rules are followed to protect the RPV, RCPB from effects of PTS?

ANSWER: Criteria for pressure-temperature limits and methods are described in KTA 3201.2 (06/1996), Chapter 7.9 and Appendix C. The rule and especially appendix C are, however, in the process of amendment.

12.1.1.10 Are there any new demands developed or under development to support the structural integrity of the RPV, RCPB.

ANSWER: General requirements on the Break Preclusion concept for piping (which is not yet regulated in Germany) and the RPV are defined in the new "Basic safety requirements" (in its part currently titled "module 4"), developed by order of the Federal Ministry for Environment and Reactor Safety (BMU).

Besides KTA 3201.2 (06/1996) is in the process of amendment.

12.1.2 Mechanical design rules

12.1.2.1 To what extent are the US standards used for mechanical design of safety systems (e.g. ASME-standard) in your country or at your plant?

ANSWER: US standards and rules are generally not used in Germany. They may however be used in case German regulation appears not appropriate or not detailed enough for the topic concerned.

12.1.2.2 Which part of ASME is most used for these purposes?

ANSWER: US standards and rules are generally not used for the design of safety systems. The ASME code has however been applied in some cases for the design and integrity analysis of the RPV:

- ASME III, Appendices A & G
- ASME XI, Appendices A, G & H.

12.1.2.3 Which national or European standards override the ASME-standards?

ANSWER: As a consequence of 1.1, there is no need to override the US rules, as they have no binding character.

12.1.2.4 Which edition of the ASME-standards or national standards shall be followed for

- **maintenance and testing work ?**

ANSWER: Generally, the latest version of any German rule or standard is applicable in Germany.

- **modernisation and new systems/components?**

ANSWER: Generally, the latest version of any German rule or standard is applicable in Germany.

12.1.2.5 How much of a system has to be redesigned when modern standards shall be followed in modification projects?

ANSWER: That has to be decided on a case by case basis. It has to be shown that the safety goals are attained for all design basis accidents, regarding the current state of knowledge. Generally this may be done within the framework of the periodic safety review of the plant, to be performed every ten years.

12.1.2.6 Is it complicated to get acceptance for modifications, e.g. based on new demands from modern standards? Are modifications avoided in favour of repair work based on such experiences?

ANSWER: Older plants experienced major modifications in the past. Recently major modifications appear to be tackled rather reluctantly at some plants, especially for plants facing shut down within a few years.

12.1.2.7 Give example of areas in mechanical design where “uncertainties” in material properties or thermo hydraulic calculations gives costly discussions or designs?

ANSWER: RPV integrity due to uncertainties in toughness of the core weld material and the most severe PTS scenario (for old plants already shut down).

12.1.2.8 Give examples of areas in mechanical design in which large “safety margins” exist?

ANSWER:

- Brittle failure of RPV for all plants in operation due to high toughness and low neutron fluence level

- Main components of RCPB of the latest generation of plants due to full application of the “basic safety concept” (optimized materials with high toughness, no axial welds in piping, no welds in highly stress regions, low stress levels and low peak stresses)

12.1.3 Testing and inspections of mechanical system and components

12.1.3.1 To what extend are the US standards used for testing and inspection of the integrity of safety system (e.g. ASME) in your country or at your plant?

ANSWER: US standards and rules are not used in Germany for testing and inspection.

12.1.3.2 To what extend do national or European standards complement or override the US-rules concerning testing and inspection of mechanical components integrity?

ANSWER: As US regulations have no legally binding character in Germany, there is no need to override them.

12.1.3.3 To what extend are the plant procedure up-dated as standards and norms are up-dated or are earlier editions of standards followed?

ANSWER: Generally speaking, the latest version of any German rule or standard is applicable in Germany. If this required major investment into new equipment, an evaluation of costs and benefits for safety may be performed.

12.1.3.4 How take decisions to follow new/modern standards concerning testing and inspections?

ANSWER: Generally speaking, the latest standards have to be followed in Germany, unless the benefit to safety is not significant.

12.1.3.5 What uncertainties are involved in developing test programs and evaluation test results?

ANSWER: The meaning of the question is not quite clear to us.

The performance of any test procedure has to be shown at a plant specific mock-up. The sensitivity of non-destructive testing procedures has to be demonstrated, however, the probability of detection is generally not considered.

12.1.3.6 How are “safety margins” ensured by the test and inspections program?

ANSWER: For active components recurrent testing of their function shall ensure a high availability of these components. This is considered in the single failure criterion and in the periodic probabilistic safety review.

For passive components non-destructive testing of representative areas shall confirm the absence of any active degradation mechanism capable to jeopardize the integrity of the component. The size of the defects to be nevertheless postulated in the integrity assessment shall be chosen in relation to the capability of the tests performed.

12.1.4 Safety cases

12.1.4.1 Which event and event frequencies are included in “safety cases”? Which event can be excluded?

ANSWER: There is a list of initiating events which has to be considered for the design basis accidents. The scenarios generally consider an additional single failure of an active component. Multiple failures and independent failure of passive components can generally be excluded.

12.1.4.2 Which kinds of loads are evaluated in the safety cases

ANSWER: All loadings for service levels A and B; primary stresses only for service levels C and D in general with the exception of the fracture mechanical analysis of the RPV against brittle failure.

12.1.4.3 Which loads are combined?

ANSWER: In general all loads which may occur simultaneously with some reasonable likelihood during the scenario according to the answer to 4.1 have to be combined in the most unfavourable manner. These combinations have to be defined on a plant specific basis. A generic example is given in KTA 3201.2, see following table 4-1:

Service loading levels	Loadings ¹⁾												
	Static loadings							Transient loadings			Vibration and dynamic loadings		
	Design pressure	Design temperature ²⁾	Pressure	Temperature ²⁾	Dead weight and other loads	Mechanical loads, reaction forces	Restraint to thermal expansion	Transient loads (pressure, temperature, mechanical loads), dynamic loading	Anomalous loadings (static and dynamic)	Test loadings (static and dynamic)	Design basis earthquake	Effects from the inside	Other effects from the outside
Level 0	X	X			X								
Level A			X	X	X	X	X	X					
Level B			X	X	X	X	X		X				
Level P			X	X	X					X			
Level C			X	X	X	X							
			X	X	X	X						X	
Level D			X	X	X	X					X		
			X	X	X	X						X	
			X	X	X	X							X

¹⁾ In each load case the type of loadings imposed shall be checked.
²⁾ To determine the stress intensity value.

Table 4-1: Example for the superposition of component loadings and their classification into service loading levels

12.1.4.4 Which loads are excluded to be combined?

ANSWER: Loading combinations which are impossible or very unlikely to occur simultaneously during the operational life of the plant.

12.1.4.5 Which degree of or kind of conservatism are involved in evaluations of safety cases (loading conditions, initial status)? Are specific safety factors used in the evaluations?

ANSWER: Bounding loading conditions shall be considered. Initial status is generally normal power operation. More than 100% power, heat-up, cool-down and hot stand-by phases shall also be considered, if more unfavourable and their combination with the initiating event is not very unlikely.

12.1.4.6 Which safety factors are used for different damage types (cracks, stresses)

ANSWER: According to KTA design rules (KTA 3201.2 and 3211.2) safety factors for allowable stress intensities (ratio of allowable stress intensity to stress intensity factor S_m) are similar to those in ASME III. (However, there are some deviations in the definition of S_m .) Basically the same factors apply for safety analyses with real defects. The analysis procedure might be different though, using e.g. FE-methods, measured material property values (instead of minimum specified values), measured temperature transients (instead of specified transients) in case of appropriate monitoring.

In case of defects found by in-service inspections (ISI), a decision making procedure is described in KTA 3201.4 (for primary circuit components). This comprises several steps:

1. In the case of a first occurrence of an indication or of growth of an existing indication an analysis is required that leads to information on its type, location and size.
2. Then the cause shall be determined and subsequently a safety analysis shall be performed. This shall be based, among other things, on the operational records.
3. The safety analysis may, for instance, comprise: a stress analysis, a fracture mechanic analysis, laboratory experiments, checks on similar components in the case of indication of systematic defects, an evaluation of experience gained with other plants.

4. The results of the cause determination and the safety analysis are decisive regarding the specification of the acceptability limit, i.e., the decision whether or not a flaw may be left as it is.
5. If it follows that the flaw may be left in the component as it is then the causes, if possible, shall be removed e.g. by the following measures:

a) change of the operational mode of the plant,

b) installation of additional structures (e.g. pipe support structures).

In case of a fracture mechanic analysis, reference is made to the design rule KTA 3201.2, where the maximum allowable defect shall be determined with $K_{I,allow} = K_{Ic}/1.5$ where

K_I shall be determined considering growth of the detected crack during the considered period of time and for K_{Ic} at the end of this period.

12.1.4.7 Which maximum loadings (stresses, damage) are accepted in different event classes (upset/emergency condition, emergency conditions, faulted conditions)?

ANSWER: See answer to 4.6.

12.1.4.8 Which data-sources are used for

ANSWER:

- **crack growth rate?**

There is no particular source to be used. Data from literature have to be evaluated.

- **safety factors?**

There is no source for safety factors than the rules and evaluation of data.

12.1.4.9 Which norms/standard specifies the demands on safety cases and its acceptance criteria? (ASME,)

ANSWER: There is no standard specifying acceptance criteria.

12.1.4.10 Specify areas of large uncertainties or large safety margins in evaluation of “safety cases”.

ANSWER: Simplified and elastic fatigue analyses appear to be associated with large uncertainties but sufficient conservatism. More refined analyses needed a re-evaluation of the design fatigue curves considering also the effect of the coolant.

For large safety margins see answer to 2.8.

12.1.4.11 What is the basis for “usage factors”? Describe the procedure to develop “usages factors” for components?

ANSWER: There are different procedures described in KTA 3201.2, which are basically the same as in ASME III, apart from the fact that the von Mises stress theory is allowed to be used alternately to the Tresca theory to calculate stress intensities and equivalent stress ranges.

