

**Weiterentwicklung
probabilistischer
Analysemethoden
zur Lebensdauer-
bestimmung von
Rohrleitungen und
Behältern**

Abschlussbericht zu Vorhaben
RS 1196

Abschlussbericht / Final Report

Reaktorsicherheitsforschung-Vorhabens
Nr./
Reactor Safety Research-Project No.:
RS1196

Vorhabensitel / Project Title:
Weiterentwicklung
probabilistischer Analyse-
methoden zur Lebensdauer-
bestimmung von Rohrleitungen
und Behältern

Further development of
Probabilistic Analysis Method for
Lifetime Determination of Piping
and Vessels

Autoren / Authors:
K. Heckmann
H. Grebner
J. Sievers

Berichtszeitraum / Publication Date:
Juli 2013

Anmerkung:
Das diesem Bericht zugrunde lie-
gende FE-Vorhaben wurde im Auf-
trag des Bundesministeriums für
Wirtschaft und Technologie (BMWi)
unter dem Kennzeichen RS1196
durchgeführt. Die Verantwortung für
den Inhalt dieser Veröffentlichung
liegt beim Auftragnehmer.

Der Bericht gibt die Auffassung und
Meinung des Auftragnehmers wie-
der und muss nicht mit der Meinung
des Auftraggebers übereinstimmen

Kurzfassung

Im Rahmen des Vorhabens RS1196 wurde das Rechenprogramm PROST (Probabilistische Strukturberechnung) zur quantitativen Einschätzung der Strukturzuverlässigkeit von Rohrleitungskomponenten weiterentwickelt. Dabei wurden Modelle zur Berücksichtigung des Schadensmechanismus stabiles Risswachstum bei der Bestimmung von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten in zylindrischen Strukturen aus ferritischen und austenitischen Reaktorstählen bereitgestellt und erprobt. Diese Modelle sind nun zusätzlich zu den Modellen zur Berücksichtigung der Schadensmechanismen Ermüdung und Korrosion verfügbar. Auch die Bildung von Rissen in anfänglich unbeschädigten Rohren kann nun behandelt werden.

Weiterhin wurde der Anwendungsbereich des Programms auf die Berechnung des Wachstums wanddurchdringender Risse erweitert. Dies spielt eine Rolle, wenn ein Oberflächenanfangsriss bis zur Entstehung eines stabilen Lecks wächst. Die Verfolgung des Wachstums des wanddurchdringenden Risses bis zum Bruch verbessert die Ermittlung der Bruchwahrscheinlichkeit. Dabei wurden zusätzliche Programmmodule entwickelt, mit denen Spannungsintensitätsfaktoren und kritische Risslängen für wanddurchdringende Risse ermittelt werden können. Im Rahmen dieser Arbeiten wurde eine Restrukturierung von PROST vorgenommen, so dass jetzt auch eine Kombination von Schädigungsmechanismen analysiert werden kann. Zudem wurden weitere Wachstumsgesetze für Ermüdung implementiert. Die bereits früher begonnenen Arbeiten zur Abschätzung von Leckflächen und Leckraten von wanddurchdringenden Rissen wurden durch Einbeziehung von Leckdetektionsschwellen komplettiert.

Die erweiterte Analysemethodik wurde durch neue Berechnungen zu bereits früher behandelten Testfällen erprobt. Weiterhin wurden im Rahmen der Teilnahme an der internationalen Aktivität BENCH-KJ Vergleichsanalysen zu einer Vielzahl von Fragestellungen durchgeführt. Insgesamt zeigen die Analysen, dass mit der bereitgestellten flexiblen probabilistischen Analysemethodik quantitative Aussagen zur Leck- und Bruchwahrscheinlichkeit eines 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.

Abstract

Within the framework of research project RS1196 the computer code PROST (Probabilistic Structure Calculation) for the quantitative evaluation of the structural reliability of pipe components has been further developed. Thereby models were provided and tested for the consideration of the damage mechanism 'stable crack growth' 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 mechanisms 'fatigue' and 'corrosion'. Moreover, a crack initiation model has been established supplementary to the treatment of initial cracks.

Furthermore, the application range of the code was extended to the calculation of the growth of wall penetrating cracks. This is important for surface cracks growing until the formation of a stable leak. The calculation of the growth of the wall penetrating crack until break occurs improves the estimation of the break probability. For this purpose program modules were developed to be able to calculate stress intensity factors and critical crack lengths for wall penetrating cracks. In the frame of this work a restructuring of PROST was performed including possibilities to combine damage mechanisms during a calculation. Furthermore several additional fatigue crack growth laws were implemented. The implementation of methods to estimate leak areas and leak rates of wall penetrating cracks was completed by the inclusion of leak detection boundaries.

The improved analysis methods were tested by calculation of cases treated already before. Furthermore comparative analyses have been performed for several tasks within the international activity BENCH-KJ. Altogether, the analyses show that with the provided flexible probabilistic analysis method quantitative determination of leak and break probabilities of a 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.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Zielsetzung.....	1
2.1	Gesamtzielsetzung	1
2.2	Arbeitsprogramm	2
3	Stand von Wissenschaft und Technik.....	6
4	Weiterentwicklung von PROST.....	13
4.1	Ausgangspunkt.....	13
4.2	Neustrukturierung und Modulkopplung	14
4.2.1	Restrukturierung	14
4.2.2	Grafische Benutzeroberfläche.....	15
4.2.3	Last-Zeit-Funktion.....	22
4.2.4	Entwicklungsmanagement	23
4.3	Spannungsintensitätsfaktoren für Oberflächenrisse	24
4.3.1	Faktoren nach Newman und Raju.....	24
4.3.2	Faktoren nach IWM	24
4.3.3	Faktoren nach R6	25
4.3.4	Vergleichsrechnungen	26
4.4	Risse unter thermischen Belastungen.....	30
4.4.1	Berücksichtigung von Thermospannung	30
4.4.2	BENCH-KJ zu thermischen Lasten	31
4.5	Risse unter statistisch verteilter Belastung.....	33
4.5.1	Leistungsumfang in PROST	33
4.5.2	Testbeispiel	34
4.6	Adaptive Schrittweitensteuerung der Risswachstumssimulation	35
4.7	Schädigungsmechanismus zähes Risswachstum	38
4.7.1	Theoretischer Hintergrund	38
4.7.2	Umsetzung in PROST	38
4.7.3	Berücksichtigung von Plastifizierungseffekten	39

4.7.4	Testbeispiel BVZ 070.....	40
4.8	Nichtlineare Ermüdungsgesetze	42
4.8.1	Einführung	42
4.8.2	Ausgewählte Ermüdungsgesetze.....	43
4.8.3	Umsetzung in PROST	45
4.8.4	Testrechnungen zum Vergleich der verwendeten Ermüdungsgesetze.....	46
4.9	Kopplung von Schädigungsmechanismen	52
4.9.1	Kopplung von Ermüdung und Korrosion	54
4.9.2	Ermüdung und stabiles Risswachstum	54
4.9.3	Problematik Korrosion und stabiles Risswachstum	55
4.10	Rissbildung.....	55
4.10.1	Angaben zum Stand von Wissenschaft und Technik	55
4.10.2	Rissbildungs-Ansatz in PROST	56
4.10.3	Testbeispiel: TC-System mit Rissinitiierung	56
4.11	Leckwachstum.....	59
4.11.1	Spannungsintensitätsfaktoren für Durchrisse.....	60
4.11.2	Kritische Risslängen	64
4.11.3	Risswachstumsmodelle	67
4.11.4	Testrechnungen.....	68
4.12	Leckraten und Leckdetektion	75
4.12.1	Erweiterte Leistungen	75
4.12.2	Testrechnungen.....	77
5	PROST-Dokumentation	83
5.1	Dokumentation der Versionen.....	83
5.2	Diagrammatische Code-Dokumentation	83
5.3	Englischsprachiges User's Manual	85
6	Internationale Aktivitäten	86
6.1	BENCH-KJ.....	86
6.1.1	Projektbeschreibung	86
6.1.2	Verwendete Rechenverfahren	86

6.1.3	Ergebnisse.....	87
6.1.4	Vergleich der Teilnehmer.....	92
6.1.5	Diskussion der Ergebnisse	93
6.2	Mitarbeit im NULIFE-Netzwerk.....	94
6.2.1	Organisation und Entwicklung des Netzwerks	94
6.2.2	Beiträge der GRS	94
6.3	Gründung von NUGENIA.....	95
7	Zusammenfassung und Ausblick.....	96
8	Literaturverzeichnis.....	98
9	Abkürzungen.....	109
10	Anhang: Erläuterungen zu PROST 3.1	111
10.1	Versionsübersicht	111
10.2	Klassenübersicht	111
10.3	Ausgabedateien.....	114
11	Anhang: Ausgewählte GRS-Beiträge zum NULIFE Netzwerk	116
11.1	Beitrag zu Pilot Study „Probabilistic Approach of Leak-Before-Break“	116
11.2	Beitrag zum Thema “safety margins”	122
12	Verteiler	126

Abbildungsverzeichnis

Abb. 4-1	Schematische Darstellung der Berechnungsmethodik zum Riss- und Leckwachstum in PROST	14
Abb. 4-2	Control-Panel: Eingabe-Karte für allgemeine Kontrollfunktionen der Simulation.....	15
Abb. 4-3	Crack Formation-Panel: Optionale Rissbildungssimulation	17
Abb. 4-4	Damage-Panel: Steuerung der Schädigungsmechanismen	18
Abb. 4-5	Parameter-Panel: Festlegen der verteilten Parameter	19
Abb. 4-6	Load Type-Panel: Definition einer Belastungssituation	20
Abb. 4-7	Load History-Panel: Programmierung der Last-Zeit-Funktion.....	20
Abb. 4-8	NDE-Panel: Steuerung von zerstörungsfreien Prüfungen	21
Abb. 4-9	Leak-Panel: Steuerung von Leckwachstum, Leckratenberechnung und Leckdetektionssysteme.....	22
Abb. 4-10	Spannungsintensitätsfaktoren eines Umfangsrisses an Oberfläche und tiefster Stelle für verschiedene Verfahren	27
Abb. 4-11	K-Faktoren eines Axialrisses an Oberfläche und tiefster Stelle für verschiedene Verfahren.....	27
Abb. 4-12	Spannungsintensitätsfaktoren als Funktion der Risstiefe an zwei Positionen und nach zwei Verfahren.....	29
Abb. 4-13	Temperaturverlauf in der Rohrwand für die vier Testfälle.....	32
Abb. 4-14	J-Integral für die Thermospannungen bei Erhöhung der Temperaturen auf ihren Maximalwert (als Linien sind die elastischen PROST-Ergebnisse dargestellt, Punkte kennzeichnen die elastisch-plastischen Referenzwerte)	33
Abb. 4-15	Akkumulierte Leckwahrscheinlichkeit als Funktion der Zeit für die Testfälle zu statistisch verteilten Lasten.....	35
Abb. 4-16	Schema der Zeitintegration für Korrosionssimulation und kontinuierliches Ermüdungsrisswachstum.....	37
Abb. 4-17	Risswiderstandskurve für 20 MnMoNi 55 bei 300 °C aus /AZO 87/.....	40
Abb. 4-18	J-Integral an der tiefsten Stelle mit und ohne plastische Korrektur in Abhängigkeit vom Innendruck.....	41
Abb. 4-19	Rissfortschritt bei Erhöhung der Belastung in BVZ 070.....	42

Abb. 4-20	Schematische Darstellung des Ermüdungsrisswachstums und Unterteilung in drei Bereiche.....	43
Abb. 4-21	Ermüdungsgesetze in Prost mit Parametern gemäß Tab. 4-5.....	45
Abb. 4-22	Vergleich der Ermüdungswachstumsraten verschiedener Gesetze mit Parametern gemäß Tab. 4-6.....	47
Abb. 4-23	Akkumulierte Leckwahrscheinlichkeit, berechnet mit den verschiedenen Ermüdungsmodellen.....	48
Abb. 4-24	Daten zum Risswachstum in X6CrNiNb18-10 bei Raumtemperatur für verschiedene R-Werte nach /MPA 13a/	49
Abb. 4-25	Daten zum Risswachstum in 22NiMoCr3-7 bei Raumtemperatur für verschiedene R-Werte nach /MPA 13a/	49
Abb. 4-26	Akkumulierte Leckwahrscheinlichkeit für den NURBIM-Lastfall mit Rohrleitungswerkstoff Austenit für verschiedene Ermüdungsgesetze	51
Abb. 4-27	Akkumulierte Leckwahrscheinlichkeit für den NURBIM-Lastfall mit Rohrleitungswerkstoff Ferrit für verschiedene Ermüdungsgesetze.....	51
Abb. 4-28	Risswachstumssimulation in PROST	53
Abb. 4-29	Rissbildungszeit aus Betriebserfahrung und die angepassten Dichtefunktionen nach Tab. 4-9	57
Abb. 4-30	Akkumulierte Leck- und Bruchwahrscheinlichkeit als Funktion der Zeit im TC-System für die verschiedenen Berechnungen zur Rissbildung	58
Abb. 4-31	Durchrissfläche (rot) bei einem austenitischen Rohr DN 80 (nach /GRE 92/)	59
Abb. 4-32	Umfangsdurchriss mit regulärer Form (rot, schematisch) in einem Rohr..	60
Abb. 4-33	Längsdurchriss mit regulärer Form (rot, schematisch) in einem Rohr	60
Abb. 4-34	Spannungsintensitätsfaktoren für Umfangsdurchrisse in einem Rohr DN 50 bei 15.5 MPa Innendruck nach /ZAH 89/ (K2) und /DEL 79/ (K1)..	62
Abb. 4-35	Spannungsintensitätsfaktoren für Längsdurchrisse in einem Rohr DN 50 bei 15.5 MPa Innendruck nach /BEC 81/ (K1) und /ZAH 90/ (K2)	64
Abb. 4-36	Grenzdrücke für Umfangsdurchrisse in einem Rohr DN 50 (rot: nach /KAS 81/, grün: nach /ZAH 89/, blau: Betriebsdruck)	65
Abb. 4-37	Grenzdrücke für Längsdurchrisse in einem Rohr DN 50 (rot: nach /KIE 73/, grün: nach /ZAH 90/, blau: Betriebsdruck)	67
Abb. 4-38	Rissgeschwindigkeitsmodelle für ferritische Werkstoffe in PROST	68

Abb. 4-39	Berechnetes Riss-/Leckwachstum postulierter Umfangsrisse im TC-System (SWR) nach Austenit-Korrosionsmodell 1 mit Anfangsrisstiefen: 0.6 mm (rot), 1.7 mm (grün), 3.9 mm (violett), 6.2 mm (hellblau) und 8.4 mm (dunkelblau).....	69
Abb. 4-40	Berechnetes Riss-/Leckwachstum postulierter Umfangsrisse im TC-System (SWR) unter fiktiv erhöhtem Innendruck mit Anfangsrisstiefen 0.75 mm (rot), 1.25 mm (grün), 1.75 mm (blau), 2.25 mm (violett), 3.25 mm (hellblau) und 4.25 mm (dunkelblau) nach Austenit-Korrosionsmodell 2	70
Abb. 4-41	Berechnetes Risswachstum postulierter Anfangsrisse in einem Geradrohr DN750 mit Anfangsrisstiefen 22 mm (rot), 26 mm (grün), 30 mm (blau), 34 mm (violett), 38 mm (pink), 42 mm (hellblau), 46 mm (braun) und 50 mm (dunkelblau) nach Ford-Korrosions-Modell	72
Abb. 4-42	Berechnetes Risswachstum postulierter Anfangsrisse in einem Geradrohr DN750 mit Anfangsrisstiefen 24 mm (rot), 32 mm (grün), 40 mm (blau) und 48 mm (violett) nach Korrosionsmodell von AREVA.....	73
Abb. 4-43	Bruchwahrscheinlichkeit im Fall „Großes Rohr“ mit und ohne Leckwachstum und Leckwahrscheinlichkeit	74
Abb. 4-44	Bruchwahrscheinlichkeit für postulierte Umfangsrisse im TC-System für verschiedene Leckdetektionswerte und Leckwahrscheinlichkeit nach Korrosionsmodell 1	78
Abb. 4-45	Bruchwahrscheinlichkeit für postulierte Risse im TC-System für verschiedene Leckdetektionswerte und Leckwahrscheinlichkeit nach Korrosionsmodell 2 (erhöhter Betriebsdruck)	79
Abb. 4-46	Bruchwahrscheinlichkeit für postulierte Umfangsrisse in einem Geradrohr DN 750 nach dem Ford-Korrosionsmodell mit und ohne Leckdetektion sowie Leckwahrscheinlichkeit	81
Abb. 4-47	Bruchwahrscheinlichkeit für das mit Disposition-Lines-Modell gerechnete Geradrohr DN750 mit und ohne Leckdetektion sowie Leckwahrscheinlichkeit	82
Abb. 5-1	UML-orientiertes Klassendiagramm zu den Berechnungsklassen für Spannungsintensitätsfaktoren.....	84
Abb. 5-2	UML-orientiertes Aktivitätsdiagramm des Programmablaufs mit dem Schwerpunkt auf den Start der Risswachstumssimulation	85

Abb. 6-1 BENCH-KJ Task 1 K3 Lastfall 2: Abweichung der berechneten
Spannungsintensitätsfaktoren vom Referenzwert bei verschiedenen
Risstiefen, gemäß /MAR 12/ , GRS-Werte nach Zahoor + Tada 93

Tabellenverzeichnis

Tab. 4-1	Testbeispiele zu thermischen Lasten	31
Tab. 4-2	Testrechnungen zu statistisch verteilten Belastungen.....	34
Tab. 4-3	Belastungsschritte in BVZ 070	41
Tab. 4-4	Ermüdungsgesetze in PROST	44
Tab. 4-5	Parameter der Ermüdungsgesetze in Abb. 4-21	44
Tab. 4-6	Parameter der Ermüdungsgesetze (siehe Abb. 4-22)	46
Tab. 4-7	Ermüdungs-Parameter für Austenit.....	50
Tab. 4-8	Ermüdungs-Parameter für Ferrit	50
Tab. 4-9	Parameter der Verteilungsfunktionen für die Rissbildungszeit.....	57
Tab. 4-10	Variierte Parameter bei den Testberechnungen zur Rissbildung im TC-System	58
Tab. 4-11	Eingabedaten für die Testrechnungen mit Korrosionsmodell 1	77
Tab. 4-12	Mittelwert der Leckdetektionsschwelle für die Rechnungen zum TC-System mit dem Korrosions-Modell 2.....	79
Tab. 4-13	Übersicht über die verteilten Parameter bei den Rechnungen zum Geradrohr DN 750 mit dem Ford-Modell.....	80
Tab. 4-14	Normalverteilte Parameter bei der Disposition-Lines-Rechnung des Geradrohrs DN 750	81
Tab. 6-1	Quellenangaben zu vereinfachten Verfahren der K-Wert-Berechnung.....	87
Tab. 6-2	Vereinfachte Verfahren zur Berechnung des J-Integrals	87
Tab. 6-3	Ergebnisse für die Geometrie K1	88
Tab. 6-4	Ergebnisse für Geometrie K3.....	88
Tab. 6-5	Ergebnisse für Geometrie K5.....	89
Tab. 6-6	Ergebnisse für das Fallbeispiel C3.....	90
Tab. 6-7	Ergebnisse zu Fallbeispiel L5	90
Tab. 6-8	Ergebnisse zu Geometriebeispiel L6.....	91
Tab. 6-9	Ergebnisse für CTR 1	91
Tab. 6-10	Ergebnisse für CTR 2	92
Tab. 10-1	Leistungen der unterschiedlichen PROST-Versionen. „K“ bezeichnet das Korrosions-Modul.....	111

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.

Mit dem Forschungsvorhaben RS1127 /GRE 04/ hat die GRS begonnen, eine probabilistische Analysemethodik bereitzustellen. Bereits frühzeitig wurde entschieden, das eigenständige Strukturzuverlässigkeitsprogramm PROST (Probabilistische Strukturbe-rechnungen) zu entwickeln. Die Berechnungsmöglichkeiten von PROST wurden in den Vorhaben RS1163 und RS1196 erweitert und erprobt. In den folgenden Kapiteln sind die Zielsetzung der Arbeiten, der Stand von Wissenschaft und Technik sowie die Ergebnisse der durchgeführten Arbeiten im Vorhaben RS1196 zusammengefasst.

2 Zielsetzung

2.1 Gesamtzielsetzung

Gesamtziel der Arbeiten war die Weiterentwicklung von probabilistischen Analysemethoden zur Lebensdauerbestimmung druckführender Rohrleitungen und Behälter. Da-

bei sollte das von GRS entwickelte Rechenprogramm PROST (Probabilistische Strukturberechnung) zur Bestimmung von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten in geschädigten Rohrleitungen zu einem Werkzeug der Lebensdauerbestimmung von Rohrleitungen und Behältern erweitert werden. Insgesamt sollten damit technische Risiken beim Betrieb passiver Komponenten sowie Eingangsgrößen für probabilistische Sicherheitsanalysen (z. B. Leckgrößen) besser quantifiziert werden.

2.2 Arbeitsprogramm

Zur Erfüllung der Zielsetzung waren die folgenden Arbeitspakete (AP) vorgesehen:

AP 1: Erweiterungen der probabilistischen Analysemethodik PROST

Im Rahmen dieses Arbeitspaketes wurden die Leistungen der probabilistischen Analysemethodik PROST erweitert. Das Arbeitspaket enthält folgende Arbeitspunkte:

- Berücksichtigung von Leckwachstum:
Bisher konnte in PROST das Wachstum von Oberflächenrissen infolge der Schädigungsmechanismen Ermüdung oder Korrosion bis zum Leck bestimmt und die Leckgrößen gegenüber kritischen Risslängen bewertet werden. Ergänzend sollte auch das Wachstum eines Lecks berücksichtigt werden, um die Aussagegenauigkeit für die Bruchwahrscheinlichkeit zu verbessern. Dazu sollte PROST um Ansätze zur Bestimmung des Spannungsintensitätsfaktors für schlitzartige Risse (/ZAH 89/, /ZAH 90/) und eine Methodik zur Berücksichtigung des Risswachstums infolge Ermüdung und Korrosion sowie zähem Risswachstum erweitert werden. Das Modul für das Leckwachstum sollte mit dem bereits entwickelten Modul zur Berechnung der Leckrate, die mit einer Leckdetektionsgrenze verglichen werden kann, gekoppelt werden. Der Beitrag eines durch die Wand gewachsenen Risses zur Bruchwahrscheinlichkeit hängt davon ab, ob das entstandene Leck detektiert und nach Detektion repariert wird oder sich durch Wachstum des Lecks als schlitzförmiger Riss zu einem Riss mit kritischer Risslänge ausweitet.
- Erweiterungen im Modul „Ermüdung“:
Bei der Bestimmung der Leckwahrscheinlichkeit infolge Ermüdungsbelastungen wurde bisher der Zusammenhang zwischen Rissvergrößerung pro Lastzyklus und

der Änderung des Spannungsintensitätsfaktors während eines Lastzyklus ΔK durch den im doppelt-logarithmischen Maßstab linearen Ansatz des Paris-Gesetzes /PAR 63/ beschrieben. Das nichtlineare Verhalten bei sehr kleinen und sehr hohen ΔK -Werten sollte basierend auf experimentellen und analytischen Untersuchungen (z.B.: /WOL 09/, /JON 07/, /KRI 09/, /DAV 79/) berücksichtigt werden. Zusätzlich zu der Beschreibung von Anfangsrissen durch Verteilungen sollte ein Programmzweig entwickelt werden, mit dem die Entstehung von Anfangsrissen durch Ermüdungseinfluss basierend auf experimentellen und analytischen Untersuchungen (/CHO 00/, /CHO 03/, /SUD 03/, /REC 07/, /GRE 09/, /ARO 09/, /DAT 09/, /MPA 09/) modelliert werden kann.

- Erweiterungen im Modul „Korrosion“:
Das bisher nur für Umfangsrisse in Rohrleitungsbereichen verfügbare Korrosionsmodul sollte für die Option „Untersuchungen zu axialen Rissen“ erweitert werden. Zusätzlich zu der Beschreibung von Anfangsrissen durch Verteilungen sollte ein Programmzweig entwickelt werden, mit dem die Entstehung von Anfangsrissen durch Korrosionseinfluss modelliert werden kann. Dabei sollte ein Ansatz in Anlehnung an die in /BRI 04/ beschriebene Vorgehensweise basierend auf der Auswertung von Betriebserfahrung verfolgt werden.
- Erweiterungen im Modul „sprödes / zähes Risswachstum“:
Bisher wurde in PROST nur Rissinitiierung durch Vergleich des berechneten Spannungsintensitätsfaktors mit der Bruchzähigkeit bzw. einem Rissinitiierungswert betrachtet. Als Weiterentwicklung sollte stabiles Risswachstum gemäß Risswiderstandskurve berücksichtigt werden.
- Kopplung der Schädigungsmechanismen:
Es sollte ein weiteres PROST-Modul entwickelt werden, das die Kopplung der Schädigungsmechanismen Ermüdung, Korrosion und zähes Risswachstum gestattet. Hierzu sollten die für jeden Berechnungsschritt separat für jeden Schädigungsmechanismus ermittelten Rissvergrößerungen zu einem Gesamtwachstumsinkrement addiert und die in jedem Berechnungsschritt ermittelte Rissgeometrie im Rahmen eines zwei-parametrischen Versagenskriteriums bewertet werden. Die Basis dafür sollte der Entwurf der europäischen Fehlerbewertungsprozedur SINTAP (Structural Integrity Assessment Procedures for European Industry) /ZER 99/ sein, dessen Abstimmung mit anderen Bewertungsprozeduren in dem europäischen Netzwerk

FITNET (European Fitness-for-service Network, www.eurofitnet.org) weiter vorange-
trieben wurde.

Die entwickelten Erweiterungen der Analysemethodik sollten an beispielhaften Anwen-
dungen bezüglich konsistenter Trendaussagen qualifiziert und bezüglich der Aussage-
genauigkeit bewertet werden.

AP 2: Qualifizierung der probabilistischen Analysemethodik zur Lebensdauerbe- stimmung an Aufgaben aus internationalen Vergleichsstudien

Die Leistungen der probabilistischen Analysemethodik basierend auf PROST und ins-
besondere die im Rahmen des AP 1 implementierten Erweiterungen sollten durch den
Vergleich von Analyseergebnissen, die mit anderen international eingesetzten Analy-
secodes erzielt werden, qualifiziert werden. Dabei sollten Aufgaben aus Benchmark-
Aktivitäten, die im Rahmen der Arbeitsgruppe „Reliability and Safety“ des internationa-
len Netzwerks NULIFE abgestimmt wurden, bearbeitet werden.

Weiterhin sollte die probabilistische Analysemethodik zur Bestimmung der Leckwahr-
scheinlichkeit in zylindrischen Strukturbereichen von Behältern durch den Vergleich
von Analyseergebnissen zu ausgewählten Fragestellungen, die mit anderen internatio-
nal eingesetzten Analysecodes im Rahmen der internationalen Vergleichsstudien
PROSIR /NEA 07/ und RPV PTS ICAS /SIE 99/ für Reaktordruckbehälter unter ther-
momechanischen Belastungen infolge Notkühleinspeisungen erzielt wurden, qualifiziert
werden.

AP 3: Mitarbeit im europäischen Netzwerk NULIFE

Im Rahmen dieses Arbeitspunktes sollte im europäischen Netzwerk NULIFE am Auf-
bau einer virtuellen Kommunikationsplattform, speziell in der Arbeitsgruppe „Safety,
Risk Information and Reliability“, mitgearbeitet werden. In dieser internationalen Exper-
tengruppe sollten Erfahrungen bezüglich Unsicherheiten bei der Bestimmung der
Strukturzuverlässigkeit und der Integritätsbewertung von passiven Komponenten aus-
getauscht, zusammengestellt und diskutiert sowie Nachweismethoden und Vorge-
hensweisen in den beteiligten Ländern gegenübergestellt werden. GRS sollte diesbe-
züglich die Erfahrungen im Umgang mit den verfügbaren strukturmechanischen Analy-
sewerkzeugen einbringen und sich an Vergleichsanalysen beteiligen.

AP 4: Projektleitung, Projektcontrolling, Ergebnisdokumentation

Die GRS sollte durch eine fachliche Projektleitung sicherstellen, dass die Arbeiten an den einzelnen Schwerpunkten des Vorhabens so koordiniert werden, dass eine ganzheitliche Betrachtung der Aufgabenstellung erfolgt.

Ein zusammenfassender Abschlussbericht zu dem gesamten Vorhaben sollte erstellt werden. Dabei sollten alle durchgeführten Arbeiten einschließlich der Rechenmodelle und der Analyseergebnisse zusammengefasst dargestellt werden. Die Dokumente und Ergebnisse sollten in geeigneter Form archiviert werden, wobei die Richtlinien des Qualitätsmanagement-Systems nach DIN EN ISO 9001 berücksichtigt werden sollten.

3 Stand von Wissenschaft und Technik

Integritätsbewertungen bzw. Sicherheitsnachweise für passive Komponenten in deutschen Kernkraftwerken zeigen in der Regel hohe Sicherheitsreserven gegenüber Versagen der Komponente durch Leck oder Bruch. Diese Nachweise basieren auf deterministischen „best estimate“-Analysen. Dabei werden den für spezifizierte Belastungsszenarien berechneten Beanspruchungen in der Komponentenstruktur Spannungs- bzw. Dehnkriterien sowie bruchmechanische Kriterien gegenübergestellt. Art und Weise des Nachweisverfahrens sowie die anzuwendenden Sicherheitsbeiwerte sind für druckführende Komponenten in deutschen Kernkraftwerken in Regeln des Kerntechnischen Ausschusses (KTA), insbesondere der Regel KTA 3201.2 festgelegt. Dazu wurde auch die TÜVIS-Prüfgrundlage „Bruchmechanische Nachweise zur Absicherung eingeschränkter Leckannahmen bei Rohrleitungen (Bruchausschluss)“ /TÜV 09/ entwickelt, die bei der Erstellung der neuen Regel KTA 3206 /KTA 12/ berücksichtigt wurde.

Auch wenn die Auswertungen von Betriebserfahrungen in Kernkraftwerken keine Hinweise auf große Schäden geben, kommt es jedoch trotz sorgfältiger Prüfung der Auslegungsberechnungen vereinzelt zu begrenzten Schäden. Aufgrund des dichten Überwachungsnetzes bei druckführenden Komponenten in deutschen Kernkraftwerken wurden diese Schäden überwiegend im Anfangsstadium erkannt. Die Datenbasis der weltweiten Betriebserfahrung ermöglicht jedoch wegen der geringen Population vergleichbarer Komponenten eine direkte Quantifizierung der Strukturzuverlässigkeit mit statistischen Verfahren 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 probabilistische Sicherheitsanalysen (PSA) hat die GRS eine Methodik zur Ermittlung von Leck- und Bruchhäufigkeiten in Rohrleitungen entwickelt und erprobt. Diese basiert auf der Auswertung deutscher Betriebserfahrung und statistischen Verfahren zur Berücksichtigung von Unsicherheiten in relevanten Berechnungsparametern in Form von Verteilungsfunktionen /GRS 08/. Für Aussagen zur Leckhäufigkeit in Rohrleitungsbereichen, für die sehr wenige oder gar keine Leckereignisse existieren, d.h. zur Einschätzung der Strukturzuverlässigkeit passiver Komponenten im Bereich sehr kleiner Werte, stehen Strukturzuverlässigkeitsmodelle (Structural Reliability Models – SRM) basierend auf der probabilistischen Bruchmechanik zur Verfügung /GRE 04/. Im Rahmen der probabilistischen Bruchmechanik wird die Strukturzuverlässigkeit durch

die Wahrscheinlichkeit beschrieben, dass die Größe eines Risses einen bestimmten kritischen Wert übersteigt. 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.

Die Quantifizierung der Zuverlässigkeit von Komponenten war das Ziel mehrerer deutscher Forschungsvorhaben mit verschiedenen Schwerpunkten. So zielte das Vorhaben „Weiterentwicklung probabilistischer Methoden zur Integritätsbewertung unter besonderer Berücksichtigung der statistischen Bewertung maßgeblicher Eingangsgrößen“ der MPA Stuttgart /MPA 13/ insbesondere auf die Quantifizierung von Unsicherheiten der Materialdaten ab, da deren Auswirkungen auf die Versagenswahrscheinlichkeit signifikant sind. Im Vorhaben „Weiterentwicklung von Rechenmethoden zur probabilistischen Fehlerbewertung von Kraftwerkskomponenten“ des IWM Freiburg /IWM 11/ lagen die Schwerpunkte auf Fehlerbewertungsprozeduren, stabile Rissausbreitung und Verfahren bei kleinen Versagenswahrscheinlichkeiten. Das laufende Vorhaben „KEK: Weiterentwicklung von Rechenmethoden zur probabilistischen Leck-vor-Bruch Bewertung von Rohrleitungen“ stellt eine Weiterentwicklung dieses Ansatzes dar, wobei ein besonderes Augenmerk auf Finite-Elemente-Analysen und fluiddynamische Analysen gelegt wird. Im Rahmen dieses Vorhabens wurde als Zwischenergebnis festgehalten, dass die Berechnung von Leckraten mit einem CFD¹-Ansatz kaum möglich ist /IWM 12/ und daher vereinfachte Verfahren bei der Leck-vor-Bruch Bewertung eingesetzt werden sollten.

Auch international wurden probabilistische Strukturintegritätsanalysen in verschiedenen Ländern vorangetrieben. Exemplarisch seien die Computerprogramme SIAM-PFM und SIAM-xLPR des amerikanischen Oak Ridge National Laboratory erwähnt /KLA 10/. Im Rahmen des PROSIR-Benchmark (Probabilistic Structural Integrity of a PWR Reactor Pressure Vessel) /NEA 07/ wurden verschiedene probabilistische Analysemethoden anhand von Fallbeispielen verglichen. Zehn teilnehmende Organisationen analysierten mit deterministischen und probabilistischen Methoden Testfälle und evaluierten die Ergebnisse und Übereinstimmungen der unterschiedlichen eingesetzten Codes.

¹ CFD – computational fluid dynamics

Die GRS hat für probabilistische Sicherheitsanalysen (PSA) Berechnungsmethoden zur Ermittlung von Leck- und Bruchhäufigkeiten in zylindrischen Behältern und Rohrleitungen entwickelt und erprobt. Basierend auf der Auswertung deutscher Betriebserfahrung und statistischer Verfahren zur Berücksichtigung von Unsicherheiten in relevanten Berechnungsparametern in Form von Verteilungsfunktionen wurde die Statistische Methodik für Leckwahrscheinlichkeiten (SMLW) gemäß PSA-Leitfaden /BFS 05/ entwickelt /GRS 08/. Für Aussagen zur Leckhäufigkeit in Rohrleitungsbereichen, für die nicht genügend oder gar keine derartige Erfahrungswerte existieren, steht das probabilistische Werkzeug PROST zur Verfügung, das die Einschätzung der Strukturzuverlässigkeit passiver Komponenten im Bereich kleiner Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten erlaubt. Es basiert auf Strukturzuverlässigkeitsmodellen und der probabilistischen Bruchmechanik /GRE 04/, /GRE 10/. Der probabilistische Analysecode PROST wurde von der GRS entwickelt, um die Auswirkungen von Rissbildung und Risswachstum durch unterschiedliche Schädigungsmechanismen auf die Leck- und Bruchwahrscheinlichkeit zu bewerten. Die Anfangsrissverteilung wird beispielsweise aus Untersuchungen zur fertigungsbedingten Entstehung von Fehlern in Schweißnähten oder aus betrieblichen Befunden abgeleitet. PROST stellt optional mehrere vereinfachte Verfahren zur Berechnung von Spannungsintensitätsfaktoren bereit, mit denen für zylindrische Geometrien und für halb elliptische Oberflächenrisse an der Innenseite die Rissbeanspruchungen bestimmt werden können. Für komplexere Geometrien oder Belastungssituationen wurden bisher die bruchmechanischen Kenngrößen mit dem Finite-Elemente Lizenzprogramm ADINA /ADI 09/ bestimmt.

Zur Erprobung des Schadensmechanismus „thermische Ermüdung“ in komplexen Strukturbereichen wurde ein Rohrstrang im Volumenregelsystem eines Druckwasserreaktors untersucht. Dabei wurden neben An- und Abfahrbelastungen thermische Schichtungsbelastungen untersucht und probabilistische Analysen durchgeführt /GRE 04/. Die unsicherheitsbehafteten Daten der Anfangsrisse, der Materialparameter und der Strukturgeometrie wurden als Verteilungsfunktionen in die probabilistische Simulation einbezogen. Die berechneten Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten infolge Ermüdungsbelastung der unterstellten Risse zeigten in dieser Studie eine starke Abhängigkeit von der angenommenen Anfangsrissverteilung.

Ein weiterer Anwendungsfall des Programms PROST entstand im Rahmen der Befundbewertung für den Speisewasserstutzen eines Dampferzeugers. Dabei wurde in Anlehnung an die gefundenen Risstiefen Leckwahrscheinlichkeiten infolge Innendruck

und zyklischer thermischer Belastungen bestimmt /GRE 10/. Die quantitativen Aussagen zur Leckwahrscheinlichkeit eines angenommenen oder gefundenen Risses als Funktion der Betriebsdauer erstreckten sich von sehr kleinen Werten ($<10^{-7}$) bis zu Werten im Bereich 10^{-2} . Im Rahmen von Sensitivitätsanalysen konnten die wesentlichen Einflussgrößen auf die Leckwahrscheinlichkeit identifiziert werden.

Die Weiterentwicklung von PROST wurde auch im Rahmen der Beteiligung an dem EU-Vorhaben NURBIM (Nuclear Risk Based Inspection Methodology for Passive Components) vorangetrieben /SCH 04/. Hier konnte die Analysemethodik der GRS mit dem Leistungsumfang anderer Analysemethoden im Rahmen eines Benchmarks zum Schädigungsmechanismus Ermüdung verglichen werden. Es wurden innenliegende elliptische Oberflächenrisse in Umfangsrichtung betrachtet, die als Anfangsrissverteilung in Schweißnähten austenitischer Geradrohre zyklischen Belastungen ausgesetzt wurden. Es wurden drei verschiedene Rohrgrößen und verschiedene Parametervariationen festgelegt, um den Einfluss dieser Eingangswerte auf die Leckwahrscheinlichkeit innerhalb einer 40-jährigen Betriebszeit zu untersuchen. Zusätzlich zu der Berechnung des Rissfortschritts wurden durch entsprechende Annahmen die Auswirkungen wiederkehrender Prüfungen und deren Einfluss auf die Parameter in den Leistungsumfang von PROST aufgenommen. Die Erkenntnisse zur quantitativen Ermittlung von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten in Rohrleitungen konnten für die weitere Fortentwicklung genutzt werden. Die Ergebnisse der anderen teilnehmenden Analysecodes stimmen gut mit den Ergebnissen der PROST-Simulationen überein. PROST besitzt gegenüber den gängigen Berechnungstools gegenüber den Vorteil, alternative Berechnungsoptionen, hohe Flexibilität bei der Eingabe von Belastungen und verteilten Parametern und die Möglichkeit einer Unsicherheitsanalyse zu bieten.

Im Rahmen der Weiterentwicklung von PROST wurde ein vereinfachtes Modell zur Berechnung der Lecköffnung und Leckrate integriert /GRE 10/, /GRE 99/. Der Vergleich der berechneten Leckrate mit der ratenabhängigen Detektionswahrscheinlichkeit eines Leckdetektionssystems wurde ebenfalls in den Leistungsumfang aufgenommen, um den Einfluss der Detektion auf die Bruchwahrscheinlichkeit zu quantifizieren.