The different procedures have to be applied according to the loading conditions:

- Simplified analysis, if limits on variations in temperature, pressure and other mechanical loads as well as on the number of cycles to operating pressure are limited.
- Elastic analysis, if the equivalent stress range is always $< 3 S_m$.
- Simplified elastic-plastic analysis, if the equivalent stress range due to mechanical loads is always $< 3 S_m$. The influence of plastification is considered by Ke-factors.
- General elastic-plastic fatigue analysis may also be used, if ratcheting can be excluded.

- **For piping and valves** there are component specific fatigue analyses which should preferably be used.

12.1.4.12 How does the plant register and keep records of historical events that have a maximum allowable budget of events?

ANSWER: For each component or system there is a loading specification, specifying all transients important to fatigue including the envisaged maximum number of occurrence for each transient. These transient will then be counted and recorded during operation. Plant and component monitoring is used to confirm the conservatism of the specified load specification. Unfavourable deviations from the specified transients or additional transients shall be evaluated and in order to modify the specification if necessary.

The second part of the question is not clear to us.

12.1.5 Pipe-break philosophy and design demands

12.1.5.1 Which guides are used to specify demands on stress limits on pipe design and demands on piping supports? To what extent is US guidance in R.G. 1.46, SRP 3.6.1 or SRP 3.6.2 used?

ANSWER: US guides are not used for design. German design codes are:

- KTA 3201.2 for primary piping,
- KTA 3211.2 for piping of secondary/ external systems
- KTA 3205 for supports

12.1.5.2 Which maximum stress limits are specified for avoiding supports?

ANSWER: Stresses have to observe the limits given in

- KTA 3201.2 for primary piping,

- KTA 3211.2 for piping of secondary/ external systems

12.1.5.3 Where shall pipe break be assumed to evaluate global and local effects of pipe-breaks?

ANSWER: At welds and highly stressed base metal areas.

12.1.5.4 Are “terminal ends” specified in the design documents and which demands are put on terminal ends in design and in testing?

ANSWER: Terminal ends are not specified, but generally whole piping runs between fixed points as large components or supported valves are considered in the break or break preclusion analysis.

12.1.5.5 Which recommendations and limits are set for avoiding damages from vibration

ANSWER:

- in design?

Fatigue analysis is performed according to

- KTA 3201.2 for primary piping,
- KTA 3211.2 for piping of secondary/ external systems

For small bore piping there are guidelines for the layout and supports (“Verlegerichtlinien”), which are authorized for defined applications on a plant specific basis. These are considered to avoid excessive vibrations in most cases, including earthquakes.

- during operation?

Vibration monitoring is performed extensively during commission and after plant modifications and to a lesser extent as on-line monitoring during normal operation. In case of exces-

sive vibrations, modification of layout, supports structures or operating modes are considered.

12.1.5.6 What uncertainties exist in the designing for piping and pipe-support?

ANSWER: Secondary and tertiary vibration spectra are difficult to analyse. The latter mainly apply to small bore piping connected to larger pipes.

Faulty installation of supports may lead to excessive stresses mainly induced by thermal expansion or vibrations.

12.1.5.7 Does large safety margins exist in the area of designing for piping and pipe-support

ANSWER: Generally yes.

12.1.6 Steam generators

12.1.6.1 Specify the main Safety issues related to Steam generators

ANSWER: Presently there are no main safety issues related to SG in Germany. There are only some minor problems as:

- Spacer grid to tube fretting
- Some defects in tubes found recently, starting from the outside crevice to the tube plate between the rolled expansions

12.1.6.2 Specify the main ageing problem related to the steam generators

ANSWER: There is no main ageing problem related to steam generators apparent so far.

12.1.7 Condition monitoring

12.1.7.1 To what extent are condition monitoring used to

ANSWER:

- **develop maintenance programs (testing , overhauls, etc)**

Non destructive testing is dominantly performed at areas of highest stress or fatigue, partially exhibited by temperature monitoring at piping or standard instrumentation (see also 7.3.1 and 7.4)

- **specify modernisation of the plant**

No cases known.

- **keep the initiating event frequencies within specified limits?**

Vibration monitoring of main coolant pump shafts in order to avoid shaft breaks.

12.1.7.2 To what extend are/could condition monitoring be credited for in safety assessment or risk assessment?

ANSWER: In cases of degradation of components known from operating experience, monitoring may be credited for as measure to prevent failure.

12.1.7.3 Which of the following parameters have on-line condition monitoring programs

ANSWER:

- **Vibration:** Main coolant pump shafts, core (neutron flux) – among others to monitor the functionality of the hold down springs of the fuel assemblies
- **Temperature in mixing T's:** yes, to various extent in different plants.

- **Room temperature:** inside different rooms of the containment
- **Water chemistry:** yes, conductivity.

12.1.7.3.1 Present other on-line condition monitoring programs that exist at the plant.

ANSWER:

- Standard instrumentation: Temperature, pressure, flow of reactor coolant
- RPV surveillance programme
- Fatigue monitoring: temperature measurements at several points of circumference of piping (e.g. at surge line, pressurizer spray line, feed water lines)
- Leak detection: e.g. by temperature measurement, humidity control, condensate level at air coolers, sump level at different locations of the containment
- Loose parts monitoring by noise detection at RPV and steam generators.
- Vibration monitoring

12.1.7.4 Give examples of condition monitoring programs that have been effective in reducing the ageing of components.

ANSWER: Temperature monitoring at piping exhibited extent of thermal transients and stratifications (e.g. in surge line, feedwater lines and nozzles during start-up, in pressurizer spray lines) led to modified operating modes to reduce maximum stresses and fatigue.

Results from RPV surveillance programme exhibited larger than expected material embrittlement (at plants already shut down); mitigating measures were taken:

- neutron flux was reduced by low leakage core loading strategies and shielding elements and

- thermal gradients during pressurized thermal shocks (PTS) were reduced by heating emergency cooling water and hot leg injection (instead of cold leg injection).

12.1.8 Safety margins

12.1.8.1 8.2 How are safety margins defined concerning for

ANSWER:

- **reactor vessel?**

Margin with respect to brittle fracture (crack initiation) for postulated cracks is defined in KTA 3201.2.

- **pipng system safety class 1?**

Stress and fatigue limits are given in KTA 3201.2, however, they do not define safety margins with respect to failure.

For piping where break preclusion is assumed, a margin of postulated through wall cracks with respect to rupture has to be shown. However, this procedure is not specified in German regulations.

- **pipng system safety class 2?**

Stress and fatigue limits are given in KTA 3211.2, however, they do not define safety margins with respect to failure.

- **pipng system safety class 3?**

Stress and fatigue limits are given in KTA 3211.2, however, they do not define safety margins with respect to failure.

- **radioactive releases to the environment?**

Limits are defined in the Radiation Protection Ordinance; however, this does not define safety margins with respect to any effect on the environment.

12.1.9 Defence in depth

12.1.9.1 Are “defence in depth” used for

ANSWER:

- **design?**

yes

- **developing test program?**

The test program is part of the defence in depth strategy, as it shall check if the specified quality or functionality is really maintained.

If so describe how it is used?

ANSWER: Defence in depth is required by the NPP Safety Criteria. Mainly by Criterion 1.1: “Basic Principles of the Safety Precautions”, but detailed in a number of other criteria. These shall assure:

- high quality of the design, manufacturing and material of the components
- adequate quality assurance system
- testability and realization of recurrent inspection of the components
- the existence of safety systems, enabling safe shut down of the plant in case of system malfunctions or failures.
- the observation of the single failure criterion for the safety systems, ensuring that no single equipment failure of action may disable a safety function; see also “Interpretations of the Safety Criteria for Nuclear Power Plants, Single Failure Concept”.

In the single failure analysis, it may not be necessary to assume the failure of a passive component designed, manufactured, inspected and maintained in service to an extremely high quality (“Basis safety”), provided that it remains unaffected by the PIE (Postulated Initiating Event).

12.1.9.2 Describe “defence in depth“ for

ANSWER:

- **Reactor vessel?**
- **Steam generators?**
- **Piping in safety class 1?**
- **Piping in safety class 2?**
- **Piping in safety class 3?**
- **Safety system?**

A defence in depth concept on a component or system level is realized for the components of the reactor coolant pressure boundary and “secondary/ external systems” important to safety (including main steam, feed water and safety systems) by the “Basis Safety Concept”, which shall preclude any catastrophic failure due to manufacturing defects or deficits.

This is complemented by ISI and on-line monitoring to assure the specified quality is maintained during service.

Finally the failure of these components is taken into account in the safety analysis of the plant with some exceptions:

- For the RPV crack initiation is excluded (or at least crack arrest shown) by fracture mechanical analysis.
- For some large diameter piping break preclusion is shown by additional analysis.
- For other large vessels within the containment no failure is assumed based on their design and quality without any additional fracture mechanical analysis. The lack of such an analysis may be regarded as a gap in the concept. This gap shall be filled in the new “Fundamental safety requirements“ (in its part currently titled “module 4”), currently developed by order of the Federal Ministry for Environment and Reactor Safety (BMU).

- **Releases to the environment?**

See answer to 9.1 with emphasize on the function of the containment which shall allow controlled and filtered releases only.

12.1.10 Risk assessment

12.1.10.1 Are the US REG. Guide 1.174 to 1.178 accepted as a basis for risk assessment in your country?

ANSWER: No.

12.1.10.2 Have similar, to R.G. 1.174 -1.178, national guidance to support risk assessment been developed?

ANSWER: No.

12.1.10.3 To what extent are the demands in Reg. guide 1.200 and 1.201 concerning PSA-quality and risk informed safety classification used in your country? Are the ASME standard of PSA-quality used to specify to what purposes different PSA could be used? Does national demands overrides the US guidance?

ANSWER: Reg. Guides are not used, for national guides see 10.5.

12.1.10.4 Does the authority or the power company specify “safety goals” for the power plants.

ANSWER: The authorities do not specify safety goals. If the power companies do so is not known.

- Which values are specified on core damages or on large early releases? Are other “safety goals” specified?

ANSWER: The only specified value is given in INSAG 3, the national guides do not specify any values.

- What are the implications of not fulfilling the safety goals?

ANSWER: The requirement of INSAG 3 is always fulfilled.

12.1.10.5 Which norms/standards are used to specify the content, scope, realism, data sources, etc. for PSA-studies?

ANSWER: German PSA Guideline:

- Methods for probabilistic safety analyses of NPP (BfS-SCHR-37/05, October 2005)
- Data for probabilistic safety analyses of NPP (BfS-SCHR-38/05, October 2005)

12.1.10.6 To what extent are risk assessment used for

ANSWER:

- **ISI-program?**

Results of PSA may be used in some cases to modify the ISI program; however, there is no specified link.

- **Safety classification?**

Not used.

- **Technical specification?**

Not used.

- **Maintenance programs?**

Not used.

- **Other activities as ...?**

PSA are part of the Periodic Safety Review, with the goal of a balanced safety level of the plant for all initiating events to be considered.

Plant modifications may result from the PSA; however, decisions are taken on a case by case basis with no specified link.

12.1.10.7 To what extent can “ageing-PSA” (APSA) including both active and passive components be use to support plant decision on Plant Life extension? Give your idea of usages and needed development.

ANSWER: APSA are not performed, Plant life extension is no issue in Germany.

Nevertheless, APSA may be a useful tool.

12.1.10.8 What are the “uncertainties” in using risk assessment different purposes?

ANSWER: For model uncertainties classical uncertainty analyses are performed within the PSA.

For uncertainties of input data conservative estimations are made for the supporting analysis.

12.1.10.9 Are safety margins described by using risk assessment data? Could large “safety margins” based on risk assessment be used for reducing other demands?

ANSWER: No.

12.1.11 Reliability

12.1.11.1 To what extent are reliability models used for calculating risk for

ANSWER: Reliability models are further developed and validated in the research area, but up to now they are not used for guiding design or operation nor they are part of the regulation in Germany.

- **vessel failures?**

The reliability code FAVOR is investigated.

- **pipe failures?**

A code development named PROST is under way at GRS and it is compared to other reliability codes like PRAISE and NURBIT.

12.1.11.2 Could such evaluation be used for evaluation of probability of failures (POF) for these components and guide

ANSWER: From our point of view it is possible in principle to calculate quantitative leak and break probabilities for certain damage mechanisms with the structural-reliability codes available today. Their use for the determination of localised leak probabilities make it possible to differentiate between different sections as to their failure relevance. Trends can be quantitatively identified with regard to the change in influencing parameters. Limitations regarding the usability of the codes within the framework of probabilistic safety analyses (PSAs) are seen in particular with respect to the validity of absolute leak and break probabilities as the results sometimes strongly depend on the uncertainties attached to relevant input parameters, such as crack geometry and expected loads, as well as on certain parameters for the characterisation of the damage mechanisms. Generally, structural-reliability codes are a valuable tool supplementing the methods applied so far within the framework of PSAs for the estimation of leak and break probabilities.

- **design of these components?**

In principle yes, but with the restriction made above.

- **inspections needs for these components?**

In principle yes, but with the restriction made above.

- **initiating event frequencies of these components?**

In principle yes, but with the restriction made above.

12.1.11.3 To what extent are the NRCs works on “redefining Large LOCAs” evaluated in your country.

ANSWER: US regulations have no legally binding character in Germany and are generally not used in Germany. In Germany there is presently no intention for redefining Large LOCAs.

12.1.11.4 To what extent are the OPDE data used and evaluated towards risk of initiating events (pipe breaks for different types of piping)?

ANSWER: Beside the specific German operating experience the OPDE data are used as an additional source to get statistically based values for initiating events.

12.1.11.5 Are reliability models calibrated against data sources like the OPDE-databases?

ANSWER: Up to now the reliability models are not calibrated against operating experience data, but developments are underway to do that in the near future.

12.1.12 Future safety demands

12.1.12.1 Specify critical safety issues that could affect existing nuclear power plant to have to shut down in advance?

ANSWER: There is no such issue known to us.

12.1.12.2 Specify “new safety demands” that will result in upgrading demands of the plants. Indicate if these cost are so high that there is a risk for closing the plant instead of doing the up-grading: (E.g. fire, seismic, severe accident, release rates)

ANSWER: Targeted aircraft crash on NPPs: countermeasures of moderate costs are foreseen so far.

Work in progress: The implications of the new “Fundamental safety requirements“, currently developed by order of the Federal Ministry for Environment and Reactor Safety (BMU)

12.1.13 Most urgent safety issues for the power plants

12.1.13.1 Specify the most urgent Safety issues for the power plants in your country?

ANSWER: There is no urgent safety issue known to us, especially not concerning the pressurized components.

12.1.13.2 Specify the most important safety issues for PLANT LIFE EXTENTION at your plant and in your country.

ANSWER: Plant life extension is no issue in Germany.

12.1.14 Issues to be handled/developed within the NULIFE-Expert group WP 1A-2.4

Give inputs on issues that we in the WP-1A-2.4 Expert group on risk and safety shall work with to support the NULIFE work.

ANSWER: Referring to the main objectives of EG4 we propose to review the applicability of various probabilistic methods for assessment of structural integrity and assess the limitations of structural component modelling in PSA.

12.2 NULIFE-Beitrag für EG2/3 zu “Methods of assessment of the integrity of containment structures”

12.2.1 Introduction

The main role of the containment of a nuclear power plant (NPP) is to protect the public and the environment from radiation especially in case of a severe accident. For this reason the integrity of the containment structure and the leak tightness must be insured in any event which is possible to occur. The events which can threaten the integrity of the containment can be distinguished in external events like e.g. earthquake, airplane crash or gas cloud explosion and internal events like station blackout or loss of coolant accidents (LOCAs) e.g. caused by a leak or a break of a coolant line. A containment affected by external events is mainly loaded by induced vibrations, impact loads or external pressure loads. In contrast internal events mainly cause increasing pressure and temperature inside the containment. Depending on the national requirements in codes and standards containments of NPPs are designed against loads like LOCAs, earthquake and airplane crash or gas cloud explosion.

In addition the effects of severe accidents e.g. caused by a core melt scenario have to be taken into account in the framework of probabilistic safety analysis (PSA) of level 2. This kind of accident generates internal pressures and temperatures which can exceed the design values of containments of NPPs build in the past end which can cause catastrophic failure of the containment. Further dynamic loads due to rapid hydrogen combustion are possible to occur. So the knowledge of the limit load-carrying capacity of the containment which can exceed the design values considerably is of essential concern for accident management considerations. Taking the limit load-carrying capacity of the containment into account in connection with a possibly required release of a part of the containment atmosphere for prevention against catastrophic failure of the containment the release can be delayed as far as possible. The delay of the release of a part of the containment atmosphere leads to a decrease of the release of fission products into the environment. It has to be noted that these accidental loads generally cause considerable plastic strain development in the containment materials. The design of modern NPPs like the European Pressurized Reactor (EPR) has considered the effect of such kind of accidents.

The limit load-carrying capacity as well as the leak tightness of the containment in particular depends on age-related degradation of containment materials. Therefore measures depending on the containment design have to be taken into account to prevent e.g. plastic deforma-

tion of reinforcing steel, crack formation in concrete, loss of pre-stressing force in prestressed concrete containments and corrosion of a steel liner which may be located on the inner surface of a concrete containment wall or corrosion of containment walls made of steel.

Beginning with a representative overview of different containment types the following sub-chapters are focused on the behaviour of NPP-Containments loaded by beyond design loads caused by severe accidents like core melt. Experiments concerning this question are represented as well as analysis methods to determine the limit load-carrying capacity of NPP-Containments. In this connection an insight in failure criteria is delivered which can be used for the integrity assessment of the different types of containment structures.

12.2.2 Representative overview of different types of containment structures

Depending on the requirements which have to be fulfilled by the containment structures they can be distinguished in single wall or double wall containments. In countries where e.g. airplane crash has to be considered as external event this kind of load is normally carried by the outer wall of a double wall containment like the French PWR type "N4" and the German PWR type "KONVOI" (see Fig. 12-1 and Fig. 12-2). Both outer containment walls consist of a reinforced concrete shell. The different wall thickness ($N4 = 0.55 \text{ m}$, $KONVOI = 1.8 \text{ m}$) depends on different load assumptions which have to be taken into account in France and Germany in case of an airplane crash.

The role of the inner containment wall is to carry the pressure load caused by an incident (LOCA) like e.g. a double ended break of a coolant line under normal operation conditions. In this case the pressure within the inner containment wall should rise only up to the design pressure of the inner containment wall from design point of view. In addition sufficient leak tightness against the release of fission products is required from the inner containment wall. Marginal residual leakage of the internal atmosphere is collected in the so called annular space between inner and outer containment wall which is operated under depression conditions.