Zusätzlich zum Schädigungsmechanismus Ermüdung wurde ein Modul zur Berechnung der Leckwahrscheinlichkeit durch Korrosionseinwirkung entwickelt. Die simulierte Korrosionsschädigung wurde einerseits für interkristalline Spannungsrisskorrosion (Standzeitkorrosion) bei austenitischen Werkstoffen unter SWR-Bedingungen umge-

setzt. Andererseits wurde auch die dehnungsinduzierte Risskorrosion (z. B. bei Anfahrvorgängen) modelliert, die bei ferritischen Werkstoffen auftreten kann. Beide Korrosionstypen wurden mit jeweils zwei optional anwählbaren Modellen in PROST realisiert. Für austenitische Werkstoffe wurde zum einen ein in /MPA 13/ vorgeschlagenes Modell bereitgestellt, bei dem die Risswachstumsgeschwindigkeit konstant und unabhängig von der Rissbeanspruchung ist. Dies kann aus einschlägigen Laboruntersuchungen (siehe /MPA 03/) abgeleitet werden. Im zweiten Modell für austenitische Werkstoffe wurde ein Modell umgesetzt, das den Zusammenhang zwischen Spannungsintensitätsfaktor und Risswachstumsgeschwindigkeit gemäß der in /BRI 04/ beschriebenen Vorgehensweise umsetzt. Für ferritische Werkstoffe wurde zum einen das Modell nach Ford /FOR 90/ programmiert, in dem die Risswachstumsgeschwindigkeit und der Spannungsintensitätsfaktor durch ein Potenzgesetz miteinander verknüpft sind. Das zweite Korrosionsmodell für Ferrite basiert auf den Ansätzen von AREVA /ROT 08/ und der MPA Stuttgart /FÖH 04/. Hier ist der Zusammenhang zwischen Risswachstum und Rissbeanspruchung mit komplexen Verläufen (disposition lines) beschrieben, die sich aus Versuchen ableiten lassen. Bei allen vier Modellen können einzelne Parameter durch statistische Verteilungsfunktionen in die probabilistische Analyse mit einbezogen werden.

Im nächsten Entwicklungsschritt wurde der komplette PROST-Code im Rahmen des Vorhabens RS1196 restrukturiert, insbesondere um die Flexibilität bezüglich Leistungserweiterung zu erhöhen. In dieser Phase wurde auch die Benutzeroberfläche neu gestaltet. Der aktuelle Stand ist im Abschnitt 4.2.2 gezeigt. Weiterhin wurde das Leistungsspektrum derart erweitert, dass auch das Wachstum wanddurchdringender Risse berücksichtigt werden kann. Diese Erweiterung ermöglicht es, die Entwicklung von Rissen auch nach der Durchdringung der Bauteilwand weiterzuverfolgen und somit die Aussagegenauigkeit der Bruchwahrscheinlichkeit zu erhöhen. Die Simulation dieses Leckwachstums ermöglicht in Verbindung mit der vorhandenen Leckratenabschätzung eine genauere Umsetzung der Leck-vor-Bruch Bewertung eines Bauteils. Für die Modelle zur Beschreibung des Leckwachstums wurden entsprechende vereinfachte Ansätze zur Bestimmung der Spannungsintensitätsfaktoren implementiert.

Die Modelle zur Simulation des Wachstums von Rissen durch Ermüdung wurden ebenfalls erweitert. Zusätzlich zu dem modifizierten Paris-Gesetz stehen weitere Risswachstums-Gesetze zur Verfügung, die auch das „nicht-lineare“ Wachstumsverhalten bei kleinen und großen Änderungen des Spannungsintensitätsfaktors berücksichtigen

/WAL 70/, /FOR 72/ , /FOR 92/ . Als weiterer Schädigungsmechanismus wurde zähes Risswachstum in den Code integriert. Die berechnete Rissbeanspruchung kann mit vereinfachten Verfahren, die auch Plastifizierungseffekte berücksichtigen, ermittelt und mit einer einzugebenden Risswiderstandskurve verglichen werden. Die Prüfung der Stabilität des Rissfortschritts ist ebenfalls im erweiterten Leistungsumfang enthalten. Diese neuen Möglichkeiten konnten durch eine Berechnung im Vergleich mit einem Behälterberstversuch der MPA Stuttgart /MPA 82/ qualifiziert werden. Der Abgleich mit vorherigen detaillierten Analysen /AZO 87/ zeigt eine gute Übereinstimmung der PROST-Resultate mit Finite-Elemente-Ergebnissen.

Die drei Schädigungsmechanismen Ermüdung, Korrosion und zähes Risswachstum wurden im Rahmen der Restrukturierung des Programms verknüpft und ermöglichen soweit sinnvoll die Überlagerung verschiedener Schädigungsmechanismen. Die für jeden Schädigungsmechanismus ermittelten Risswachstumsbeiträge werden als Gesamtwachstumsinkrement im Rahmen des zwei-parametrischen Versagenskriteriums bewertet.

Im Rahmen des Vorhabens RS1196 nahm die GRS an der internationalen Vergleichsstudie BENCH-KJ /MAR 11/ teil. Dieser von der CSNI Arbeitsgruppe WGIAGE initiierte Benchmark hat das Ziel, verschiedene vereinfachte Verfahren zur Berechnung bruchmechanischer Parameter zu vergleichen. Die festgelegten Struktur- und Rissgeometrien können teilweise mit PROST untersucht werden und mit anderen international eingesetzten Codes verglichen werden. Die GRS hat Beiträge zu Tasks 1-3 erarbeitet, die sich hinsichtlich Geometrie, Plastifizierungsannahme und Belastungscharakter unterscheiden. Die in PROST bereits voll unterstützten Verfahren zur Berechnung von Spannungsintensitätsfaktor, J-Integral und plastischer Grenzlast nach /NEW 81/, /BUS 94/, /BRI 01/, /ZAH 89/ und /ZAH 90/ können so im Vergleich zu Referenzlösungen aus Finite-Elemente Analysen sowie zu vereinfachten Verfahren anderer Institutionen qualifiziert werden. An der Studie BENCH-KJ nahmen zum Zeitpunkt der Berichtslegung 28 Organisationen aus 16 Ländern teil, wobei aus Deutschland nur GRS teilnimmt.

In diesem Zusammenhang sind auch die im Rahmen von NUGENIA (NUclear GENeration II & III Association) geplanten internationalen Aktivitäten zu erwähnen. NUGENIA wurde als Zusammenschluss der Arbeitsgruppe SNETP-TWG Gen II&III (Sustainable Nuclear Energy Technology Platform) und der Kompetenznetzwerke NULIFE (Nuclear plant life prediction) /NUL 11b/ und SARNET (Severe Accident Research NETwork of

Excellence) /SAR 13/ im November 2011 als internationale gemeinnützige Organisation (non-profit association) gegründet. Diese internationale Organisation hat unter anderem das Ziel, Forschungsaktivitäten fokussiert auf Fragestellungen zu Kernkraftwerken der Generation II und III unter den Gesichtspunkten Sicherheit, Zuverlässigkeit und Effizienz anzustoßen und zu koordinieren. In den NUGENIA Roadmaps /NUG 12/ zu den Arbeitsgebieten „Plant safety and risk assessment (TA 1)“ und „Integrity assessment and ageing of systems structures and components (TA 4)“ nehmen probabilistische Methoden zur Quantifizierung des Risikos eine wichtige Rolle ein. Als Forschungsthemen wurden unter anderem die Weiterentwicklung der probabilistischen Analysemethoden für metallische Werkstoffe, die Verbesserung der Leckratenabschätzung und der Leck-vor-Bruch-Modelle, die Berücksichtigung von sekundären Belastungen und Eigenspannungen und die kombinierte Betrachtung von Ermüdung und zähem Risswachstum benannt.

Mit der entwickelten probabilistischen Analysemethodik können die Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten von Strukturen mit rissartiger Anfangsschädigung unter verschiedenen Belastungen berechnet werden. Die drei verschiedenen Schädigungsmechanismen lassen eine flexible Modellwahl zu. Sie können wahlweise einzeln oder soweit sinnvoll gekoppelt auf einen angenommenen Anfangsriss einwirken. Die Methode eignet sich insbesondere zur Bestimmung der Leck- und Bruchwahrscheinlichkeit im Rahmen einer Befundbewertung unter Berücksichtigung der Streuung und Unsicherheit von Material- und Geometriedaten. Beim Einsatz der Methodik zur Bestimmung der ortsabhängigen Leckwahrscheinlichkeit können beispielsweise Teilbereiche von Rohrleitungssystemen im Hinblick auf ihr Versagensrisiko verglichen werden. Durch Parameterstudien und Sensitivitätsanalysen können Trends bezüglich des Einflusses von Eingabeparametern quantitativ festgestellt werden. Für den Einsatz im Rahmen von probabilistischen Sicherheitsanalysen (PSA) werden Einschränkungen bei der Aussagegenauigkeit der absoluten Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten gesehen, da die Ergebnisse typischerweise stark von Unsicherheiten relevanter Eingabeparameter wie Rissverteilung, Belastungsszenario und den Parametern der Schädigungsmodelle abhängen. Auch die bisher zur Verfügung gestellte Möglichkeit zur Berechnung von Leckraten besitzt noch Verbesserungspotential, um die Aussagegenauigkeit bei der Anwendung im Rahmen von Leck-vor-Bruch Nachweisen zu erhöhen. Zusammengefasst hat die entwickelte Methodik das Potential ein flexibles, leistungsstarkes und benutzerfreundliches Instrument zu werden, das auch anderen Organisationen zur Verfügung gestellt werden kann.

4 Weiterentwicklung von PROST

4.1 Ausgangspunkt

Das Rechenprogramm PROST (= **PRO**babilistische **ST**rukturmechanik) wurde als Werkzeug für strukturelle Analysen in vorlaufenden Vorhaben entwickelt (siehe auch Kap. 10, sowie /GRE 04/ und /GRE 10/). Es dient der:

- Bestimmung von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten von Rohrleitungen und Behältern unter Berücksichtigung von
 - Parametern mit Verteilungsfunktionen (Werkstoff, Geometrie, Belastung)
 - Riss- und Leckwachstum durch
 - Ermüdung,
 - Korrosion,
 - zähes Risswachstum,
 - Kombinationen vorgenannter Vorgänge (soweit sinnvoll)
- Berechnung von Leckraten und
- Berechnung des Einflusses der Leckdetektion auf die Bruchwahrscheinlichkeit.

Im Rahmen des Vorhabens wurden verschiedene ältere Versionen zur aktuellen Version PROST 3.1 zusammengefasst und der Code wie nachfolgend beschrieben, restrukturiert und erweitert. Der prinzipielle Ablauf der Berechnungsmethodik in PROST ist in Abb. 4-1 dargestellt. Dabei werden grob vier Bereiche unterschieden. Diese umfassen die Definition von Anfangsrissen oder die Angabe von Belastungen, die zur Rissbildung führen können und daraus resultierend die Berechnung des Risswachstums und ggf. des Auftretens eines Lecks sowie die anschließende Berechnung des Leckwachstums, das bis zum Bruch führen kann.

Auf die im Vorhaben durchgeführten Arbeiten wird nachfolgend eingegangen.

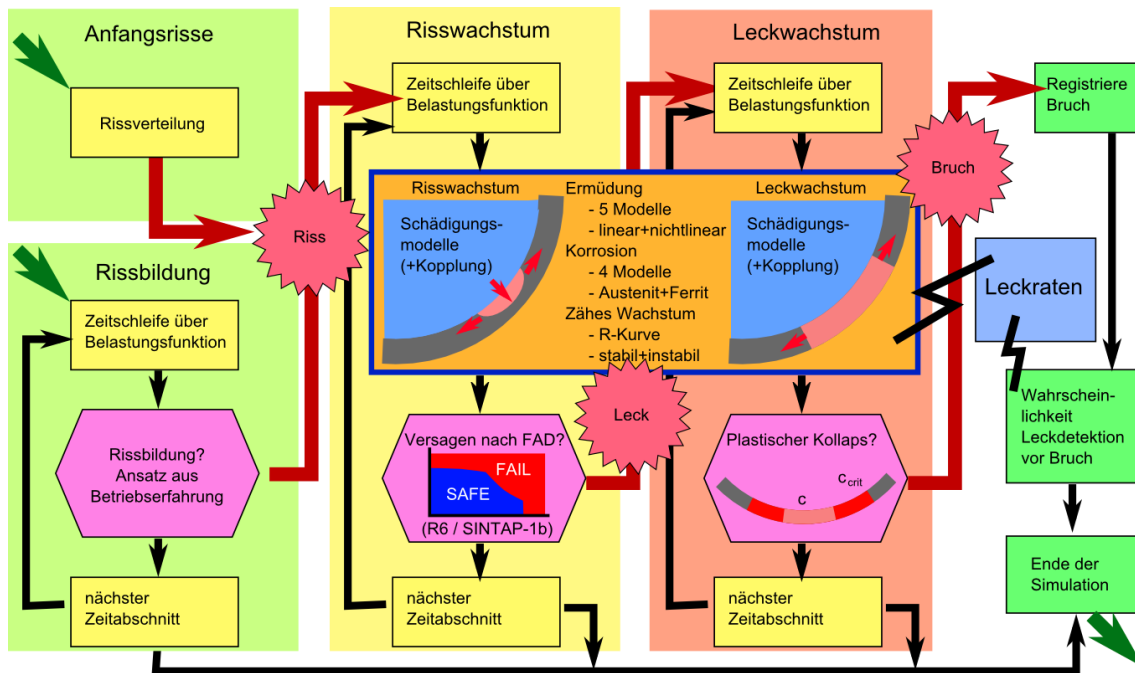


Abb. 4-1 Schematische Darstellung der Berechnungsmethodik zum Riss- und Leckwachstum in PROST

PROST ist in der objektorientierten Programmiersprache JAVA geschrieben.

4.2 Neustrukturierung und Modulkopplung

4.2.1 Restrukturierung

Für die Umsetzung und Kopplung der neuen Leistungen von PROST wurde das Programm restrukturiert. Im Zuge dieser Restrukturierung wurde der Code verstärkt objektorientiert konzipiert. Die Steuerung über die Benutzeroberfläche ist nun in Englisch gehalten. Die aktuelle Version von PROST trägt die Versionsnummer 3.1.

Die Restrukturierung des Programms hat den Vorteil, dass nun die einzelnen Berechnungsmodule als Java-Klassen (so genannte Java Beans) vorliegen, die auch einfach in zukünftige Projekte integriert werden können.

Notwendig wurde die Restrukturierung auch durch die Kopplung verschiedener Schädigungsmechanismen. So müssen für die verschiedenen Mechanismen gänzlich andere Belastungssituationen eingegeben und analysiert werden, und der Ablauf einer Riss-

fortschrittssimulation sieht für die verschiedenen Schädigungsarten ebenfalls unterschiedlich aus.

Weiterhin wurde die Ausgabe auf das gängige Format .csv umgestellt, Tabellen werden also in Form von durch Komma und Leerzeichen getrennte Zahlenwerte in eine Datei geschrieben. Dieses Format wird von gängigen Tabellenkalkulationsprogrammen und grafischer Darstellungssoftware unterstützt. Alternativ ist aber auch das traditionelle Ausgabeformat .txt verfügbar.

4.2.2 Grafische Benutzeroberfläche

Die grafische Benutzeroberfläche von PROST wurde im Zuge der Restrukturierung neu gestaltet. Sowohl die Übertragung in englische Sprache wie auch die Verwaltung und Ansteuerung der neuen Leistungen machten eine Neuorganisation unumgänglich. In den folgenden Ausführungen wird die Eingabeoberfläche näher erläutert.

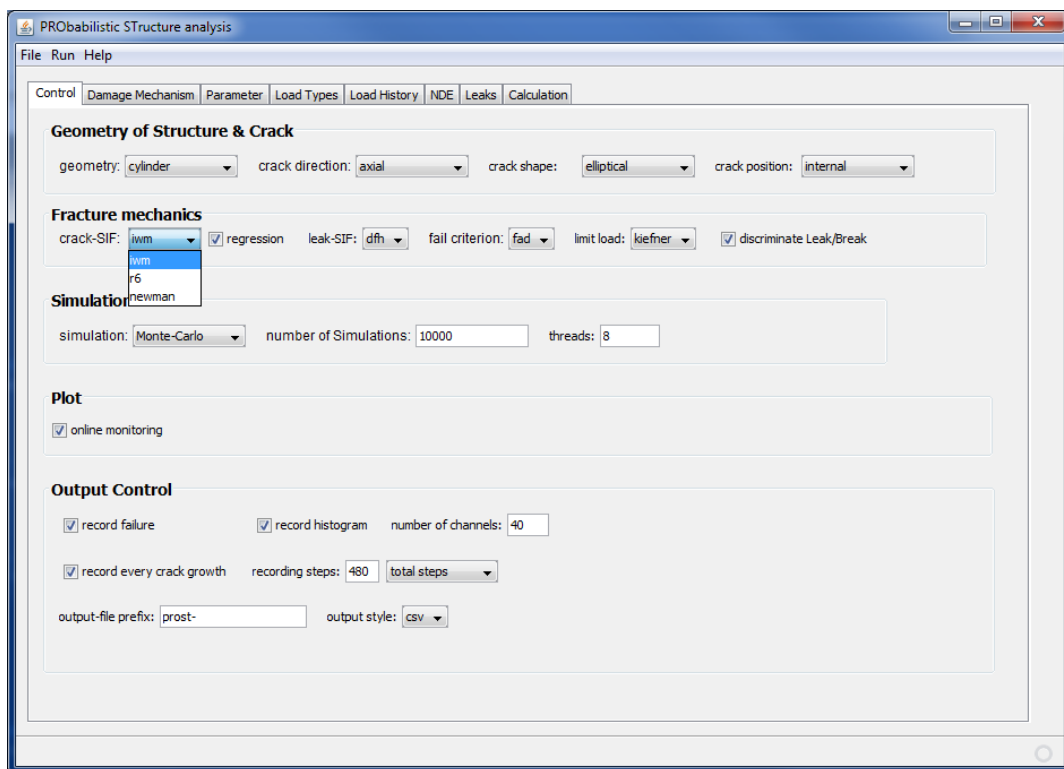


Abb. 4-2 Control-Panel: Eingabe-Karte für allgemeine Kontrollfunktionen der Simulation

In Abb. 4-2 ist das Control-Panel dargestellt. Hier, im Unterpunkt „Geometry of Structure & Crack“, wird die Rissrichtung (Umfangs- oder Axialriss) festgelegt. Im Unter-

punkt „Fracture mechanics“ wird die Methode zur Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren gewählt. Zusätzlich kann angewählt werden, ob bei den Berechnungen eine Regressionsformel benutzt werden soll, was für manche Fälle die Geschwindigkeit erhöhen kann. Ebenfalls hier kann auch bestimmt werden, ob zwischen Lecks und Brüchen unterschieden wird. Im Kasten „Simulation“ wird festgelegt, ob ein geschichtetes Verfahren oder eine Monte-Carlo-Simulation durchgeführt werden soll. Im letzteren Fall wird hier auch die Anzahl an Simulationen bestimmt. Die Anzahl an parallelen Threads, die bei der Berechnung genutzt werden, wird ebenfalls hier festgelegt.

Wird die Option „online monitoring“ unter „Plot“ angewählt, so wird in einem separaten Fenster eine Übersicht über charakteristische Werte der aktuellen Simulationen gezeigt und fortlaufend aktualisiert. Der letzte Block des Control-Panels umfasst die Ausgabesteuerung. Neben der Möglichkeit, die Rohdaten der Parameter mit Versagenszeit als Liste auszugeben („record failure“) kann auch direkt ein Histogramm ausgegeben werden („record histogram“). Die Zahl der Kanäle des Histogramms kann über das entsprechende Feld festgelegt werden. Darüber hinaus kann auch die Entwicklung einzelner Risse über die Betriebszeit ausgegeben werden („record every crack growth“). Zur besseren Verwaltung und Weiterverarbeitung der Ergebnisse kann weiterhin festgelegt werden, mit welchem Präfix die Ausgabedateien versehen werden sollen. Das Ausgabeformat kann im csv-Standard oder in einer Text-Tabellenform („txt“) geschehen.

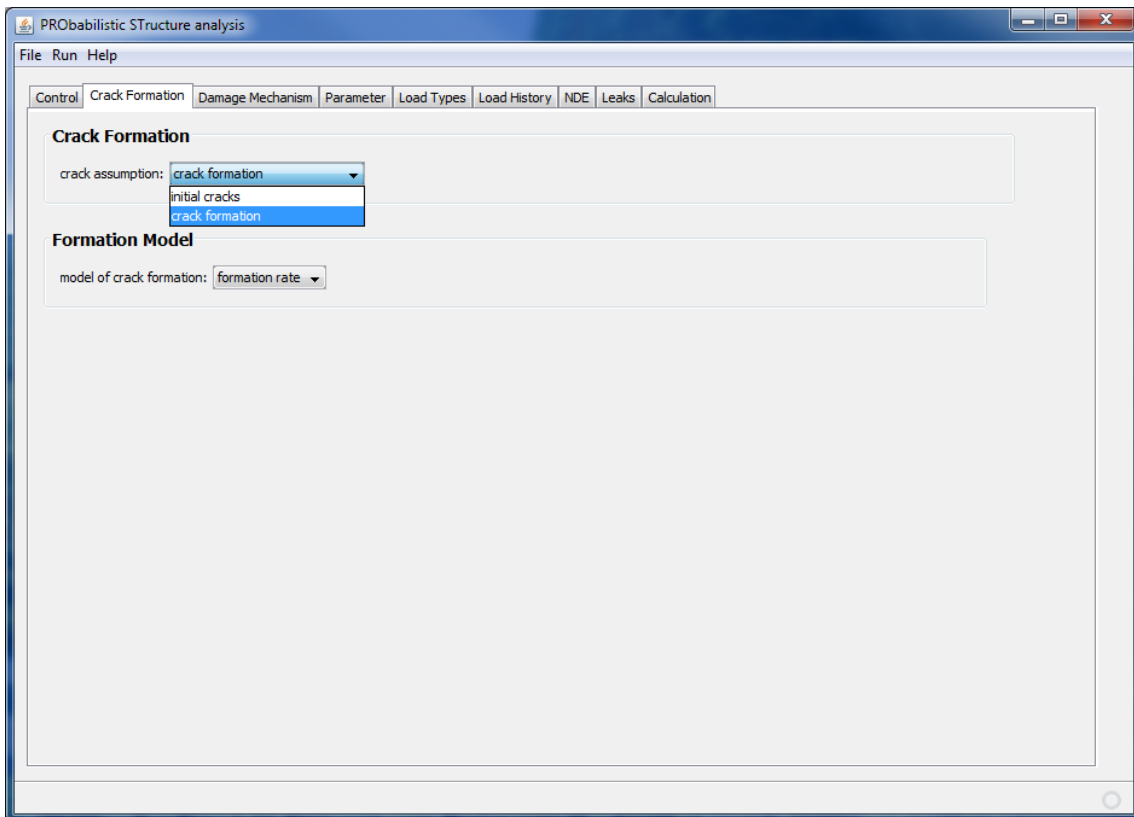


Abb. 4-3 Crack Formation-Panel: Optionale Rissbildungssimulation

Das Panel „Crack Formation“ (siehe Abb. 4-3) legt fest, ob von einer Anfangsrissverteilung in der betrachteten Struktur ausgegangen werden soll, oder ob Ansätze zur Rissbildung in der Simulation berücksichtigt werden sollen.

In der nächsten Eingabekarte (siehe Abb. 4-4) werden die Schädigungsmechanismen definiert, denen die Anfangsrisse ausgesetzt sind. Hier können in den Punkten Ermüdung und Korrosion („Fatigue“ und „Corrosion“) die Modelle festgelegt und unter „Ductile Tearing“ eine Risswiderstandskurve eingegeben oder eingelesen werden.

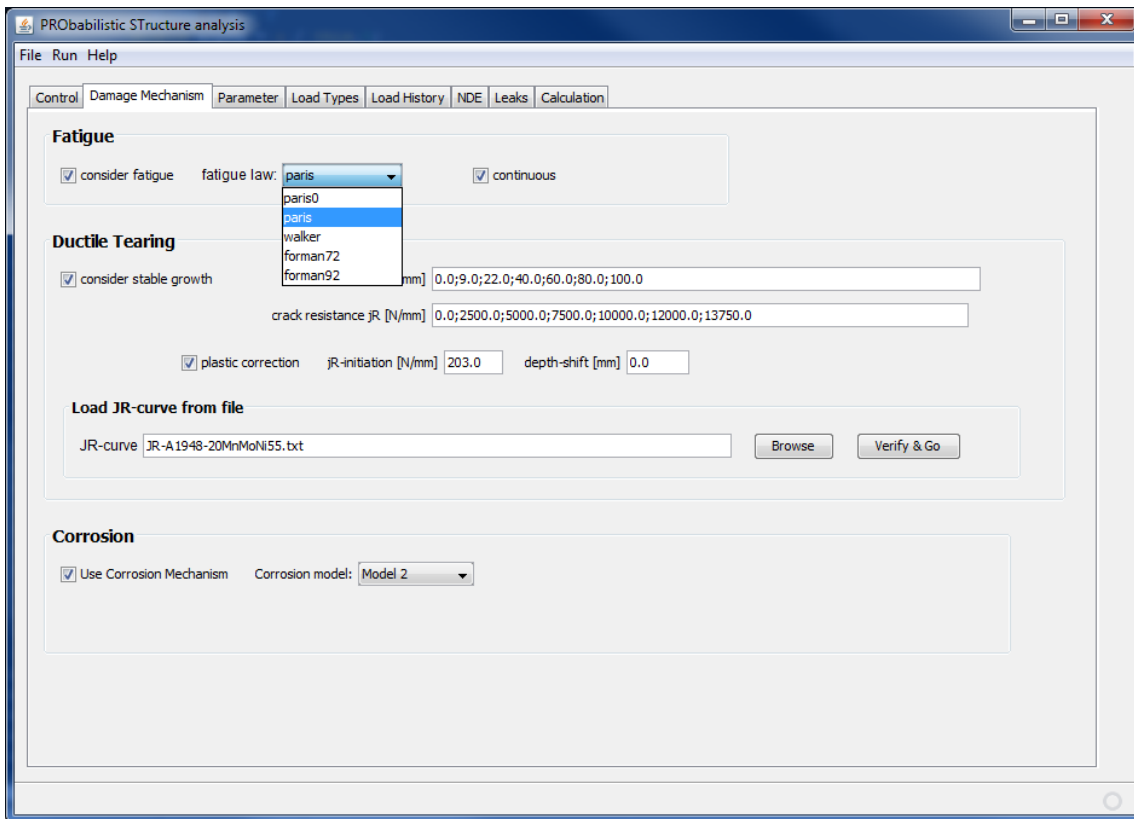


Abb. 4-4 Damage-Panel: Steuerung der Schädigungsmechanismen

In Abb. 4-5 ist die Eingabemaske für die verteilten Parameter der probabilistischen Simulation abgebildet. Als verteilte Größen können Innenradius, Wanddicke, Anfangsrisstiefe, Länge-Tiefe-Verhältnis der Anfangsrisse, E-Modul, Streckgrenze, Zugfestigkeit, Fließgrenze, Bruchzähigkeit, Ermüdungs-Initiierungs-Wert des Spannungsintensitätsfaktors, Vorfaktor des Ermüdungsgesetzes, Exponent des Ermüdungsgesetzes, Initiierungswert für Korrosion, Vorfaktor des Korrosionsmodells, zwei Belastungswerte, die für eine statistisch verteilte Belastung benutzt werden können, sowie die Rissbildungsdauer festgelegt werden. Die möglichen Verteilungsfunktionen sind Normalverteilung, Lognormal-Verteilung, Exponentialverteilung, Weibull-Verteilung und natürlich nichtverteilte, konstante Werte. Zusätzlich kann ein Histogramm als Eingabefunktion eingegeben werden. Die Verteilungsfunktionen können mit einem Abschneideintervall versehen werden, außerhalb dessen keine Werte zugelassen werden. Mit der Funktion „View Histogram“ kann eine Histogrammdatei für die gewählte Verteilungsfunktion erstellt werden. Auch die Wahrscheinlichkeitsdichte wird dazu numerisch intern berechnet.

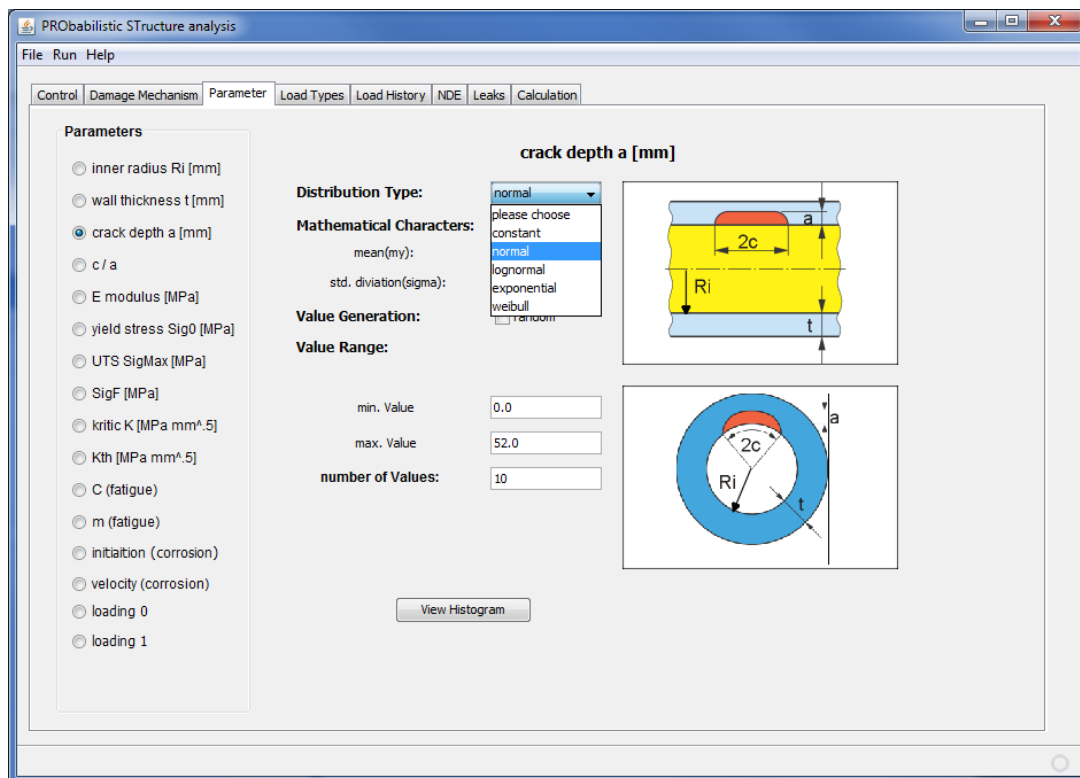


Abb. 4-5 Parameter-Panel: Festlegen der verteilten Parameter

Die Belastungssituationen („Load Types“) werden im gleichnamigen Panel (siehe Abb. 4-6) definiert. Dies geschieht über den „Loading generator“, der verschiedene Optionen zur Generierung einer Belastung bietet. Auf diese Methoden wird in Abschnitt 4.2.3.1 näher eingegangen. Aus den gewählten Eingabegrößen wird dann die Belastungssituation berechnet und angezeigt. Insgesamt lassen sich auf diese Weise zwölf verschiedene Belastungen erstellen.

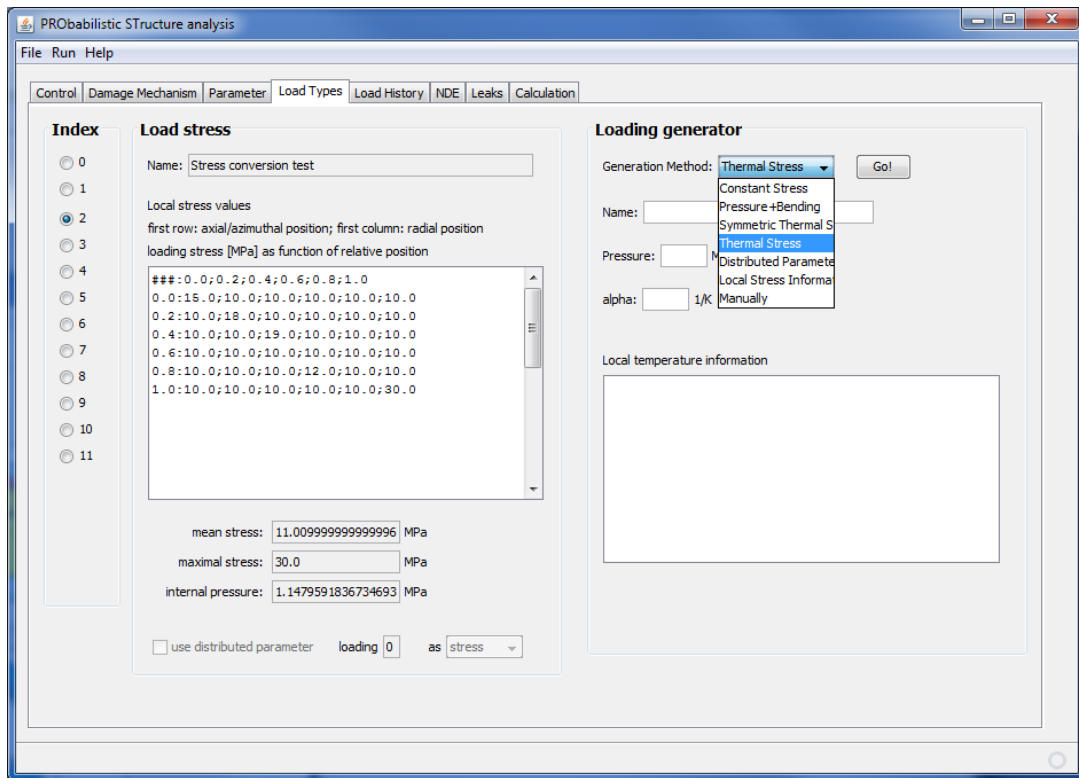


Abb. 4-6 Load Type-Panel: Definition einer Belastungssituation

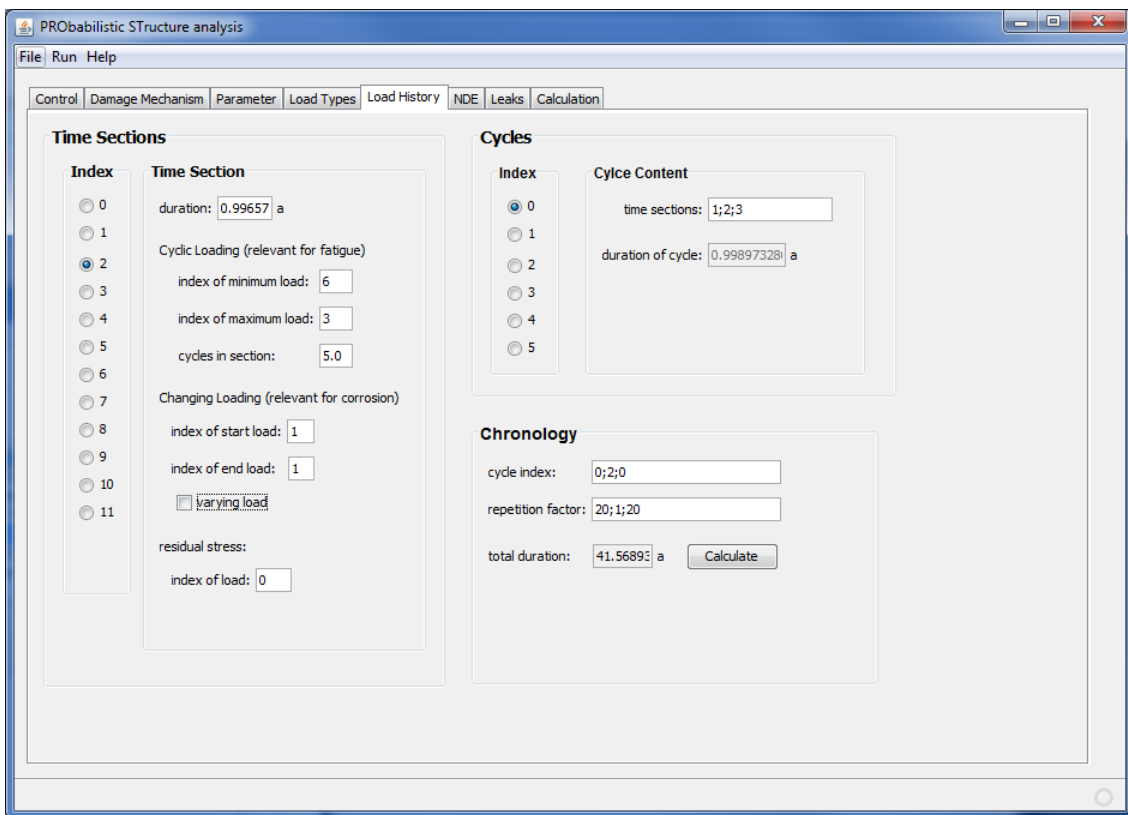


Abb. 4-7 Load History-Panel: Programmierung der Last-Zeit-Funktion

Wie in Abschnitt 4.2.3.2 näher erläutert, kann aus den Belastungssituationen eine Belastungsabfolge generiert werden. Die Eingabemaske dazu ist in Abb. 4-7 dargestellt. Hier können bis zu zwölf verschiedene Zeitabschnitte in sechs verschiedenen Zyklen zu einer Belastungs-Chronologie zusammengesetzt werden.

Zerstörungsfreie Prüfungen können im NDE-Panel („Non-Destructive Examination“, siehe Abb. 4-8) definiert werden. Der Prüfzyklus und die POD-Kurve (probability of detection) können über die Eingabefelder definiert werden.

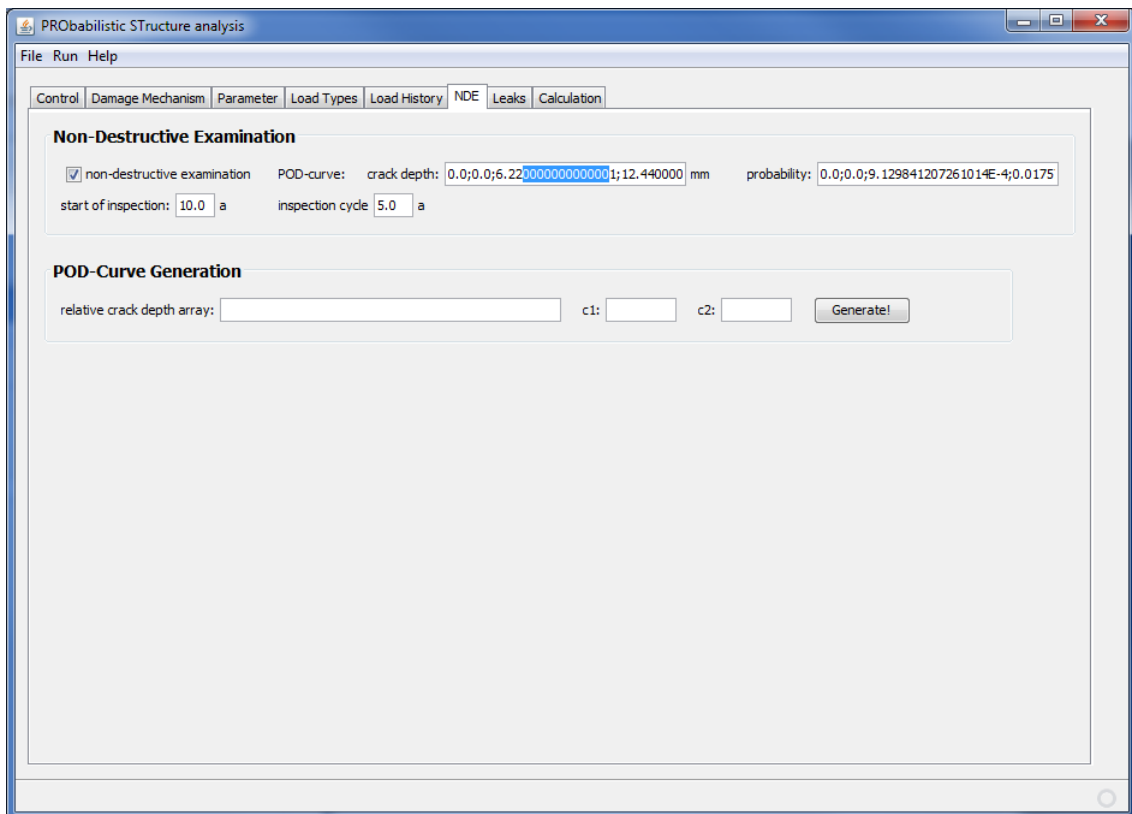


Abb. 4-8 NDE-Panel: Steuerung von zerstörungsfreien Prüfungen

Die Behandlung von Lecks kann über die letzte Eingabekarte gesteuert werden. Diese ist in Abb. 4-9 abgebildet. Für die Berücksichtigung von Leckwachstum („Leak growth“) ist eine entsprechende Option vorgesehen. Der nächste Block behandelt die Leckratenberechnung („Leak rate“). Die Verteilung der relativen Lecklänge kann als Tabelle eingegeben werden, ebenso wie die Temperatur und die Wandrauhigkeit, die beide in die Leckratenberechnung eingehen. Der letzte Eingabeblock steuert die Leckdetektion („Leak detection“). Hier kann eine POD-Kurve manuell eingegeben werden oder eine normalverteilte Schwelle generiert werden.