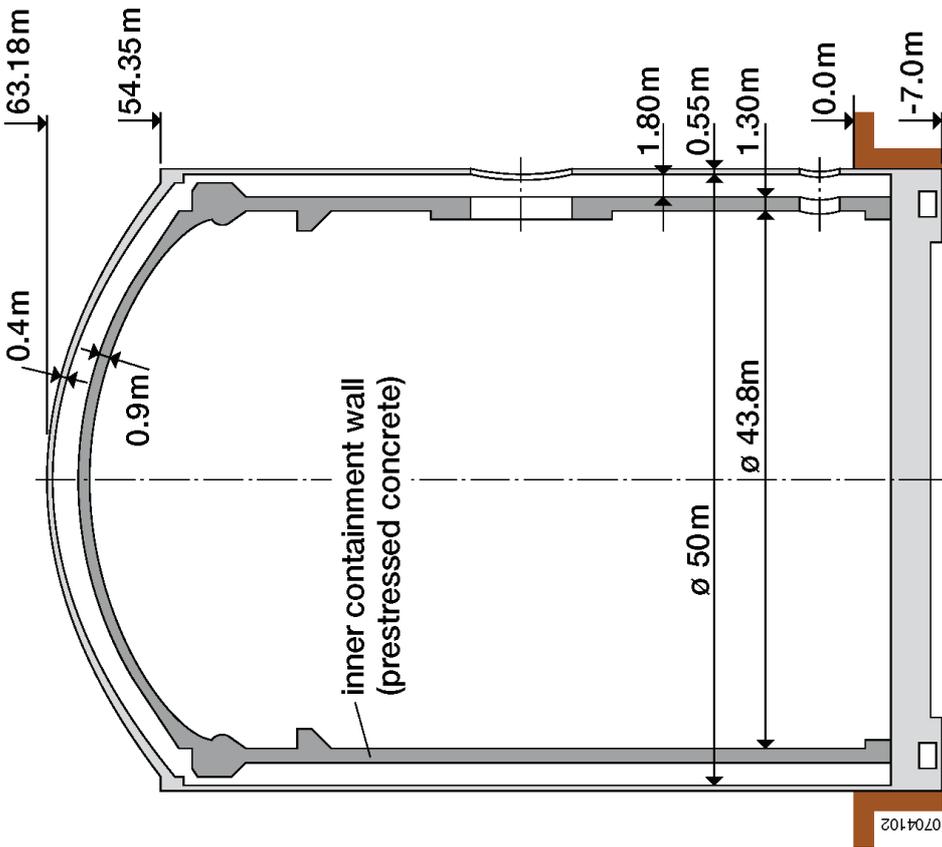


Fig. 12-1 Double wall PWR-Containment of a French NPP, type "N4"

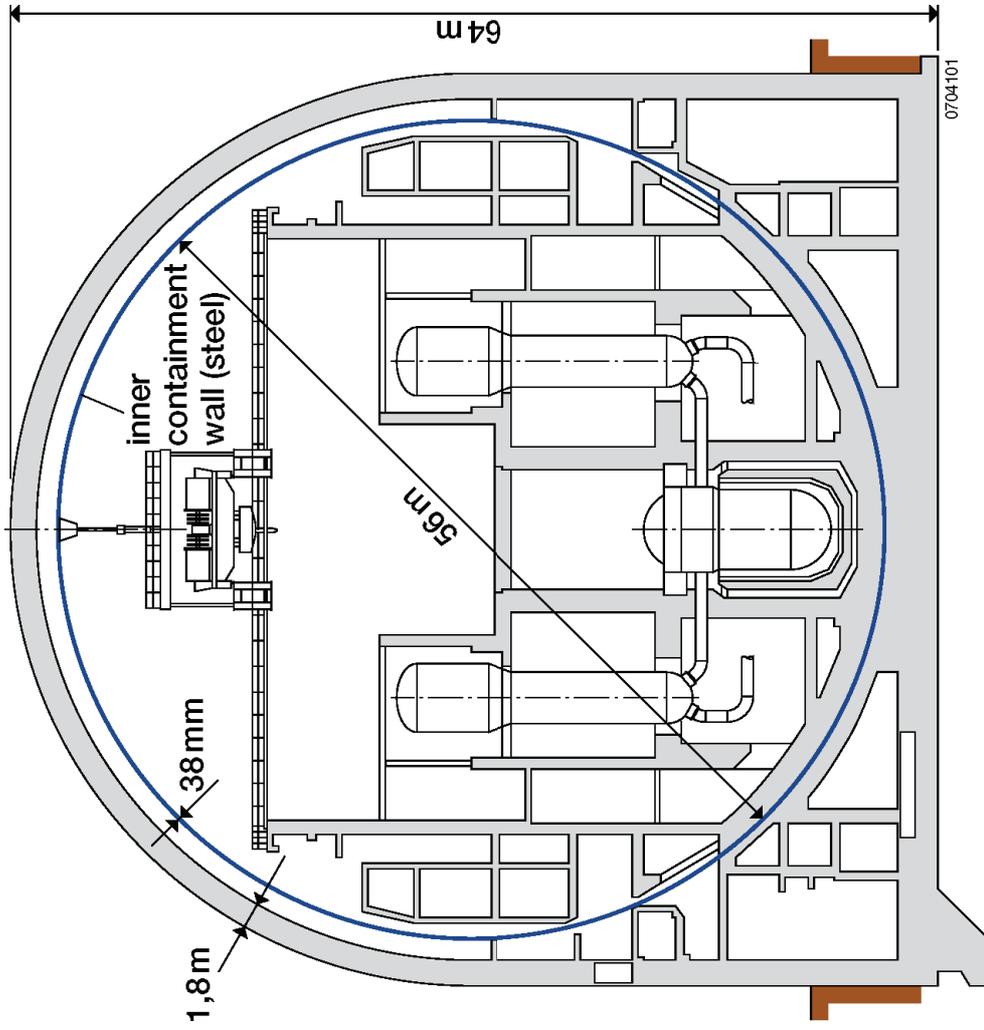


Fig. 12-2 Double wall PWR-Containment of a German NPP, type "KONVOI"

The inner containment wall of the French PWR (N4) consists of a prestressed concrete shell of about 1.3 m thickness while the German PWR (Konvoi) consists of a spherical steel shell of about 38 mm thickness. The leak tightness of the French inner containment is solely ensured by the compressive stress in the concrete. No liner is implemented. Other inner containment walls of similar type are equipped with a steel liner.

An example of a single wall containment of a PWR is the prestressed concrete containment of the Russian PWR (WWER 1000). To ensure sufficient leak tightness the containment wall is covered by a steel liner implemented at the inner surface of the containment (see Fig. 12-3). The load caused by internal pressure in case of an incident is mainly carried by tendons like in the inner containment wall of the French double wall containment. The tendons are conducted in sheaths which are implemented in the wall space before concreting the wall. While the tendons in French prestressed concrete containment walls are grouted (the sheaths with tendons inside are filled with a special mortar after pre-stressing) the tendons in Russian containments are ungrouted. To prevent the tendons from corrosion under these conditions they are protected by grease. Only ungrouted tendons can be re-tensioned in case of loss of the pre-stressing force during the operation time.

While PWR-containments, known as dry containments, are designed with the capacity to contain the energy of the whole volume of the primary coolant in case of a LOCA, Boiling Water Reactors (BWRs) are designed with a pressure suppression system. In BWRs the containment is therefore divided in two main compartments, drywell and wetwell. Consequently PWR-containments are large in size and due to the pressure suppression system the containments of BWRs are significantly smaller. As example the inner and outer containment area of the German BWR of type "SWR 72" is presented in Fig. 12-4. The inner containment of this BWR consists of different parts. The cylindrical part (rising wall) consists of prestressed concrete. The bottom and the upper ceiling are both manufactured of reinforced concrete and the upper closure of the inner containment consists of a steel shell located directly above the reactor pressure vessel. The inner surface of the inner containment is covered by a steel liner.

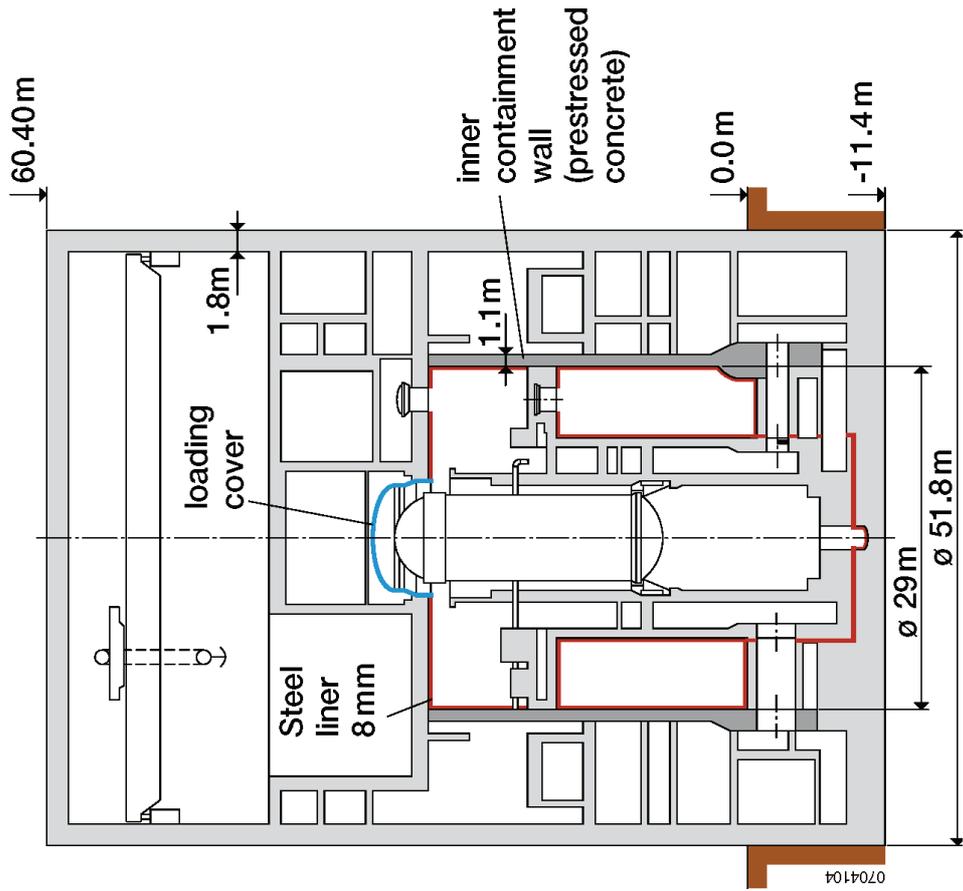


Fig. 12-4 Double-wall containment of a German BWR, type "SWR 72"

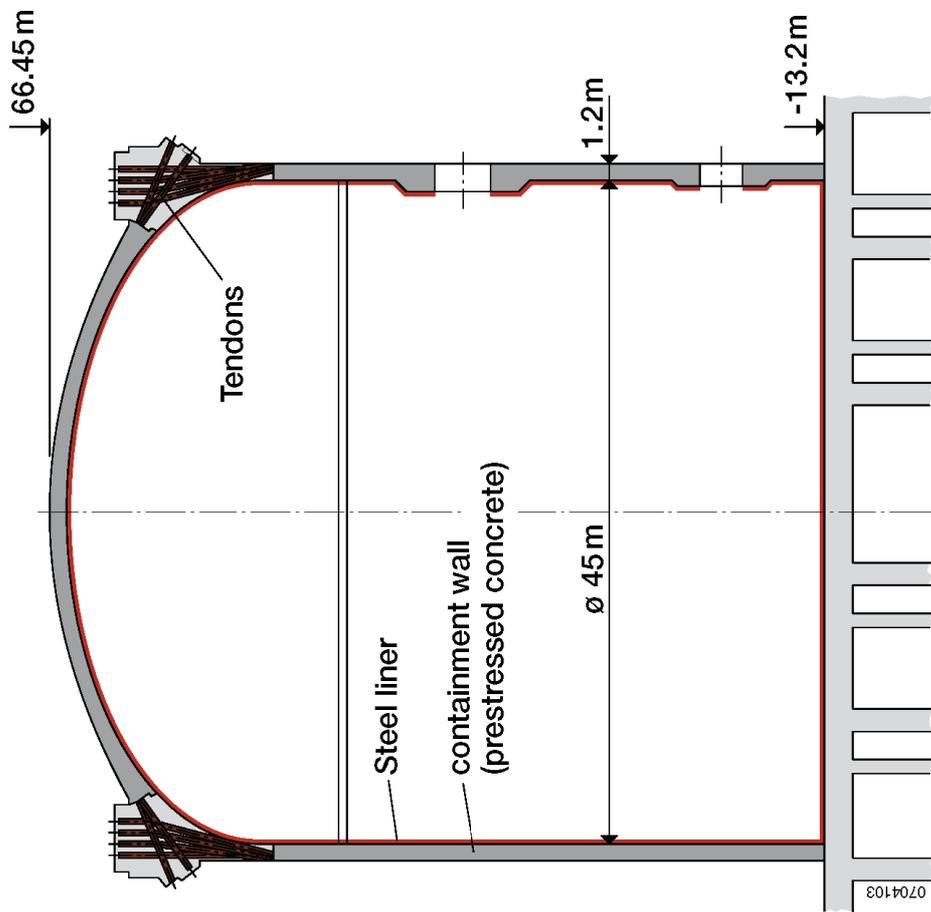


Fig. 12-3 Single wall PWR-Containment of a Russian NPP, type "WWER 1000"

Failure is expected in areas where larger changes of the stiffness of the structure occur. This meets in particular areas of larger penetrations e. g main steam line penetration and equipment hatch as well as changes in the wall thickness of the containment vessel (all locations with notation "e" in Fig. 12-5) or the intersection between basemat and containment wall (location b). Also the buttress where the tendons are anchored is an area of interest (location d). Areas of changes of the stiffness in a structure cause strain concentrations in the material which leads to earlier failure than in an undisturbed area (location a).

The dimension of the 1:4 scaled model of the PCCV is shown in Fig. 12-6. Referring to a comparable behaviour of the prototype and the model of the containment vessel also the arrangement of the tendons and the reinforcement in the concrete wall as well as the design of the liner has to be adjusted. Fig. 12-7 shows the arrangements of the model of the PCCV for a vertical and a horizontal section.

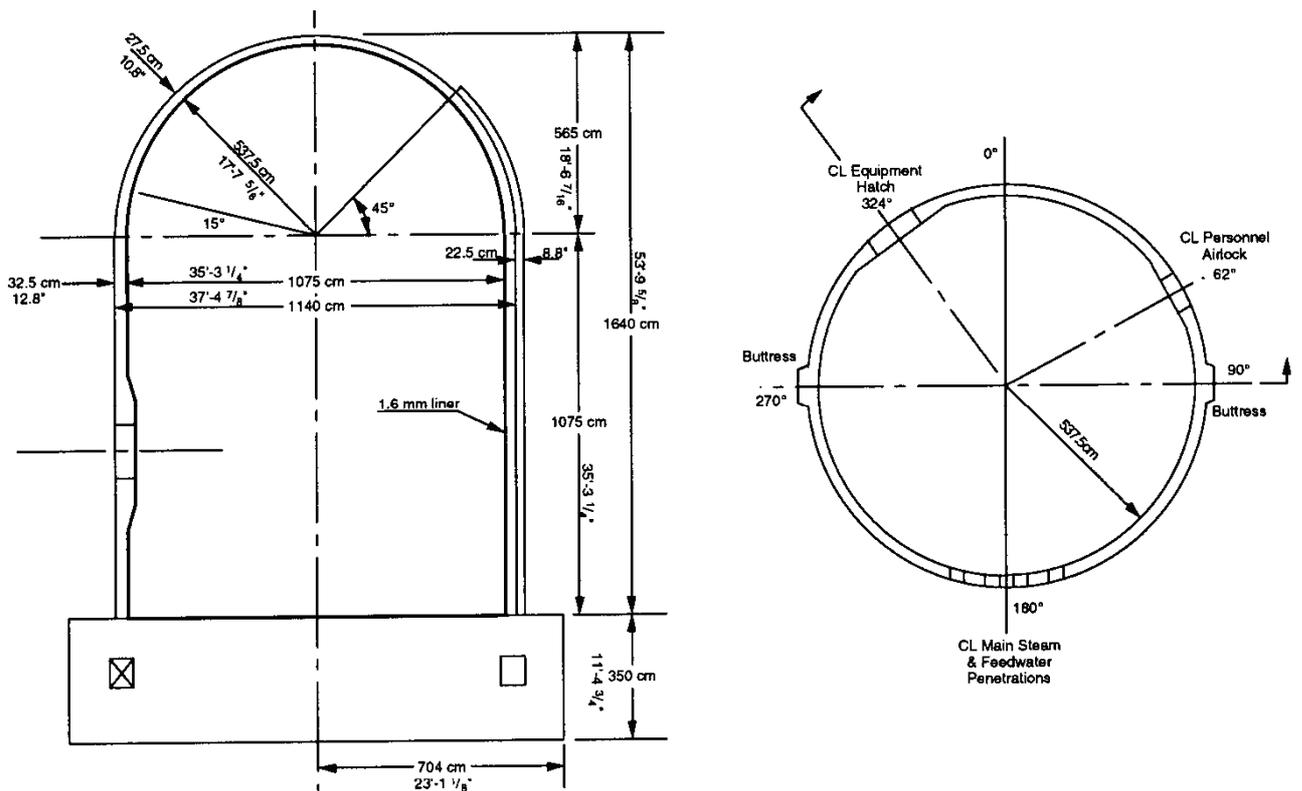


Fig. 12-6 1:4 scaled PCCV Model - Elevation and Cross-Section (from /SAN 03/)

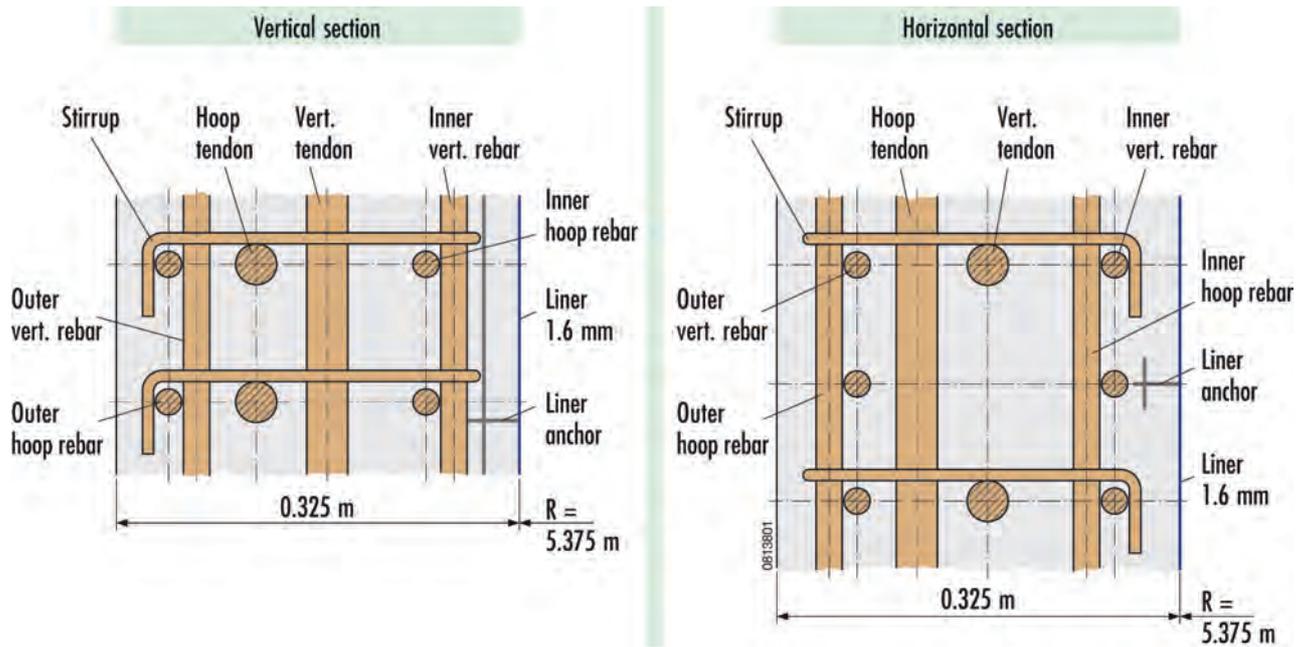


Fig. 12-7 Tendon, reinforcement and liner arrangement of 1:4 PCCV model (schematic of vertical and horizontal section)

For observation of the deformation behaviour of the containment model due to increasing internal pressure among others tendons, reinforcement and liner were equipped by adequate sensors (e.g. strain gages) which for the most part were concentrated in areas where failure is expected (Fig. 12-5). In addition acoustic sensors were used to detect rupture of single wires of the tendons or loss of leak-tightness by flow off noise at generated cracks in the liner (for further information see /SAN 03/). The increase of pressure in the model containment vessel was generated by the input of nitrogen gas. Fig. 12-8 shows the completed model of the PCCV.