Im letzten Reiter der PROST-Oberfläche „Calculation“ werden Meldungen zu dem Fortschritt eine Berechnung in Textform ausgegeben.

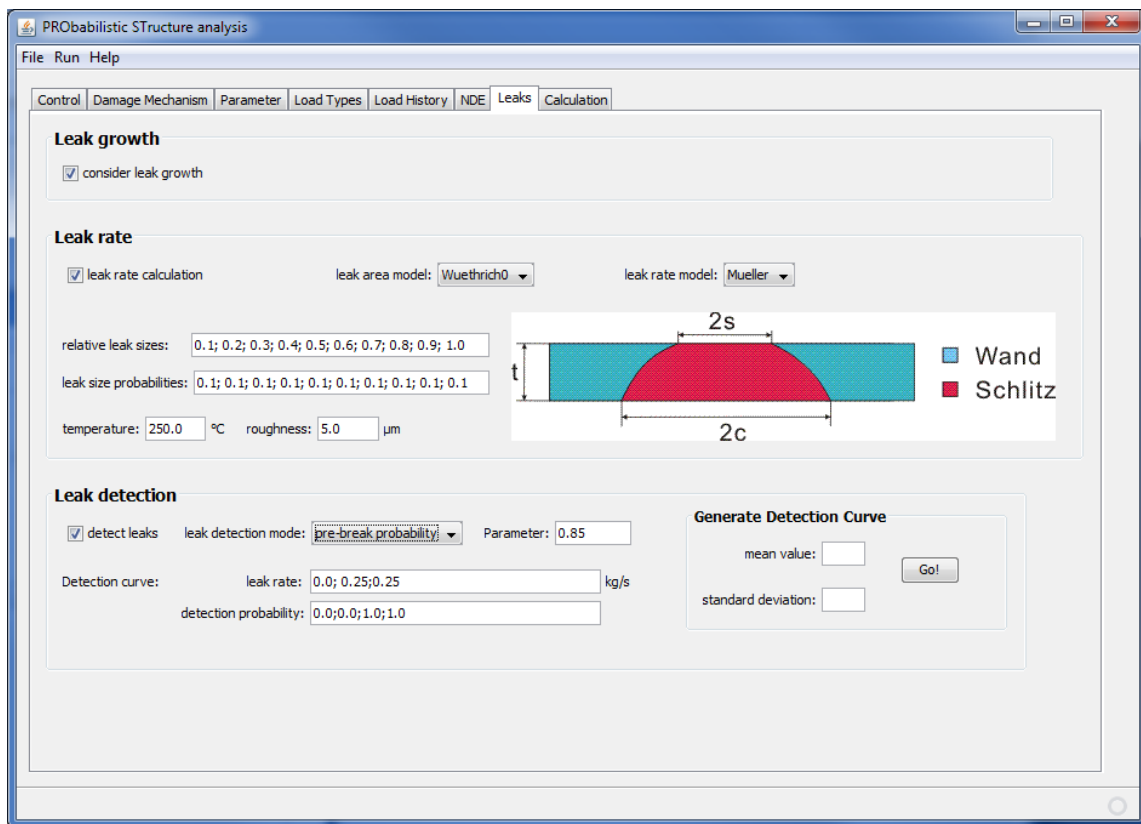


Abb. 4-9 Leak-Panel: Steuerung von Leckwachstum, Leckratenberechnung und Leckdetektionssysteme

4.2.3 Last-Zeit-Funktion

Um die verschiedenen Belastungsszenarien bei verschiedenen Schädigungsmechanismen abbilden zu können, wurde die Programmierung einer komplexen Last-Zeit-Funktion in Prost integriert. Im Folgenden sind die Elemente dieser Belastungschronologie erläutert.

4.2.3.1 Belastungstyp

Der Belastungsablauf wird aus stationären Belastungssituationen zusammengesetzt, die im Programm „Load Type“ genannt werden. Die Eingabe für eine solche Belastung umfasst eine Tabelle mit den ortsabhängigen rissbeanspruchenden Spannungen und

dem Innendruck. Für einige Rechnungen und vereinfachte Verfahren ist außerdem ein Maximalwert oder ein Mittelwert der Spannung wichtig.

PROST erlaubt es, diese Belastungssituationen auf unterschiedliche Weise zu generieren. Es ist möglich, ganz einfach das Spannungsfeld manuell einzugeben. Es ist aber auch möglich, eine konstante Spannung oder eine Überlagerung aus Innendruck und Biegemoment als Eingabegröße zu nutzen. Eine weitere Möglichkeit ist die Eingabe von Temperaturverteilungen, aus denen die resultierenden Spannungen intern berechnet werden. Schließlich ist es auch möglich, die Größe einer konstanten Spannung statistisch verteilt anzunehmen.

4.2.3.2 Belastungsablauf

Aus den statischen Belastungssituationen, die in dem vorangegangenen Abschnitt erläutert wurden, wird der Ablauf der Belastung nun schrittweise zusammengesetzt.

Während einzelner Zeitabschnitte („Time Sections“) mit bestimmter Dauer ändert sich der Belastungszustand linear interpoliert zwischen zwei statischen Belastungssituationen (oder bleibt konstant). Zusätzlich kann die zyklische Belastung während dieses Abschnitts angegeben werden; hier sind die minimale und die maximale Belastung sowie die Anzahl der Zyklen die relevanten Eingabegrößen.

Aus einer Abfolge von Zeitabschnitten kann ein Belastungszyklus („Cycle“) zusammengesetzt werden. Die Last-Zeit-Funktion ergibt sich wiederum aus einer Abfolge von Zyklen, die jeweils mit einer bestimmten Rate wiederholt werden.

4.2.4 Entwicklungsmanagement

Eine einheitliche Versionsverwaltung für PROST wurde eingeführt. Diese geschieht mit Apache Subversion (SVN), das von der GRS-Community Codeentwicklung bereitgestellt wird. Mit dieser Versionsverwaltung wird der Verlauf der Weiterentwicklung dokumentiert und organisiert. Die Sicherung früherer Versionen ist ein weiterer Aspekt dieser Qualitätssteigerung des Codes.

Gleichzeitig wurde das PROST-Projekt unter dem TeamForge-Server der GRS als Software-Projekt eingerichtet. In diesem Rahmen kann das Software-Entwicklungsprojekt gesteuert werden, verschiedene Aufgaben und Arbeitsschritte können festgelegt und Projektbeteiligten zugewiesen werden.

4.3 Spannungsintensitätsfaktoren für Oberflächenrisse

Im Zuge der PROST-Erweiterung wurden verschiedene Verfahren zur vereinfachten Berechnung von Spannungsintensitätsfaktoren von Oberflächenrisse bereitgestellt. PROST wurde auf die Berechnung von innenliegenden, halb elliptischen Rissen in Längs- und Umfangsrichtung ausgelegt. Faktoren für Durchrisse werden in Abschnitt 4.11.1 näher betrachtet.

4.3.1 Faktoren nach Newman und Raju

Die Spannungsintensitätsfaktoren nach /NEW 81/ für halb elliptische Oberflächenrisse in einer Platte berechnen sich nach der Formel

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} Y \quad (4.2-1)$$

mit dem geometrieabhängigen Formfaktor Y und einer homogenen Spannung σ . Dieser Ansatz erlaubt lediglich die Berechnung von Faktoren bei konstanten Spannungen wie sie beispielsweise aus einer Innendruckbelastung resultieren. Er wurde in früheren Rechnungen im PROST-Korrosionsmodul verwendet und auch im vorliegenden Bericht für derart einfache Belastungen. Der Vorteil liegt in der hohen Geschwindigkeit der Simulationen, da die Berechnung weit weniger aufwendig ist, als bei den anderen Verfahren.

4.3.2 Faktoren nach IWM

Die Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren nach /BUS 94/ für halb elliptische Oberflächenrisse in Rohren wurde bereits in früheren Berichten beschrieben /GRE 10/. Eine Neuerung betrifft die Behandlung der Rohrgeometrie, die im Folgenden beschrieben wird.

Der oben zitierte IWM-Bericht stellt zwei Wertetabellen zur Verfügung, die die Spannungsintensitätsfaktor-Berechnung für die Verhältnisse $t/r_i = 0.1$ und $t/r_i = 0.25$ erlauben. Wie üblich ist t die Wanddicke des zylindrischen Rohres und r_i dessen Innenradius. In früheren PROST-Versionen wurde einfach die nächstliegende Geometrie ausgewählt und in den Berechnungen verwendet. Die Neuerung besteht nun darin, dass die beiden resultierenden K-Werte durch eine Gerade inter- und extrapoliert werden,

$$K = K_{0.1} + \frac{K_{0.25} - K_{0.1}}{0.25 - 0.1} \left[\frac{t}{r_i} - 0.1 \right] \quad (4.2-2)$$

umso auch für Zwischenwerte realistischere Werte zu erhalten. In der Gleichung bezeichnet $K_{0.25}$ den K-Wert für das Verhältnis 0.25 und $K_{0.1}$ den für das Verhältnis 0.1.

4.3.3 Faktoren nach R6

Nach der R6v4-Dokumentation /BRI 01/ lassen sich Spannungsintensitätsfaktoren für viele Geometrien berechnen. Hier soll auf die Berechnung von halbelliptischen Innenrisen in Hohlzylindern näher eingegangen werden, die in den Abschnitten IV.3.4.1 und IV.3.4.5 der Dokumentation zu finden sind. Es können innenliegende Umfangsrisse unter axialen Spannungen berechnet werden, die den Verlauf

$$\sigma(r, \varphi) = \sum_{i=0}^3 \sigma_i \left(\frac{r-r_i}{a} \right)^i + \sigma_b \frac{r \cos \varphi}{r_a} \quad (4.2-3)$$

besitzen. Es handelt sich also um die Überlagerung eines radial symmetrischen Anteils und einer Biegespannung. Die Spannungsintensitätsfaktoren lassen sich gemäß der Formel

$$K = \sqrt{\pi a} \left\{ \sum_{i=0}^3 \sigma_i f_i(a, c; r_i, t) + \sigma_b f_b(a, c; r_i, t) \right\} \quad (4.2-4)$$

berechnen. Die tabellierten Parameter f_i sind jeweils für Werte $c/a \in \{1, 2, 4, 8, 16\}$, $a/t \in \{0.2, 0.4, 0.6, 0.8\}$ und $r_i/t \in \{5, 10\}$ im zitierten Werk angegeben. Die PROST-Routinen stellen ein bikubisches Regressionspolynom für die Parameter c/a und a/t auf und wenden die Beziehung aus Abschnitt 4.3.2 an, um das Verhältnis r_i/t zu berücksichtigen.

Für axiale Innenrisse können Umfangsspannungen der Form

$$\sigma(r, \varphi) = \sum_{i=0}^3 \sigma_i \left(\frac{r-r_i}{a} \right)^i \quad (4.2-5)$$

berücksichtigt werden. Der Spannungsintensitätsfaktor berechnet sich nach

$$K = \sqrt{\pi a} \sum_{i=0}^3 \sigma_i f_i(a, c; r_i, t) \quad (4.2-6)$$

Die Parameter f_i sind jeweils für Werte $c/a \in \{1, 2.5, 5\}$, $a/t \in \{0.2, 0.5, 0.8\}$ und $r_i/t \in \{4, 10\}$ in /BRI 01/ tabelliert. Die Inter- und Extrapolationsmethode ist analog zum Vorgehen bei Umfangsrissen, jedoch mit einem biquadratischen Regressionspolynom.

4.3.4 Vergleichsrechnungen

4.3.4.1 Einzelriss in NURBIM-Lastfall

Als Beispiel wurde ein Einzelriss der Tiefe 10 mm und der halben Risslänge 30 mm in einem Rohrabschnitt untersucht, der einen Innenradius von 368.3 mm und eine Wanddicke von 62.2 mm besitzt. Der Riss wird mit einer konstanten Spannung von 115 MPa belastet. Diese Geometrie und Lastannahme lehnt sich an den Fall „Großes Rohr“ des NURBIM-Benchmarks an.

Zunächst wurde der Riss als Umfangsriss berechnet. Die Spannungsintensitätsfaktoren nach den drei vorgestellten Verfahren an der Oberfläche und an der tiefsten Stelle sind in Abb. 4-10 dargestellt und verglichen.

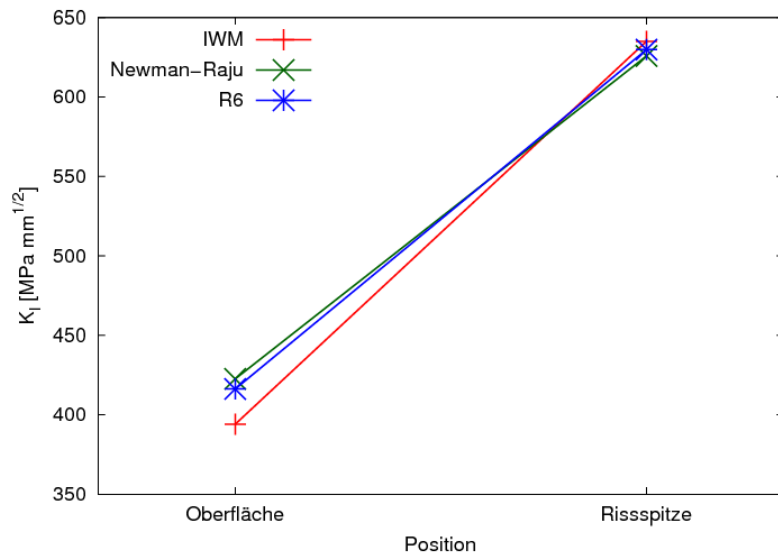


Abb. 4-10 Spannungintensitätsfaktoren eines Umfangsrisses an Oberfläche und tiefster Stelle für verschiedene Verfahren

Als zweites Beispiel wurde die Risslage geändert, so dass bei gleichen Größenverhältnissen ein Längsriss vorliegt. Die Rissbelastung wurde bei 115 MPa beibehalten. Das Ergebnis für die verschiedenen K-Berechnungen findet sich in Abb. 4-11.

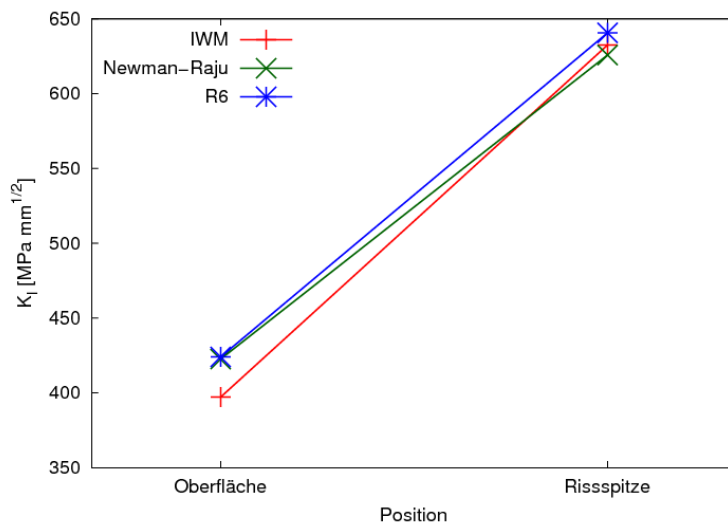


Abb. 4-11 K-Faktoren eines Axialrisses an Oberfläche und tiefster Stelle für verschiedene Verfahren

Die beiden Beispiele zeigen eine zufriedenstellende Übereinstimmung der drei Verfahren. Insbesondere die K-Faktoren nach R6 und nach Newman-Raju zeigen an der Oberfläche eine gute Übereinstimmung. Die IWM-Faktoren fallen dort in beiden betrachteten Fällen etwa 5 % niedriger aus.

4.3.4.2 Reaktordruckbehälter unter Thermoschock

Im Folgenden wird eine inhomogene Spannungsverteilung betrachtet, die es erlaubt, die Verfahren nach IWM und nach R6 in einem komplizierteren Testfall zu vergleichen. Dazu wurde ein Beispiel aus dem Reactor Pressure Vessel – Pressurised Thermal Shock - International Comparative Assessment Study – Projekt /SIE 99/ gewählt, in dem ein innenliegender Umfangsriss in einem Reaktordruckbehälter mit Innendurchmesser 5 m und einer Wanddicke von 0.25 m betrachtet wird. Der Riss ist so positioniert, dass die Approximation als zylindrischer Behälter gerechtfertigt ist. Durch eine Notkühlung kommt es zu einem thermischen Schock, der zu der rotationssymmetrischen Axialspannungsverteilung (in MPa) führt.

$$\sigma(r) = 294.87 - 849.45 \frac{r-r_i}{t} + 504.92 \left(\frac{r-r_i}{t}\right)^2 - 57.84 \left(\frac{r-r_i}{t}\right)^3 \quad (4.2-7)$$

Für das Testbeispiel wurde diese Spannungsverteilung auf einen Riss variabler Tiefe bei konstantem Verhältnis $c/a = 3$ angewendet und die resultierenden Spannungsinintensitätsfaktoren an der Oberfläche und an der tiefsten Stelle nach beiden betrachteten Verfahren (IWM und R6) berechnet. Die Ergebnisse sind in Abb. 4-12 gezeigt.

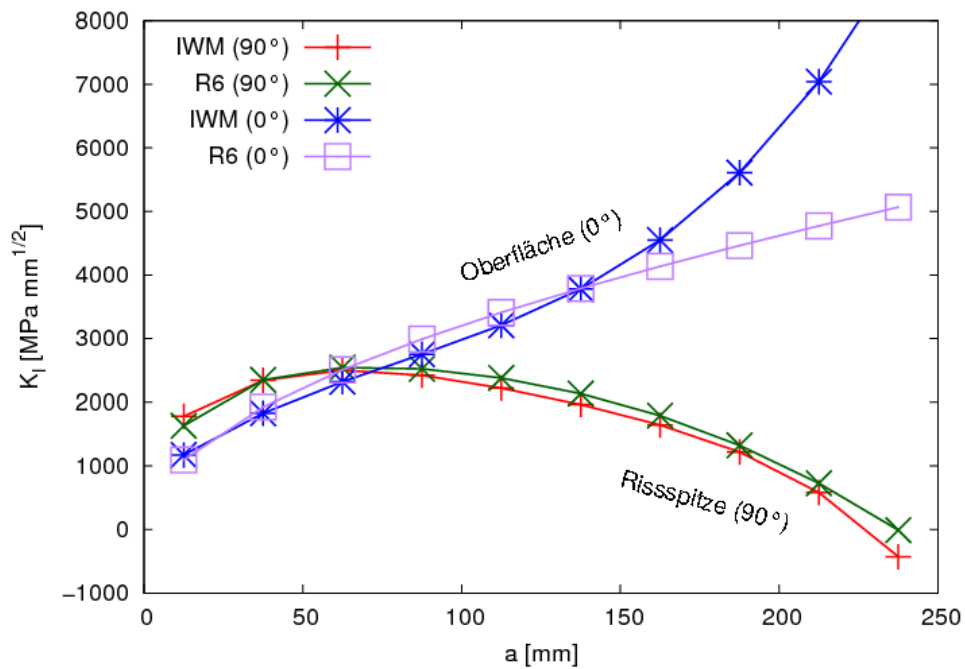


Abb. 4-12 Spannungsfaktoren als Funktion der Risstiefe an zwei Positionen und nach zwei Verfahren

An der tiefsten Stelle des Risses (Risspitze 90°) ist die Übereinstimmung beider Verfahren für alle Risstiefen gut, die größten Unterschiede zeigen sich bei sehr tiefen Rissen ($a/t \geq 0.95$). An der Oberfläche (0°) ist für Risse geringer Tiefe die Übereinstimmung ebenfalls zufriedenstellend; für sehr tiefe Risse sind die Unterschiede dagegen deutlich. Hier führt das IWM-Verfahren im gezeigten Beispiel zu höheren Spannungsfaktoren als das Verfahren nach R6. Dies ist mit den unabhängigen Ansätzen der beiden Verfahren zu erklären, die unterschiedliche Näherungen verwenden. Welcher der bessere Ansatz ist, könnte nur über den Vergleich mit einer FE-Berechnung geklärt werden.

4.4 Risse unter thermischen Belastungen

4.4.1 Berücksichtigung von Thermospannung

Der Belastungsgenerator von PROST ermöglicht die Berechnung von Spannungen, die durch thermische Gradienten verursacht werden. Dabei kann in PROST ein Temperaturfeld $T(r, \varphi)$ eingegeben werden. Die verwendeten Verfahren wurden bereits im GRS-Code SIGMAKT benutzt /SIE 93/. Die Berechnungsmethodik soll hier kurz zusammengefasst werden.

Die rissbeanspruchende Axialspannung σ_{tot} eines Umfangrisses setzt sich in diesem Ansatz aus der Spannung, aus dem Innendruck σ_p sowie der Spannung aus thermischen Gradienten zusammen. Letztere setzt sich im vorgestellten Ansatz aus einer Spannung σ_T durch ein radial variierendes Temperaturfeld und einer Spannung σ_B durch ein in Umfangsrichtung variierendes Temperaturfeld zusammen.

$$\sigma_{\text{tot}} = \sigma_p + \sigma_T + \sigma_B \quad (4.3-1)$$

Die Axialspannung aus dem Innendruck p berechnet sich nach /HAM 72/ aus dem Zusammenhang

$$\sigma_p = p \frac{r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} \quad (4.3-2)$$

und geht als konstanter Anteil in die Gesamtspannung ein. Hier ist r_i der Innenradius und r_a der Außenradius des zylindrischen Rohres bzw. Behälters. Der radial variierende Anteil der Thermospannung ergibt sich nach /TIM 51/ zu

$$\sigma_T(r) = \frac{E\alpha}{1-\nu} \left[\frac{2}{r_a^2 - r_i^2} \int_{r_i}^{r_a} T(r') r' dr' - T(r) \right] \quad (4.3-3)$$

Hier ist E der Elastizitätsmodul, ν die Poisson-Zahl, α der thermische Ausdehnungskoeffizient und $T(r)$ die radial variierende Temperaturverteilung, wobei über die Stützstellen in Umfangsrichtung gemittelt wird.

$$T(r) = \frac{1}{\pi} \int_0^\pi T(r, \varphi') d\varphi' \quad (4.3-4)$$

Der in Umfangsrichtung variierende Anteil wurde mit Hilfe der Balkentheorie ermittelt /ALB 90/ und lautet

$$\sigma_B(r, \varphi) = \alpha E \left[\frac{1}{\pi} \int_0^\pi T(\varphi') d\varphi' - T(\varphi) + \frac{2 r \cos \varphi (r_a^3 - r_i^3)}{\frac{3}{4}\pi(r_a^4 - r_i^4)} \int_0^\pi T(\varphi') \cos \varphi' d\varphi' \right] \quad (4.3-5)$$

wobei über die Stützstellen in radialer Richtung gemittelt wird.

$$T(\varphi) = \frac{2}{r_a^2 - r_i^2} \int_{r_i}^{r_a} T(r', \varphi) r' dr' \quad (4.3-6)$$

4.4.2 BENCH-KJ zu thermischen Lasten

Als Testbeispiel wurden vier Fälle aus dem BENCHKJ-Benchmark /MAR 12/ , der ausführlich in Abschnitt 6.1 beschrieben wird, ausgewählt. Es handelt sich um innenliegende halbelliptische Umfangsrisse in einem Rohr mit dem Außendurchmesser 660 mm und der Wandstärke 60 mm. Das Material besitzt einen E-Modul von 174700 MPa, eine Poissonzahl von 0.3 und einen thermischen Ausdehnungskoeffizienten von $1.81 \cdot 10^{-5}$ 1/K. Die Risse sind einer axialsymmetrischen Temperaturverteilung ausgesetzt, die durch die Formel

$$T(r) = -6 \Delta T_2 \left(\frac{r-r_m}{t} \right)^2 + \Delta T_1 \left(\frac{r-r_m}{t} \right)^1 + \frac{1}{2} \Delta T_2 \quad (4.3-7)$$

beschrieben wird. r bezeichnet hier die Radialkoordinate vom Rohrmittelpunkt aus betrachtet, r_m den mittleren Rohrradius und t die Wanddicke. Die beiden Parameter ΔT_1 und ΔT_2 sind vom gewählten Fall abhängig. Darüber hinaus werden sie in jedem Benchmark-Fall linear und simultan von null auf Maximalwerte $\Delta T_{1,max}$ und $\Delta T_{2,max}$ hochgefahren. Diese Maximalwerte der einzelnen Fälle sind ebenso wie die Rissgrößen in Tab. 4-1 zusammengefasst.

Tab. 4-1 Testbeispiele zu thermischen Lasten

Fall-Nr.	a[mm]	c/a	$\Delta T_{1,max}$ [°C]	$\Delta T_2/\Delta T_1$
C22	7.5	3	266.5	0.1778
C23	15	1	357.0	0.1778
C24	15	3	357.0	0.1778
C25	30	1	459.0	0.1778

Die Temperaturkurven als Funktion der Variablen $(r - r_m)/t$ sind für die vier Testfälle in Abb. 4-13 gezeigt.

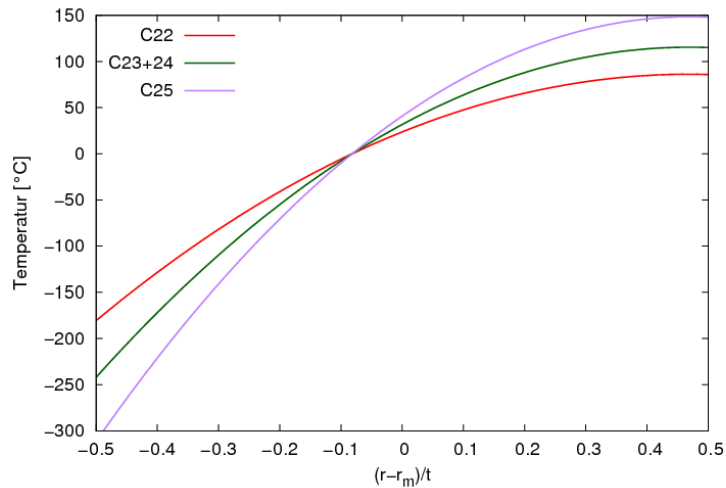


Abb. 4-13 Temperaturverlauf in der Rohrwand für die vier Testfälle

In der Abbildung ist der Temperaturverlauf für die jeweiligen Maximaltemperaturen zu sehen. Wie der Darstellung zu entnehmen ist, ist die Innentemperatur stets niedriger als die Außentemperatur. Die größte Temperaturdifferenz tritt für den Fall C25 auf, die geringste für den Fall C22. Man beachte, dass für die Berechnung der thermischen Spannung die Temperaturangaben relativ zu einem willkürlich gewählten Nullpunkt aufgefasst werden; die aus der Formel resultierenden Temperaturwerte weit im negativen Bereich sind ebenso aufzufassen. In den weiteren Betrachtungen wird angenommen, dass der Temperaturverlauf sukzessive auf die dargestellte Maximalkurve erhöht wird. Da die Gleichung für die Temperatur linear in den beiden Temperaturparametern ist, entspricht dies einem konstanten skalierenden Vorfaktor der Temperaturkurven, die so aus einer konstanten Nulllinie auf das maximale Niveau gehoben werden.

Die Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren zu den verschiedenen Testfällen erfolgte jeweils bei 20 %, 40 %, 60 %, 80 % und 100 % der maximalen Temperaturparameter. Die Methode nach /BUS 94/ wurde für die Berechnung der K-Faktoren angewendet. Aus den K-Werten wurde unter Annahme eines linear-elastischen Materialverhaltens das J-Integral berechnet. Das Ergebnis ist in Abb. 4-14 dargestellt.

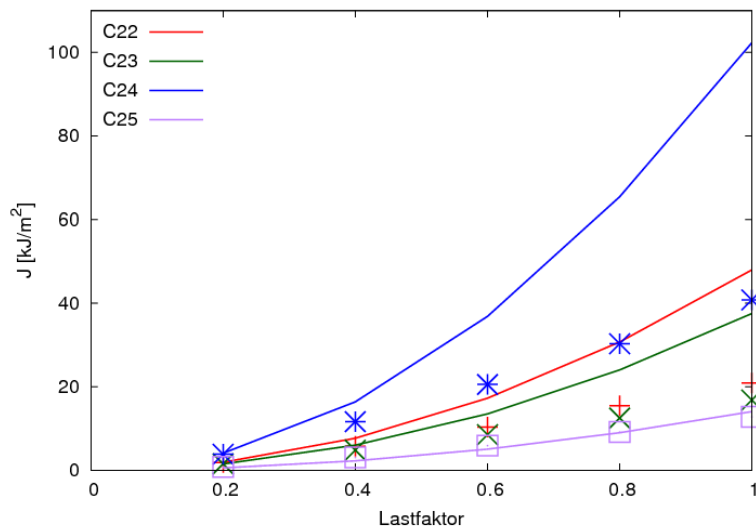


Abb. 4-14 J-Integral für die Thermospannungen bei Erhöhung der Temperaturen auf ihren Maximalwert (als Linien sind die elastischen PROST-Ergebnisse dargestellt, Punkte kennzeichnen die elastisch-plastischen Referenzwerte)

Es ergibt sich eine gute Übereinstimmung der PROST-Ergebnisse mit den Referenzergebnissen bei kleinen Temperaturparametern (20 % der Maximallast). Bei größeren Lasten machen sich die plastischen Korrekturen bemerkbar, die mit der vereinfachten Herangehensweise in PROST nicht reproduziert werden können. PROST überschätzt die J-Integralwerte mit der Annahme ideal-elastischen Materialverhaltens. Bezüglich einer Verbesserung der Übereinstimmung der PROST-Ergebnisse durch Berücksichtigung plastischer Korrekturen werden die in der internationalen Arbeitsgruppe noch zu erarbeitenden methodischen Empfehlungen im Rahmen von BENCH-KJ aufgegriffen.

4.5 Risse unter statistisch verteilter Belastung

4.5.1 Leistungsumfang in PROST

Die Belastungsmodellierung von PROST wurde erweitert, um auch probabilistische Strukturzuverlässigkeitsanalysen bei statistisch variierenden Belastungen durchführen zu können.

Es können bis zu zwei unterschiedliche konstante rissbelastende Spannungen in die PROST-Rechnungen einbezogen werden, die aus einer Wahrscheinlichkeitsverteilung bestimmt werden. Die Ermittlung der verteilten Spannung erfolgt jeweils einmal für eine Simulationsdauer, in der dann mit dem so bestimmten Wert gerechnet wird; es wird also nicht jedes Mal, wenn die Last aufgebracht wird, ein neuer Wert bestimmt.

Als Verteilungsfunktionen sind all jene wählbar, die auch für die anderen verteilten Parameter möglich sind. Die Verteilungsfunktion kann sowohl Innendruck als auch eine konstante Spannung modellieren. Neben der Vereinfachung der Eingabe ist so auch gewährleistet, dass bei statistisch verteilten Rohrgeometrien die zugehörige Belastung angepasst wird.

4.5.2 Testbeispiel

Als Testfall wurde ein an den NURBIM-Benchmark /SCH 04/, /SCH 04a/ angelehntes Beispiel gewählt. Betrachtet wird ein Umfangsriß in einem Rohr mit 368.3 mm Innendurchmesser und einer Wanddicke von 62.2 mm. Der Werkstoff hat einen E-Modul von 180 GPa, eine Streckgrenze von 150 MPa und eine Zugfestigkeit von 450 MPa. Die Bruchzähigkeit beträgt $266 \text{ MPa m}^{1/2}$. Es werden über einen Zeitraum von 40 Jahren 20000 Belastungszyklen aufgebracht. Während die Minimalspannung konstant 45.6 MPa beträgt, wird die Maximallast als normalverteilte Größe angenommen. Die Normalverteilung wird dabei derart abgeschnitten, dass die Minimalspannung nicht unterschritten werden kann. Die verschiedenen Tests sind in Tab. 4-2 beschrieben.

Tab. 4-2 Testrechnungen zu statistisch verteilten Belastungen

Test Nr.	Mittelwert [MPa]	Standardabweichung [MPa]
0	115	0
1	115	23
2	115	11.5
3	115	34.5

Die Anfangsrißverteilung ist mit einer Lognormalverteilung mit einem Lognormal-Mittelwert von 0.0953 und einer Lognormal-Standardabweichung von 0.64 beschrieben. Das Verhältnis c/a ist konstant 3. Als Risswachstumsgesetz wird das modifizierte Paris-Gesetz mit einem Vorfaktor von $C = 6.49 \cdot 10^{-15} \text{ mm}/(\text{MPa mm}^{\frac{1}{2}})^m$ (m ist der Ex-

ponent im Paris-Gesetz) und einem Exponenten von $m = 3.93$ gewählt. Die Leckwahrscheinlichkeit als Funktion der Zeit für die vier Testfälle ist in Abb. 4-15 gezeigt.

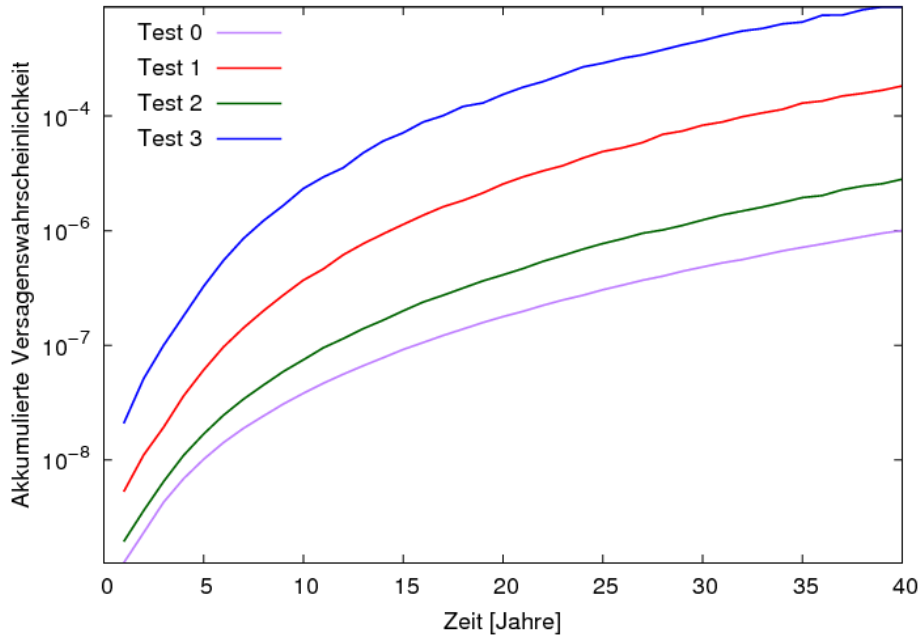


Abb. 4-15 Akkumulierte Leckwahrscheinlichkeit als Funktion der Zeit für die Testfälle zu statistisch verteilten Lasten

In der Abbildung ist zu sehen, dass die Wahrscheinlichkeit eines Lecks für den Testfall ohne statistisch variierende Last (Test 0) am niedrigsten ist. Je höher die Standardabweichung bei gleichem Mittelwert ist, desto höher steigt die Versagenswahrscheinlichkeit.

4.6 Adaptive Schrittweitensteuerung der Risswachstumssimulation

Bei den beiden Schädigungsmechanismen Ermüdung und Korrosion besitzen die Risswachstumsgesetze die Form einer Differentialgleichung für die Rissgröße.

$$\frac{da}{dt} = f(a, t) \quad \text{bzw.} \quad \frac{da}{dN} = f(a, N) = \frac{da}{dt} \frac{1}{\frac{dN}{dt}} \quad (4.5-1)$$

In den bisherigen PROST-Versionen wurden diese Differentialgleichungen durch konstante Schrittweiten gelöst: ein festes Zeitintervall im Fall des Korrosionsmoduls bzw. ein Belastungszyklus im Falle des Ermüdungsrisswachstums. Im Zuge der Restrukturierung wurde eine verbesserte Integrationsroutine geschrieben. Diese Methode basiert auf einem Runge-Kutta-Fehlberg-Schema (RKF). Nach einer Berechnung mit einer vorgegebenen Anfangsschrittweite wird geprüft, ob die Genauigkeit der Lösung zufriedenstellend ist. Dazu wird verglichen, ob die relative Differenz zwischen den beiden Näherungslösungen verschiedener Ordnung (4. und 5.) der Differentialgleichung auf dem momentanen Intervall unterhalb von 10^{-4} liegt. Bei Bedarf wird die Schrittweite der Zeit dann verkleinert. Ist die Genauigkeit dagegen sehr hoch, so wird die Schrittweite vergrößert. Als Erweiterung zu diesem Standard-Vorgehen wurde noch das Versagen der Struktur durch Leck oder Bruch in die Schrittweitensteuerung aufgenommen. Der Zeitschritt wird auch verkleinert, wenn der Zeitpunkt eines Versagens genauer aufgelöst werden muss. Schematisch ist dieser Algorithmus in Abb. 4-16 dargestellt.

Für Ermüdung gibt es alternativ nach wie vor die Möglichkeit, wie bisher die Risswachstumsinkremente zyklweise aufzuaddieren. Das Wachstum wird dann jeweils am Ende eines Ermüdungszyklus ermittelt.