Fig. 12-8 Completed 1:4 scaled model of the PCCV (from /SAN 03/)

12.2.3.1 Selected test results of the 1:4 scaled PCCV-model

After several preparatory tests mainly concerning the structural integrity and the leak tightness of the PCCV the containment was loaded by slowly increasing internal pressure to perform the Limit State Test (LST). The load was increased in intervals alternating with dwell times in order to observe the respective time dependent state of the internal pressure. Goal of this test was to determine at which pressure the limit of the structural integrity of the PCCV is reached. This limit is expressed in the multiple of the design pressure P_d which is 0.39 MPa.

At a pressure level of about $2.4 P_d$ (~ 0.94 MPa) the first decrease in pressure was observed, which exceeds the specification of the leak-tightness considerably (1.86 % mass/day). In this case the first crack in the liner was located in the vicinity of the

equipment hatch by the acoustic sensors (see Fig. 12-9). This location is consistent with the predicted failure location "e" in Fig. 12-5. Strain gages in the vicinity of the crack indicate a strain of about 1 % in the liner which confirms plastic deformation.

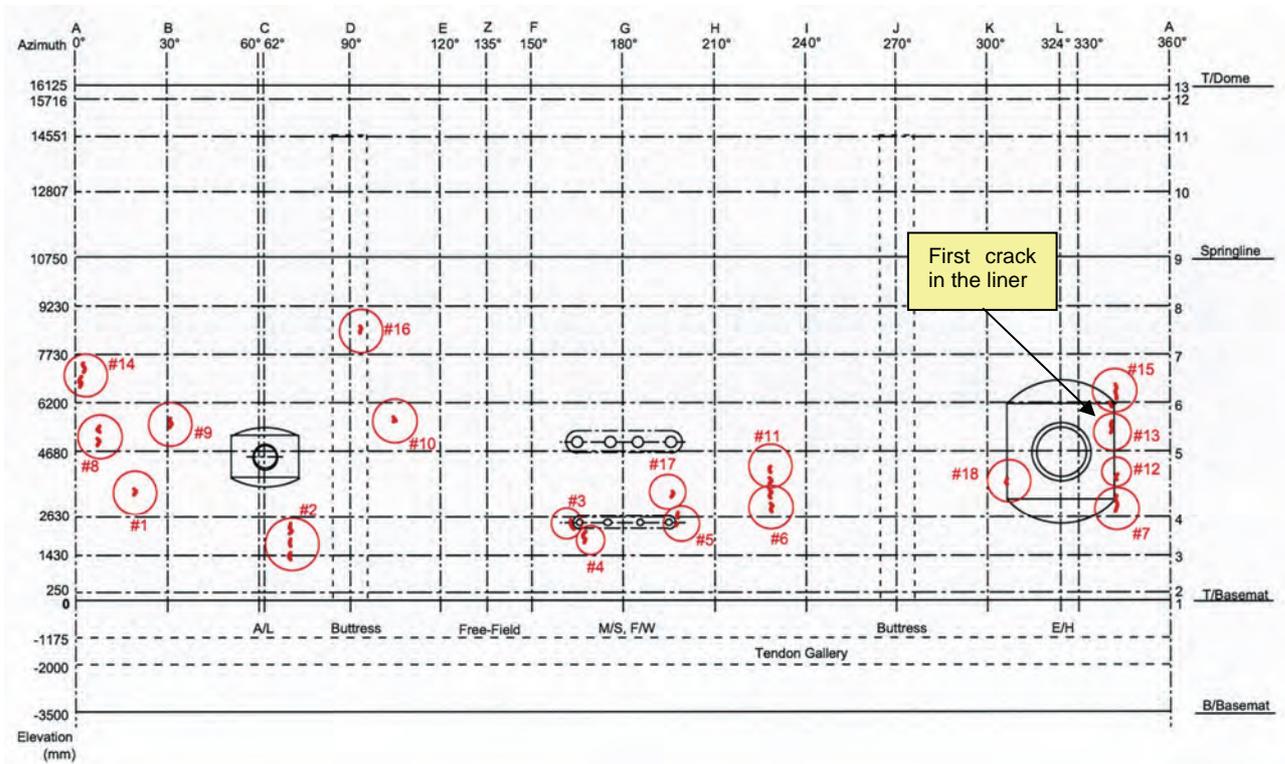


Fig. 12-9 Crack pattern in the liner after termination of the Limit-State-Test (LST) (from /SAN 03/)

At a pressure level of about $3.1 P_d$ (~ 1.21 MPa) the leak rate is about 100 % mass/day caused by an increasing amount of cracks in the liner. At a pressure of about $3.3 P_d$ (~ 1.3 MPa) the leak rate exceeds the capacity of the pressurization system and the test was terminated. For this pressure the leak rate was estimated to be of the order of about 900 %.

Fig. 12-9 shows the crack pattern in the liner which has been formed during the Limit-State-Test (LST). 17 cracks have been accumulated during the test. As can be seen the cracks preferably occur in the environment of disturbed areas of the structure. Fig. 12-10 shows a photograph of the crack at position 15.



Fig. 12-10 Crack #15 in the liner localized at azimuth $\sim 340^\circ$ (see Fig. 12-9) after the Limit-State-Test (LST) (from /SAN 03/)

In a further experimental phase, the Structural Failure Mode Test (SFMT), it was shown that the model containment failed by a long axial crack at a pressure of 3.63 Pd (~ 1.42 MPa). The failure process was initiated by the failure of circumferential tendons. Details are given in /SAN 03/. The crack pattern in the outer concrete surface generated during the Limit-State-Test is shown in Fig. 12-11.

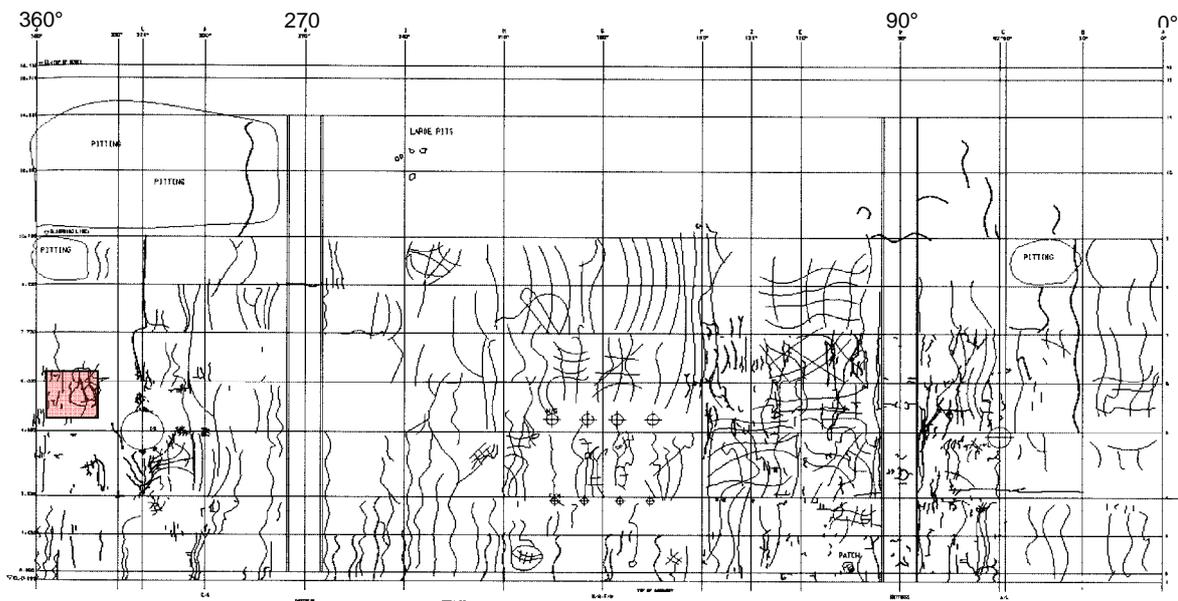


Fig. 12-11 Crack pattern in the outer concrete surface of the PCCV model after the Limit-State-Test (LST) (from /SAN 03/)

Fig. 12-12 shows a photograph of a cut-out of the crack pattern on the outer surface of the concrete wall (see red coloured area in Fig. 12-11).

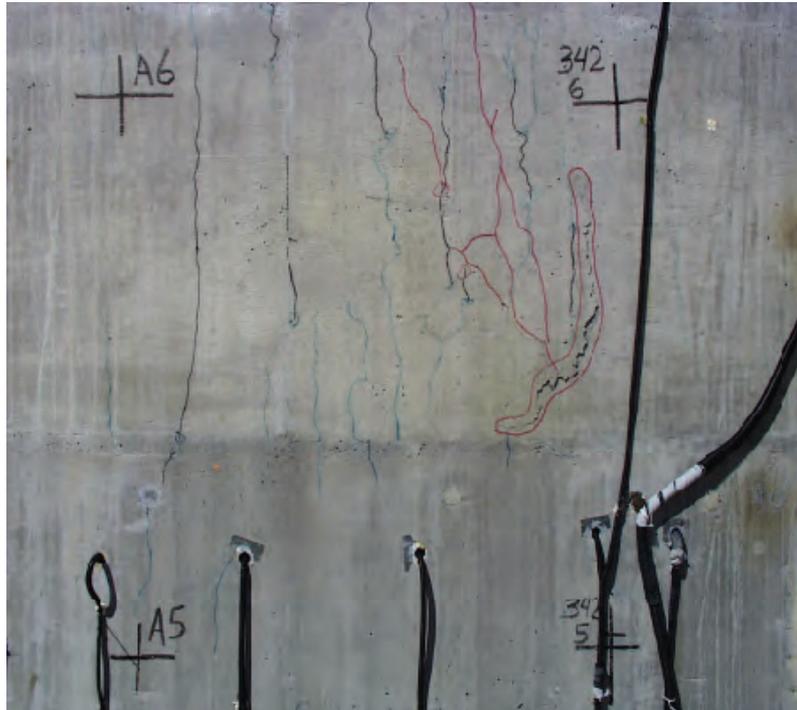


Fig. 12-12 Crack pattern in the outer surface of the concrete wall in the vicinity of cable feed-throughs at azimuth 350° after the Limit-State-Test (LST) (from /SAN 03/) (see also Fig. 12-11)

12.2.4 Structure mechanics analyses

In order to be able to give a realistic description of the behaviour of complex structures under the influence of extreme loading and the non-linear load response a sophisticated analysis technique is required. In this connection the Finite Element Method (FEM) is an adequate analysis method to simulate accident scenarios in reactor containments.

12.2.4.1 Benchmark activities in the framework of the International Standard Problem ISP48

In parallel to the experimental efforts concerning the behaviour of the 1:4 scaled PCCV under increasing internal pressure beyond design among other things benchmark activities have been created in the framework of the International Standard Problem

ISP48 to compare the real behaviour of the PCCV with results generated by computational work.

The prestressed reinforced concrete wall with liner requires complex Finite Element Models (see Fig. 12-13). In the vicinity of penetrations changes of wall thickness and layout of the tendons and rebars have to be considered.

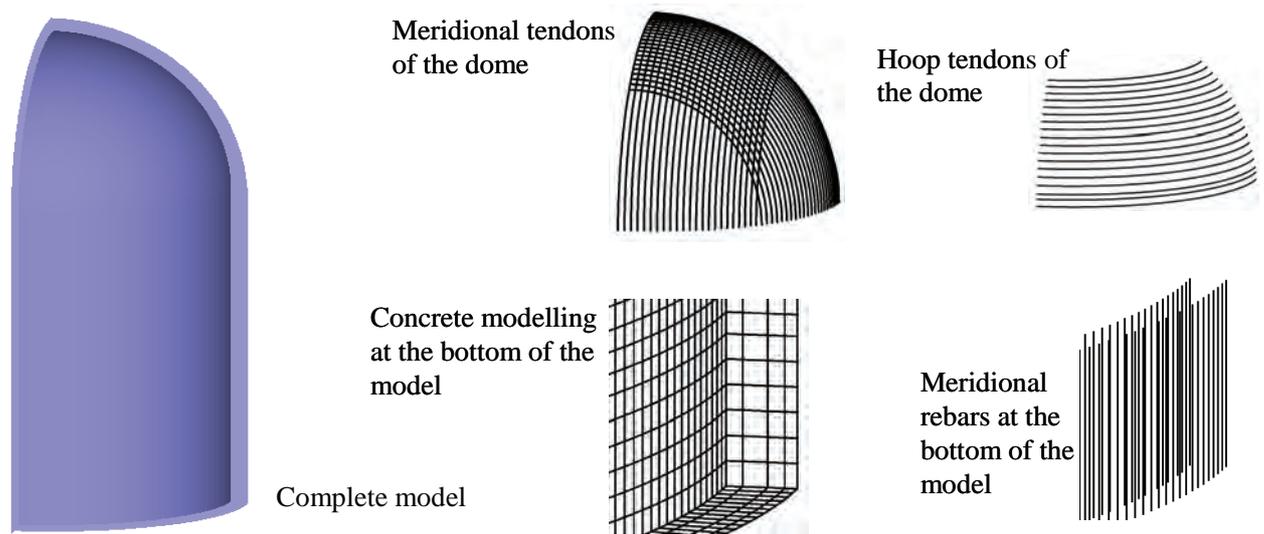


Fig. 12-13 3D-Finite Element Model of the prestressed reinforced concrete wall of the 1:4 model containment (PCCV) 90° section of undisturbed area (from /GRE 05/)

Based on such kind of analysis techniques the structural mechanics behaviour of the 1:4 PCCV model was calculated in the framework of the ISP48 activities by eight organisations. At selected positions of the model containment the global deformation and the strains in the liner, the rebars, the tendons and the concrete were compared between the calculations and the experimental measures. As an example Fig. 12-14 shows the radial displacement versus internal pressure at the azimuthal angle 135° and the height of 6.20 m from the basemat, which is in the cylindrical part far away from penetrations.

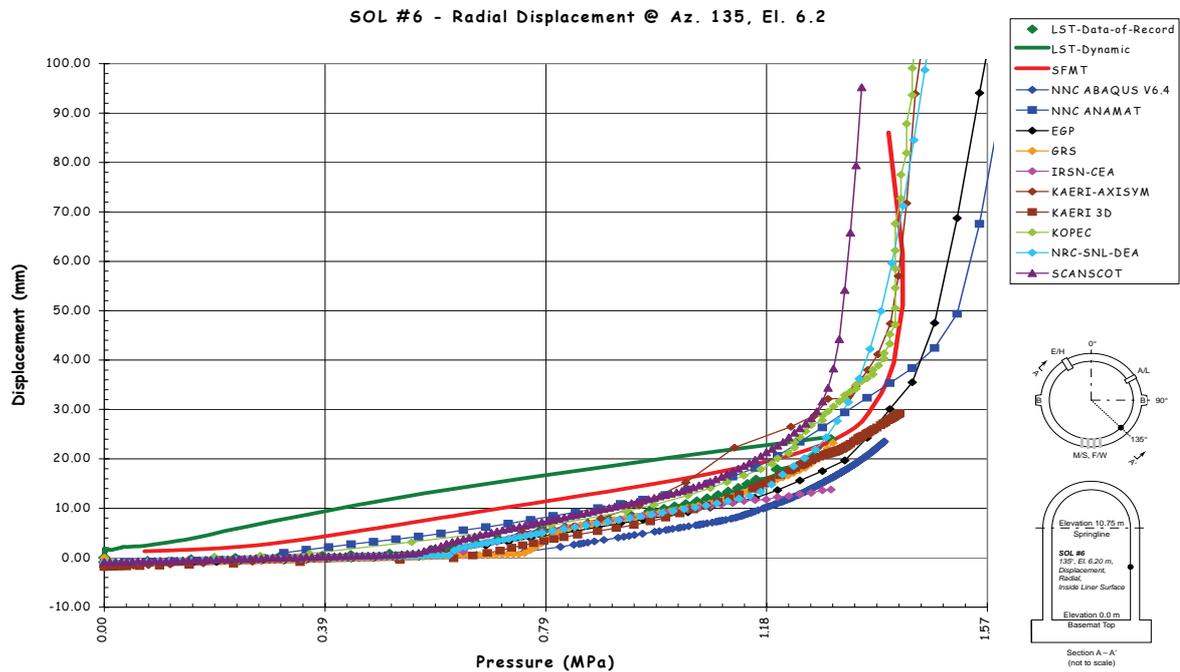


Fig. 12-14 Measured and calculated radial displacements in the undisturbed area of the cylindrical part of the PCCV (location of measurement see black dot in the drawing) (from /NEA 05/; green through line is the unloading part of the measured displacement)

Up to about $1.5 P_d$ (~ 0.6 MPa) the analysis results of the participating institutions concerning the global deformation behaviour of the PCCV is satisfactory. The discrepancies between the analysis results and the experiment for internal pressures beyond $1.5 P_d$ are caused by different approximations of the nonlinear material behaviour of the steel components and the concrete including the models for crack formation.

12.2.4.2 Structure mechanics phenomena in severe accident loading

The experiment on the 1:4 PCCV model and the corresponding calculations were performed without having any regard to thermal aspects which are generally present in severe accident scenarios. Therefore additional calculations have been performed in the framework of the ISP48 activities taking adequate aspects into consideration. During the progression of severe accident scenarios the atmosphere in the containment

which is in contact with the inner surface of the containment wall could be heated up to several hundred degrees Celsius.

Fig. 12-15 shows the development of pressure and temperature in the containment as it is assumed for a severe accident scenario caused by a station black out in the framework of ISP48. In consequence of a Zircon-Water reaction caused by core melting hydrogen combustion is assumed at some hours after initiation of the accident. In the considered case a pressure peak of about 0.8 MPa and a temperature peak of about 620 °C caused by deflagration are postulated after about 4.5 hours. The pressure as well as the temperature rises abruptly within about 500 ms. After 15 minutes the pressure decreases to about 50 % of the peak pressure and the temperature decreases to about 1/3 of the peak temperature. After this pressure and temperature of the containment atmosphere continuously increase by further energy input from the molten core.