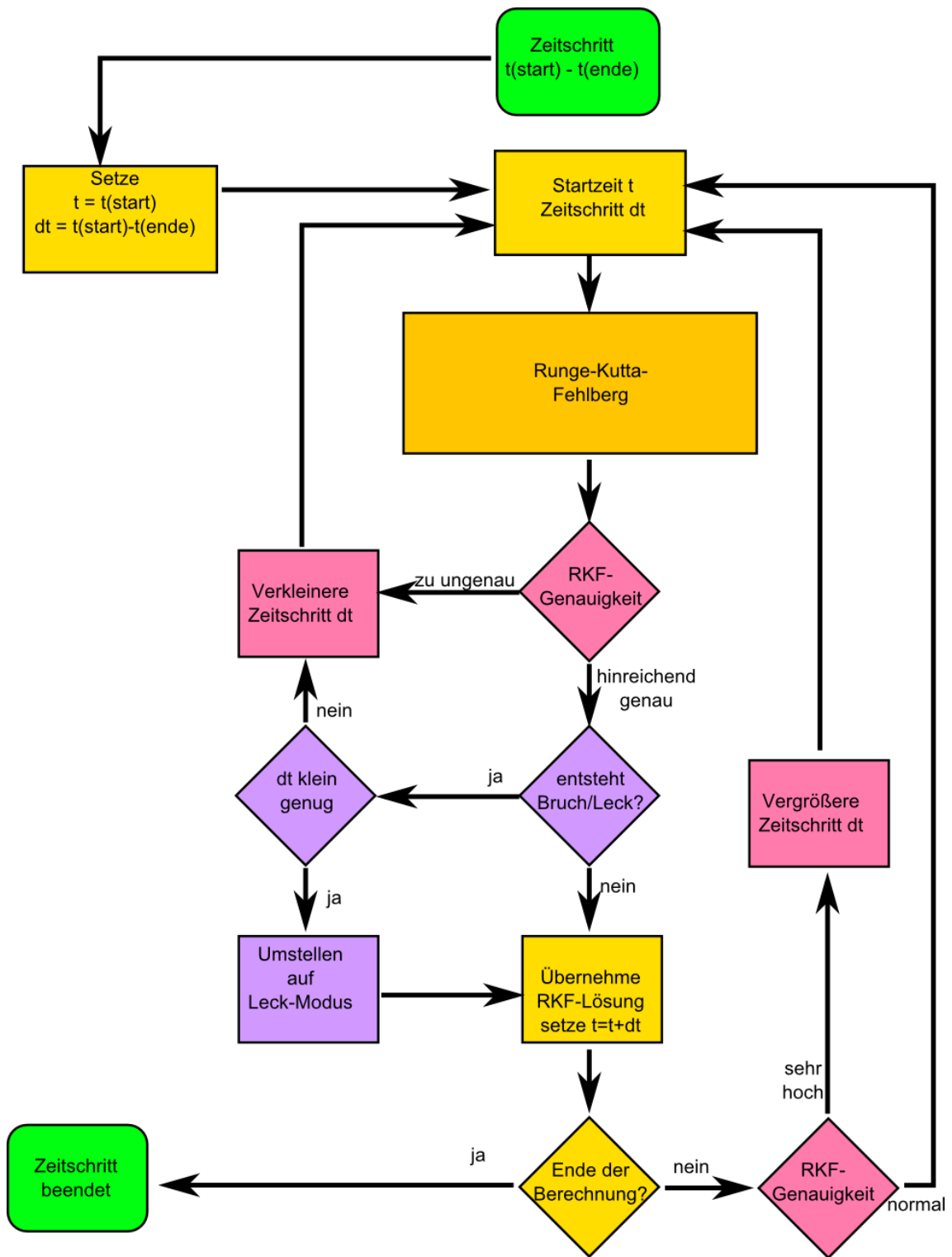


Abb. 4-16 Schema der Zeitintegration für Korrosionssimulation und kontinuierliches Ermüdungsrisswachstum

4.7 Schädigungsmechanismus zähes Risswachstum

4.7.1 Theoretischer Hintergrund

Ein Riss unter Belastung kann sich durch stabiles Risswachstum vergrößern, wenn das J-Integral den materialspezifischen Initiierungswert J_{ini} überschreitet. Der Zusammenhang zwischen der Rissverlängerung Δa und dem J-Integral $J(a)$ ist durch die Risswiderstandskurve $J_R(\Delta a)$ gegeben.

$$J(a) = J_R(\Delta a) \quad (4.6-1)$$

Dieses Risswachstum ist stabil, solange das Kriterium

$$\frac{dJ}{da} < \frac{dJ_R}{d(\Delta a)} \quad (4.6-2)$$

erfüllt ist. Der Riss wird instabil, wenn gilt:

$$\frac{dJ}{da} \geq \frac{dJ_R}{d(\Delta a)} \quad (4.6-3)$$

4.7.2 Umsetzung in PROST

Die Programmoberfläche von PROST wurde dahingehend erweitert, dass in einer Simulation stabiles Risswachstum als möglicher Mechanismus einbezogen werden kann. Über eine Suchmaske kann der Initiierungswert und die materialspezifische Risswiderstandskurve J_R in tabellierter Form eingegeben werden. Diese wird dann von PROST verwendet, um die Initiierung von stabilem Risswachstum zu prüfen. Dazu wird vereinfachend das J-Integral elastisch aus den Spannungsintensitätsfaktoren berechnet,

$$J = \frac{K^2}{E'} \quad (4.6-4)$$

mit $E' = E/(1 - \nu^2)$, wobei E der Elastizitätsmodul und ν die Poissonzahl ist. PROST berechnet, falls die Initiierung erfolgt, die Rissverlängerung anhand der J_R -Kurve und prüft, ob das Instabilitätskriterium (Gl. 4.6-3) erfüllt ist. Wenn das Risswachstum stabil

bleibt, wird die Rissgröße auf den Wert entsprechend der J_R -Kurve gesetzt, wenn nicht, ergibt sich im Fall einer Instabilität (in Richtung der Risstiefe) ein Leck. PROST berücksichtigt sowohl stabiles Risswachstum in Tiefen- als auch in Oberflächenrichtung.

Für den Fall einer wiederholten Belastung des Risses wird nach einer Empfehlung des R6-Codes /BRI 01/ vorgegangen. Gewertet wird nicht die Rissverlängerung Δa zu diesem Zeitpunkt, sondern die gesamte Verlängerung des Risses seit der Initiierung. Diese Verlängerung kann durch stabiles Risswachstum, aber auch durch Ermüdung entstanden sein.

4.7.3 Berücksichtigung von Plastifizierungseffekten

Die in PROST benutzten vereinfachten Verfahren zur Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren legen ein linear-elastisches Verhalten zu Grunde. Diese Annahme stößt beim Phänomen des stabilen Risswachstums jedoch schnell an ihre Grenzen, und Plastifizierungseffekte können nicht vernachlässigt werden.

PROST bietet daher die Möglichkeit, die Spannungsintensitätsfaktoren zu korrigieren, wenn das J-Integral berechnet werden soll. Ein solcher spannungsabhängiger Korrekturfaktor f ist dann gegeben als

$$f = \frac{K_I}{K_{pl}} \quad (4.6-5)$$

wobei K_I den elastischen Spannungsintensitätsfaktor und K_{pl} den vollplastischen Term bezeichnet. Ein solcher Faktor findet auch im FAD-Diagramm Verwendung /BRI 01/, wo er als Funktion von L_r anstatt von σ den als sicher anzunehmenden Bereich begrenzt. Dieser lastabhängige Faktor, in den auch Werkstoffdaten einfließen, kann in der Berechnung von stabilem und instabilem Risswachstum berücksichtigt werden.

$$J = \frac{K^2}{f^2(L_r)E'} \quad (4.6-6)$$

Es bleibt anzumerken, dass in PROST die Berechnung von $f(L_r)$ nach R6-Option 1 bzw. SINTAP-Level 2 geschieht, was ein vereinfachtes konservatives Verfahren dar-

stellt, das für die Anwendung bei der Sicherheitsbewertung entwickelt wurde. Somit stellt dieser Korrekturfaktor lediglich eine Abschätzung dar.

4.7.4 Testbeispiel BVZ 070

Als Testbeispiel wurde ein Behälterberstversuch der MPA Stuttgart gewählt (siehe /MPA 82/). Ein innenliegender Längsriss in einem zylindrischen Rohrabschnitt wird durch Innendruck belastet. Der Außendurchmesser des Rohrs beträgt 797.4 mm, die Wanddicke 47 mm. Der als elliptisch angenommene Defekt hat eine Tiefe von 38.2 mm und eine Länge von 700 mm. Der Behälter besteht ebenfalls aus dem Werkstoff 20 MnMoNi 55, jedoch wird der Versuch bei 300 °C durchgeführt. Die Streckgrenze beträgt 428 MPa, die Zugfestigkeit 605 MPa und der Elastizitätsmodul 187700 MPa. Der Initiierungswert für stabiles Risswachstum beträgt 304 N/mm, die /AZO 87/ entnommene Risswiderstandskurve ist in Abb. 4-17 dargestellt.

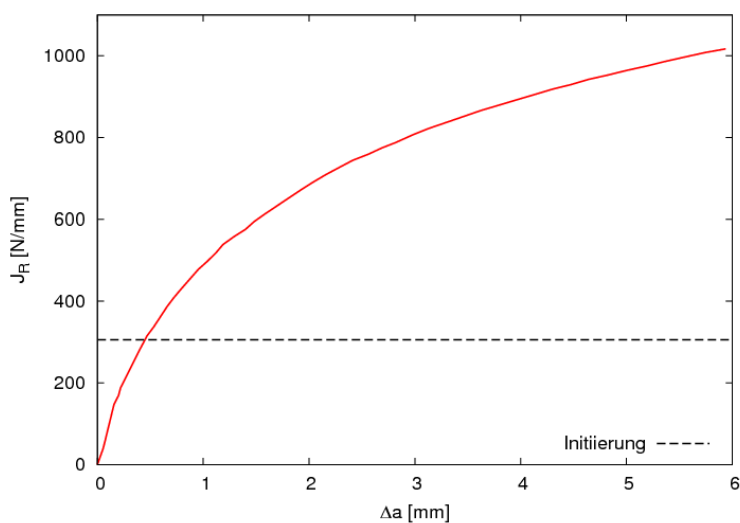


Abb. 4-17 Risswiderstandskurve für 20 MnMoNi 55 bei 300 °C aus /AZO 87/

In /AZO 87/ wurde die Rissinitiierung bei einer Innendruckbelastung von 158 bar ermittelt, die Höchstlast wurde mit 180 bar bestimmt. Diese Drücke liegen in einem Bereich, in dem plastische Bestandteile des J-Integrals relevant sind. Abb. 4-18 zeigt, dass das J-Integral mit plastischer Korrektur an der tiefsten Stelle als Funktion des Innendrucks ab etwa 100 bar deutlich von der elastischen Lösung abweicht.

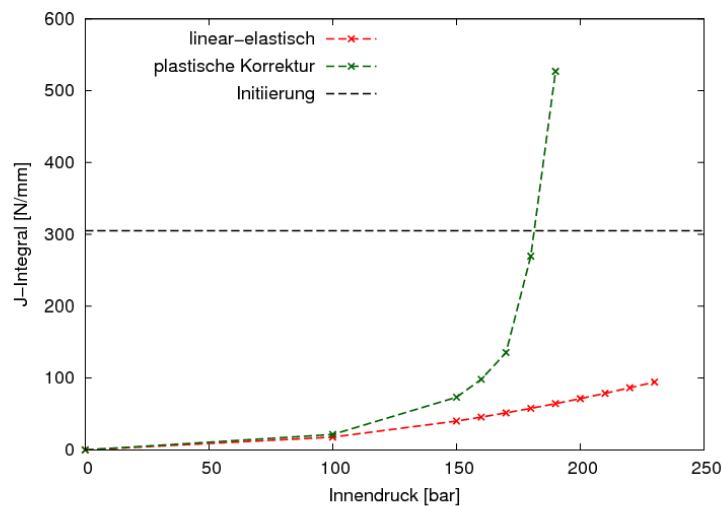


Abb. 4-18 J-Integral an der tiefsten Stelle mit und ohne plastische Korrektur in Abhängigkeit vom Innendruck

Wie zu erkennen ist, ist bei der linear-elastischen Rechnung selbst bei Innendrüken weit über 200 bar der Initiierungswert für stabiles Risswachstum noch nicht erreicht – im Widerspruch zu den früheren Rechnungen und dem Experiment. Bezieht man den vereinfachten plastischen Korrekturfaktor (siehe Abschnitt 4.7.3) mit ein, kommt man dagegen auf eine Initiierung des Risswachstums zwischen 180 bar und 190 bar Innendruck. Die PROST-Simulation des Risswachstums für den Behälter BVZ 070 wird daher mit plastischer Korrektur durchgeführt. Für die Berechnung des stabilen Risswachstums wird die aufgebrachte Belastung durch Innendruck in mehrere Schritte unterteilt. Die Lastschritte sind in Tab. 4-3 dargestellt.

Tab. 4-3 Belastungsschritte in BVZ 070

	Schritt 1	Schritt 2	Schritt 3	Schritt 4	Schritt 5
Innendruck [bar]	0	180	182	184	186
Risswachstum	Kein	Kein	stabil	stabil	instabil
Risstiefe [mm]	38.2	38.2	38.25	38.53	47.0

Die in der Tabelle aufgelisteten Risstiefen, die sich durch die aufgebrachte Belastung vergrößern, sind in Abb. 4-19 grafisch dargestellt.

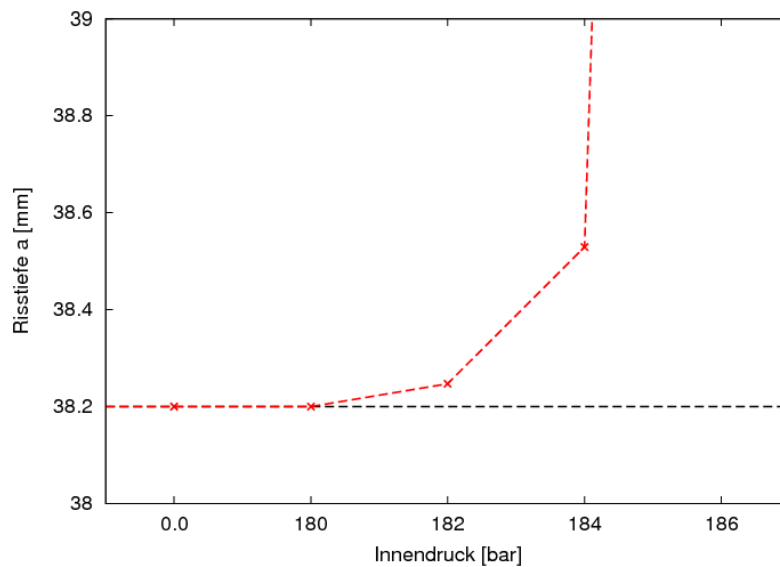


Abb. 4-19 Rissfortschritt bei Erhöhung der Belastung in BVZ 070

Die Berechnung des Behälters mit PROST liefert somit eine Rissinitiation bei ungefähr 182 bar Innendruck und eine Einleitung der Instabilität zwischen 184 und 186 bar. Insbesondere das letztere Ergebnis liegt nahe an den früheren vereinfachten Berechnungen mit dem bruchmechanischen Handbuch nach /EPR 81/, die einen Wert von 180 bar ergaben. In /AZO 87/ wurde die Diskrepanz zum experimentellen Berstdruck von 224 bar mit der Duktilität des Werkstoffs im Hinblick auf Fließvermögen und Spannungsumlagerungsvermögen erklärt. Aus heutiger Sicht liegen die Ursachen eher in den Unsicherheiten der Modellansätze bei starker Plastifizierung (siehe auch Abschnitt 6.1)

4.8 Nichtlineare Ermüdungsgesetze

4.8.1 Einführung

Das Risswachstum bei zyklischer Ermüdungsbelastung folgt in einem gewissen Bereich einem einfachen Potenzgesetz.

$$\frac{da}{dN} = A(\Delta K)^b \quad (4.7-1)$$

Da ein solches Potenzgesetz in doppeltlogarithmischer Darstellung eine Gerade ergibt, wird es auch linear genannt. Dieser lineare Zusammenhang gilt jedoch nur für mittlere Belastungen. Für kleine Werte von ΔK überschätzt das Potenzgesetz das Risswachstum, das üblicherweise unterhalb eines Schwellwerts verschwindet. Für große Werte von ΔK dagegen, wenn sich der Spannungsintensitätsfaktor bei maximaler Belastung der Bruchzähigkeit des Materials annähert, wird das Wachstum unterschätzt. Dieses Verhalten ist in Abb. 4-20 schematisch dargestellt.

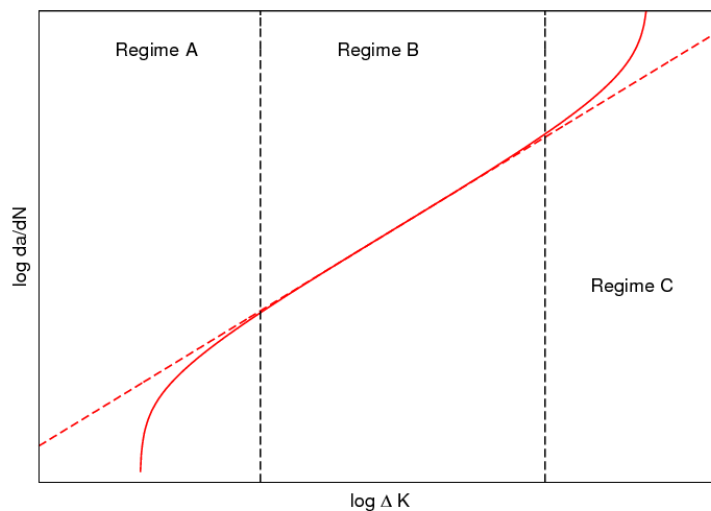


Abb. 4-20 Schematische Darstellung des Ermüdungsrisswachstums und Unterteilung in drei Bereiche

4.8.2 Ausgewählte Ermüdungsgesetze

Nach Auswertung der verfügbaren Literatur wurden mehrere neue Ermüdungsgesetze in PROST verfügbar gemacht. Zusätzlich zum bisher verwendeten modifizierten Paris-Gesetz sind auch die linearen Gesetze nach Paris und Erdogan /PAR 63/ und nach Walker /WAL 70/ verfügbar. Die zwei nichtlinearen Gesetze, die in PROST aufgenommen wurden, gehen auf Forman zurück /FOR 72/ , /FOR 92/ und werden im Folgenden nach ihrem Publikationsjahr unterschieden. Der Zusammenhang zwischen dem Risswachstum pro Zyklus und der Belastung ist in Tab. 4-4 aufgeführt.

Tab. 4-4 Ermüdungsgesetze in PROST

Original-Paris	$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m$
Paris modifiziert /PAR 63/	$\frac{da}{dN} = C \frac{(\Delta K)^m}{\sqrt{1-R}}$
Walker /WAL 70/	$\frac{da}{dN} = C \left(\frac{\Delta K}{(1-R)^{1-\gamma}} \right)^m$
Forman 72 /FOR 72/	$\frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K)^m}{(1-R)K_c - \Delta K}$
Forman 92 /FOR 92/	$\frac{da}{dN} = \frac{C\Delta K^m [\Delta K - K_{th}]^p}{[(1-R)K_c - \Delta K]^q}$

Hierbei ist $\frac{da}{dN}$ das Risswachstum pro Zyklus, ΔK die Differenz der Spannungsintensitätsfaktoren zwischen maximaler und minimaler Belastung, R das Verhältnis minimaler zu maximaler Spannung, K_c die Bruchzähigkeit und K_{th} der Spannungsintensitätsfaktor-Schwellwert, bei dem Risswachstum durch Ermüdung einsetzt. Die Größen m , C , γ , p und q sind materialabhängige Größen, deren Wert sich bei unterschiedlichen Gesetzen unterscheiden kann.

Eine grafische Darstellung der verschiedenen Gesetze findet sich in Abb. 4-21. Die Parameter der Gesetze wurden mit dem Ziel gewählt, eine möglichst übersichtliche Darstellung zu erhalten; die deutlichen Unterschiede zwischen den Gesetzen rühren also von dieser Absicht her. Sie sind in Tab. 4-5 aufgelistet.

Tab. 4-5 Parameter der Ermüdungsgesetze in Abb. 4-21

	C [Einheit je nach Formel]	m	γ	p	q	K_c [MPa mm ^{1/2}]	K_{th} [MPa mm ^{1/2}]
Original-Paris	$1 \cdot 10^{-13}$	3.93	-	-	-	-	-
Paris modifiziert	$5 \cdot 10^{-15}$	3.93	-	-	-	-	-
Walker	$1 \cdot 10^{-15}$	3.93	0.25	-	-	-	-
Forman 72	$1 \cdot 10^{-11}$	3.93	-	-	-	8400	-
Forman 92	$1 \cdot 10^{-10}$	2.93	-	1.2	1.5	8400	500

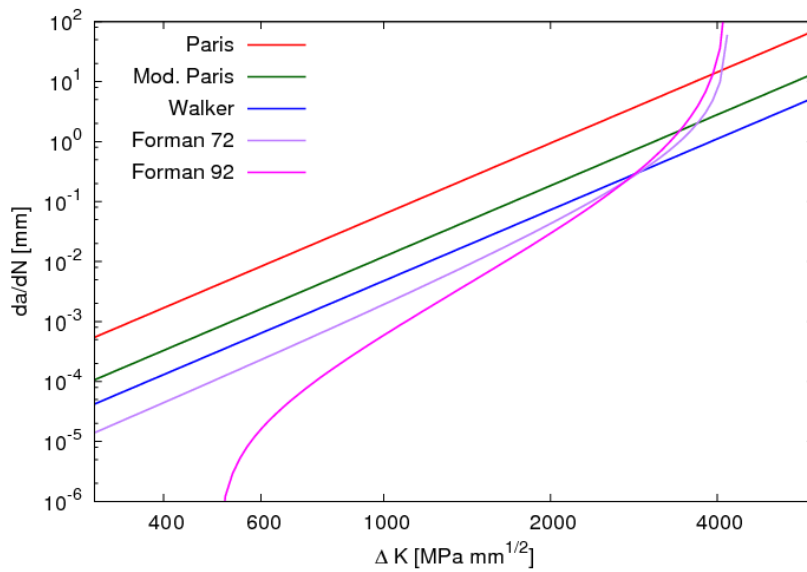


Abb. 4-21 Ermüdungsgesetze in Prost mit Parametern gemäß Tab. 4-5

An den Formeln der Tab. 4-4 wie auch an Abb. 4-21 lassen sich die Eigenschaften der verschiedenen Gesetze ablesen. Während das Forman 72-Gesetz nur eine Nichtlinearität für große Werte von K abbildet, beinhaltet das Gesetz Forman 92 auch eine Berücksichtigung des Schwellwertes K_{th} .

4.8.3 Umsetzung in PROST

Die Oberfläche von PROST wurde so erweitert, dass das Gesetz, mit dem das Ermüdungsrisswachstum simuliert werden soll, ausgewählt werden kann. Die freien Parameter der Gesetze lassen sich ebenfalls eingeben. Es ist möglich, die Parameter m und C als verteilte Größen zu wählen und ihre Werte über Verteilungsfunktionen bestimmen zu lassen. Für die anderen Parameter ist diese Option bisher nicht möglich.

4.8.4 Testrechnungen zum Vergleich der verwendeten Ermüdungsgesetze

4.8.4.1 NURBIM-Lastfall

Für einen Vergleich der verwendeten Gesetze ist zunächst die Bestimmung der Parameter der Formeln notwendig. Als erstes Testbeispiel wurde ein Lastfall gewählt, der sich an den NURBIM-Benchmark anlehnt.

Untersucht wurden Umfangsrisse in Rohrleitungen mit dem Innenradius 368.3 mm und der Wanddicke 62.2 mm. Das Rohr wird mit konstanter Spannung zyklisch belastet, das Spannungsminimum beträgt 45.6 MPa, das Maximum 115.0 MPa, d.h. das Spannungsverhältnis (R-Wert) 0.39, bei 500 Zyklen pro Jahr und einer Gesamtbetriebsdauer von 40 Jahren. Der Elastizitätsmodul beträgt 180 GPa, die Streckgrenze 150 MPa, die Zugfestigkeit 450 MPa und die Fließspannung 300 MPa. Die Bruchzähigkeit des Werkstoffs in der Hochlage beträgt ca. $266 \text{ MPa mm}^{1/2}$ ($8402.2 \text{ MPa mm}^{1/2}$).

Es wurde nun davon ausgegangen, dass das Ermüdungsverhalten näherungsweise durch das einfache Paris-Gesetz beschrieben ist, mit den Parametern $m = 3.93$ und $C = 6.49 \cdot 10^{-15} \text{ mm/Zyklus (MPa mm}^2)^{-3.93}$. Aus diesen wurden nun die Parameter der anderen Ermüdungsgesetze bestimmt. Hierbei wurde $R = 0.39$ verwendet und ferner für das Forman 92-Gesetz ein K -Schwellwert von $50 \text{ MPa mm}^{1/2}$ angenommen. Die Ergebnisse der Parameterbestimmung sind in Tab. 4-6 aufgelistet.

Tab. 4-6 Parameter der Ermüdungsgesetze (siehe Abb. 4-22)

Gesetz	m	C	Weitere Parameter
Paris	3.93	$6.49 \cdot 10^{-15}$	
Mod. Paris	3.93	$2.46 \cdot 10^{-15}$	
Walker	3.93	$1.51 \cdot 10^{-15}$	$\gamma = 0.25$
Forman 72	3.93	$1.82 \cdot 10^{-11}$	
Forman 92	2.536	$5.78 \cdot 10^{-10}$	$p = 1.136, q = 1.146$

Für den gewählten R -Wert ergibt sich für das modifizierte Paris-Gesetz ein anderer C -Wert als für das einfache Paris-Gesetz. Das Walker-Gesetz kann mit $\gamma = 1 - 1/(2m)$ in das modifizierte Paris-Gesetz überführt werden; für feste Werte von R wie im NURBIM-Lastfall vorgegeben können jedoch auch andere Kombinationen von C und γ den

Funktionsverlauf reproduzieren. Die Graphen der Funktionen $\frac{da}{dN}(\Delta K)$ mit den Parametern aus Tab. 4-6 sind in Abb. 4-22 gezeigt.

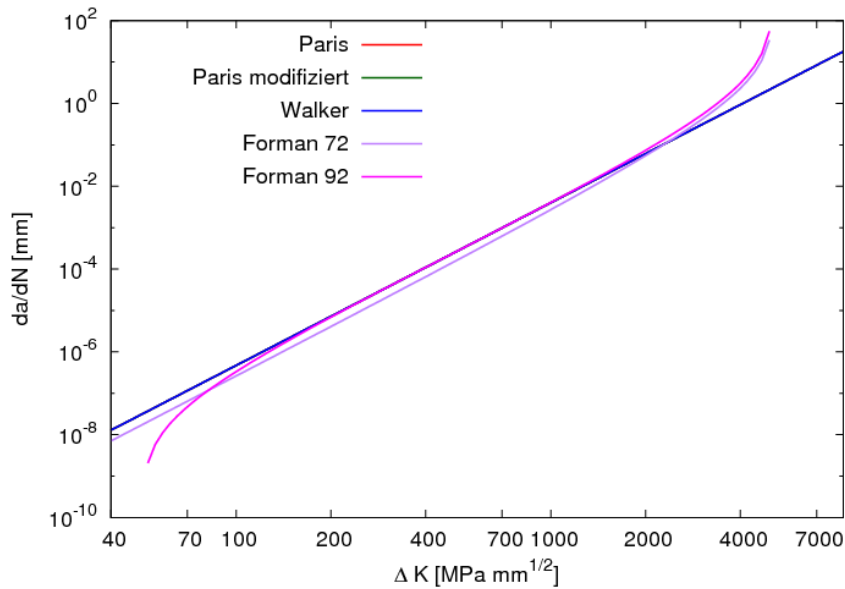


Abb. 4-22 Vergleich der Ermüdungswachstumsraten verschiedener Gesetze mit Parametern gemäß Tab. 4-6

In dieser Darstellung ist sichtbar, dass die linearen Gesetze (Paris-Gesetz, modifiziertes Paris-Gesetz und Walker-Gesetz) zu kaum unterscheidbaren Risswachstumsraten führen. Die Risswachstumsrate nach Forman 72 unterschätzt nach dieser Anpassung die anderen Raten bei mittleren Spannungsintensitätsfaktoren, während bei hohen Werten durch das nichtlineare Verhalten in der Nähe der Bruchzähigkeit die linearen Kurven übertroffen werden. Die Rate nach dem Forman 92-Gesetz trifft die linearen Gesetze bei mittleren K-Werten recht gut; in der Nähe des Schwellenwertes K_{th} und in der Nähe von K_c sind die Abweichungen deutlich.

Es wird nun die Entwicklung der Leckwahrscheinlichkeit über den Betriebszeitraum für den ausgewählten NURBIM-Lastfall untersucht. Die betrachtete Anfangsrissverteilung sei durch eine Lognormal-Verteilung beschrieben mit den Parametern $\ln \mu = 0.0953$ und $\ln \sigma = 0.64$. Das Verhältnis von Risslänge zu Risstiefe sei konstant $c/a = 3$. Das Ergebnis ist in Abb. 4-23 dargestellt.

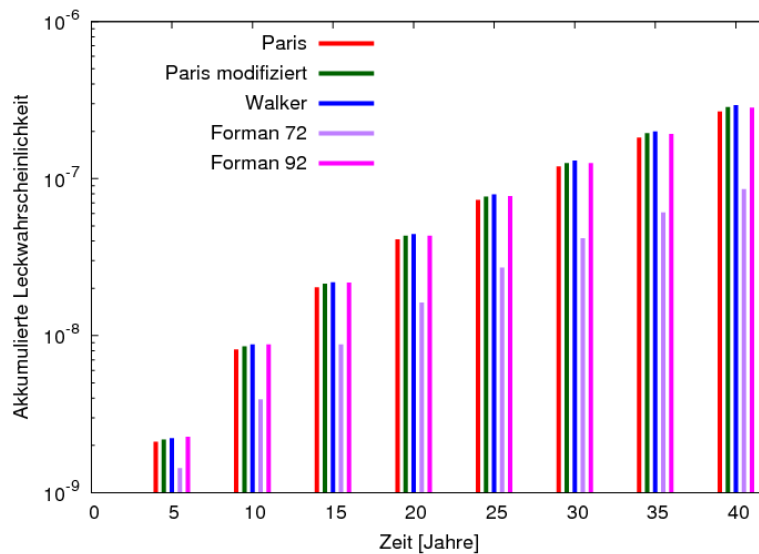


Abb. 4-23 Akkumulierte Leckwahrscheinlichkeit, berechnet mit den verschiedenen Ermüdungsmodellen

Die drei linearen Gesetze sowie das Forman 92-Gesetz unterscheiden sich kaum im Ergebnis. Das ist darauf zurückzuführen, dass die Risswachstumsraten für die gewählten Parameter im Bereich mittlerer Spannungsintensitätsfaktoren, die für das Risswachstum im betrachteten Rohr verantwortlich sind, gut übereinstimmen. Das Forman 72-Gesetz dagegen, dessen Parameter auf eine Übereinstimmung bei tendenziell höheren Werten von K hin angepasst wurden, weist niedrigere Leckwahrscheinlichkeiten auf. Dies lässt sich dadurch erklären, dass die Risswachstumsraten pro Zyklus im Bereich relevanter mittlerer K -Werte beim Forman 72-Gesetz unter denen der anderen vier Gesetze liegen.

4.8.4.2 Parameter aus experimentellen Daten

Als zweites Testbeispiel wurden Daten der MPA Stuttgart /MPA 13/ zum Ermüdungsrisswachstum zur Grundlage der Parameterbestimmung genommen. Es wurden die Daten zum Verhalten des austenitischen Stahls X6CrNiNb18-10 und des Ferrits 22NiMoCr3-7 bei Raumtemperatur für verschiedene Spannungsverhältnisse (R-Werte) gewählt. Die beiden Datensätze sind in Abb. 4-24 und Abb. 4-25 dargestellt.

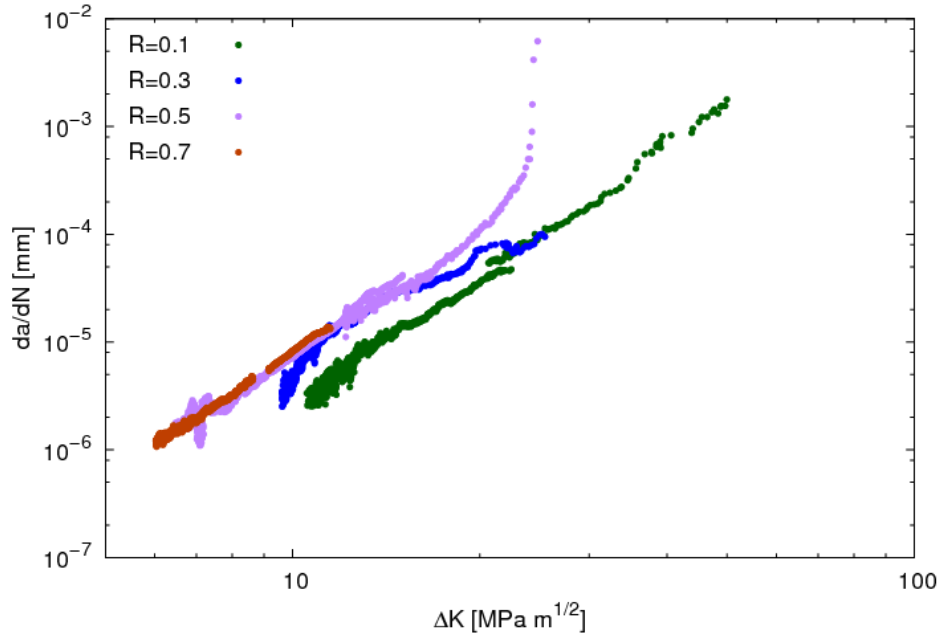


Abb. 4-24 Daten zum Risswachstum in X6CrNiNb18-10 bei Raumtemperatur für verschiedene R-Werte nach /MPA 13a/

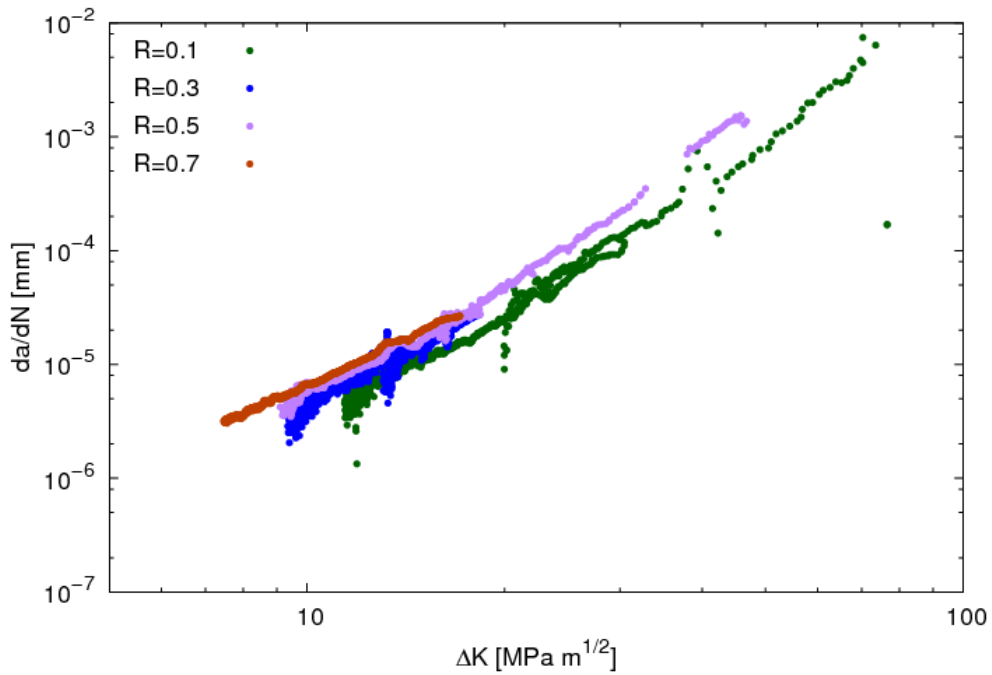


Abb. 4-25 Daten zum Risswachstum in 22NiMoCr3-7 bei Raumtemperatur für verschiedene R-Werte nach /MPA 13a/

Zunächst wurden die Ermüdungsgesetz-Parameter den Daten angepasst. Während im Rahmen des Vorhabens der MPA Stuttgart die Unsicherheiten der Parameter untersucht wurden, soll hier nur eine mögliche Variante pro Ermüdungsfunktion diskutiert werden, um die Gesetze untereinander zu vergleichen. Die Ergebnisse der Parameterfestlegung sind in Tab. 4-7 und Tab. 4-8 zusammengefasst.

Tab. 4-7 Ermüdungs-Parameter für Austenit

	C [Einheit je nach Formel]	m	γ	p	q	K_c [MPa mm ^{1/2}]	K_{th} [MPa mm ^{1/2}]
Original-Paris	$6.012 \cdot 10^{-15}$	3.63	-	-	-	3000	-
Paris modifiziert	$2.772 \cdot 10^{-16}$	3.91	-	-	-	3000	-
Walker	$7.0 \cdot 10^{-16}$	3.85	0.72	-	-	3000	-
Forman 72	$1.30 \cdot 10^{-9}$	2.87	-	-	-	3000	-
Forman 92	$1.85 \cdot 10^{-9}$	2.51	-	0.5	1.17	3000	261

Tab. 4-8 Ermüdungs-Parameter für Ferrit

	C [Einheit je nach Formel]	m	γ	p	q	K_c [MPa mm ^{1/2}]	K_{th} [MPa mm ^{1/2}]
Original-Paris	$2.45 \cdot 10^{-12}$	2.535	-	-	-	7000	-
Paris modifiziert	$2.37 \cdot 10^{-11}$	2.044	-	-	-	7000	-
Walker	$2.857 \cdot 10^{-13}$	2.83	0.816	-	-	7000	-
Forman 72	$1.67 \cdot 10^{-10}$	3.25	-	-	-	7000	-
Forman 92	$1.67 \cdot 10^{-10}$	1.52	-	1.28	0.56	7000	250

Es sollte darauf hingewiesen werden, dass die vorgestellte Parameterkombination nur eine mögliche Variante darstellt, je nach Wichtung der Parameter und Berücksichtigung der unterschiedlichen Datenbereiche sind auch deutlich verschiedene Parameterkombinationen möglich. Eine Schwierigkeit bei der Bestimmung der Parameter besteht darin, dass die von Paris modifiziert und Forman 72 angesetzte R-Abhängigkeit des Risswachstums sich nicht durch die experimentellen Daten ergibt; die Ansätze nach Original-Paris und Walker, die eine schwächere R-Abhängigkeit im linearen Bereich implizieren, scheinen hier plausibler. Der Wert K_{th} scheint in den Experimenten stark zu streuen und erschwert die Festlegung der Parameter für das Gesetz nach Forman 92.

Mit diesen Parametern wurde ein Lastfall aus dem NURBIM-Benchmark gerechnet. Dabei wurde „Großes Rohr“ bei hoher Belastung ausgewählt, wobei als einziger Ein-

gangparameter die Risstiefe als Verteilung angenommen wird. Die Parameter sind somit identisch zum im Abschnitt 4.8.4.1 beschriebenen Fall, mit dem einzigen Unterschied, dass das Spannungsmaximum 155 MPa beträgt. Die akkumulierte Leckwahrscheinlichkeit als Funktion der Betriebszeit ist für die Austenit-Parameter in Abb. 4-26 und für die Ferrit-Parameter in Abb. 4-27 gezeigt.

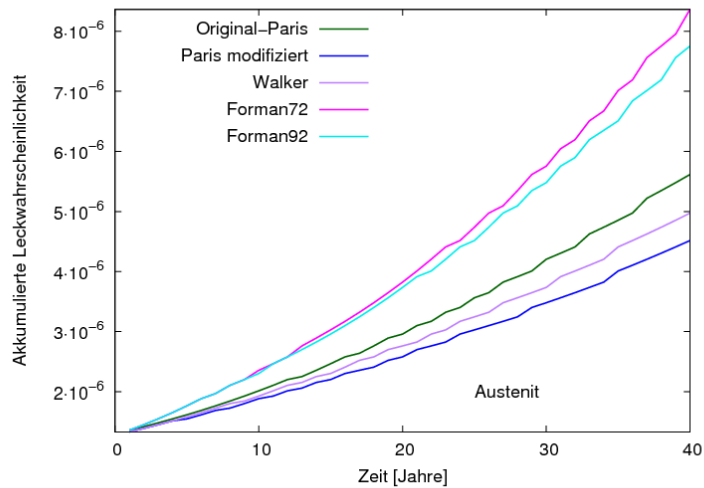


Abb. 4-26 Akkumulierte Leckwahrscheinlichkeit für den NURBIM-Lastfall mit Rohrleitungswerkstoff Austenit für verschiedene Ermüdungsgesetze

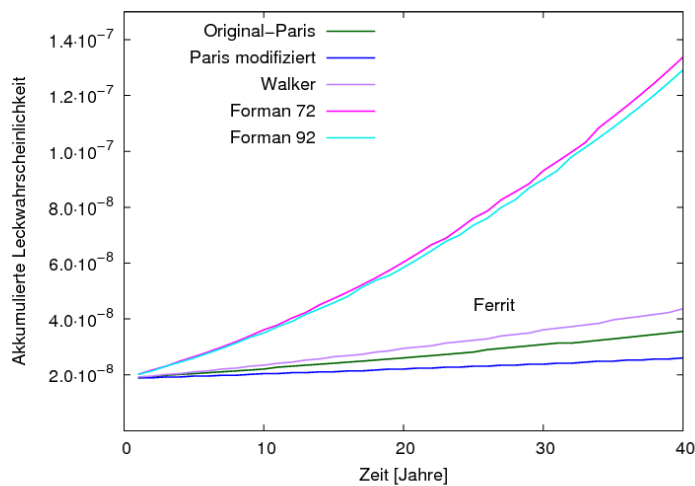


Abb. 4-27 Akkumulierte Leckwahrscheinlichkeit für den NURBIM-Lastfall mit Rohrleitungswerkstoff Ferrit für verschiedene Ermüdungsgesetze

Die Ergebnisse beider Materialien zeigen einen erkennbaren Unterschied zwischen den linearen Ermüdungsgesetzen (Original-Paris, Paris modifiziert und Walker) und den nichtlinearen Gesetzen (Forman 72 und Forman 92). Die Risswachstumsgesetze mit nichtlinearem Anteil führen zu höheren Leckwahrscheinlichkeiten als die einfacheren Gesetze. Die niedrigste Leckwahrscheinlichkeit erhält man mit dem modifizierten Paris-Gesetz, das wie oben beschrieben die R-Abhängigkeit des Risswachstums pro Zyklus nur unzureichend beschreiben kann.