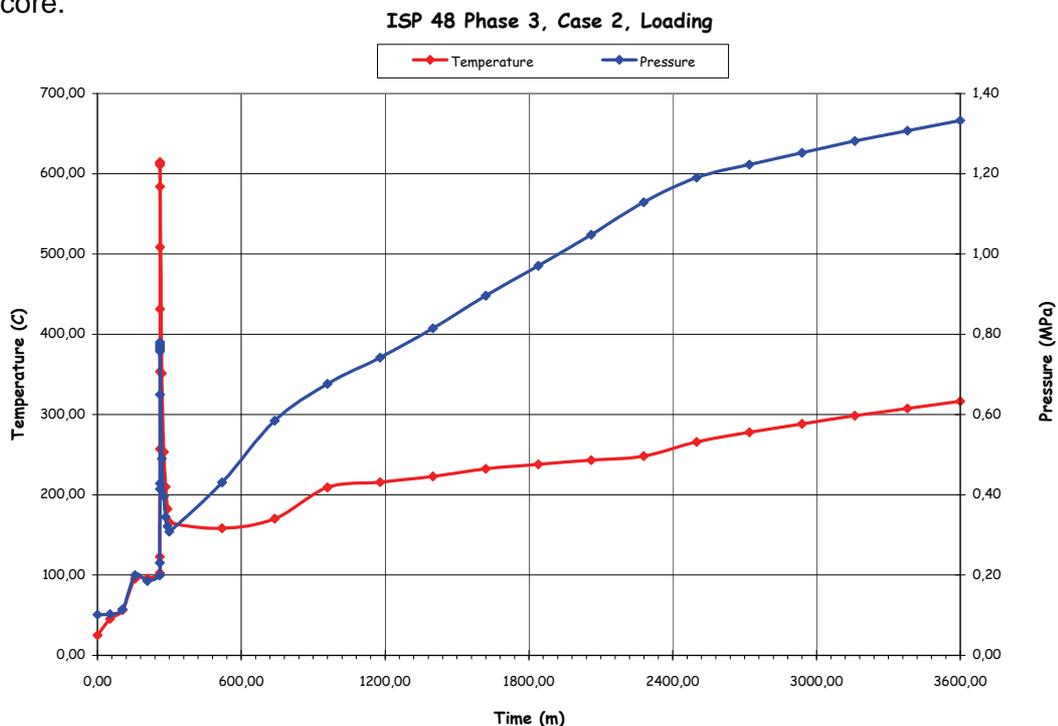


Fig. 12-15 Pressure- and Temperature Time History assumed in case of a severe accident (from /NEA 05/)

Depending on the characteristics of the gas mixture the abrupt rise of pressure and temperature caused by a hydrogen deflagration takes some hundred milliseconds. In contrast the duration of a pressure peak due to a hydrogen detonation is of about only a few milliseconds. The limit load carrying capacity of a containment loaded by peak-wise internal pressure due to fast hydrogen combustion is dependent on the peak height, width and form as well as on assumptions concerning the pressurised inner sur-

face of the containment. Therefore a loading due to hydrogen deflagration may be more severe than a loading due to hydrogen detonation /GRS 90/, /FZK 03/.

If the duration of the decrease of temperature and pressure after hydrogen deflagration needs several minutes as described above special attention has to be taken to thin-walled steel containments. Because of the good heat conduction of steel the temperature in the wall needs only short time for heating the shell. Due to strength reduction of the steel caused by increasing temperature this could be a problem concerning the containment integrity. Therefore special attention has to be taken on the accuracy of the loading conditions of both pressure and temperature in case of severe accidents.

For thick-walled prestressed concrete containments the strength reduction caused by increasing temperature is less relevant because of the low heat conduction of the concrete and the relatively large distance of the load-carrying tendons from the inner surface of the containment wall. In this case the tendons are not affected significantly by a peak-wise temperature increase. Due to the temperature difference to the environment a corresponding temperature gradient arises within the containment wall. The thermal expansion of the inner part of the wall is restricted. This leads to compressive stresses in the inner part and tensile stresses in the outer part of the wall both in circumferential direction. Because concrete is not able to carry more than about 5 % - 10 % of the compressive strength in tension (see Fig. 12-16) there is the risk that cracks in the concrete are formed at a very low stress level in the area loaded by tensile stress, i.e. predominantly at the outer surface of the wall.

Tensile stress caused by thermal loading which cannot be carried by the concrete due to cracking is transferred to the reinforcement of the containment wall (reinforced bars and tendons). Additional tensile stress which is caused by increasing internal pressure is carried only by the tendons and the reinforcement. So the load-carrying capacity of the tendons and the reinforcement governs the load-carrying capacity of reinforced respective prestressed concrete containments in general.

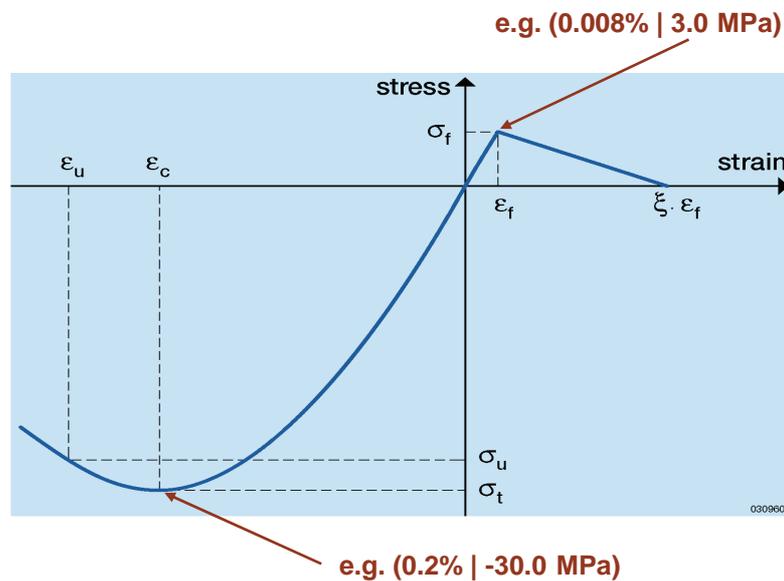


Fig. 12-16 Stress strain characteristic of concrete

12.2.4.3 Assessment of the load-carrying capacity of containments loaded by severe accidents

The load-carrying capacity of containments is determined in general by numerical calculations based on the Finite Element Method because this analysis method allows a detailed description of the real structure concerning shape and material characteristics as well the consideration of complex loading conditions. This is of crucial importance because disturbed areas of the containment wall like pipe ducts (main steam pipe or feed-water line) or hatches (equipment hatch, personal airlock) cause changes in the local stiffness of the containment shell which leads e.g. to strain or stress concentrations which generally leads to a significant reduction of the load-carrying capacity of the containment. Concerning prestressed concrete containments with liner the large scale experiment performed at SANDIA Nat. Lab. shows cracks in the liner particularly in the vicinity of disturbed areas (see Fig. 12-9).

For steel containments of NPP's loaded close to the limit load-carrying capacity in principal similar assessment methods as for piping components may be used. Besides of differences in material and shape the main discrepancy lies in the ratio of wall thickness to mean diameter of the components. As for the containment this ratio is very

small failure modes as for instance buckling may play a more important role. Also dynamic effects as e.g. caused by a fast hydrogen combustion in the containment may have significant influence.

Calculations on basis of simple models (e.g. analytical approaches like boiler formula or Finite Element Models describing the undisturbed containment shell only) can give only rough information about the global behaviour of the structure, which generally differs significantly from the results at disturbed areas generated by detailed Finite Element Models.

The assessment of the results of Finite Element calculations concerning the load-carrying capacity of a structure is based on failure criteria. Depending on the kind of failure e.g. the following different failure criteria can be used for integrity assessment of steel containments:

Kind of failure	Criteria
Ductile fracture	- equivalent stress \leq engineering flow stress - equivalent strain \leq allowable strain
Brittle fracture	- maximum principle stress \leq reduced ultimate strength

Concerning the equivalent strain criterion not the total strain of an uniaxial test specimen until rupture (necking occurs after maximum uniform elongation) must be used but only the strain measured until maximum uniform elongation.

Combined with the application of the failure criteria manufacturing defects generated during the erection of the structure like weld defects and supposed manufacturing defects of the delivered component have to be taken into consideration, which leads to a reduction of the approvable stress respectively strain values of the failure criteria.

Concerning containment structures like thin shells or thick-walled components like nozzles the strain at maximum uniform elongation of stress-strain curves generated by uniaxial test specimen must not be used as upper limit strain directly. Here the influence of the multiaxial stress conditions has to be taken into account. Depending on the values of the principle stress components within an area of the considered component and the corresponding "von Mises stress" the critical strain, where fracture is expected, can be reduced considerably. This can lead to a drastically reduced resistance against failure. Concerning the reinforcement in reinforced or prestressed concrete containments the strain in stress-strain-curves at maximum uniform elongation can be used as

limit strain directly because these components are of one dimensional character like the uniaxial test specimen from which the stress-strain-curves are generated.

In conclusion it has to be noticed that the assessment of the load-carrying capacity of containment structures depends on multiple influencing variables like failure criteria, manufacturing defects from fabrication and/or installation as well as multiaxial stress conditions.

13 Verteiler

		Exemplare: gedruckte Form	Exemplare: pdf
BMWi			
Referat III B 4		1 x	
GRS-PT/B			
Internationale Verteilung	(FIZ)	40 x	
Projektbegleiter	(eda)	3 x	1 x
GRS			
Geschäftsführung	(lim, stj)		je 1 x
Bereichsleiter	(erv, lim, prg, paa, rot, zir)		je 1 x
Abteilungsleiter	(som)		1 x
Projektleiter	(siv)		1 x
Projektbetreuung	(kgl)		1 x
Informationsverarbeitung	(nit)		1 x
Autor	(grb, way, sit, siv)	je 1 x	
Bibliothek	(Köln)	1 x	
Gesamtauflage:		Exemplare	49

**Gesellschaft für Anlagen-
und Reaktorsicherheit
(GRS) mbH**

Schwertnergasse 1
50667 Köln
Telefon +49 221 2068-0
Telefax +49 221 2068-888

Forschungszentrum
85748 Garching b. München
Telefon +49 89 32004-0
Telefax +49 89 32004-300

Kurfürstendamm 200
10719 Berlin
Telefon +49 30 88589-0
Telefax +49 30 88589-111

Theodor-Heuss-Straße 4
38122 Braunschweig
Telefon +49 531 8012-0
Telefax +49 531 8012-200

www.grs.de