Insgesamt zeigt die Untersuchung, dass die Berücksichtigung nichtlinearer Effekte bei sehr kleinen oder sehr großen Spannungsintensitätsfaktoren starken teilweise starken Einfluss auf die Leckwahrscheinlichkeit haben kann. Die Vernachlässigung des schnelleren Risswachstums bei großen K-Differenzen bei den linearen Gesetzen führt in den beiden obigen Beispielen zu einer Unterschätzung der Leckwahrscheinlichkeit. Der zweite Faktor, der die Eignung eines Risswachstumsgesetzes bestimmt, ist die Abhängigkeit vom Spannungsverhältnis R . Das modifizierte Paris-Gesetz beispielsweise überschätzt die Abhängigkeit des Risswachstums von R und führt durch diese ungünstige Parametrisierung zu einer niedrigeren Leckwahrscheinlichkeit als die Berechnungen mit Original-Paris und Walker, die keine R -Abhängigkeit aufweisen. Weiterhin sind wegen der unterschiedlichen Risswachstumsgeschwindigkeiten im austenitischen und im ferritischen Werkstoff die Leckwahrscheinlichkeiten im austenitischen Werkstoff nach 40 Jahren um fast den Faktor 60 größer als im ferritischen Werkstoff.

4.9 Kopplung von Schädigungsmechanismen

Um die Kopplung der drei verschiedenen in PROST verfügbaren Schädigungsmechanismen zu ermöglichen, wurde der Simulationsablauf neu strukturiert. Eine Übersicht über die Risswachstumsberechnung innerhalb des PROST-Codes ist in Abb. 4-28 gegeben.

Über die grafische Benutzeroberfläche werden die Daten des jeweiligen Falls eingegeben und die verteilten Größen festgelegt. Im Folgenden werden nun Berechnungen einzelner Risskonfigurationen durchgeführt, denen jeweils bestimmte Wahrscheinlichkeiten zugeordnet sind – je nachdem, ob es sich um eine Monte-Carlo-Rechnung oder ein geschichtetes Verfahren handelt, unterscheidet sich die Bestimmung der Wahrscheinlichkeit.

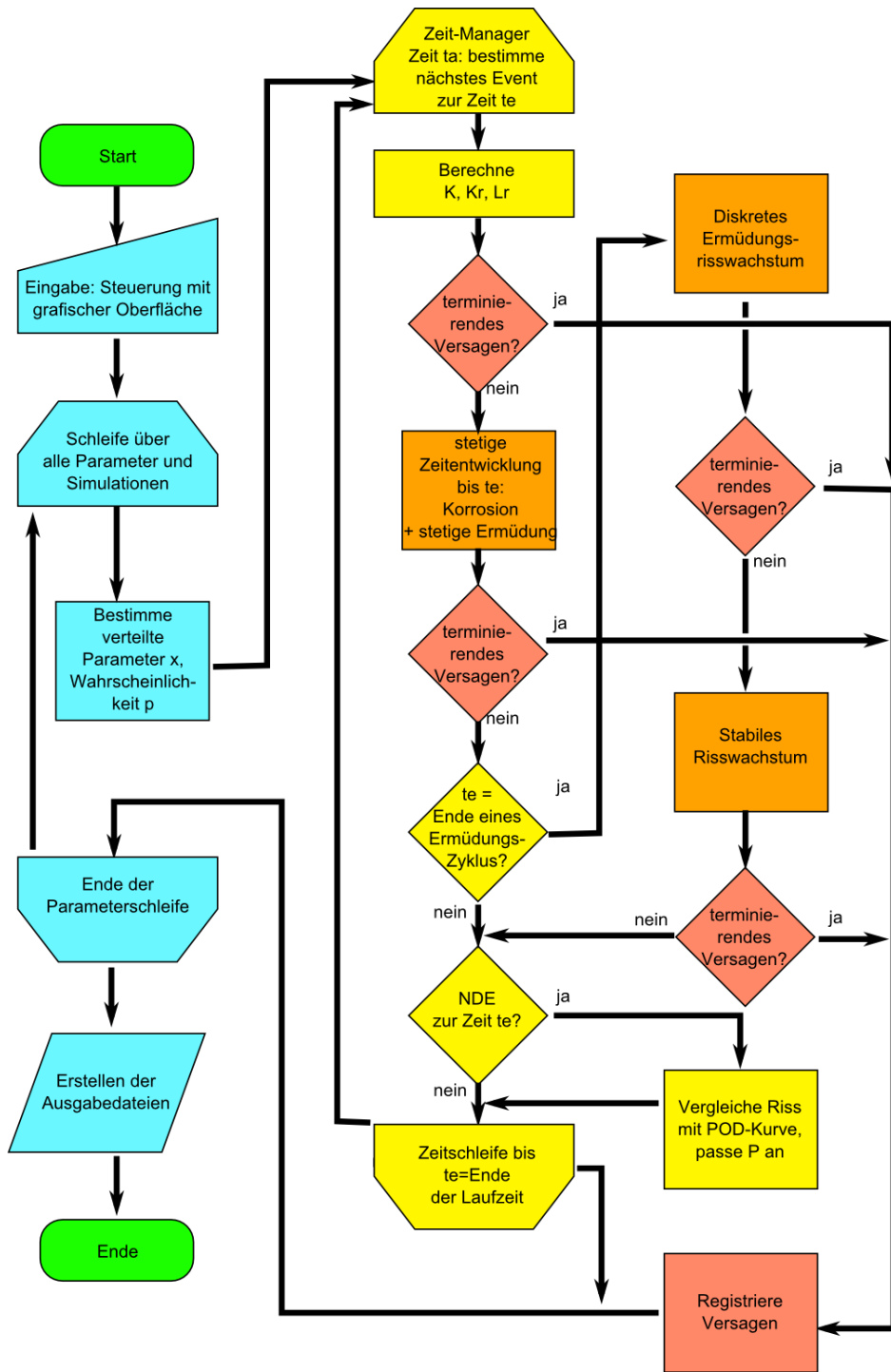


Abb. 4-28 Risswachstumssimulation in PROST

Die Rissimulation geschieht schrittweise in bestimmten Abschnitten, in denen die stetige Entwicklung gemäß den Differentialgleichungen zu Ermüdung oder Korrosion nicht gestört wird. Unterbrechungen dieser Entwicklung können Ermüdungszyklen sein

(wenn die Ermüdung nicht kontinuierlich beschrieben wird), die Durchführung einer zerstörungsfreien Prüfung oder einfach die Änderung der Belastung.

Nach jedem Teilschritt wird geprüft, ob ein Leck auftritt oder ein Bruch. Im Fall eines solchen Ereignisses wird diese Einzelrisssimulation beendet und das Ergebnis geht in die Statistik ein.

4.9.1 Kopplung von Ermüdung und Korrosion

Die Kopplung von Ermüdung und Korrosion in PROST ist auf zwei verschiedene Weisen möglich. Korrosions-Ermüdung kann durch die Summe der Risswachstumsgeschwindigkeiten beschrieben sein. Ein solches Vorgehen findet sich auch in /HAR 92/ und wird auch in /BRI 01/ erwähnt.

$$\frac{da}{dt} = \left(\frac{da}{dt}\right)_{\text{Ermüdung}} + \left(\frac{da}{dt}\right)_{\text{Korrosion}} \quad (4.8-1)$$

In anderen Situationen mag der Einfluss von korrosiven Medien auf den Ermüdungsprozess adäquat durch angepasste Ermüdungsgesetze abgebildet werden. Die Funktion f kann beispielsweise ein Paris-ähnliches Gesetz sein, dessen Parameter an den Einfluss der Umgebung angepasst sind.

$$\frac{da}{dN} = f(K_{\min}, K_{\max}) \quad (4.8-2)$$

Beide beschriebene Schädigungsmöglichkeiten lassen sich in PROST umsetzen. Der erste Fall lässt sich durch das Anwählen beider Schädigungsmechanismen umsetzen, die dann während der Simulation beide berücksichtigt werden. Der zweite Fall lässt sich über Ermüdungsrisswachstum umsetzen, bei dem die Parameter des Ermüdungsgesetzes für die speziellen Erfordernisse gewählt werden müssen.

4.9.2 Ermüdung und stabiles Risswachstum

Die Mechanismen Ermüdung und stabiles Risswachstum wurden in PROST in Anlehnung an den R6-Code umgesetzt /BRI 01/. Es wird angenommen, dass das Belastungsmaximum eines jeden Ermüdungszyklus zu seinem Ende auftritt. Bei diesem Ma-

ximum wird die Initiierung des stabilen Risswachstums überprüft. Sobald der Riss einmal stabil verlängert wurde, wird in die Rissverlängerung Δa ab diesem Zeitpunkt sowohl das Wachstum aufgrund von stabilem Risswachstum als auch das Risswachstum aufgrund von Ermüdung in späteren Zyklen eingerechnet:

$$\Delta a = a - a_{\text{ini}} = (\Delta a)_{\text{Ermüdung}} + (\Delta a)_{\text{stabiles Risswachstum}} \quad (4.8-3)$$

4.9.3 Problematik Korrosion und stabiles Risswachstum

Der R6-Code /BRI 01/ warnt explizit vor der Kopplung von Korrosion mit stabilem Risswachstum. Wegen der fehlenden Ansätze in der Simulation und der theoretischen Unsicherheit ist in PROST die unmittelbare Kombination von Korrosion unter konstanter Last und stabilem Risswachstum nicht vorgesehen. Es ist jedoch möglich, Korrosionsermüdung mit stabilem Risswachstum zu koppeln oder durch geschickte Zeit-Last-Programmierung die stabile Rissverlängerung im Anschluss an einen Korrosions-Zeitraum zu simulieren.

4.10 Rissbildung

Im bisherigen Entwicklungszustand von PROST wird das Vorhandensein von Anfangsrissen vorausgesetzt. Die Simulation des Vorgangs der Rissbildung wurde als Option wie nachfolgend beschrieben zur Verfügung gestellt.

4.10.1 Angaben zum Stand von Wissenschaft und Technik

Für den Schädigungsmechanismus Ermüdung ist in KTA 3201.2 eine Vorgehensweise zur Beschreibung der Rissbildung basierend auf der Verwendung von Wöhlerlinien festgelegt. Nach /NUR 06/ liegt in einer Probe bei Erreichen der maximalen Zyklenzahl üblicherweise ein Anriss mit einer Tiefe von 3 mm vor. Zur Frage der Länge des gebildeten Risses müssen noch Festlegungen auf Basis experimenteller Erkenntnisse getroffen werden. Die Rissbildungsansätze für den Schädigungsmechanismus Korrosion, wie sie in PRAISE /HAR 92/ oder NURBIT /BRI 04/ vorhanden sind, können nicht ohne zusätzliche Untersuchungen auf in deutschen Anlagen verwendete Werkstoffe übertragen werden.

Ein alternativer Ansatzpunkt für die Berücksichtigung der Rissbildung, könnte die in /GRS 10/ beschriebene Methodik zur Bestimmung von Anfangsrissverteilungen basierend auf der Auswertung der deutschen Betriebserfahrung sein.

4.10.2 Rissbildungs-Ansatz in PROST

Als einfacher Ansatz wurde ein neuer Parameter t_{ini} eingeführt, der den Zeitpunkt der Rissbildung beschreibt. Vor diesem Zeitpunkt ist die Struktur demnach unbeschädigt und kann lediglich durch Überschreiten der Grenztragfähigkeit versagen.

Zum Zeitpunkt t_{ini} wird ein Riss als gebildet angenommen und wird von diesem Zeitpunkt an wie ein gewöhnlicher Riss in PROST behandelt. Die Rissgröße kann ebenso durch Verteilungsfunktionen beschrieben werden wie in einer PROST-Simulation mit Anfangsrissverteilung. Das Wachstum über Zeit und Zyklen wird berechnet und der Riss hinsichtlich seiner Sicherheit bewertet.

Während man den Fall einer Anfangsrissverteilung für $t_{ini} = 0$ erhält, ist die Option einer statistischen Verteilung von t_{ini} eine Möglichkeit, die Unsicherheiten bezüglich der Rissbildung in PROST zu berücksichtigen.

4.10.3 Testbeispiel: TC-System mit Rissinitiierung

In /GRE 04/ wurde unter Einbeziehung der Betriebserfahrung eine Anfangsrissverteilung im austenitischen Werkstoff 1.4541 unter SWR-Bedingungen untersucht. Es wurden Rissbildungszeiten durch Rückrechnung der gefundenen Risse ermittelt (siehe Abb. 4-29), die sich durch Verteilungsfunktionen annähern lassen. Je nach Wahl der Funktion und Wichtung der Werte ergeben sich zusätzlich zum in /GRE 04/ vorgeschlagenen Wert (Nr. t0a) zwei weitere Varianten (Nr. t0b und t0c), die in Tab. 4-9 und Abb. 4-29 dargestellt sind.

Die Risstiefe zum Zeitpunkt der Rissbildung wird mit 1 mm angesetzt, die Risslänge ist ebenfalls durch eine Verteilungsfunktion beschrieben. Eine Exponentialverteilung scheint die geeignete Wahl zu sein. Während /GRE 04/ auf einen Mittelwert von $c_0/a_0 = 51$ kommt, scheint auch ein Mittelwert von $c_0/a_0 = 40$ möglich zu sein. Beide Werte werden im Folgenden $c0a$ und $c0b$ genannt. Für die Risswachstumsgeschwin-

digkeit wurde der in /GRE 04/ ermittelte Wert von $2.7 \cdot 10^{-8}$ mm/s übernommen und mit einer 10 %igen Standardabweichung versehen.

Tab. 4-9 Parameter der Verteilungsfunktionen für die Rissbildungszeit

Nr.	Verteilung	μ	σ
t0a	Normal	9.835	3.303
t0b	Normal	10.2	3.7
t0c	Lognormal	2.44	0.47

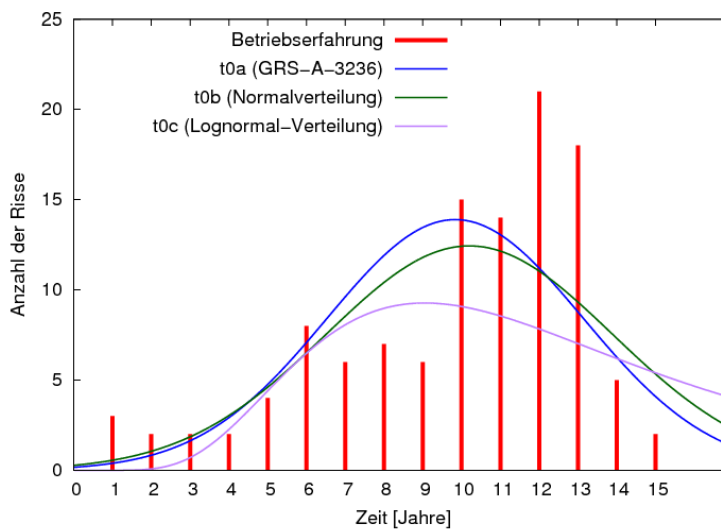


Abb. 4-29 Rissbildungszeit aus Betriebs erfahrung und die angepassten Dichtefunktionen nach Tab. 4-9

Als Anwendungsbeispiel wurde das Reaktorwasserreinigungssystem (TC) gewählt, wo Anfang der 90er Jahre Rissbildungen in Rohrleitungen aus dem titan-stabilisierten austenitischen Stahl 1.4541 gefunden wurden. Wir betrachten ein Rohr mit einem Innendurchmesser von 152.3 mm und eine Wanddicke von 9 mm, dessen Innendruck 7 MPa beträgt. Die Fließspannung von titan-stabilisierten austenitischen Stahl 1.4541 wird mit 310 MPa als Mittelwert und 30 MPa als Standardabweichung angesetzt. Weitere Informationen sind in /GRE 04/ und /GRE 10/ zu finden; der gleiche Rohrleitungsbereich wird auch in Abschnitt 4.11.4.1 aufgegriffen.

Es wurden verschiedene Berechnungen mit dem Korrosionsmodell konstanter Risswachstumsgeschwindigkeit durchgeführt. Eine Übersicht über die verschiedenen Pa-

rametereinstellungen findet sich in Tab. 4-10. Die Simulation beinhaltet sowohl das Riss- als auch das Leckwachstum und die Prüfung auf einen Bruch bei Überschreiten der kritischen Risslänge.

Tab. 4-10 Variierte Parameter bei den Testberechnungen zur Rissbildung im TC-System

Test-Nr.	0	1	2	3	4
t_{ini}	0.0	(t0a)	(t0a)	(t0b)	(t0c)
c_0/a_0	(c0a)	(c0a)	(c0b)	(c0b)	(c0b)

Die Ergebnisse der PROST-Rechnungen zu den fünf Tests sind in Abb. 4-30 dargestellt, in der üblichen Darstellung der Leck- und Bruchwahrscheinlichkeit pro Jahr.

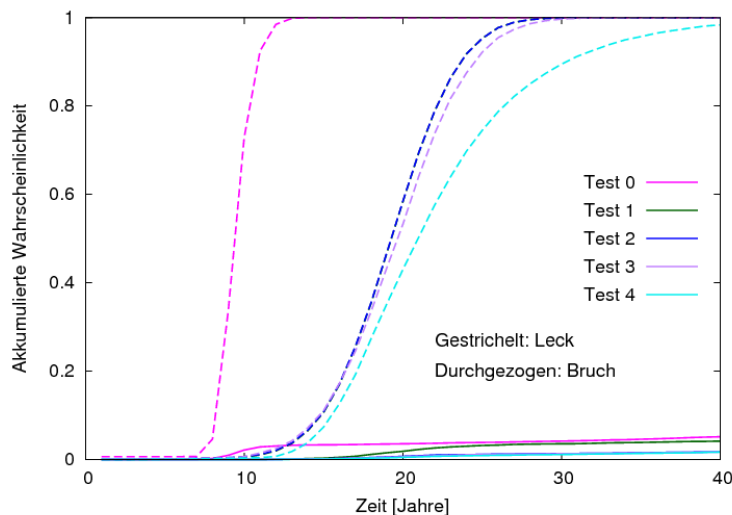


Abb. 4-30 Akkumulierte Leck- und Bruchwahrscheinlichkeit als Funktion der Zeit im TC-System für die verschiedenen Berechnungen zur Rissbildung

Test 0 entspricht einer Anfangsrissverteilung; die Resultate dieses Laufs ermöglichen daher den Vergleich der Rissbildungsverteilung mit einer simultanen Rissbildung zum Beginn des Betriebs. Der Kurvenverlauf der Leckwahrscheinlichkeit ergibt sich hier aus der Verteilung der Risswachstumsgeschwindigkeit, da die Anfangsrisstiefe konstant ist. Test 1 und 2 sind mit der Rissbildungsrate t_{0a} berechnet und unterscheiden sich in der Risslängenverteilung. Da die Korrosionsgeschwindigkeit konstant ist, ist die Leckwahrscheinlichkeit gleich, die Bruchwahrscheinlichkeit ist für Test 1 aufgrund des höheren Risslängenmittelwerts höher. Die Rissbildungszeit-Verteilung wird in Test 3

und 4 variiert. Während die Bruchwahrscheinlichkeit beider Fälle sehr nahe an Test 2 liegt, ergibt sich für Test 3 eine niedrigere Leckwahrscheinlichkeit als für Test 2, und bei Test 4 liegt sie noch niedriger. Dies lässt sich anhand der Verteilungsfunktionen für t_{ini} nachvollziehen, die bei Test 3 und 4 spätere Zeitpunkte der Rissbildung begünstigen.

4.11 Leckwachstum

Beim Auftreten eines Lecks in einer Rohrleitung entsteht ein wanddurchdringender Riss, der entweder direkt oder nach weiterem Wachstum detektiert wird oder zum Bruch der Rohrleitung führen kann.

Daher ist im Rahmen einer Leck-vor-Bruch-Bewertung die Berücksichtigung eines möglichen Leckwachstums von besonderer Bedeutung. Die dafür notwendigen Ansätze zur Bestimmung von Spannungsintensitätsfaktoren, kritischer Rissgrößen und des Leckwachstums sind im Folgenden beschrieben.

Für die in PROST betrachteten Anfangsoberflächenrisse wird eine halb elliptische Form angenommen. Wachsen die Anfangsrisse, bleibt ihre halb elliptische Form erhalten, wobei sich das Tiefe-zu-Länge-Verhältnis ändern kann. Aus experimentellen Untersuchungen ist bekannt, dass sich beim Wanddurchbruch eines halb elliptischen Oberflächenrisses oft ein Durchriss ergibt, der an der Rohraußenwand kürzer ist als an der Innenwand. Abb. 4-31 zeigt ein Beispiel einer typischen Rissform (PHDR-Leckversuche /GRE 92/).

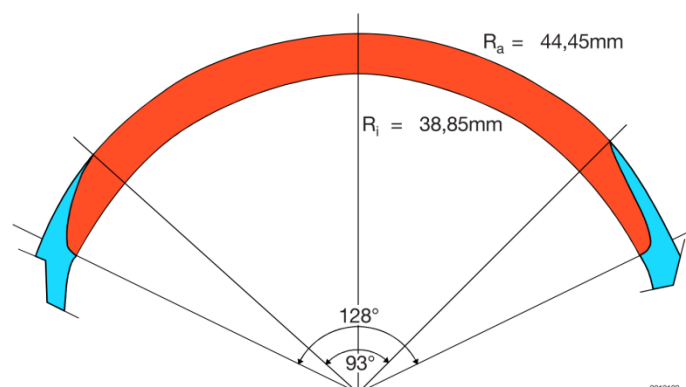


Abb. 4-31 Durchrissfläche (rot) bei einem austenitischen Rohr DN 80 (nach /GRE 92/)

Als konservative Lösung im Hinblick auf die Integrität der Rohrleitung wird hier angenommen, dass der entstehende Durchriss außen und innen gleich lang ist bzw. den gleichen Risswinkel einschließt, wie schematisch in den Abb. 4-32 und Abb. 4-33 gezeigt. Bei der Leckratenberechnung (siehe Abschnitt 4.12) kann zwischen der Durchrisslänge innen und außen differenziert werden.

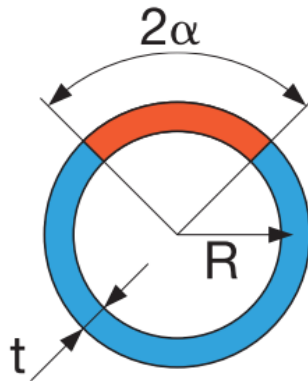


Abb. 4-32 Umfangsdurchriss mit regulärer Form (rot, schematisch) in einem Rohr

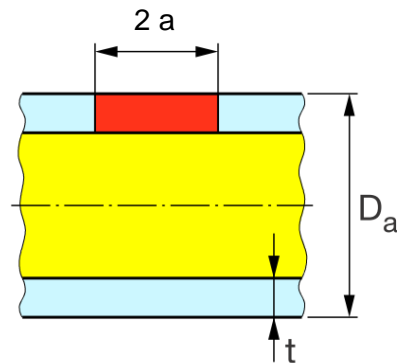


Abb. 4-33 Längsdurchriss mit regulärer Form (rot, schematisch) in einem Rohr

4.11.1 Spannungsintensitätsfaktoren für Durchrisse

Da die Wachstumsgeschwindigkeit bei der Mehrzahl der Modelle vom Spannungsintensitätsfaktor abhängt, sind auch vereinfachte Verfahren zur Ermittlung von K-Werten für Durchrisse erforderlich. Diese werden im Folgenden vorgestellt.

4.11.1.1 Umfangsdurchrisse

Es werden zwei Verfahren zur Ermittlung von Spannungsintensitätsfaktoren für Umfangsdurchrisse in Rohren unter Innendruckbelastung betrachtet, zum einen nach /DEL 79/ und zum anderen nach /ZAH 89/.

Im ersten Fall berechnet sich K aus:

$$K = p \cdot \frac{R}{2t} \cdot \sqrt{\pi a} \cdot M_{FUD} \quad (4.10-1)$$

R ist hierbei der mittlere Rohrradius, a die halbe Risslänge und M_{FUD} berechnet sich aus:

$$M_{FUD} = 1 + 0.0131 \cdot \lambda + 0.0443 \cdot \lambda^2 - 0.005817 \cdot \lambda^3 + 0.0002383 \cdot \lambda^4 \quad (4.10-2)$$

Dabei ist λ definiert als

$$\lambda = \frac{a}{\sqrt{R \cdot t}} \cdot [12(1 - \nu^2)]^{1/4} \quad (4.10-3)$$

Im zweiten Fall berechnet sich K aus:

$$K = p \cdot \frac{R}{2t} \cdot \sqrt{\pi R \alpha} \cdot F_t \quad (4.10-4)$$

mit α : halber Risswinkel im Bogenmaß.

F_t wird hier folgendermaßen berechnet:

$$F_t = 1 + A \cdot \left[5.3303 \cdot \left(\frac{\alpha}{\pi} \right)^{1.5} + 18.773 \cdot \left(\frac{\alpha}{\pi} \right)^{4.24} \right] \quad (4.10-5)$$

Die Größe A ist abhängig vom R/t-Verhältnis (mit t: Wanddicke) definiert als:

$$A = \left[0.125 \cdot \frac{R}{t} - 0.25 \right]^{0.25} \quad (4.10-6)$$

für $5 \leq R/t \leq 10$ und

$$A = \left[0.4 \cdot \frac{R}{t} - 3.0 \right]^{0.25} \quad (4.10-7)$$

für $10 \leq R/t \leq 20$.

Abb. 4-34 zeigt beispielsweise für eine Rohrleitung (DN 50) unter 15.5 MPa Innendruck berechnete Spannungsintensitätsfaktoren für Umfangsrisse abhängig vom Risswinkel.

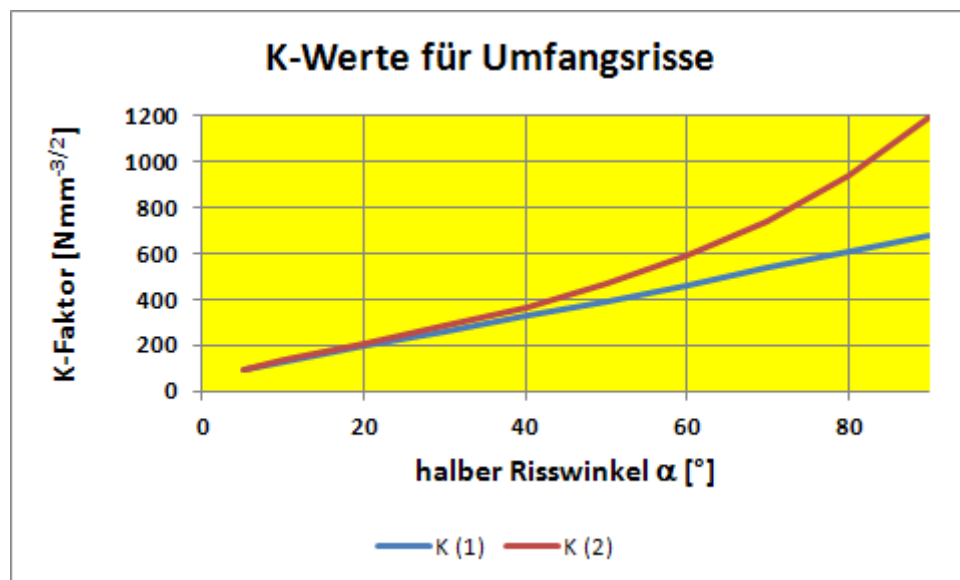


Abb. 4-34 Spannungsintensitätsfaktoren für Umfangsdurchrisse in einem Rohr DN 50 bei 15.5 MPa Innendruck nach /ZAH 89/ (K2) und /DEL 79/ (K1)

Das Verfahren nach /ZAH 89/ liefert bei gleichem Risswinkel höhere K-Werte und wird deshalb in PROST eingesetzt. Für komplexere Belastungen sind noch entsprechende Verfahren bereitzustellen.

4.11.1.2 Axialdurchrisse

Hier werden für Innendruckbelastung Verfahren nach /BEC 81/ und /ZAH 90/ verwendet.

Im ersten Fall berechnet sich K aus:

$$K = p \cdot \frac{R_i}{t} \cdot \sqrt{\pi a} \cdot M_{FD} \quad (4.10-8)$$

mit a als halber Risslänge.

M_{FD} berechnet sich aus:

$$M_{FD} = (1 + 0.288 \cdot \lambda + 0.389 \cdot \lambda^2 - 0.013 \cdot \lambda^3)^{1/2} \quad (4.10-9)$$

mit λ gemäß (Abschnitt 4.11.3).

Im zweiten Fall berechnet sich K aus:

$$K = p \cdot \frac{R}{t} \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F \quad (4.10-10)$$

F wird hier folgendermaßen berechnet:

$$F = 1 + 7.2449 \cdot 10^{-2} \cdot \lambda + 0.64856 \cdot \lambda^2 - 0.2327 \cdot \lambda^3 + 3.8154 \cdot 10^{-2} \cdot \lambda^4 - 2.3487 \cdot 10^{-3} \cdot \lambda^5 \quad (4.10-11)$$

Spannungsintensitätsfaktoren für den DN 50-Fall und 15.5 MPa Innendruck sind als Funktion der halben Risslänge in Abb. 4-35 dargestellt.

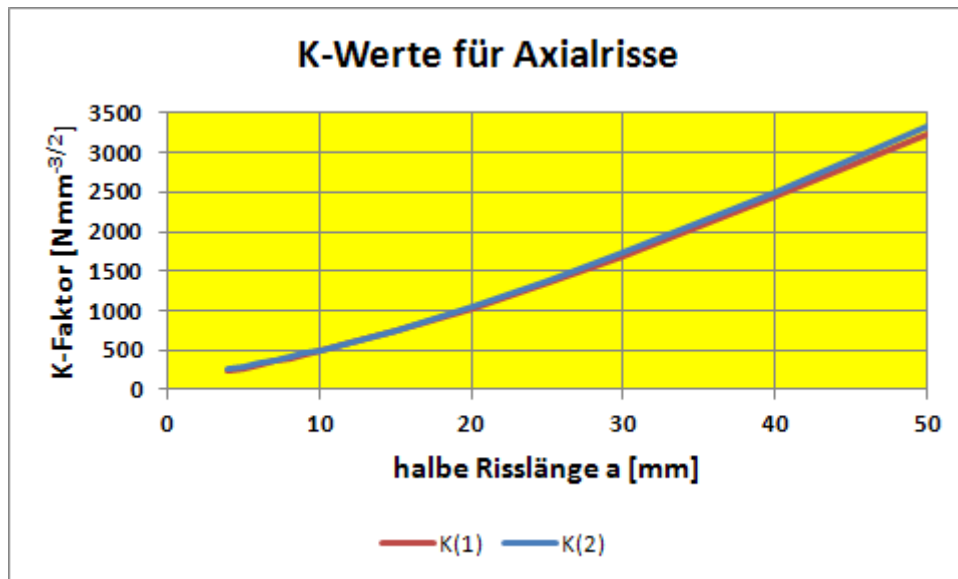


Abb. 4-35 Spannungintensitätsfaktoren für Längsdurchrisse in einem Rohr DN 50 bei 15.5 MPa Innendruck nach /BEC 81/ (K1) und /ZAH 90/ (K2)

Die Werte nach /ZAH 90/ sind geringfügig höher. Dieses Verfahren wird deshalb in PROST eingesetzt. Für komplexere Belastungen sind noch entsprechende Verfahren bereitzustellen.

4.11.2 Kritische Risslängen

Überschreitet die berechnete Länge des Durchrisses die kritische Risslänge, ist ein Bruch der Rohrleitung zu unterstellen. Zur Abschätzung der kritischen Risslängen werden vereinfachte Verfahren verwendet, die im Fall zähen Werkstoffverhaltens auf der Ermittlung der plastischen Kollapslast beruhen. In der Literatur sind einige geeignete Verfahren verfügbar. Im Folgenden werden je zwei Verfahren für Umfangs- bzw. Axialrisse vorgestellt sowie die getroffene Wahl je eines Verfahrens begründet.

4.11.2.1 Umfangsdurchrisse

Hierfür werden Verfahren nach /KAS 81/ und nach Zahoor /ZAH 89/ betrachtet.

Nach /KAS 81/ berechnet sich der Innendruck, bei dem der plastische Kollaps eintritt, gemäß:

$$p_l = \frac{2t \cdot \sigma_f}{R_i} \left(1 - \frac{\alpha}{\pi}\right) \left(1 + \frac{2 \sin \alpha \left[\cos \alpha + \frac{\sin \alpha}{\pi - \alpha}\right]}{\pi - \alpha - 2 \frac{\sin^2 \alpha}{\pi - \alpha} - \frac{\sin 2\alpha}{2}}\right)^{-1} \quad (4.10-12)$$

mit α als halber Risslänge. Die Fließspannung σ_f wird dabei aus Streckgrenze und Zugfestigkeit gebildet, bei vielen Werkstoffen als Mittelwert.

Bei /ZAH 89/ wird die folgende Beziehung verwendet:

$$p_l = \frac{1}{\pi \cdot R_i^2} \cdot P_0 \cdot \frac{2\beta - \alpha}{\pi} \quad (4.10-13)$$

Dabei ist

$$P_0 = \left(2 - \frac{t}{R_a}\right) \pi R_a t \sigma_f$$

und

$$\beta = \arccos(0.5 \cdot \sin \alpha)$$

Wertet man die beiden Formeln für ein Rohr DN 50 (TA-System) mit $R_a = 30.15$ mm, $t = 6.3$ mm und $\sigma_f = 310$ MPa aus, so ergeben sich die in Abb. 4-36 dargestellten Kurven.

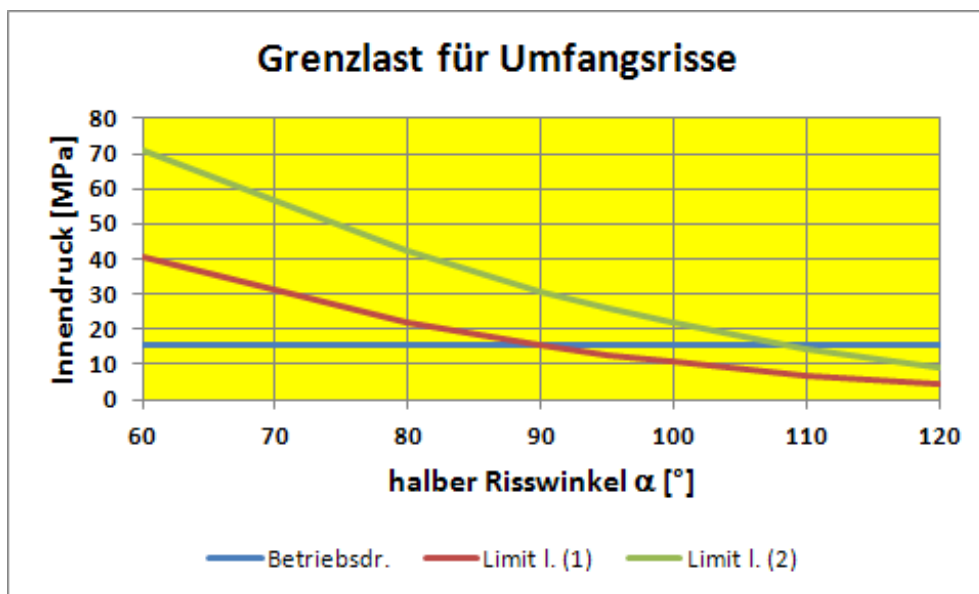


Abb. 4-36 Grenzdrücke für Umfangsdurchrisse in einem Rohr DN 50 (rot: nach /KAS 81/, grün: nach /ZAH 89/, blau: Betriebsdruck)

Das Verfahren nach /KAS 81/ liefert für den Betriebsdruck einen kleineren kritischen Risswinkel und wird deshalb bei PROST verwendet. Für komplexere Belastungen sind noch entsprechende Verfahren bereitzustellen.

4.11.2.2 Axialdurchrisse

Hier werden Verfahren nach /KIE 73/ und /ZAH 90/ betrachtet.

Nach /KIE 73/ berechnet sich der Innendruck, bei dem der plastische Kollaps eintritt, gemäß:

$$p_l = \frac{t \cdot \sigma_f}{R_i} \cdot \frac{1}{M_{FD}} \quad (4.10-14)$$

Dabei ergibt sich M_{FD} , der Foliasfaktor, aus:

$$M_{FD} = \sqrt{1 + 0.288 \cdot \lambda + 0.389 \cdot \lambda^2 - 0.013 \cdot \lambda^3}$$

mit λ gemäß Gleichung 4.10-3.

Nach /ZAH 90/ wird folgende Beziehung verwendet:

$$p_l = \frac{\sigma_f \cdot t}{R} \cdot \frac{1}{M} \quad (4.10-15)$$

Mit der Definition von λ nach Gleichung 4.11.3 ergibt sich M aus:

$$M = \sqrt{1 + 1.2987 \cdot \lambda^2 - 0.026905 \cdot \lambda^4 + 5.3549 \cdot 10^{-4} \cdot \lambda^6}$$

Betrachtet man wieder das Rohr DN 50, so ergibt sich das in Abb. 4-37 gezeigte Ergebnis.

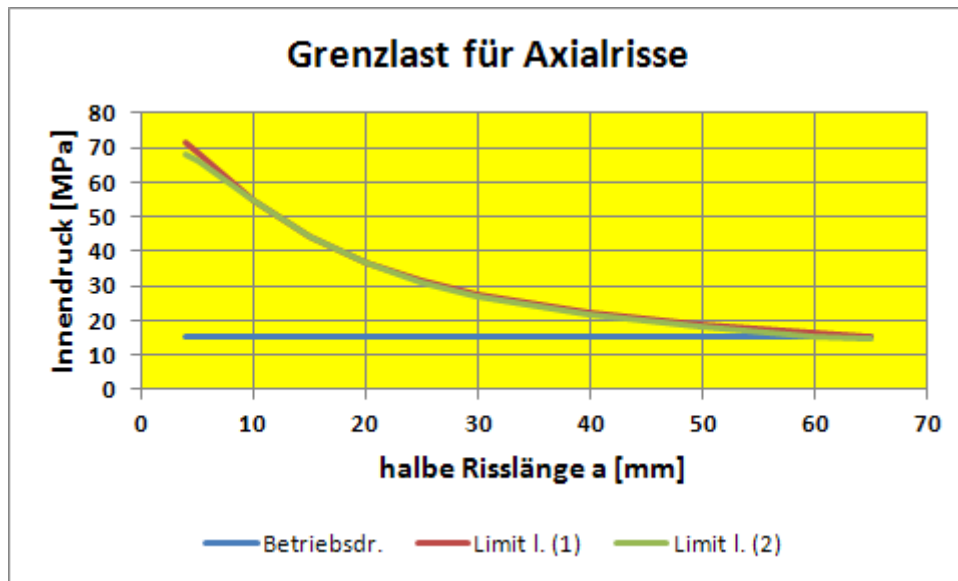


Abb. 4-37 Grenzdrücke für Längsdurchrisse in einem Rohr DN 50 (rot: nach /KIE 73/, grün: nach /ZAH 90/, blau: Betriebsdruck)

Die Kurve nach /ZAH 90/ ist geringfügig niedriger, die Methode nach /ZAH 90/ wird deshalb bei PROST verwendet. Für komplexere Belastungen sind noch entsprechende Verfahren bereitzustellen.

4.11.3 Risswachstumsmodelle

Trotz überwiegend fehlender experimenteller Basis scheint es plausibel, für das Wachstum der Durchrisse infolge Ermüdungsbelastungen oder Korrosion die gleichen Wachstumsgesetze zu verwenden, wie sie auch für die halb elliptischen Oberflächenrisse eingesetzt werden. Lediglich im Fall des von AREVA vorgeschlagenen Korrosionsmodells für ferritische Werkstoffe unter konstanter Last (Modell 4 „Disposition lines“, siehe Abb. 4-38) gibt es nach /ROT 08/ die Empfehlung, nach Wanddurchtritt bei K-Werten größer $75 \text{ MPa m}^{1/2}$ nicht der „high sulphur“-Kurve, sondern der „low sulphur“-Kurve zu folgen. Dadurch ist die Korrosionsgeschwindigkeit von Lecks in diesem Bereich um etwa den Faktor 20 kleiner als die von Oberflächenrisse.

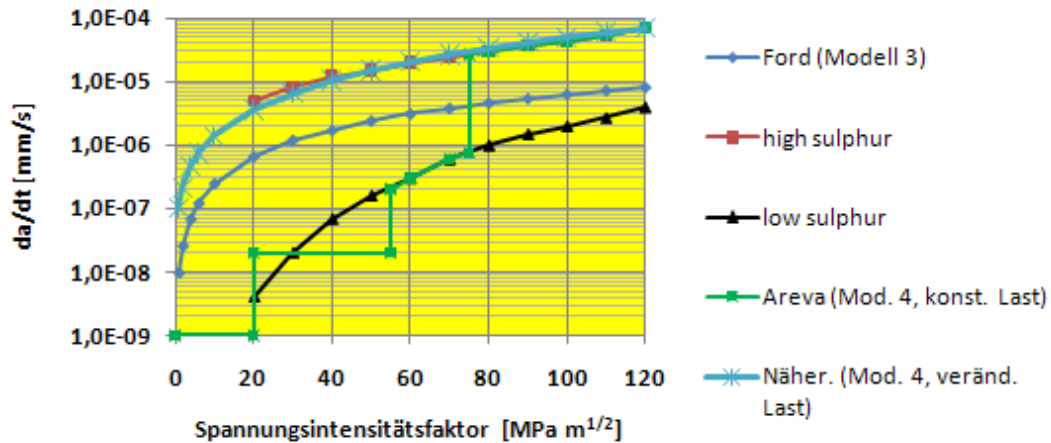


Abb. 4-38 Rissgeschwindigkeitsmodelle für ferritische Werkstoffe in PROST

4.11.4 Testrechnungen

4.11.4.1 TC-System eines deutschen SWR

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 Schweißnähte des Reaktorwasserreinigungssystem (TC), an der nach Austausch der Komponenten auch Werkstoffuntersuchungen durchgeführt wurden, wurde in /GRE 10/ als Anwendungsbeispiel ausgewählt. In diesem Fall wurde ein etwa 30 mm langer innenliegender Umfangriss mit einer maximalen Tiefe von 3.5 mm (bei 9 mm Wanddicke) gefunden. 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. Dieser Wert wurde als Mittelwert mit einer Standardabweichung von 31 MPa angesetzt. Weitere Informationen sind in /GRE 04/ und /GRE 10/ zu finden.

Zunächst wurde das Leckwachstum mit dem Austenit-Modell 1 berechnet. Die Risswachstumsgeschwindigkeit wurde mit $2.4 \cdot 10^{-7}$ mm/s angesetzt, das Verhältnis von halber Risslänge zur Risstiefe mit 2.88. Exemplarisch wurde das Risswachstum als Funktion der Zeit für verschiedene Anfangsrisstiefen berechnet. Die Ergebnisse dieser Simulation sind in Abb. 4-39 dargestellt.

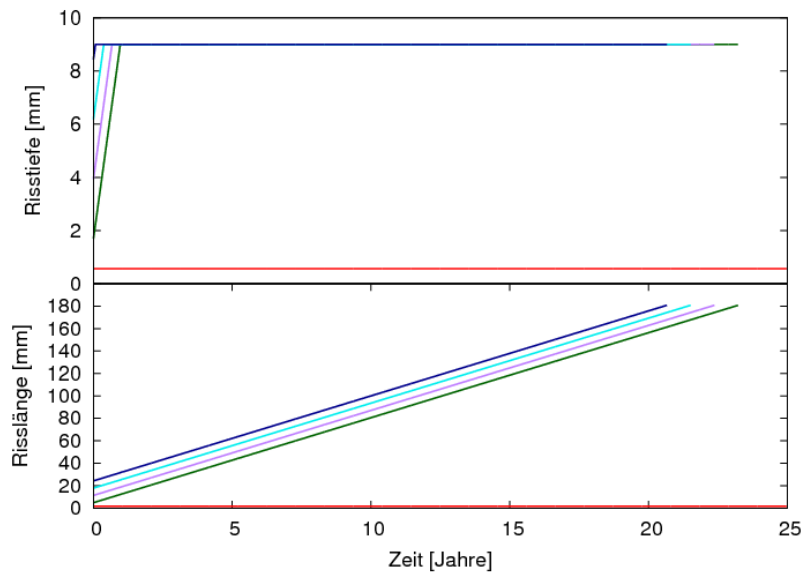


Abb. 4-39 Berechnetes Riss-/Leckwachstum postulierter Umfangsrisse im TC-System (SWR) nach Austenit-Korrosionsmodell 1 mit Anfangsrisstiefen: 0.6 mm (rot), 1.7 mm (grün), 3.9 mm (violett), 6.2 mm (hellblau) und 8.4 mm (dunkelblau).

Wie zu erwarten, wachsen die postulierten Risse mit konstanter Geschwindigkeit und es kommt abhängig von der Anfangsrisstiefe zu einer Leckbildung nach weniger als einem Jahr. Die Lecks wachsen weiter mit konstanter Geschwindigkeit und bei Erreichen der kritischen Risslänge (ca. 180 mm) kommt es nach etwa 25 Jahren zum Bruch.

Als zweite Testrechnung wurde das Austenit-Korrosionsmodell 2 (siehe /GRE 10/) eingesetzt. Das Risswachstum hängt hier vom Spannungsintensitätsfaktor ab /BRI 04/:

$$\frac{da}{dt} = C \cdot K_I^{3.0} \tag{4.10-16}$$

Dabei ist K in [MPa m^{1/2}] einzugeben, damit sich da/dt in mm/s ergibt.

Der Mittelwert des Vorfaktors des Risswachstumsgesetzes wurde in Anlehnung an /BRI 04/, für Austenit bei normalen Wasserbedingungen zu $4.5 \cdot 10^{-12}$ angesetzt. Nachdem eine Rechnung mit Betriebsdruck (7 MPa) nur geringfügiges Risswachstum ergab, wurde der Innendruck fiktiv auf 22.3 MPa erhöht. Wie auch im ersten Beispiel

wurden für verschiedene Risstiefen bei konstantem Anfangsrissverhältnis halbe Risslänge/Risstiefe = 4.29 die Größenzunahme der Risse als Funktion der Zeit untersucht. Die Ergebnisse sind in Abb. 4-40 dargestellt.

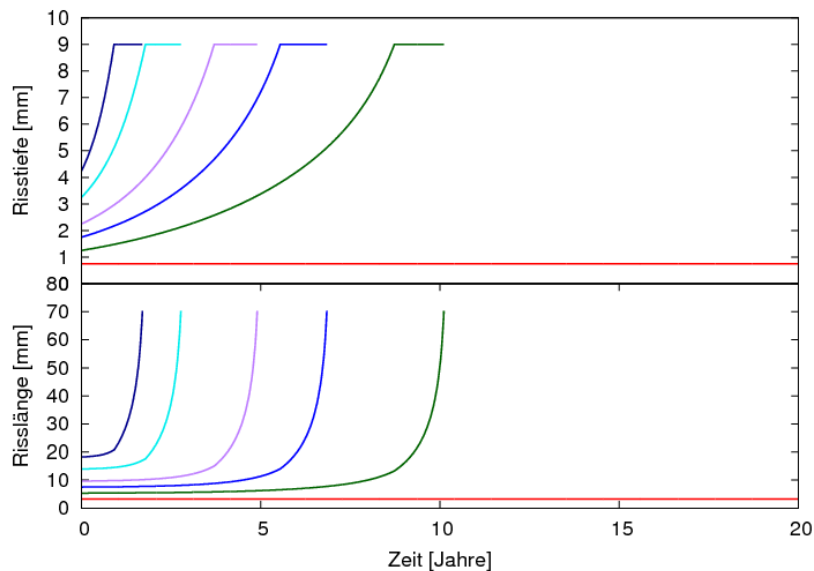


Abb. 4-40 Berechnetes Riss-/Leckwachstum postulierter Umfangsrisse im TC-System (SWR) unter fiktiv erhöhtem Innendruck mit Anfangsrisstiefen 0.75 mm (rot), 1.25 mm (grün), 1.75 mm (blau), 2.25 mm (violett), 3.25 mm (hellblau) und 4.25 mm (dunkelblau) nach Austenit-Korrosionsmodell 2

Die Ergebnisse unterscheiden sich deutlich von denen, die mit konstanter Risswachstumsgeschwindigkeit erzielt wurden. Es ist deutlich zu sehen, dass die K-Abhängigkeit der Wachstumsgeschwindigkeit dazu führt, dass tiefere Risse schneller wachsen als flachere. Lecks wachsen ebenfalls mit zunehmender Länge immer schneller, bis es bei der kritischen Risslänge (in diesem Beispiel ca. 70 mm) zum Bruch kommt. Insgesamt zeigen die Untersuchungen, dass die Aussagegenauigkeit der berechneten Ergebnisse stark von den materialspezifischen Annahmen zu den Rissgeschwindigkeiten für die Korrosionsmodelle sowie von der Berücksichtigung des Leckwachstums abhängen.

4.11.4.2 Geradrohr DN 750

Für ferritische Werkstoffe wurde ein Beispiel aus /GRE 10/ gewählt. In einem Geradrohrabschnitt DN 750 wurde ein Anriss postuliert. Der Rohrabschnitt ist aus dem ferritische Stahl 20 MnMoNi 55 hergestellt und hat 52 mm Wanddicke bei 380 mm Innenradius. Als Belastung wird ein betrieblicher Innendruck von 15.5 MPa betrachtet.

Für die erste Testrechnung wird das Ford-Modell herangezogen.

$$\frac{da}{dt} = A \cdot \left(\frac{d\varepsilon_t}{dt} \right)^m \quad (4.10-17)$$

$$\frac{d\varepsilon_t}{dt} = 4.1 \cdot 10^{-14} \cdot K^4 \quad (4.17-18)$$

Dabei ist K in [MPa m^{1/2}] einzugeben, damit sich da/dt in mm/s ergibt.

Der Vorfaktor der Ford-Formel wurde zu 4.835·10⁻⁴ gewählt (nach /AZO 92/ und /DEI 91/). Der Initiierungs-Spannungsintensitätsfaktor beträgt konstant 20 MPa·m^{1/2}. Es wurde eine Reihe relativ großer Anfangsrisse postuliert und ihr Wachstum durch Korrosion untersucht. Das Ergebnis in Form der Risstiefe und –länge als Funktion der Zeit ist in Abb. 4-41 dargestellt.

Wie der Abbildung zu entnehmen ist, können infolge der Initiierungsschwelle nur sehr tiefe Risse wachsen. Wie auch im K-abhängigen Austenit-Modell ist erkennbar, dass die Risswachstumsgeschwindigkeit durch höhere Spannungsintensitätsfaktoren in tiefen Rissen oder langen Schlitzern erhöht wird.

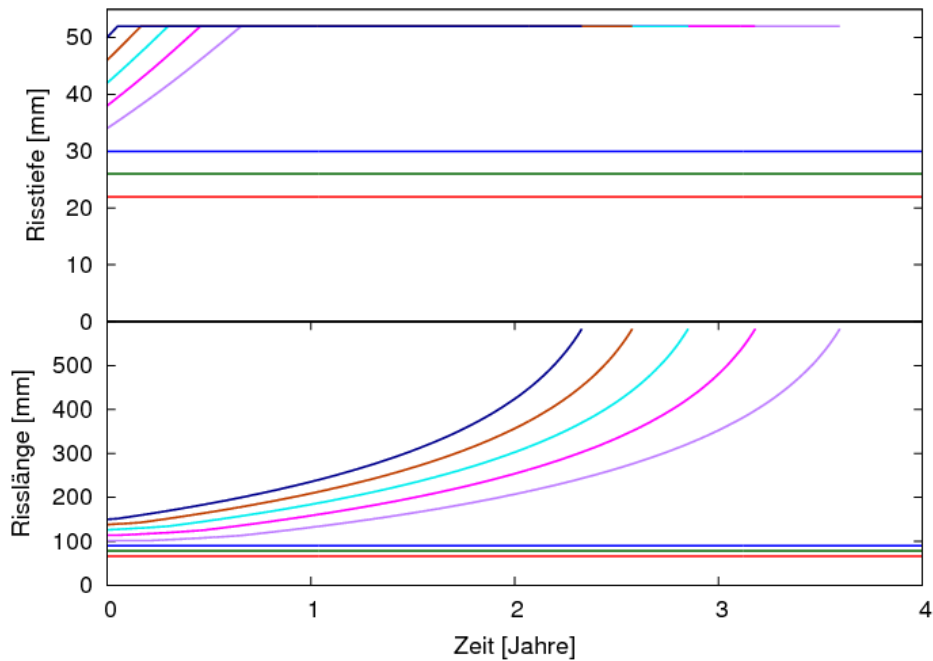


Abb. 4-41 Berechnetes Risswachstum postulierter Anfangsrisse in einem Geradrohr DN750 mit Anfangsrisstiefen 22 mm (rot), 26 mm (grün), 30 mm (blau), 34 mm (violett), 38 mm (pink), 42 mm (hellblau), 46 mm (braun) und 50 mm (dunkelblau) nach Ford-Korrosions-Modell

Als zweite Testrechnung zu diesem Geradrohrabschnitt wurde das Disposition-Lines-Modell von AREVA verwendet. Die jeweiligen Disposition-Lines sind als obere Schranken für die tatsächlichen Risswachstumsgeschwindigkeiten zu verstehen. Um zu ermöglichen, mit dem Modell auch kleinere Geschwindigkeiten zu simulieren, wurde ein Abminderungsfaktor vorgesehen, der vom Benutzer einzugeben ist. Die jeweilige Geschwindigkeit wird mit dem Faktor multipliziert.

Der Vorfaktor zur Verkleinerung der Wachstumsgeschwindigkeit wurde hier auf 0.9 gesetzt. Abweichend vom ersten Testlauf wurde angenommen, dass die ersten 20 Stunden eines Betriebsjahres aus einem Anfahrvorgang bestehen, bei dem der Druck linear auf den Betriebsdruck von 15.5 MPa hochgefahren wird. Es wurden für vier postulierte Anfangsrisse Simulationen des Risswachstums durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Abb. 4-42 dargestellt.

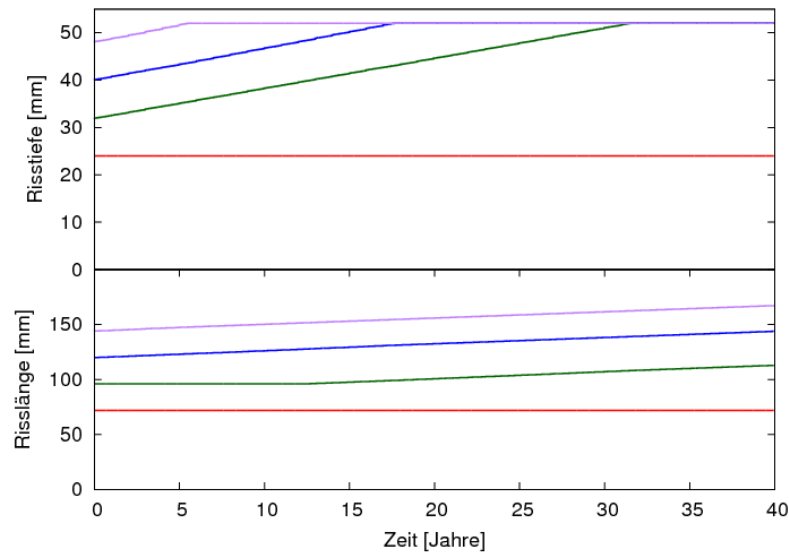


Abb. 4-42 Berechnetes Risswachstum postulierter Anfangsrissse in einem Geradrohr DN750 mit Anfangsrisstiefen 24 mm (rot), 32 mm (grün), 40 mm (blau) und 48 mm (violett) nach Korrosionsmodell von AREVA

In der Abbildung ist das Wachstum der Risse bis zum Leck und dem nachfolgenden Wachstum des Lecks für verschiedene Anfangsrisssgrößen dargestellt. Wie auch zuvor wachsen Risse unterhalb des Initiierungs-K-Wertes gar nicht (rote Linie). Es gibt auch einen Fall (grüne Linie), dass der Riss zunächst nur in die Tiefe wächst, da der Spannungsintensitätsfaktor an der Oberfläche des Risses noch nicht den Schwellwert überschritten hat; erst bei einer bestimmten Risstiefe beginnt das Wachstum auch die Risslänge zu beeinflussen. Insgesamt zeigen die Untersuchungen, dass die Aussagegenauigkeit der berechneten Ergebnisse stark von den materialspezifischen Annahmen zu den Rissgeschwindigkeiten für die Korrosionsmodelle sowie von der Berücksichtigung des Leckwachstums abhängen.

4.11.4.3 NURBIM „Großes Rohr“

Als weiterer Anwendungsfall wird ein leicht modifiziertes Beispiel aus dem NURBIM-Benchmark /BRI 03/ gewählt. Es handelt sich bei der Geometrie „Großes Rohr“ um Umfangsrissse in einem Rohr mit dem Innenradius 368.3 mm und der Wanddicke 62.2 mm. Das Rohr wird mit konstanter Spannung zyklisch belastet, das Spannungs-

minimum beträgt 45.6 MPa, das Maximum 115.0 MPa, bei 500 Zyklen pro Jahr und einer Gesamtbetriebsdauer von 40 Jahren. Der Elastizitätsmodul beträgt 180 GPa, die Streckgrenze 150 MPa, die Zugfestigkeit 450 MPa und die Bruchzähigkeit $8402.2 \text{ MPa mm}^{1/2}$. Die Fließspannung wird als normalverteilt mit einem Erwartungswert von 300 MPa und einer Standardabweichung von 16.77 MPa angesetzt. Das modifizierte Paris-Gesetz mit den Parametern $m = 3.93$ und $C = 6.49 \cdot 10^{-15} \text{ mm/Zyklus (MPa mm}^2)^{-3.93}$ beschreibt das Risswachstum durch Ermüdung. Die Anfangsrisstiefenverteilung ist durch eine Lognormal-Verteilung beschrieben mit den Parametern 0.0953 als Erwartungswert und 0.64 als Standardabweichung. Das Verhältnis halbe Risslänge/Risstiefe = 10 ist konstant und entspricht einem sehr großen Wert, was Einfluss auf das Niveau der Bruchwahrscheinlichkeit hat.

Dieser Fall wird einmal ohne Leckwachstum berechnet und einmal mit aktivierter Leckvergrößerung durch Ermüdung. Die Ergebnisse sind in Abb. 4-43 gegenübergestellt.

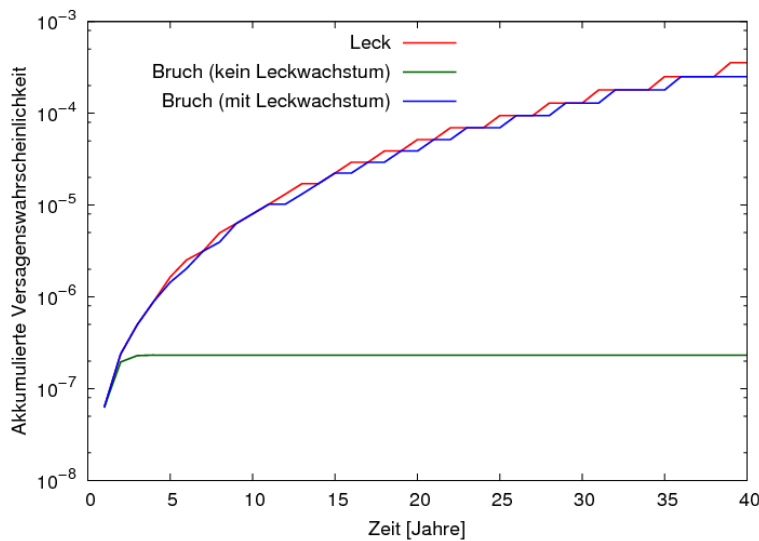


Abb. 4-43 Bruchwahrscheinlichkeit im Fall „Großes Rohr“ mit und ohne Leckwachstum und Leckwahrscheinlichkeit

Wie der Abbildung zu entnehmen ist, steigt durch die Berücksichtigung des Wachstums von durchgehenden Rissen die Bruchwahrscheinlichkeit deutlich an und unterscheidet sich nicht nennenswert von der Leckwahrscheinlichkeit. Nach 40 Jahren Betriebszeit unterscheiden sich die Simulationen mit und ohne Leckwachstum um etwa drei Zehnerpotenzen. Die Untersuchungen zeigen die Notwendigkeit der Berücksichti-

gung von Leckwachstum, weil sonst die Bruchwahrscheinlichkeit teilweise erheblich unterschätzt wird.

4.12 Leckraten und Leckdetektion

Die in /GRE 10/ zusammengestellten Berechnungsverfahren für Leckflächen nach Wüthrich /WUE 83/ und Leckraten nach Müller /GRE 99/ sind jetzt in PROST für alle Module und Mechanismen verfügbar. Dabei wurden die Leistungen teilweise noch erweitert.

4.12.1 Erweiterte Leistungen

Zum einen gibt es nun mehr Möglichkeiten bei der Eingabe der Verteilung des Verhältnisses von Durchrisslänge $2s$ zu Risslänge $2c$ (siehe Abb. 4-9). Zur Berücksichtigung von Unsicherheiten bei der Festlegung einer Durchrisslänge kann eine frei wählbare Zahl von s/c -Verhältnissen untersucht werden, denen jeweils eine Wahrscheinlichkeit zugeordnet wird. Zu jedem Verhältnis $(s/c)_i$ mit der Wahrscheinlichkeit p_i wird eine Leckfläche $A_i = A[(s/c)_i]$ berechnet, aus der dann die Leckrate $(\dot{m})_i = \dot{m}[A_i]$ bestimmt wird.

Zum anderen wurde die Implementierung der Leckdetektionsschwelle erweitert. Statt einer festen Detektionsschwelle, die über eine Verteilungsfunktion eingegeben werden kann, ist nun die Eingabe einer Kurve für die Detektionswahrscheinlichkeit in Abhängigkeit der Leckrate (POD-Kurve, probability of detection) möglich. Diese Leckauffindwahrscheinlichkeit als Funktion der Leckrate sei im Folgenden als $POD(\dot{m})$ bezeichnet.

Die berechnete Wahrscheinlichkeit, das Leck mit Länge $2c$ zu detektieren, ist durch die Summe

$$POD_{\text{gesamt}}(c) = \sum_i p_i POD(\dot{m}[A[(s/c)_i]]) \quad (4.11-1)$$

gegeben.

Im Leck-vor-Bruch-Konzept senkt die Wahrscheinlichkeit, mit der ein Leck detektiert werden kann, die Wahrscheinlichkeit eines Bruchs. Diese Leckauffindwahrscheinlichkeit sei mit p_{LVB} bezeichnet.

$$p_{\text{Bruch}} = (1 - p_{LVB}) \quad (4.11-2)$$

Wenn Leckwachstum berücksichtigt wird, ist diese Wahrscheinlichkeit natürlich zeitabhängig, da sich die s_i mit der Zeit vergrößern. Daraus ergibt sich die Problematik, die Wahrscheinlichkeit festzulegen, mit der ein Leck letztendlich detektiert wird, bevor es zum Bruch kommt. Es sind verschiedene Vorgehensweisen denkbar. Drei werden exemplarisch vorgestellt.

Eine Möglichkeit ist, die Wahrscheinlichkeit direkt vor einem Bruchereignis zu wählen. Dieser Ansatz kann so interpretiert werden, dass direkt vor einem Bruchereignis das Leck gerade noch festgestellt werden kann. Da das Bruchereignis beim Erreichen der kritischen Risslänge c_{krit} eintritt, kann die effektive Leckauffindwahrscheinlichkeit als

$$p_{LVB} = POD_{\text{gesamt}}(c_{krit}) \quad (4.11-3)$$

bestimmt werden. Dieser Ansatz ist in PROST implementiert.

Eine andere Möglichkeit wäre der Ansatz, die Leckauffindwahrscheinlichkeit als Ergebnis von Leckprüfungen, die zu festgelegten Zeitpunkten t_i durchgeführt werden, zu bestimmen. Wenn eine statistische Unabhängigkeit der Prüfungen angesetzt wird, gilt für die resultierende Wahrscheinlichkeit der Ansatz:

$$p_{LVB} = 1 - \prod_{t_{\text{Leck}} < t_i < t_{\text{Bruch}}} [1 - POD_{\text{gesamt}}(c(t_i))] \quad (4.11-4)$$

Dieser Ansatz setzt festgelegte Prüfintervalle voraus und wurde in der PROST-Entwicklung nach kurzen Tests nicht weiter berücksichtigt.

Eine weitere Möglichkeit verwendet einen Parameter μ . Es wird festgesetzt, dass das Leck dann sicher detektiert ist, sobald einmal die Gesamt-Detektionswahrscheinlichkeit den Parameter μ überschritten hat:

$$p_{LVB} = \begin{cases} 0 & \text{falls } POD_{\text{gesamt}}(c(t < t_{\text{Bruch}})) < \mu \\ 1 & \text{sonst} \end{cases} \quad (4.11-5)$$

Hier könnten teilweise wenig aussagekräftige Ergebnisse entstehen, insbesondere wenn Simulationen mit konstanten Werkstoffparametern und konstanten Lastannahmen durchgeführt werden. Dann ist nämlich die kritische Risslänge c_{krit} für alle Simu-

lationen gleich und es ergibt sich für alle Simulationen eine konstante Auffindwahrscheinlichkeit von

$$p_{LVB} = \begin{cases} 0 & \text{falls } POD_{\text{gesamt}}(c_{\text{krit}}) < \mu \\ 1 & \text{sonst} \end{cases} \quad (4.11-6)$$

unabhängig von den anderen Simulationsparametern. Die Bruchwahrscheinlichkeit wird durch das Leckdetektionssystem also entweder gar nicht beeinflusst oder es verhindert alle Brüche. Wegen dieser Eigenschaft wurde auch dieser Ansatz nicht weiter verfolgt.

4.12.2 Testrechnungen

4.12.2.1 TC-System

Der Fall wurde bereits in Abschnitt 4.11.4.1 diskutiert. Für die erste Reihe von PROST-Testrechnungen wurde zunächst das für Austenit vorgesehene Modell 1 mit konstanter Risswachstumsgeschwindigkeit verwendet (siehe Abschnitt 4.11.3). Die Eingabe für die mittlere Anfangsrisstiefe des Umfangsrisse wurde wie in /GRE 10/ nach /KHA 99/ für den Fall einer Inertgasschweißung zu 2.6 mm festgelegt. Es wurde eine Normalverteilung mit einer Standardabweichung von 0.26 mm angenommen. Als Mittelwert des Verhältnisses von halber Risslänge zu Risstiefe wurde 2.88 angesetzt, mit einer Standardabweichung von 0.288. Die Verteilung der Initiierungsrisstiefe wird mit einem Mittelwert von 1 mm und einer Standardabweichung von 0.3 mm modelliert. Die Risswachstumsgeschwindigkeit ist ebenfalls normalverteilt um den Mittelwert von $2.4 \cdot 10^{-7}$ mm/s mit einer Standardabweichung von 50% des Mittelwerts. Die Testreihe unterscheidet sich durch die Leckdetektionsschwelle: Während Test 1 ohne Leckdetektion berechnet wurde, wurde in Test 2, 3, 4, 5 und 6 ein Leckdetektionswert angenommen, der als Normalverteilung um den in Tab. 4-11 tabellierten Mittelwert mit einer Standardabweichung von 10% des Mittelwerts verteilt ist.

Tab. 4-11 Eingabedaten für die Testrechnungen mit Korrosionsmodell 1

Test-Nr.	1	2	3	4	5	6
Leckdetektionswert [kg/s]	-	0.25	0.4	1.0	1.5	2.0

Für die Durchrisslänge (Lecklänge) wurden zehn Werte von $s=0.1c$ bis $s=c$ angenommen, die jeweils die gleiche Wahrscheinlichkeit aufweisen. Die Ergebnisse sind in Abb. 4-44 dargestellt.

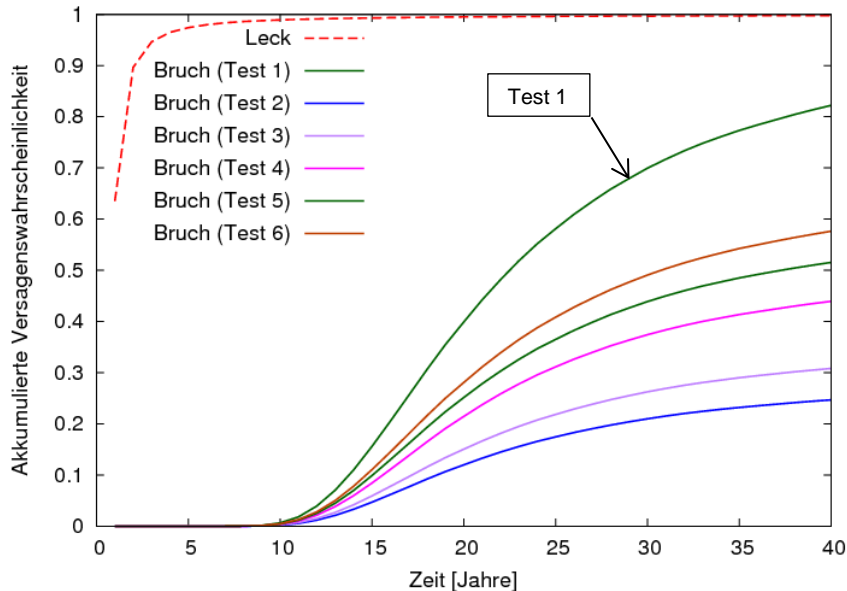


Abb. 4-44 Bruchwahrscheinlichkeit für postulierte Umfangsrisse im TC-System für verschiedene Leckdetektionswerte und Leckwahrscheinlichkeit nach Korrosionsmodell 1

In der Abbildung wird deutlich, dass beim gewählten Korrosionsmodell und der beschriebenen Parameterverteilung in den meisten Fällen zunächst ein stabiles Leck entsteht, das sich durch Korrosion weiter vergrößert. Zeitverzögert kommt es dann zum Bruch des Rohrs. Wird die Leckrate und die Leckdetektionswahrscheinlichkeit berücksichtigt, so ist die Abhängigkeit der Bruchwahrscheinlichkeit von der Leckdetektionsschwelle deutlich sichtbar. Eine niedrige Detektionsschwelle führt zu erheblich niedrigeren Bruchwahrscheinlichkeiten. Selbst die hohe Ansprechschwelle von 2 kg/s in Test 6 führt noch zu einer deutlichen Veränderung der Bruchwahrscheinlichkeit gegenüber der Testrechnung ohne Leckdetektionssystem (Test 1).

Als Vergleich wurden auch das Korrosionsmodell 2 mit K-abhängiger Rissgeschwindigkeit (siehe Formel 4.10-16) untersucht. Hierbei wurden die in der Prüfung ermittelten Rissgrößen als Anfangswerte verwendet; die Risstiefe beträgt also konstant 3.5 mm, die halbe Risslänge 15 mm und somit das Verhältnis c/a 4.29. Der Innendruck wurde in

dieser Rechnung fiktiv auf 22.3 MPa angehoben, weil bei Betriebsdruck kein nennenswertes Risswachstum entsteht. Der Vorfaktor der Rissgeschwindigkeit des Modells wurde auf $4.5 \cdot 10^{-12}$ als Mittelwert und $1.2 \cdot 10^{-12}$ als Standardabweichung gesetzt. Der Mittelwert der Leckdetektionsschwelle ist in Tab. 4-12 für die einzelnen Testrechnungen festgehalten.

Tab. 4-12 Mittelwert der Leckdetektionsschwelle für die Rechnungen zum TC-System mit dem Korrosions-Modell 2

Test-Nr.	7	8	9	10
Leckdetektionswert [kg/s]	-	0.1	0.2	0.4

Die Ergebnisse dieser Testrechnung sind in Abb. 4-45 dargestellt.

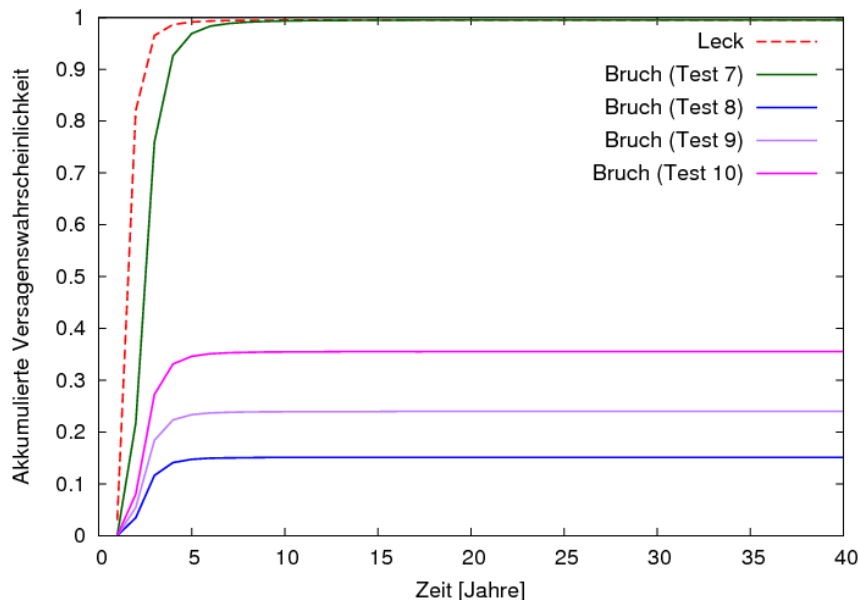


Abb. 4-45 Bruchwahrscheinlichkeit für postulierte Risse im TC-System für verschiedene Leckdetektionswerte und Leckwahrscheinlichkeit nach Korrosionsmodell 2 (erhöhter Betriebsdruck)

In der Abbildung sind die Bruchwahrscheinlichkeiten für alle Testrechnungen 7 bis 10 angegeben. Als Vergleich wurde dem auch die Leckwahrscheinlichkeit gegenübergestellt. Der erhöhte Betriebsdruck und die vergrößerten Anfangsrisse erklären das frühere Versagen im Vergleich zur Rechnung mit Modell 1. Der Einfluss der Leckdetektions-

schwelle ist ähnlich. Die niedrigste betrachtete Schwelle (Test 8) führt zur stärksten Absenkung der Bruchwahrscheinlichkeit gegenüber der Rechnung ohne Leckdetektion (Test 7). Bei erhöhten Detektionsschwellen (Test 9, 10) ist dieser Effekt etwas schwächer.

4.12.2.2 Geradrohr DN 750

Die Geometrie wird bereits in Abschnitt 4.11.4.2 erläutert. Es wurde eine Anfangsrissverteilung mit relativ großen Umfangsrissen postuliert und das Verhalten unter den beiden für ferritische Werkstoffe verfügbaren Korrosionsmodellen untersucht. Die normalverteilte Initiierungs-Schwelle hat bei allen Rechnungen den Mittelwert $20 \text{ MPa m}^{1/2}$ und $5 \text{ MPa m}^{1/2}$ als Standardabweichung.

Zunächst wurden Rechnungen mit dem Ford-Modell (siehe Formel 4.10-17) mit einem verteilten Vorfaktor durchgeführt (normalverteilt, Mittelwert 10^{-4} , Standardabweichung 10^{-5}). Eine Übersicht über die weiteren normalverteilten Parameter ist in Tab. 4-13 gegeben.

Tab. 4-13 Übersicht über die verteilten Parameter bei den Rechnungen zum Geradrohr DN 750 mit dem Ford-Modell

Risstiefe a [mm]		c/a		Vorfaktor Ford-Modell	
Mittelwert	Standardabweichung	Mittelwert	Standardabweichung	Mittelwert	Standardabweichung
13.0	1.3	3.0	0.308	10^{-4}	10^{-5}

Neben einer Rechnung ohne Leckdetektion wurde auch ein Test mit einer Leckdetektionsschwelle von $(2.0 \pm 0.2) \text{ kg/s}$ durchgeführt. Die Ergebnisse sind Abb. 4-46 dargestellt.

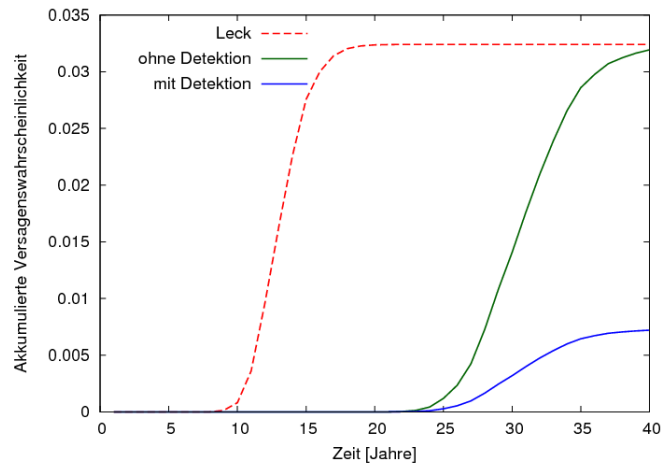


Abb. 4-46 Bruchwahrscheinlichkeit für postulierte Umfangsrisse in einem Geradrohr DN 750 nach dem Ford-Korrosionsmodell mit und ohne Leckdetektion sowie Leckwahrscheinlichkeit

Um auch das Disposition-Lines-Modell nach AREVA (siehe Abschnitt 4.11.3) zu erproben, wurde eine weitere Rechnung mit diesem Modell durchgeführt. Die verteilten Parameter sind in Tab. 4-14 aufgeführt. Die Belastung und die weiteren Parameter haben feste Werte.

Tab. 4-14 Normalverteilte Parameter bei der Disposition-Lines-Rechnung des Geradrohrs DN 750

Risstiefe a [mm]		c/a		Vorfaktor Disposition Lines	
Mittelwert	Standardabweichung	Mittelwert	Standardabweichung	Mittelwert	Standardabweichung
26.0	2.63	3.0	0.308	0.9	0.1

Neben einer Rechnung ohne Leckratendetektion wurde auch eine Simulation mit Leckratendetektion durchgeführt. Die normalverteilte Leckdetektionsschwelle für diese Rechnung wurde auf (5.0 ± 0.5) kg/s gesetzt. Die Bruchwahrscheinlichkeit als Funktion der Betriebszeit ist in Abb. 4-47 dargestellt.

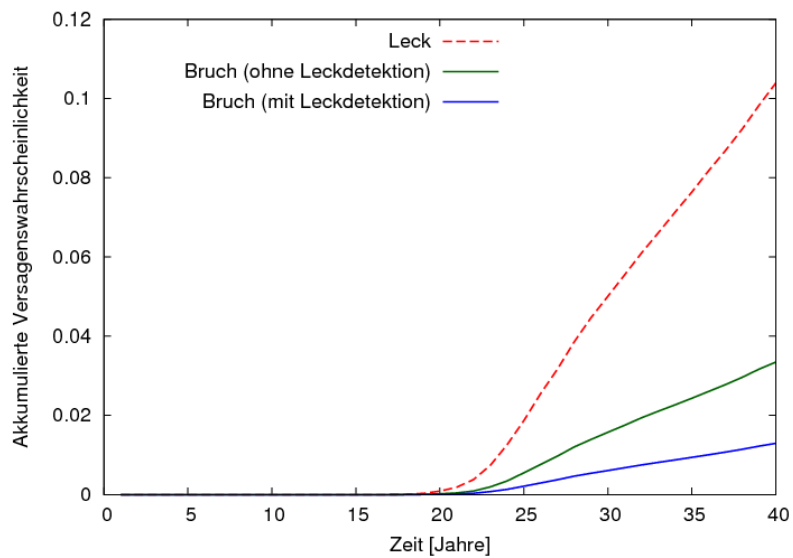


Abb. 4-47 Bruchwahrscheinlichkeit für das mit Disposition-Lines-Modell gerechnete Geradrohr DN750 mit und ohne Leckdetektion sowie Leckwahrscheinlichkeit

In beiden Modellen ist der Einfluss des Leckdetektionssystems auf die Bruchwahrscheinlichkeit deutlich erkennbar. Durch die Berücksichtigung einer Leckdetektionsschwelle wird die Wahrscheinlichkeit eines Versagens durch Bruch sowohl für das Ford-Modell als auch für das Disposition-Lines-Modell deutlich abgesenkt.

5 PROST-Dokumentation

5.1 Dokumentation der Versionen

Das Korrosions-Modul wurde im Zuge der Entwicklung umfangreich dokumentiert. Da das Modul im Rahmen der Restrukturierung vollständig in die Version PROST 3 integriert wurde, sei hier auf das entsprechende Dokument /GRE 11/ verwiesen. Dort findet sich neben der Dokumentation des Leckwachstums und einiger Testbeispiele auch ein vollständiger Quellcode des Moduls.

Die Version PROST 3.1 wurde mit Hilfe des JavaDoc-Tools dokumentiert. Der Quellcode ist also derart kommentiert, dass die Programmdokumentation aller Klassen automatisch als HTML-Dokument generiert werden kann.

5.2 Diagrammatische Code-Dokumentation

Die Restrukturierung des PROST-Codes ging mit einer konsequenten Umsetzung des objektorientierten Konzepts einher. Es fällt in dieser nicht-prozeduralen Herangehensweise schwer, den Programmablauf in den klassischen Programmablaufplänen festzuhalten, wie es beispielsweise in vorangegangenen PROST-Versionen getan wurde /GRE 04/. Außerdem blenden diese Schemata gewisse Aspekte der objektorientierten Programmierung aus, die jedoch gerade vom Standpunkt des Entwicklers von entscheidender Bedeutung sind.

Aus diesem Grund wurde versuchsweise die Benutzung der Unified Modeling Language (UML) erprobt /OMG 11/. Dieser Sprachstandard, der von der Object Management Group verwaltet wird, bietet verschiedene Darstellungstypen für objektorientierte Programme und Projekte. UML als Modellier-Konzept ist weit verbreitet und hat durch die Unabhängigkeit von der letztendlich verwendeten Programmiersprache oder Technologie eine hohe Flexibilität.

Die UML-basierte diagrammatische Dokumentation wird auf zwei Fälle beschränkt. Der gegenwärtige Umfang des PROST-Codes und seine Komplexität erschweren eine genaue und vollständige Erfassung des Programms. Stattdessen wird, ausgehend vom UML2-Standard, eine abstrahierende und kondensierte Darstellung wesentlicher As-

pekte von PROST angestrebt, bei der die Verdeutlichung der Codestruktur Priorität vor Vollständigkeit und Sprachnorm-Konformität genießt.

In Abb. 5-1 wird z.B. die Schnittstelle zur Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren dargestellt. Dazu wird die Schnittstelle ProstSif definiert, die dann von den verschiedenen Berechnungsroutinen implementiert wird. Die Schnittstelle besteht aus der Funktion getY, die den Spannungsintensitätsfaktor als Funktion der zwei Variablen a/t und a/c zurückgibt.

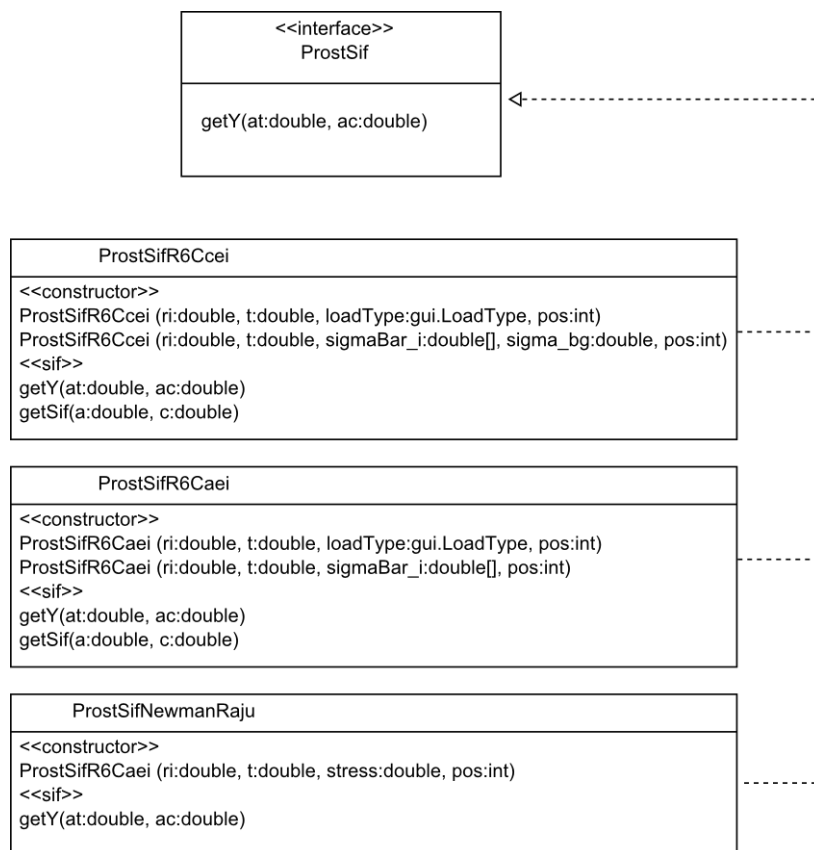


Abb. 5-1 UML-orientiertes Klassendiagramm zu den Berechnungsklassen für Spannungsintensitätsfaktoren

Der Ablauf eines PROST-Programmlaufs kann mit einem Aktivitätsdiagramm dargestellt werden. In Abb. 5-2 ist ein solches dargestellt, wobei es insoweit vereinfacht wurde, dass die Steuerung des Benutzers, der Start der Einzelsimulationen und die Datenspeicherung klar ersichtlich werden. Die Risswachstumssimulation selbst findet im Objekt des Typs CalcLoop statt. Einige Methodenaufrufe wurden in der Darstellung verkürzt oder schematisch beschrieben, um die Darstellung kompakt zu halten.

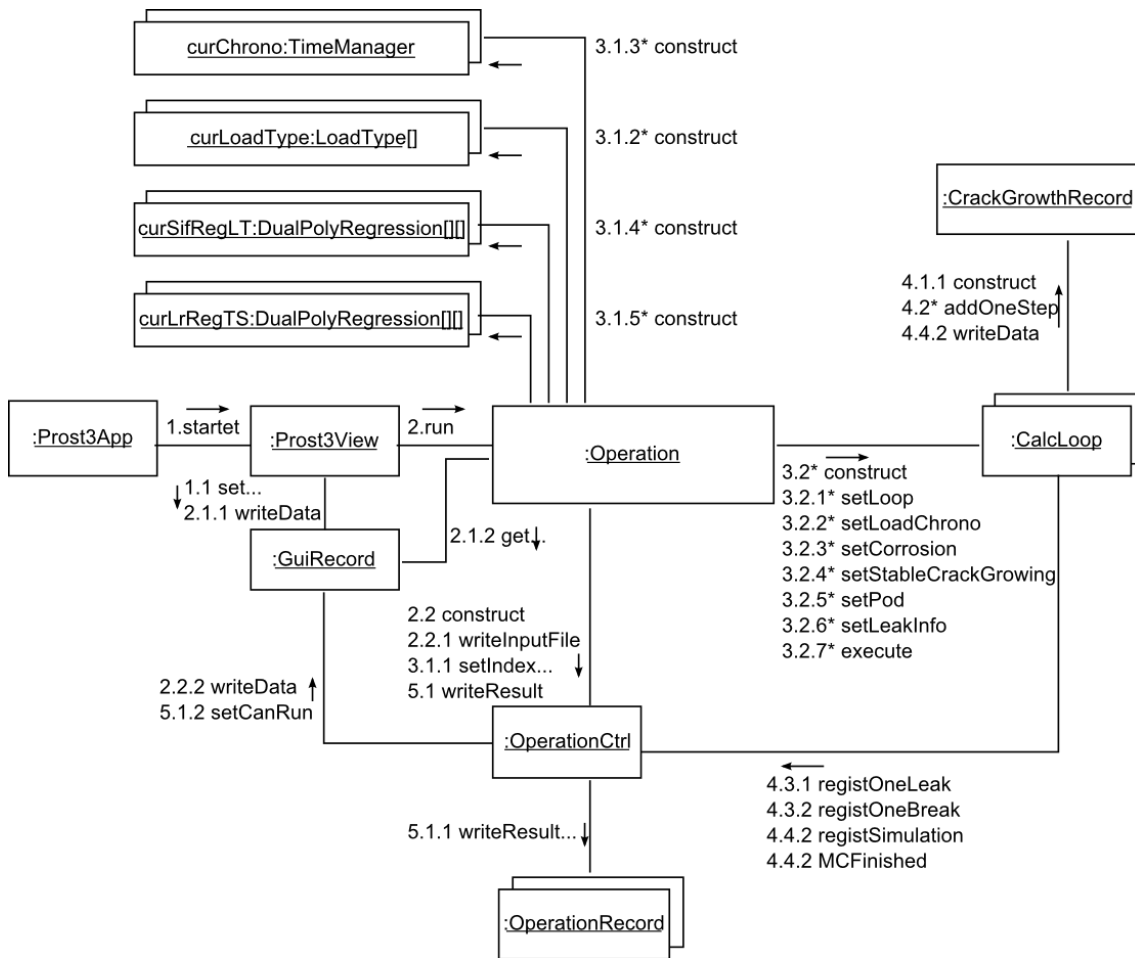


Abb. 5-2 UML-orientiertes Aktivitätsdiagramm des Programmablaufs mit dem Schwerpunkt auf den Start der Risswachstumssimulation

5.3 Englischsprachiges User's Manual

Ein Benutzer-Handbuch wurde für die restrukturierte Version PROST 3 begonnen. Im Hinblick auf eine zukünftige Verwendung durch neue Nutzer wurden sowohl das Benutzer-Handbuch wie auch die Benutzeroberfläche in englischer Sprache gehalten. Das Handbuch soll den theoretischen Hintergrund, die Eingabedaten samt Benutzeroberfläche, eine Skizze des Berechnungsablaufs sowie eine Beschreibung der Ausgabedateien umfassen. Die Beschreibung der Benutzeroberfläche ist bereits weit fortgeschritten. Dabei werden die Eingabegrößen und Optionen ausführlich beschrieben, was auf der Benutzeroberfläche aus Platzmangel nicht möglich ist. Auch die Erläuterung der Ausgabe-Datenfiles umfasst bereits alle möglichen Punkte einschließlich Erklärungen zu den Inhalten der ausgegebenen Dateien.

6 Internationale Aktivitäten

6.1 BENCH-KJ

6.1.1 Projektbeschreibung

Der OECD-Benchmark BENCH-KJ (/MAR 11/, /MAR 12/), der zum Zeitpunkt der Berichtslegung noch nicht abgeschlossen ist, hat das Ziel, verschiedene vereinfachte bruchmechanische Abschätzungen zu vergleichen. Der Schwerpunkt liegt hierbei darauf, Spannungsintensitätsfaktoren und J-Integral-Werte für verschiedene Rohr- und Rissgeometrien unter verschiedenen Belastungen zu bestimmen sowie verschiedene Ansätze in Regelwerken, die für K_I , J und vereinzelt auch für die Grenzlast L_r , vereinfachte Berechnungsverfahren angeben, zu vergleichen. Als Referenzwerte werden Finite-Elemente-Ergebnisse herangezogen.

Die Vergleichsrechnungen sind in verschiedene Tasks aufgeteilt, die einzelnen Testbeispiele unterscheiden sich hinsichtlich Bauteil- und Rissgeometrie sowie bezüglich der Belastungssituation. Die GRS nahm bisher an Task 1 (elastische K -Berechnung), Task 2 (plastische J -Berechnung von Oberflächenrissen) und Task 3 (plastische J -Berechnung von Durchrissen) teil.

Die GRS hat zu Task 1 Beiträge zu fünf verschiedenen Geometrien (K1, K2, K3, K4, K5 und Plate) erarbeitet. Unter Task 2 wurden acht Fälle (C1, C2, C3, C5, C7, C9, C10 und C11) vollständig sowie drei Fälle (L5, L6 und L7) teilweise bearbeitet. Unter Task 3 wurden Ergebnisse zu drei Fällen (CTR1, CTR2 und CTR3) beigesteuert. Es sei an dieser Stelle darauf verwiesen, dass im Abschnitt 4.4.2 dieses Berichts auch die Fallbeispiele zu thermischen Belastungen (C22-C25) aus Task 2 bearbeitet wurden.

6.1.2 Verwendete Rechenverfahren

Für die Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren wurden unterschiedliche Verfahren herangezogen. Die Verweise auf die Quellen der Verfahren, die für die Berechnung der linear-elastischen Werte herangezogen wurden, sind in Tab. 6-1 zusammengestellt.

Tab. 6-1 Quellenangaben zu vereinfachten Verfahren der K-Wert-Berechnung

Rissrichtung	Rissform	Lage	Belastung	Verfahren
Umfang	Umlaufend	Innen	Innendruck	/ZAH 90/
			Radiales Biegemoment	/TAD 00/
			Axiales Biegemoment	/TAD 00/
		Außen	Innendruck	/KUM 81/
	Radiales Biegemoment		/TAD 00/	
	Halbelliptisch	Innen	Innendruck	/ZAH 90/
Radiales Biegemoment			/ZAH 90/	
Spannungsverteilung			/BRI 01/ /BUS 94/	
Axial	Lang	Innen	Innendruck	/ZAH 91/
	Halbelliptisch	Innen	Innendruck	/ZAH 91/
			Spannungsverteilung	/BRI 01/ /BUS 94/

Randrisse in Platten wurden nach /TAD 00/ behandelt. Bei Mixed-mode Fällen wird der Spannungsintensitätsfaktor gemäß /FUL 08/, /SCH 03/ gebildet.

Für die elastisch-plastischen Rechnungen wurden unterschiedliche Vorgehensweisen verwendet. Für elliptische Oberflächenrisse wurden die linear-elastischen K-Werte um den Faktor $f(L_r)$ des FAD-Diagramms skaliert, wie es auch in Abschnitt 4.7.3 beschrieben ist. Die Größe L_r wurde nach /BRI 01/ berechnet.

Für andere Fälle wurden dagegen vereinfachte Verfahren zur J-Berechnung aus der Literatur benutzt. Die Quellen dieser Verfahren sind in Tab. 6-2 dargestellt.

Tab. 6-2 Vereinfachte Verfahren zur Berechnung des J-Integrals

Rissrichtung	Rissform	Lage	Belastung	Verfahren
Umfang	Rechteckig	Innen	Konstante Spannung	/ZAH 90/
	Wanddurchdringend		Innendruck	/KUM 84/
			Radiales Biegemoment	/KUM 84/

6.1.3 Ergebnisse

Im Folgenden sind ausgewählte Ergebnisse der BENCH-KJ-Beiträge der GRS aufgeführt. Die Referenzergebnisse sind /MAR 12/ entnommen.

6.1.3.1 K-Faktoren für Umfangsrisse (Task 1)

Es wurden Innenoberflächenrisse in Umfangsrichtung in einem Rohr der Wanddicke 60 mm und des Außendurchmessers 660 mm betrachtet. Der Werkstoff hat einen Elastizitätsmodul von 177 GPa und eine Poissonzahl von 0.3. Die Belastung setzt sich aus Innendruck p , Biegemoment M_1 in axialer Richtung und Biegemoment M_2 in Querrichtung zusammen. Im Lastfall 1 besteht die Belastung aus einem Innendruck von 25 MPa und einem Querbiegemoment von 3.5 MNm, im Lastfall 2 aus einem axialen Biegemoment von 1.7 MNm und einem Querbiegemoment von 5.2 MNm. Im Fall K1 wurde ein innenliegender voll umlaufender Riss betrachtet. Die Ergebnisse für den Spannungsintensitätsfaktor an der Rissspitze als Funktion der Risttiefe sind in Tab. 6-3 aufgelistet. Im Fall K3 wurde ein elliptischer Riss mit dem Größenverhältnis $c/a=3$ betrachtet. Die Ergebnisse für verschiedene Risttiefen in beiden Belastungssituationen sind in Tab. 6-4 aufgeführt.

Tab. 6-3 Ergebnisse für die Geometrie K1

Relative Risttiefe	K für Lastfall 1 [MPa mm ^{1/2}]			K für Lastfall 2 [MPa mm ^{1/2}]		
	GRS	Referenz	Abweichung [%]	GRS	Referenz	Abweichung [%]
0.1	1237	1257	-1.6	1415	1526	-7.2
0.25	2178	2238	-2.7	2474	2564	3.6
0.5	3839	3898	-1.5	4303	4439	-3.1
0.75	5872	6143	-4.4	6451	6920	6.8

Tab. 6-4 Ergebnisse für Geometrie K3

Relative Risttiefe	K für Lastfall 1 [MPa mm ^{1/2}]			K für Lastfall 2 [MPa mm ^{1/2}]		
	GRS	Referenz	Abweichung [%]	GRS	Referenz	Abweichung [%]
0.1	1036	1090	-5.0	1198	1162	+3.1
0.25	1595	1811	-12.0	1856	1943	-4.5
0.5	2718	2897	-6.2	3157	3134	+0.72
0.75	4215	4079	-3.2	4881	4445	+9.8

In beiden Fällen liegen die maximalen Abweichungen unter 10 %.

6.1.3.2 K-Faktoren für Axialrisse (Task 1)

Es wurden Axialrisse in einem Rohr von gleicher Geometrie und Werkstoff wie in den vorangegangenen Rechnungen zu Umfangsrissen angenommen. Die Belastung setzt

sich aus Innendruck und einem Biegemoment in Querrichtung zusammen. Bei der Belastung beschränkte man sich auf einen Innendruck von 50 MPa.

Im Anwendungsfall K5 wird ein halbelliptischer Innenriss mit Längen-Tiefen-Verhältnis $c/a = 3$ angenommen. Die Ergebnisse der Berechnung sind in Tab. 6-5 zusammengefasst.

Tab. 6-5 Ergebnisse für Geometrie K5

Relative Riss-tiefe	K [MPa mm ^{1/2}]		
	GRS	Referenz	Abweichung [%]
0.1	1222	1221	-0.11
0.25	1820	1938	-6.1
0.5	2985	3007	-0.73
0.75	4363	4270	+2.2

6.1.3.3 J-Integrale für Umfangsrisse (Task 2)

In Task 2 sollten elastisch-plastische J-Integrale berechnet werden. Es wird hier ein innenliegender halbelliptischer Riss in einem Rohr der Wandstärke 60 mm und mit dem Außendurchmesser 660 mm betrachtet. Der Werkstoff hat einen Elastizitätsmodul von 177 GPa, eine Poissonzahl von 0.3 sowie eine Streckgrenze von 119.6 MPa. Es wird eine Belastung angenommen, die in äquidistanten Stufen auf ein Maximum erhöht wird.

Im Fallbeispiel C3 wurde ein Rohr mit einem Riss der Tiefe 15 mm ($c/a=3$) mit einem maximalen Biegemoment von 5.22 MNm belastet. Für die Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren wurde sowohl das Verfahren nach IWM wie auch das nach R6 verwendet. Beide Ergebnisse sind in Tab. 6-6 aufgelistet. Die dort angegebene prozentuale Abweichung bezieht sich auf den plastischen Wert.

Tab. 6-6 Ergebnisse für das Fallbeispiel C3

Biege- mo- men- t [%]	IWM			R6			Refe- renz	Abwei- chung [%]	
	K [MPa mm ^{1/2}]	J _e [N/mm]	J _p [N/mm]	K [MPa mm ^{1/2}]	J _e [N/mm]	J _p [N/mm]	J _p [N/mm]	IWM	R6
20	388	0.77	0.84	358	0.66	0.72	0.95	-12	-24
40	776	3.09	5.33	715	2.63	4.54	10.37	-49	-56
60	1164	6.96	83.17	1073	5.92	70.73	77.51	+7.3	-8.7
80	1551	12.38	323.68	1431	10.52	275.26	378.75	-15	-27
100	1939	19.34	669.39	1788	16.44	569.27	1330.0	-50	-57

6.1.3.4 J-Integrale für Längsrisse (Task 2)

Hier wurden nun innenliegende Längsrisse in einem Rohr der gleichen Abmessung wie zuvor betrachtet. Der Werkstoff hat einen Elastizitätsmodul von 174.7 GPa, eine Poissonzahl von 0.3 und eine Streckgrenze von 185.1 MPa. Das Rohr wird mit einem Innendruck belastet, der sukzessive auf maximal 20.55 MPa gesteigert wird.

Im Fallbeispiel L5 wird ein Riss von 7.5 mm Tiefe ($c/a=3$) betrachtet. Die Ergebnisse sind in Tab. 6-7 zusammengestellt.

Tab. 6-7 Ergebnisse zu Fallbeispiel L5

Innendruck	K [MPa mm ^{1/2}]	J _e [N/mm]	J _p [N/mm]	Referenz J _p [N/mm]
20 %	97.1	0.048	0.049	-
40 %	194	0.194	0.20	-
60 %	291	0.436	0.47	-
80 %	388	0.776	0.89	-
100 %	486	1.212	1.55	1.94

Im Beispiel L6 wird bei gleicher Belastung und gleichem Rohr die Risstiefe auf 15 mm und die halbe Risslänge auf 45 mm erhöht. Die Ergebnisse dieser Rechnung finden sich in Tab. 6-8.

Tab. 6-8 Ergebnisse zu Geometriebeispiel L6

Innendruck	K [MPa mm ^{1/2}]	J _e [N/mm]	J _p [N/mm]	Referenz J _p [N/mm]
20 %	137	0.097	0.098	-
40 %	275	0.388	0.403	-
60 %	421	0.87	0.95	-
80 %	550	1.55	1.82	-
100 %	687	2.243	3.25	3.96

6.1.3.5 J-Integral für Durchrisse (Task 3)

In Task 3 wurden wanddurchdringende Risse behandelt. Die hier festgelegten Beispiele bestehen aus Defekten in Umfangsrichtung der Gesamtlänge von 235.6 mm. Das Rohr hat einen Außendurchmesser von 660 mm und eine Wandstärke von 60 mm. Der Elastizitätsmodul des Werkstoffs beträgt 200 GPa, die Streckgrenze 152.6 MPa und die Poissonzahl 0.3. Die Belastung wird auch hier sukzessive auf ein Maximum gesteigert.

Im Anwendungsbeispiel CTR 1 wurde der Riss durch eine maximale axiale Kraft von 15 MN beansprucht. Die Ergebnisse dieser Rechnung sind in Tab. 6-9 dargestellt.

Tab. 6-9 Ergebnisse für CTR 1

Kraft	K [MPa mm ^{1/2}]	J _e [N/mm]	J _p [N/mm]	Referenz J _p [N/mm]
20 %	629	1.80	1.80	1.83
40 %	1258	7.20	7.97	8.18
60 %	1887	16.2	35.9	26.42
80 %	2516	28.8	225	102.17
100 %	3146	45.0	1215	433.91

Als Vergleich wird in Fallbeispiel CTR 2 nicht eine Kraft, sondern ein Biegemoment aufgebracht. Es beträgt maximal 2.8 MNm. Die Ergebnisse für das J-Integral dieser Rechnung sind in Tab. 6-10 aufgelistet.

Tab. 6-10 Ergebnisse für CTR 2

Biegemoment	K [MPa mm^{1/2}]	J_e [N/mm]	J_p [N/mm]	Referenz J_p [N/mm]
20 %	753	2.58	2.58	2.36
40 %	1507	10.3	10.8	10.10
60 %	2260	23.2	35.7	28.42
80 %	3014	41.3	166	76.21
100 %	3767	64.6	807	220.11

6.1.4 Vergleich der Teilnehmer

Ein Schwerpunkt des BENCH-KJ-Vorhabens liegt darin, einen vergleichenden Überblick über verschiedene Methoden zu geben, die unterschiedliche Regelwerke zur Verfügung stellen. Hier sollen nun exemplarisch Auszüge aus dem Zwischenbericht /MAR 12/ vorgestellt werden, um einen Einblick in die Ergebnisse eines solchen Vergleichs zu geben. Es soll betont werden, dass es sich um die vorläufigen Ergebnisse eines Zwischenberichts handelt; es ist zum Zeitpunkt der Berichtslegung weder möglich, die Ursachen einer deutlichen Abweichung vom Referenzwert eindeutig dem Teilnehmer oder dem Code zuzuordnen, noch die verwendeten Methoden genau zu benennen.

In Abb. 6-1 werden die Spannungsintensitätsfaktoren eines elliptischen innenliegenden Umfangsrisses betrachtet, der bereits in Abschnitt 6.1.3.1 diskutiert wurde. Dargestellt ist die relative Abweichung vom Referenzwert als Funktion der Risstiefe. Die fünf verschiedenen Beiträge sind farblich unterschiedlich dargestellt, die Zuordnung zu Urheber und verwendeter Methode findet sich in der Grafik.

In allen Rechnungen ist die Abweichung vom Referenzwert unter 10%. Mit einer Ausnahme werden die Faktoren von den vereinfachten Methoden überschätzt. Die Abweichungen der von der GRS verwendeten Methode (Zahoor + Tada) sind vergleichbar mit den anderen Ergebnissen. Sehr kleine Abweichungen für alle Risstiefen liefern die R6v4-Methoden.

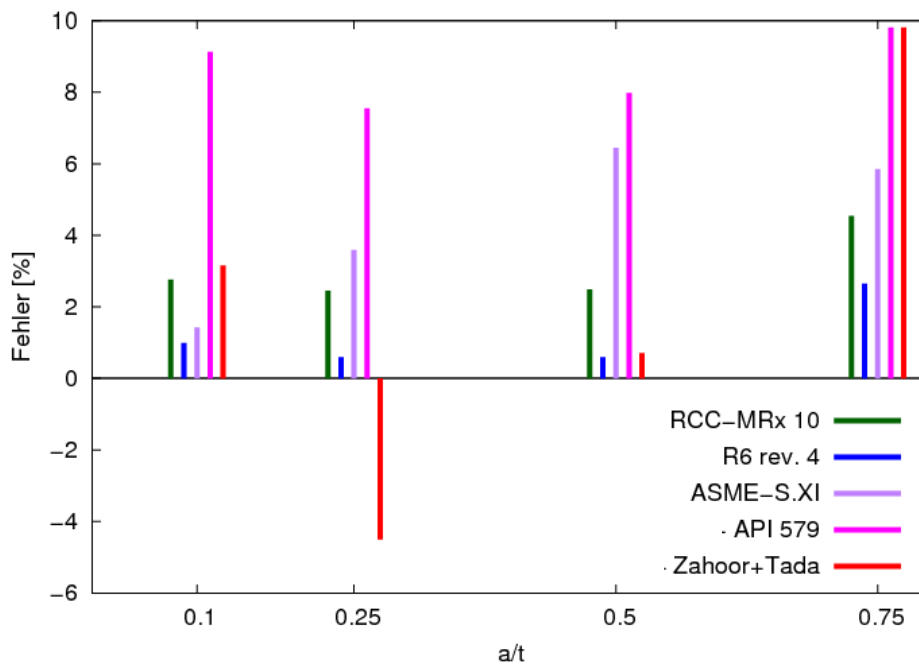


Abb. 6-1 BENCH-KJ Task 1 K3 Lastfall 2: Abweichung der berechneten Spannungsintensitätsfaktoren vom Referenzwert bei verschiedenen Rissstiefen, gemäß /MAR 12/ , GRS-Werte nach Zahoor + Tada

Bei den vorläufigen Ergebnissen zum Task 2 wird deutlich, dass die Abweichungen im J-Integral verschiedener Riss-/Belastungskombinationen zwischen den Methoden sowie zu den Referenzwerten erheblich größer sind als bei der Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren.

6.1.5 Diskussion der Ergebnisse

Die Vergleichsrechnungen im Rahmen von BENCH-KJ ermöglichen einen umfangreichen Vergleich gängiger vereinfachter Verfahren zur Bestimmung von bruchmechanischen Kennwerten. Insbesondere konnten die bisher in PROST verwendeten Routinen auf ihre Qualität hin untersucht werden.

Die Ergebnisse von Task 1 haben die Approximationsverfahren für Spannungsintensitätsfaktoren qualifiziert. Die elastischen K-Faktoren für Rohre zeigen im Vergleich mit den anderen Beiträgen zufriedenstellende Ergebnisse (siehe /MAR 12/).

Die Ergebnisse von Task 2 und 3 erreichen noch keine zufriedenstellende Übereinstimmung mit den Referenzwerten, was darauf zurückzuführen ist, dass die Berücksichtigung plastischen Materialverhaltens in vereinfachten Verfahren teilweise problematisch ist. Hier sind methodische Verbesserungen erforderlich.

6.2 Mitarbeit im NULIFE-Netzwerk

6.2.1 Organisation und Entwicklung des Netzwerks

NULIFE (Nuclear plant life prediction) ist ein europäisches Exzellenz-Netzwerk zur koordinierten Erforschung der Lebensdauer von Strukturkomponenten (www.vtt.fi/proj/nulife). Bereits in einem vorangegangenen Vorhaben /GRE 10/ wurden zahlreiche Beiträge von der GRS zu diesem Verbund geleistet.

Im März 2011 nahm die GRS am Treffen zur Zusammenführung von NULIFE und der Arbeitsgruppe TWG GEN II/III der Technologieplattform SNETP (www.snetp.eu) teil. In der Folge führte dies zur Gründung des Netzwerks NUGENIA, auf welches in Abschnitt 6.3 näher eingegangen wird.

6.2.2 Beiträge der GRS

Weitere Beiträge wurden für das europäische Netzwerk erstellt. Im Rahmen der Pilot Study zu „Probabilistic Approach of Leak-Before-Break“ /NUL 10a/ wurde die deutsche Vorgehensweise aus Sicht der GRS beschrieben. Der GRS Beitrag ist im Anhang Kapitel 11.1 enthalten. Zum Thema „safety margins“ wurde ein Beitrag geleistet (siehe Anhang Kapitel 11.2) der in den NULIFE-Bericht /NUL 10b/ integriert wurde.

Im NULIFE-Report “Safety Impact of Passive Components” /NUL 11b/ wurde die Zuverlässigkeit passiver Komponenten und die Folgen ihres Versagens beleuchtet. Weiterhin wurde der Vergleich „Passive component risk-importance vs. Safety classification“ diskutiert. Weiterhin wurde die risikobasierte Entscheidungsfindung mit dem Fokus auf risikobasierte betriebliche Prüfungen untersucht. Auch die Behandlung von Komponenten mit sehr niedriger Bruchwahrscheinlichkeit fand ihren Eingang in den Bericht. Im Rahmen des Vorhabens wurde insbesondere zum Kapitel 2.5 „Updating of LOCA

frequencies in Germany“ ein Beitrag geleistet. In diesem Abschnitt wurde berichtet, wie die Leck- und Bruchhäufigkeiten in Rohrleitungssystemen deutscher kerntechnischer Anlagen unter Berücksichtigung der Betriebserfahrung abgeschätzt werden kann.

6.3 Gründung von NUGENIA

NUGENIA wurde am 14. November 2011 in Folge der Integration der Forschungsgruppen bzw. Netzwerke

- SNETP (Bereich „Technology Working Group Gen II&III) (www.snetp.eu)
- NULIFE (www.vtt.fi/proj/nulife)
- SARNET (www.sar-net.eu)

gegründet.

NUGENIA hat das Ziel, den sicheren, zuverlässigen und effizienten Betrieb von Kernkraftwerken zu fördern. Dazu soll NUGENIA eine wissenschaftlich-technische Basis bieten, die internationale Forschungsvorhaben initiieren und unterstützen kann. NUGENIA umfasst acht technische Fachgebiete:

1. Anlagensicherheit und Risiko
2. Schwere Störfälle
3. Kern und Reaktorbetrieb
4. System- und Komponentenintegrität
5. Brennstoff, Abfall und Rückbau
6. Innovatives Leichtwasserreaktor-Design
7. Harmonisierung
8. Betriebliche und zerstörungsfreie Prüfungen

Insbesondere die Technischen Gebiete (Technical Areas) 1 und 4 weisen einen erheblichen Bezug zu den Fragestellungen auf, die auch im Rahmen dieses Berichts erörtert werden. Dies unterstreichen auch die vorläufigen „Roadmaps“ dieser Gebiete /NUG 12/.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Die probabilistische Bruchmechanik erlaubt Aussagen zur Ausfall- und Überlebenswahrscheinlichkeit von belasteten Komponenten. Belastungen, die im Laufe des Betriebs auf eine Komponente mit vorhandenen rissartigen Fehlern einwirken, können Risswachstum verursachen und somit die Integrität der Komponente gefährden.

Im Rahmen des Vorhabens RS1196 wurde das Rechenprogramm PROST (PRObabilistische STRukturberechnung) zur quantitativen Einschätzung der Strukturzuverlässigkeit von Rohrleitungskomponenten weiterentwickelt. Die Weiterentwicklung des Analyserwerkzeuges PROST bestand aus Erweiterungen der Leistungsfähigkeit sowie der Restrukturierung des Rechenprogramms.

Dabei wurden Modelle zur Berücksichtigung des Schadensmechanismus stabiles Risswachstum bei der Bestimmung von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten in zylindrischen Strukturen aus ferritischen und austenitischen Reaktorstählen bereitgestellt und erprobt. Diese Modelle sind nun zusätzlich zu den Modellen zur Berücksichtigung der Schadensmechanismen Ermüdung und Korrosion verfügbar.

Weiterhin wurde der Anwendungsbereich des Programms auf die Berechnung des Wachstums wanddurchdringender Risse erweitert. Dies spielt eine Rolle, wenn ein Oberflächenanfangsriss bis zur Entstehung eines stabilen Lecks wächst. Die Verfolgung des Wachstums des wanddurchdringenden Risses bis zum Bruch verbessert die Aussagegenauigkeit der Bruchwahrscheinlichkeit. Dabei wurden zusätzliche Programmmodule entwickelt, mit denen Spannungsintensitätsfaktoren und kritische Risslängen für wanddurchdringende Risse ermittelt werden können. Im Rahmen dieser Arbeiten wurde eine Restrukturierung von PROST vorgenommen, so dass jetzt auch eine Kombination von Schädigungsmechanismen analysiert werden kann. Zudem wurden weitere Wachstumsgesetze für Ermüdung implementiert. Die bereits früher begonnenen Arbeiten zur Abschätzung von Leckflächen und Leckraten von wanddurchdringenden Rissen wurden durch Einbeziehung von Leckdetektionsschwellen komplettiert.

Die Rissbildungssimulation wurde als eine Alternative zu einer Anfangsrissverteilung in den Programmumfang aufgenommen. Das verwendete Modell erlaubt die Berücksichtigung der Betriebserfahrung zur Rissbildung.

Die erweiterte Analysemethodik wurde durch Nachrechnungen bereits früher behandelte Testfälle erprobt. Insgesamt zeigen die Analysen, dass mit der bereitgestellten flexiblen probabilistischen Analysemethodik quantitative Aussagen zur Leck- und Bruchwahrscheinlichkeit eines 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 die Beanspruchung der Strukturkomponenten genauer berücksichtigt werden. Das umfasst insbesondere den Temperaturverlauf während des Betriebs wie auch die Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit der Materialdaten. Auch die Behandlung von primären und sekundären Spannungen gemäß den Erfordernissen sollte genauer gestaltet werden. Dies hat auch Auswirkungen auf die Fehlerbewertungsprozeduren. Es ist sinnvoll, diese weiter anzupassen und Varianten zu berücksichtigen, die auf spezielle Materialien zugeschnitten sind oder genauere Materialinformationen zur Bewertung nutzen.

Das Leckratenmodell, das gegenwärtig verwendet wird, weist noch Verbesserungsbedarf auf. Auch die Berechnung der Leckfläche kann genauer geschehen, wenn inhomogene Spannungsverteilungen den wanddurchdringenden Riss belasten. Mit den Verbesserungen an dieser Stelle kann PROST ein Werkzeug für Leck-vor-Bruch-Nachweise werden. Hier kann es notwendig sein, die mathematisch-statistische Methodik von PROST zu ertüchtigen, da niedrige Versagenswahrscheinlichkeiten in Verbindung mit einer großen Zahl verteilter Eingangsgrößen bei den bisher verwendeten Algorithmen teilweise erhebliche Rechenleistungen verlangen.

Aus den bisher im Rahmen von BENCH-KJ durchgeführten Vergleichsberechnungen ergibt sich, dass die Streuung der Ergebnisse teilweise sehr groß ist. Neben neuen Geometrien, die in ebensolchen Studien relevant sind, ist insbesondere die Verbesserung der Methoden zur Beschreibung elastisch-plastischen Verhaltens notwendig. Davon kann insbesondere die Aussagegenauigkeit der Fehlerbewertungs-Routinen, insbesondere bezüglich Berücksichtigung des zähen Risswachstums verbessert werden. In diesem Zusammenhang sollen auch die Kopplungsmöglichkeiten an einen FE-Solver verbessert werden, wobei die Lizenzbestimmungen des Solvers zu berücksichtigen sind, damit das Programmsystem auch externen Benutzern zur Verfügung gestellt werden kann.

8 Literaturverzeichnis

- /ADI 09/ AUI: 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
- /ALB 90/ Albrecht, D.
Näherungslösung für Wärmespannungen in Zylinderwandungen, Arbeitsbe-
richt der TH Zittau, 1990
- /ARO 09/ Arora, P., et al.
Fatigue crack initiation and crack growth studies for pipes made of carbon
steel, SMiRT 20, Espoo, Finland, August 2009
- /AZO 87/ Azodi, D., Beliczey, S., Grebner, H., Höfler, A., Schulz, H., Sievers, J.
Analytische Tätigkeiten – Bruchvorgänge in Behältern und Rohrleitungen.
GRS-A-1343, GRS, 1987
- /AZO 92/ Azodi, D., Bachmann, P., Höfler, A., Michel, F.
Analytische Beschreibung der Bruchvorgänge in Behältern und Rohrleitun-
gen unter zyklischer, überelastischer Beanspruchung. GRS-A-1948, GRS,
1992
- /BEC 81/ Becker, F.L., et al.
Integration of NDE reliability and fracture mechanics, vol. 1. NUREG/CR-
1696, 1981
- /BFS 05/ Bundesamt für Strahlenschutz: Methoden und Daten zur probabilistischen
Sicherheitsanalyse für Kernkraftwerke, Salzgitter, Oktober 2005
- /BRI 01/ British Energy, BNFL Magnox Generation, AEA Technology
Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, R6-Revision
4, BEGL CONFIDENTIAL, April 2001

- /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/ Brikstad, B.
WP-4 Review and Benchmarking of SRM's and associated Software, Appendix A1, SCC Benchmark Study, NURBIM Report D4/Appendix A1, April 2004
- /BUS 94/ Busch, M., Petersilge, M., Varfolomeyev, I.
Einflussfunktionen für axiale und Umfangsoberflächenrisse in Zylindern, IWM-Bericht T18/94, 1994
- /CHO 00/ Chopra, O.K., Park, H.-B.
Mechanism of fatigue crack initiation in Light Water Reactor coolant environments, International Conference of Fatigue of Reactor Components, Napa, USA, August 2000
- /CHO 03/ Chopra, O.K., Shack, W.J., Muscara, J.
Mechanism of fatigue crack initiation in austenitic stainless steels in Light Water Reactor environments, SMiRT 17, Prague, Czech Republic, August 2003
- /DAT 09/ Datta, D., Jang, C.
Failure assessment of nuclear piping components due to combined degradation mechanisms by an advanced probabilistic fracture mechanics code, Proc. of ASME 2009 PVP Conf., 2009
- /DAV 79/ Davenport R.T., Brook, R.
The threshold stress intensity range in fatigue. Fatigue of Engineering Materials and Structures 1, pp 151-155, 1979
- /DEL 79/ Delale, F., Erdogan, F.
Quarterly of Applied Mathematics 37, S. 239-258, 1979

- /EPR 81/ EPRI
An Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture Analysis, EPRI NP-1931, 1981
- /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
- /FOR 72/ Forman, R.G.
“Study of fatigue crack initiation from flaws using fracture mechanics theory”. Engineering Fracture Mechanics, 4(2), PP. 333–345, 1972
- /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
- /FOR 92/ Forman, R.G., Mettu, S.R.
“Behavior of surface and corner cracks subjected to tensile and bending loads in a Ti-6Al-4V alloy”. In: Ernst, H.A., Saxena, A., McDowell, D.L. (Eds.), Fracture Mechanics 22th Symposium, vol. 1. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp. 519–646 ASTP STP 1131, 1992
- /FUL 08/ Fulland, M., et al.
Analysis of fatigue crack propagation in the frame of a hydraulic press. Engineering Fracture Mechanics 75, 2008, 892-900
- /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 09/ Green, D., et al.
Fatigue crack initiation and growth in stainless steel pipe welds, Proceedings of the ASME PVP 2009, Prague, Czech Republic, July 2009
- /GRE 10/ Grebner, H., Wang, Y., Schimpfke, T., Sievers, J.
Weiterentwicklung der strukturmechanischen Analysemethodik zur Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit von passiven Komponenten, Phase II, GRS - A - 3544, GRS, 2010
- /GRE 11/ Grebner, H., Sievers, J.
„PROST-Weiterentwicklungen zum Schädigungsmechanismus Korrosion“. Technische Notiz, Vorhaben RS 1196, Auftrags-Nr. 733650. GRS, 2011
- /GRE 92/ Grebner, H., Höfler, A.
Berechnung des Rissöffnungsverhaltens, der Leckgröße und der Leckrate für die HDR-Versuche E22.05, E22.06 der Phase III an Geradrohren mit Umfangsriss. GRS, Interner Bericht, 1992
- /GRE 99/ Grebner, H., Müller, C., Sievers, J.
Weiterentwicklung der Analysetechnik und generische Analysen zum Komponentenverhalten im Verbund für auslegungsüberschreitende Störfälle. GRS - A - 2678, GRS, 1999
- /GRS 08/ GRS
Fachliche Unterstützung des Facharbeitskreises Probabilistische Sicherheitsanalyse für Kernkraftwerke, Teilvorhaben "Aktualisierung und Ergänzung der Angaben zu Leckhäufigkeiten im Methoden- und Datenband PSA, GRS-V-SR 2608-1/2008, Köln, November 2008
- /GRS 10/ GRS
Weiterentwicklung und Erprobung von Methoden und Werkzeugen für probabilistische Sicherheitsanalysen, GRS-A-3555, Juli 2010

- /GRS 12/ GRS
Evaluation of operating experience with regard to passive mechanical components – approach and new insights, Eurosafe, Brussels, November 2012
- /HAM 72/ Hampel, H.
Rohrleitungsstatik: Grundlagen, Gebrauchsformeln, Beispiele, Springer, 1972
- /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
- /HÜT 03/ Hüttner, F.
Auswertung experimenteller Ergebnisse zum Risswachstum in Kraftwerkstählen. MPA Stuttgart, Abschlussbericht MPA-Auftrags-Nr. 8884 01 001, 2003
- /IWM 11/ Fraunhofer IWM Freiburg
Weiterentwicklung von Rechenmethoden zur probabilistischen Fehlerbewertung von Kraftwerkskomponenten. Abschlussbericht Fraunhofer IWM Freiburg, Freiburg, 2011
- /IWM 12/ KIT und Fraunhofer IWM Freiburg
KEK: Weiterentwicklung von Rechenmethoden zur probabilistischen Leckvor-Bruch Bewertung von Rohrleitungen. Halbjahresbericht 2012-1, Förderkennzeichen 1501398, Karlsruhe, Juli 2012
- /JON 07/ Jones, R., Molent, L., Pitt, S.
Crack growth of physically small cracks, International Journal of Fatigue, Vol. 29, pp. 1658-1667, 2007
- /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

- /KIE 73/ Kiefner, J.F. et al.:
Failure Stress Levels of Flaws in Pressurized Cylinders. ASTM STP 536,
1973, S. 461-481
- /KHA 99/ Khaleel, M. A., et al.
Flaw size distributions and flaw existence frequencies in nuclear piping.
PVP-Vol. 386, 127-144, 1999
- /KLA 10/ Klasky, H.B., Williams, P.T., Yin, S., Bass, B.R.
"Structural Integrity Assessments Modular - Probabilistic Fracture Mechan-
ics (SIAM-PFM): User's Guide for xLPR," ORNL/LTR-2010/247, Oak Ridge
National Laboratory, Oak Ridge, TN, July 30, 2010
- /KRI 09/ Krishnapillai, K., Jones, R.
Three-dimensional structural design optimisation based on fatigue imple-
menting a genetic algorithm and a non-similitude crack growth law, Finite
Elements in Analysis and Design, Vol. 45, pp.132-146, 2009
- /KTA 12/ Sicherheitstechnische Regel KTA 3206, Nachweise zum Bruchausschluss
für druckführende Komponenten in Kernkraftwerken, Regelentwurfsvorlage
Fassung 2012-09, KTA-Dok.-Nr. 3206/12/1
- /KUM 81/ Kumar, V., et al.
An engineering approach for elastic-plastic fracture analysis. EPRI-Report,
1981
- /KUM 84/ Kumar, V., et al.
Advances in elastic-plastic fracture analysis. EPRI NP-3607, 1984
- /MAR 11/ Marie, S., Faigy, C.
BENCHKJ - Benchmark on analytical methods of the fracture mechanics
parameters K and J for different components and loads. Rev. 2, April 29,
2011

- /MAR 12/ Marie, S.
BENCHKJ: Benchmark on analytical methods for the Fracture Mechanics parameters calculation – 2012 progress report, rapport technique den, cea, 2012
- /MPA 03/ MPA Universität Stuttgart
Auswertung experimenteller Ergebnisse zum Risswachstum in Kraftwerkstählen. MPA Stuttgart, Abschlussbericht MPA-Auftrags-Nr. 888401001, 2003
- /MPA 09/ MPA Universität Stuttgart
Nachweis der Ermüdungsfestigkeit bei kerntechnischen Komponenten aus ferritischen und austenitischen Werkstoffen, BMWi Vorhaben Nr. 1501296, Präsentation Projektkomitee „Komponentenverhalten“, 2. März 2009
- /MPA 13/ MPA Universität Stuttgart
Weiterentwicklung probabilistischer Methoden zur Integritätsbewertung unter besonderer Berücksichtigung der statistischen Bewertung maßgeblicher Eingangsgrößen. Abschlussbericht MPA Stuttgart, Förderkennzeichen 1501376, Stuttgart, 2013
- /MPA 13a/ MPA Stuttgart
Experimentelle Daten zum Ermüdungsrisswachstum von X6CrNiNb18-10 und 22NiMoCr3-7 aus dem MPA-Forschungsvorhaben BMWi-1501391 „Untersuchung von Einflussfaktoren auf das zyklische Risswachstum angerissener Bauteile“. Private Mitteilung, 2013
- /MPA 82/ MPA Stuttgart
Forschungsprogramm “Phänomenologische Behälterberstversuche”, 2. Techn. Zwischenbericht. Staatliche Materialprüfungsanstalt (MPA) Stuttgart, 1982
- /MUE 96/ Müller, C.
Analyse von Leckflüssen durch Risse und Spalten mit Hilfe von einfachen Modellen und ATHLET-Rechnungen. GRS, Technische Notiz, 1996

- /NEA 07/ NEA/CSNI
 Proceedings of the CSNI Workshop on “Structural Reliability Evaluation and Mechanical Probabilistic Approaches of NPP Components”,
 NEA/CSNI/R(2007)18, 2007
- /NEW 81/ Newman Jr., J.C., Raju, I.S.
 „An empirical stress-intensity factor equation for the surface crack“. Engineering Fracture Mechanics 15, 185-192, 1981
- /NUG 12/ NUGENIA
 „Technical Area 4 – Integrity assessment of Systems, Structures and Components (SSC)“. Entwurf der Roadmap für NUGENIA-TA4,
 „Technical Area 1 – Safety and risk of NPPs – Executive summary“. Entwurf der Roadmap für NUGENIA-TA1, Oktober 2012
- /NUL 10a/ NULIFE EG2/3
 Pilot Study 6: Probabilistic Approach of Leak-Before-Break (Step 1) - Deliverable D-RA8-1, 2010
- /NUL 10b/ NULIFE EG2/3/4
 Safety Margins in Safety Assessment of Nuclear Power Plants, Deliverable D-IA2.4-2/E-IA2.2-X/D-IA2.3-7, 2010
- /NUL 11a/ NULIFE and SNETP
 „Road map for the safe, reliable and efficient operation of current and future GEN II and III reactors (OPERA)“. NULIFE(11)2, 2011
- /NUL 11b/ NULIFE and SNETP
 „Safety impacts of passive components“. NULIFE(11)9, 2011
- /NUR 06/ Chopra, O. K., Shack, W. J.
 „Effect of LWR Coolant Environments on the Fatigue Life of Reactor Materials“. NUREG/CR-6909 ANL-06/08, 2006

- /OMG 11/ Object Management Group
“OMG Unified Modeling Language™ (OMG UML), Infrastructure”. Version 2.4.1, OMG Document Number formal/2011-08-05, 2011
- /PAR 63/ Paris, P.C., Erdogan, F.
“A Critical Analysis of Crack Propagation Laws”. Journal of Basic Engineering; Transaction, American Society of Mechanical Engineers, Series D, 85, PP. 528-534, 1963
- /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
- /REC 07/ Recho, N., Lassen, T.
Fatigue design of welded joints through inspection planning, SMiRT 19, Toronto, Canada, August 2007
- /ROT 08/ Roth, A.
Private Mitteilung, 2008
- /SAR 13/ Kompetenznetzwerk SARNET, www.sar-net.eu, 2013
- /SCH 03/ Schöllmann, M., Fulland, M., Richard, H.A.
Development of a new software for adaptive crack growth simulations in 3D structures. Engineering Fracture Mechanics 70, 2003, 249-268
- /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 Contract FIKS-CT-2001-00172, GRS, 2004

- /SIE 93/ Sievers, J., Liu, X., Grebner, H., Höfler, A.
Vergleichsanalysen mit analytischen und numerischen Verfahren zur Beschreibung der Rissinitiierung in Reaktordruckbehältern bei kombinierten mechanischen und thermischen Beanspruchungen,
GRS-A-2054, 1993
- /SIE 99/ Sievers, J., Schulz, H., Bass, R., Pugh, C.
Final Report on the International Comparative Assessment Study of Pressurized-Thermal-Shock in Reactor Pressure Vessels. GRS-152, 1999
- /SUD 03/ Sudret, B., et al.
Probabilistic assessment of fatigue life including statistical uncertainties in the S-N curve, SMiRT 17, Prague, Czech Republic, August 2003
- /TAD 00/ Tada, H., et al.
The stress analysis of cracks handbook. ASME press, New York, 2000
- /TIM 51/ Timoshenko, S., Goodier, J. N.
"Theory of Elasticity". Engineering Societies Monographs, 1951
- /TÜV 09/ TÜVIS-Prüfgrundlage: „Bruchmechanische Nachweise zur Absicherung eingeschränkter Leckannahmen bei Rohrleitungen (Bruchausschluss)“, Bericht 62 (Rev. A), Entwurf Stand Januar 2009
- /WAL 70/ Walker, E.K.
"The effect of stress ratio during crack propagation and fatigue for 2024-T3 and 7076-T6 aluminium". In: Effect of environment and complex load history on fatigue life", ASTM STP 462. Philadelphia: American Society for Testing and Materials, pp.1–14, 1970
- /WOL 09/ Wolf, B., Revankar, S.T., Riznic, J.R.
Crack growth model for the probabilistic assessment of inspection strategies for steam generator tubes, ICONE 17, Brussels, Belgium, July 2009

- /WUE 83/ Wüthrich, C.
“Crack opening areas in pressure-vessels and pipes”. Engineering Fracture
Mech. 18, 1049-1057, 1983
- /ZAH 89/ Zahoor, Z.
Ductile fracture handbook – vol. 1. EPRI-Report NP-6301-D, 1989
- /ZAH 90/ Zahoor, Z.
Ductile fracture handbook – vol. 2. EPRI-Report NP-6301-D, 1990
- /ZAH 91/ Zahoor, Z.
Ductile fracture handbook – vol. 3. EPRI-Report NP-6301-D, 1991
- /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

9 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
FITNET	European Fitness-for-service Network
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
NUGENIA	Nuclear Generation II & III Association
NULIFE	Nuclear Plant Life Prediction
NURBIM	Nuclear Risk Based Inspection Methodology for Passive Components
NURBIT	Nuclear Risk Based Inspection-Tool
NWC	Normal Water Chemistry
POD	Probability of detection)
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
RKF	Runge-Kutta-Fehlberg
RPV-PTS-ICAS	Reactor Pressure Vessel-Pressurized Thermal Shock-International Comparative Assessment Study

SARNET	Severe Accident Research Network of Excellence
SCC	Stress Corrosion Cracking
SINTAP	Structural Integrity Assessment Procedures for European Industry
SNETP	Sustainable Nuclear Energy Technology Platform
SRRA	Structure Reliability and Risk Assessment
SUSA	Software System for Uncertainty and Sensitivity Analysis
UML	Unified Modeling Language

10 Anhang: Erläuterungen zu PROST 3.1

10.1 Versionsübersicht

Der PROST-Code hat eine Entwicklungsgeschichte, die in den Berichten /GRE 04/, /GRE 10/ und /GRE 11/ dokumentiert wurde. Tab. 10-1 zeigt die Leistungen der unterschiedlichen PROST-Versionen.

Tab. 10-1 Leistungen der unterschiedlichen PROST-Versionen. „K“ bezeichnet das Korrosions-Modul.

Version		2.0	2.0a	2.1	2.2	2.2a	K	3.0	3.1
Grafische Oberfläche		✓	✓	✓	✓	✓	-	✓	✓
Verteilungsfunktionen		6	6	6	6	6	1	4	6
Schichtungs-Parameter		2	2	2	2	2	0	12	17
K-Berechnung	Plattenlösung	✓	✓	✓	✓	✓	-	-	-
	User-Polynom	✓	✓	✓	✓	✓	-	-	-
	IWM 1d	✓	✓	✓	✓	✓	-	✓	✓
	IWM 2d	-	-	✓	✓	✓	-	✓	✓
	Newman-Raju	-	-	-	-	-	✓	-	✓
	R6	-	-	-	-	-	-	✓	✓
	FE-Kopplung	-	-	-	-	✓	-	-	✓
Ermüdungsgesetze		1	1	1	1	1	0	5	5
Korrosionsmodelle		0	0	0	0	0	4	0	4
Zähes Risswachstum		-	-	-	-	-	-	-	✓
Leckwachstum		-	-	-	-	-	✓	-	✓
Leckratenberechnung		-	-	-	✓	✓	✓	-	✓
Leckdetektion		-	-	-	-	-	✓	-	✓
Rissbildung		-	-	-	-	-	-	-	✓
Zerstörungsfreie Prüfungen		✓	✓	✓	✓	✓	-	-	✓

10.2 Klassenübersicht

Die PROST3.1-Klassen sind in fünf verschiedenen Pakete geordnet. Das Paket „gui“ enthält Klassen, die für die Eingabeoberfläche und die Datenstruktur wichtig sind. Das Paket „plot“ enthält die für die Online-Monitoring-Funktion nötigen Klassen. Das größte Paket ist „toolBean“, wo die wichtigsten Berechnungs- und Simulationsroutinen abgelegt sind. Es enthält die Unterpakete „lr“, das die Klasse zur plastischen Grenzlast enthält, und „sif“, das die verschiedenen Schnittstellen und ihre Implementierungen zur Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren umfasst. Die Klassenstruktur von PROST ist im Folgenden stichpunktartig gegeben.

- Package gui
 - Klassen:
 - GuiRecord
 - LoadType
 - MyCanvas
 - Parameter
 - PlotFrame
 - PodGeneration
 - PROST3AboutBox
 - PROST3App
 - PROST3View
 - TimeCycle
 - TimeManager
 - TimeSection
- Package plot
 - Klassen:
 - FADPlot
 - FADXYDataset
 - PlotDataDyn
 - PlotDataQueue
 - PlotFrame
 - PlotFrameDyn
 - PlotPanelDyn
- Package toolBean
 - Klassen:
 - CalcBreakCollaps
 - CalcLeakrate
 - CalcLoop
 - CalcNde
 - CalcThroughwallCrack
 - CorrosionCrackGrowthCalculator
 - CrackGrowthCalculator
 - CrackGrowthRecord
 - DualPolyRegression

- FADCalc
- FailureCalculator
- FitSurface
- KhhMath
- LeakArrayRecord
- LoadTranslator
- LrCalc_Kiefner
- MyBean
- NdeRecord
- Operation
- OperationCtrl
- OperationRecord
- ParameterValueGenerator
- StableCrackGrowthCalculator
- StressOperator
- tabularHandler
- TimeEvent
- Package toolBean.lr:
 - Klassen:
 - LrCalculator
- Package toolBean.sif:
 - Schnittstellen:
 - ProstSif
 - ProstSifLeak
 - Klassen:
 - CaeiCalc
 - CceiCalc
 - CceoCalc
 - IWMCalc
 - NewmanRajuCalc
 - ProstSifLeakDfhCatr
 - ProstSifLeakDfhCctr
 - ProstSifLeakFe
 - ProstSifNewmanRaju
 - ProstSifPolyReg
 - ProstSifR6Caei

- ProstSifR6Ccei
- SifCalculator

10.3 Ausgabedateien

Die Ausgabedateien von PROST 3.1 haben je nach Wahl des Anwenders zwei verschiedene Formate. Das tabellenartige Format (.txt) ermöglicht eine meist gute Lesbarkeit und Formatierung selbst als einfache Textdatei. Das andere Format beruht auf der .csv-Struktur, die Werte sind durch Kommas und Leerzeichen getrennt. Letzteres Format ist maschinenlesbar und kann in Tabellenkalkulations- und Funktionsplotter-Programmen verwendet werden. Im Folgenden wird immer vom .csv-Format ausgegangen, die Aussagen gelten jedoch auch für die entsprechenden .txt-Dateien.

Der Nutzer hat außerdem die Möglichkeit, ein Präfix vorzugeben, das den Dateinamen vorangestellt wird. Dies ermöglicht eine bequeme Sortierung der Dateien und überdies die einfache Verwendung mehrerer Programmläufe in einem einzigen Verzeichnis.

Immer erstellt eine PROST-Rechnung eine Datei „input.inp“ mit den Eingabedaten. Diese lesbare ASCII-Textdatei lässt sich als Datensatz für eine Rechnung auch von PROST einlesen.

Die auf Wunsch erstellten Dateien „result.csv“, „result-leaks.csv“ und „result-breaks.csv“ enthalten die Rohdaten von Risswachstumssimulationen, die zum Versagen durch Leck bzw. Bruch führen. Gespeichert sind bei jedem Ereignis die verteilten Parameter sowie die Zeit des Versagens (in Jahren) und die Wahrscheinlichkeit.

Bei der Verwendung der Histogramm-Option werden die Dateien „result-histo.csv“, „result-histo-leaks.csv“ und „result-histo-breaks.csv“ ausgegeben. Dort ist lediglich ein Datenhistogramm gespeichert, das die Zeitintervalle, die Wahrscheinlichkeit des Strukturversagens in dem Zeitintervall sowie die akkumulierte Versagenswahrscheinlichkeit enthält.

Die Dateien „CrackGrowth*.csv“ enthalten Informationen über das Risswachstum und andere Parameter einer einzigen Struktursimulation als Funktion der Zeit. Zu den Informationen gehören neben der Rissgröße und dem Status auch die Koordinaten im

Fehlerbewertungsdiagramm, die Belastung, Risswachstumsinkremente sowie Spannungsintensitätsfaktoren.

Die Datei „LeakRate*.csv“ enthält die berechneten Leckflächen und Leckraten einer Einzelsimulation als Funktion der Zeit. Auch die Detektionswahrscheinlichkeit wird ausgegeben.

Die Datei „parameter-statistics.csv“ wird erstellt, wenn die Verteilungsfunktion überprüft werden soll. Die Ausgabe unterscheidet sich, je nachdem ob ein Monte-Carlo-Verfahren oder die Schichtungsmethode untersucht werden soll, umfasst jedoch die Wahrscheinlichkeit und die numerisch abgeschätzte Wahrscheinlichkeitsdichte.

Die Ergebnisse zerstörungsfreier Prüfungen werden in der Datei „result-nde.csv“ gespeichert, wahlweise auch in kondensierter Form „result-nde-condensed.csv“. Beide enthalten im Wesentlichen die Detektionswahrscheinlichkeit zu unterschiedlichen Zeitpunkten.

11 Anhang: Ausgewählte GRS-Beiträge zum NULIFE Netzwerk

11.1 Beitrag zu Pilot Study „Probabilistic Approach of Leak-Before-Break“

Task 1 – Participating organisations to provide an overview of national practices for their countries, including the regulatory position (and the evolution) on LBB

Task 1.1 – Summary of national LBB practices (include deterministic and/or probabilistic approaches as appropriate)

The German approach to LBB is a deterministic one and generally called “Break Preclusion Concept”. It has to be pointed out that there is no mandatory German procedure on LBB or Break Preclusion reflecting the national regulatory position. Therefore different assumptions have been made and different (or no) safety factors have been applied by the various institutions in Germany. In November 2009 a project started to prepare a safety standard on Break Preclusion.

The scope of the German Break Preclusion Concept is somewhat wider than for the LBB concept applied in the USA, as it puts emphasis on the as-manufactured quality of the components and on monitoring and inspection during operation as well as on the analysis of the leak-before-break behaviour of the piping. The quality of the components should be assured by the compliance with the “General specification for Basis Safety” for pressurized components, which was issued in 1979 as annex of the 2nd issue of the “RSK guidelines”, i.e. guidelines of the German Reactor Safety Commission (RSK). Strictly speaking, these specifications were written for pressurized components of the secondary systems of PWRs. Nevertheless, its requirements were also applied to components of BWRs and the Reactor Coolant Pressure Boundary (RCPB) of PWRs.

The compliance with the requirements of these specifications are considered to provide the pressure-retaining boundary with a “Basis Safety” that will preclude any catastrophic failure of a component as a result of manufacturing defects (the “quality through production” principle). Therefore the Basis Safety may be seen as a prerequi-

site to the Break Preclusion. The Basis Safety of a component depends on the following features:

- High-grade material properties, in particular high ductility and toughness
- Conservative limitation of stresses
- Prevention of stress peaks by optimized design and construction
- Application of optimized manufacturing and testing technologies
- Knowledge and assessment of defects, if any
- Consideration of the medium, especially for corrosion issues

In addition “independent complementary measures” (often referred to as “independent redundancies”) should assure that any deviation from the optimized quality of the components are unlikely to occur and, if it occurs it will very likely be detected and evaluated and even if it goes undetected it might not jeopardize the principle that catastrophic failure of a component as a result of manufacturing defects can be precluded. These “independent complementary measures” are:

- 1) Multiple Parties Testing Principle,
 - i.e. quality assurance by at least two independent parties
- 2) Worst Case Principle,
 - i.e. consideration of possible deviations due to human errors and technical influences during manufacturing and operation.
- 3) Plant Monitoring and Documentation Principle
 - i.e. continuous or recurrent monitoring and in-service inspection including documentation of results to assure that specified conditions /design limits are not exceeded and there is no unexpected degradation.
- 4) Validation Principle
 - i.e. validation of any code or method used for analyses as well as non-destructive examination

This Basis Safety (i.e. preclusion of catastrophic failure of a component as a result of manufacturing defects) should be extended to the Break Preclusion during operation of the plant. For this, any active degradation mechanism, overloading or external impact has to be ruled out that might jeopardize the integrity of the components or their leak-before-break behaviour during the lifetime of the plant.

Finally, the leak-before break behaviour of the piping during the whole lifetime of the plant has to be shown. For this evaluation, circumferential through-wall cracks are postulated in each circumferential weld (longitudinal welds in this piping are not accepted according to the requirements of the Basis Safety). Two steps concerning postulated through-wall cracks are similar to those required according to US Standard Review Plan 3.6.3.:

1. Calculation of the critical through-wall crack size under the most severe loading

to be assumed for design basis accidents. In Germany, however, the most severe loading may be due to other scenarios than earthquakes. Limit load calculations or validated fracture mechanical approaches may be used for this step.

2. Fluid-dynamic calculation of the mass flow through the leak area of sub-critical through-wall cracks during normal operational loading needs to show that this mass flow will be detected early enough to ensure safe shut down of the plant before the crack might become critical due to further crack growth. For the determination of leak areas and leak rates, different simplified analysis methods with different ranges of applicability are available. In comparison with leak rate experiments, the analysis methods show rather large uncertainties which may result in a large safety factor (up to 10).

In addition a crack growth analysis should be performed to prove low susceptibility of the piping to fatigue damage. The crack growth analysis needs to show that postulated non-through wall cracks may

- not grow significantly during the lifetime (or within the interval of in-service inspections) of the plant
- or may not become critical under operational loading even after very long (theoretical) operating time which may be hundreds of years.

For this analysis the postulated cracks have to be larger than those found with high probability by non-destructive testing either during manufacturing or by in-service inspections, i.e. different crack sizes may be postulated by different applicants.

For all piping of the RCPB where Break Preclusion is applied, the postulated leak area to be assumed for the analysis of jet and reaction forces should be $0.1 A$, where A is the inner cross section of the piping concerned. For other systems, this postulated leak area or leak areas based on fracture mechanical analyses are used.

Besides the Break Preclusion for high energy piping as described above, a reduced procedure may be applied to low and medium energy piping with operating conditions $p < 20$ bar and $T < 100^\circ\text{C}$ or to piping which exceed these conditions only for less than 2% of the lifetime of the plant or which are under primary stresses lower than 50 MPa during operation.

Task 1.2 – Summary of national regulatory position on LBB (include deterministic and/or probabilistic approaches as appropriate)

There is no national regulatory position on LBB or Break Preclusion. Therefore the German Federal Ministry for the Environment, Nature Conservation and Nuclear Safety

asked the German Nuclear Safety Standards Commission (KTA) to prepare a new KTA safety standard on the application of Break Preclusion in German NPPs, reflecting state-of-the-art procedures and analyses. This new standard project started in November 2009.

Task 1.3 – Summary of evolution of national LBB practices and regulatory position

At the beginning of NPP construction, a double ended guillotine break (DEGB) of all piping including the main coolant line was postulated for the plant design with respect to:

- the safety functions
- reactor shut-down,
- residual heat removal and
- enclosure of activity.

Later on, these postulates have also been applied to the:

- environmental qualification of equipment,
- design of containment internals,
- stability of components supports and
- design of main component internals.

At this time, the DEGB was estimated as a very real event which consequently required a design against pipe whip associated with thrust and jet impingement forces. This implied extensive burst protection measures which could, however, limit pipe movements and maximum leak areas only for some predefined break locations. Furthermore, a consequent application of this design philosophy would assume large breaks of all pressurized components including large vessels as postulated initiating events. Consequently, extensive burst protection devices had to be installed for all large vessels and high energy piping in order to avoid unacceptable sequences of events. These burst protections would increase costs substantially and hinder access to the components for in-service inspections. As the inspectability of all pressurized components is considered a key element for the safety of the plant, these extensive burst and pipe whip protections were not considered as a satisfactory solution for the further development of nuclear power plants.

These considerations initiated the Basis Safety concept (see Task 1.1), aiming at a considerable increase of the reliability of pressurized components and piping against

any catastrophic failure. Basis Safety and Break Preclusion were reflected in the subsequent issues of the German RSK guidelines, being the basis for the German Reactor Safety Commission (RSK) evaluating safety issues of PWR plants. The subsequent issues of these RSK guidelines contain the range of application of Break Preclusion and the leak postulates to be applied for the piping concerned:

- 1st issue, 1974: DEGB of all piping was assumed as design basis for the plant.
- 2nd issue, 1979: The “Basis Safety” (see Task 1.1) was issued as an annex to the RSK guidelines. According to its requirements, longitudinal welds in this piping are no longer accepted. As a consequence critical longitudinal cracks in this piping of the RCPB and external systems may no longer be postulated.
- 3rd issue, 1981: Break preclusion may be applied to main coolant lines complying with the Basis Safety.
- Amendment (1983): Break preclusion may be applied to main feed water and main steam lines inside containment complying with the Basis Safety.
- Amendment (1984): Break preclusion may be applied to large diameter (DN > 200) austenitic piping connected to the main coolant line and complying with the Basis Safety.
- In 1991 the committee for pressurized components of the RSK took a decision that the Break Preclusion concept may also be applied to piping which does not fully comply with the requirements of the Basis Safety, implying that a comparable reliability of these components may be shown by additional analyses and/or compensatory measures.
- In 1992 the RSK took a decision that the Break Preclusion concept may also be applied to small diameter pipes (DN ≥ 50, main and auxiliary spray lines) in particular cases.

The Basis Safety was issued as an annex of the RSK guidelines in 1979 but a procedure on break preclusion was not integrated. Therefore, very limited guidance is given for the application of the Break Preclusion within the RSK guidelines. Only the leak and break postulates to be assumed in the analyses of different consequences were fixed. Furthermore general recommendations are given in some different written statements of the RSK on this issue. In fact, up to the early nineties the German RSK evaluated the applicability of the Break Preclusion concept for all German plants on a plant specific basis. Detailed analyses were performed by the licensees and reviewed by the technical safety organisations (TÜV).

In the following years, technical requirements were developed within the German Nuclear Safety Standards Commission (KTA) on the level of detailed technical rules in Germany. Most of the requirements of the Basis Safety concerning materials, design, manufacturing and inspection of components were incorporated and further developed within the KTA rules of the series 3201 and 3211. However, guidelines for the application of the Break Preclusion have not been issued yet by KTA. In fact, work on a new

rule on this topic (KTA 3206) was started in November 2009.

The Break Preclusion Concept has been applied to all plants in Germany, yet at different stages and with different ranges of application:

- In the three youngest plants in Germany which went on line in the late 80ies the Break Preclusion Concept has been applied already during the design and construction phase to the full range of application (amendment in 1984).
- In the 1990s, Break Preclusion was applied to all main coolant lines of German PWRs as well as most feedwater and steam lines within the containment of PWRs as well as BWRs based on the decision from 1991. Some of the feedwater and steam lines, mainly in BWRs had been replaced before.
- In addition, the concept was also applied in many plants to other large diameter piping directly connected to these lines up to the first isolation valve as far as these were part of the RCPB including the surge line.
- The application to high energy piping with diameter smaller than DN 200 remained exceptional and restricted to a few plants.

11.2 Beitrag zum Thema “safety margins”

Zunächst wird ein von den Arbeitsgruppen EG2/3/4 erarbeiteter Vorschlag zu Definitionen wiedergegeben, der im Rahmen von Antworten der GRS zu Fragen kommentiert wird. Der GRS-Beitrag wurde in den Bericht /NUL 10b/ integriert.

Design Margin

Performing design one shall verify that the limits specified by the regulatory body or by safety guidance are not reached. The *design margin* in the figure can be the same as the margin between the initial condition and the regulatory limits and do not need to be larger in general. Its value is never quantified in safety assessment.

In performing design one has to verify that the regulatory limit is not passed. The assessment shall cover certain variations in initial state, code uncertainties, ageing effects, etc. The end result give in most cases a value with a distance from the limit. This distance is not indicated in this figure.

This *design margin* describes the point between the beginning of operation (design) and the real component's end of life (failure). The physical (real) end of life does not necessarily has to be identical to the decommissioning of the system, structure and component as a matter of course.

Spent margin and remaining/reserve margin:

The *spent margin* and the *remaining/reserve margin* in the figure can only be assessed if the assessment is performed by best estimate methods. Standard methodologies include the known ageing mechanism in the methodology (e.g. use of different (safety) factors, correlations). That means that these two margins are hidden in deterministic safety assessments. With realistic data for (safety) factors and correlations in best estimate analyses these margins can be calculated.

So the *spent margin* defines the margin between the commissioning of the system, structure and component and the actual capacity of the system. In general the *spent margin* should be $D < 1.0$ by means of a cumulative damage.

The *remaining/reserve margin* defines the margin between the actual capacity of the system and the designed end of life.

Regulatory acceptance criteria:

Acceptance criteria: Criterion up to which the component is assessed. The acceptance criterion defines the regulatory acceptance limit. The limit could vary depending on safety and regulatory requirements.

Margins based on regulatory / code specifications

Regulatory/code specifications are the most important margin and should be positioned as a *margin*. This is the only one *margin* utilities have to fulfill by means of regulatory / code specifications. All other *margins* have no regulatory or safety demands on them. The regulatory limits/margins shall be fulfilled with all assessment methodologies.

<p>3. <u>Questions on the definition of margins</u></p>
<p>3.1. Do you agree to the definition of <i>design margin</i>? If not, please explain why? Yes, if we specify the kind of assessment by "integrity assessment". In addition to your formulation there should be a statement on the limited possibilities to quantify this margin, e.g. by best estimate simulations of the structure mechanical behaviour of a component or structure up to failure with validated complex analysis methods.</p>
<p>3.2. Do you agree to the definition of <i>spent margin</i>? If not, please explain why? Yes, if we specify the kind of assessment by "integrity assessment".</p>
<p>3.3. Do you agree to the definition of <i>remaining (reserve) margin</i>? If not, please explain why? Yes, if we specify the kind of assessment by "integrity assessment" and "the actual capacity of the system" by "the load-bearing capacity of the component or structure". Concerning the "remaining margin" the second figure on page 3 and the corresponding text are not consistent because the effect of increasing the "remaining margin" by shift of the regulatory acceptance criteria due to reduction of the "(additional) remaining margin based on regulators / code specification" is not mentioned adequately.</p>
<p>3.4. Do you agree to the definition of <i>margins based on regulatory / code specifications</i>? If not, please explain why? As we understand the proposal this margin is an "(additional) remaining margin based on the conservative assumptions of the regulatory / code specifications" concerning the regulatory acceptance criteria. Due to the importance of this margin with respect of long-term operation there should be a statement on the limited possibilities to quantify this margin, e.g. by suitable experimental data and best estimate simulations of the structure mechanical behaviour of a component or structure up to failure with validated complex analysis methods.</p>
<p>3.5. Specify what you mean by <i>safety margin</i>? Which above mentioned margins are covered within your understanding of the word "<i>safety margin</i>"? In the integrity assessment of a component or structure under operational or accidental loading the calculated maximum stresses, strains or crack loading, if a postulated or detected crack in the component is considered, are compared to corresponding maximum allowable limiting values based on suitable failure criteria. The difference between these values is a measure for the safety margin against failure of the component or structure. The integrity assessment of components and structures has to be performed with consideration of ageing effects if damage mechanisms are relevant. The safety margin of a component or structure, which is in operation, is a measure for the remaining load-bearing capacity of the component or structure.</p>
<p>3.6. Describe the effects of reducing the above mentioned <i>margins</i>? The reduction in the spent margin stands for less ageing effects during operation of the component or structure and has the effect that the remaining / reserve margin becomes larger. The reduction of the "(additional) remaining margin based on regulators / code specification" by a change of the regulatory acceptance criteria has the effect of an increasing remaining/reserve margin, which effects the life time assessment of the component or structure. From our point of view the effects can be used only if the margins can be quantified adequately.</p>
<p>3.7. One example for the evolution of cumulative damage is denoted in the figure. Do you agree to the mentioned factors for describing a scalar indicator of cumulative damage within the different stages of denoted margins? Yes</p>
<p>3.8. Are there some additional and general remarks to the drawing and the stated information inside? additional comments are given in 5.1</p>

<p>4. <u>Benchmark / Example "Ductile Fracture"</u></p> <p>The first example deals with the topic of ductile fracture. Thus, the background is to safeguard against local plastification within the context of a graded concept of barriers to failure. The main focus is on components of the pressure boundary.</p>
<p>4.1. What codes and standards are used for the assessment (ASME, RCCM, KTA, other)? KTA, Safety Criteria for Nuclear Power Plants</p>
<p>4.2. Are ageing effects being respected within the assessment of the components? If yes, which? And how? Potential ageing-induced damage mechanisms and changes of the material properties by impacts such as temperature and irradiation, which may occur during operation, are taken into consideration. The main ageing-induced damage mechanisms in components of German plants are fatigue, relaxation, wear, and different types of corrosion. Moreover, synergisms of different mechanisms are taken into consideration.</p>
<p>4.3. Does a qualification of the used material exist? If yes which? Yes. The materials, including weld filler materials, to be selected for the respective case of application meet the requirements for the stresses considered in the design and occurring during operation (e.g. mechanical, thermal and chemical stresses). They are generally weldable, have sufficient toughness in accordance with the design concept and show a strong strain hardening behaviour.</p>
<p>4.4. Which requirements to the freedom of defects exist? Please specify in this context the maximum admissible defect size. The size of the defects to be postulated within the integrity assessment of a component is determined such that they can be identified reliably with the specified procedures of nondestructive testing. The defects are postulated at that surface and in the orientation for which the largest growth potential is given.</p>
<p>4.5. Does an exclusion of failure initiation exist? Can you specify the corresponding margin? Reactor pressure vessel: For postulated surface defects and manufacturing defect sizes in the volume which might be identified, it is verified for all stresses from the relevant loads that, when using fracture-mechanical methods for verification, no crack initiation occurs during operating conditions of levels of defence 1 and 2, and no unstable crack growth takes place in wall thickness direction in case of events on levels of defence 3 and 4a. For events on levels of defence 3 and 4a, a limited stable crack growth, not significant regarding the wall thickness, is only permissible in the upper shelf of toughness. Moreover, it is demonstrated by calculations that crack growth of the defect sizes considered under cyclic loading is not significant with regard to the wall thickness.</p> <p>Piping systems of the reactor coolant pressure boundary: Postulated defects in the pressure-retaining wall show no significant growth regarding the wall thickness in case of operating conditions and events to be postulated on levels of defence 1 and 2. A postulated through-wall crack at the pressure-retaining wall resulting from events on level of defence 3 remains stable, i.e. leak-before-break behaviour is shown.</p>

<p>4.6. Does an exclusion of failure propagation exist (assurance of crack arrest)? What margins are being respected? If, in case of thermal shock loading of the reactor pressure vessel with postulated defect, the stress intensity factor, increasing versus time, exceeds the temperature dependent fracture toughness $K_{Ic}(T)$, it must be proved that crack arrest will occur in the wall, especially within 75 % of the wall thickness.</p>
<p>4.7. What measures safeguard the adherence of the component's collapse load? How large is the margin? For the demonstration of the integrity and support stability of components, static and dynamic, mechanical, chemical, thermal and radiation-induced impacts are considered. The impacts that may result due to the conditions, events and defined operating conditions on levels of defence 1 to 3 are postulated or assumed to occur simultaneously such that all effects on the load-carrying cross-sectional areas are considered conservatively with regard to the damage mechanism to be covered. If demonstration methods based on linear-elastic material behaviour are used, it is shown that regarding the damage mechanisms to be verified, the loads are assessed conservatively, taking the application limits of engineering methods into account. Concerning impacts resulting from events on level of defence 4a, the permissible loading of the components may in principle be higher than compared with level of defence 3, taking into account all relevant impact and resistance values realistically. In the weakest locations, the integrity of the load-carrying cross-sectional areas will be maintained, retaining the basic geometry. The impacts that may result for the components due to the event sequences and conditions postulated on levels of defence 4b and 4c are assumed realistically, and the effects on the condition of the components are analysed correspondingly.</p>
<p>4.8. Do you have any ongoing tasks or projects within the context? If yes please specify. No</p>
<p>4.9. Are there some additional and general remarks to this example you want to mention? No.</p>
<p>5. <u>Further questions</u></p>
<p>5.1. Are there some general remarks to the whole topic of <i>(safety)margins</i>? As we understand you propose definitions of margins more general to be applied for different disciplines within the safety assessment, i.e. for integrity assessment of components as well as for assessments of a capacity of a system or a radioactive release, etc.. Consequently safety margins in the different disciplines are determined in terms of a damage factor, an operation time, a strain or a stress, a pressure, a temperature, a crack loading, a capacity of a system or a release rate, etc. Therefore it seems to be difficult to determine an overall safety margin within the safety assessment. The two figures on page 3 describe well the different margins for the cases of growing damage with time of operation due to ageing effects. In these cases the safety margin against failure can be quantified in terms of a damage factor which is correlated to the operation time. The figures could be extended to be more general if it is indicated that the margins could be different measures. In the figures on page 3 it seems you want to demonstrate the effects of reducing the "(additional) remaining margin based on regulators / code specification" by a change of the regulatory acceptance criteria. This should be indicated in the figure and adequately mentioned in the corresponding text. The remaining margin is dependent on the complexity of the used analysis method. The margin calculated with a complex analysis method is usually larger than the margin in a conservative simplified analysis. Furthermore a great advantage of complex analysis methodologies is the quantification of margins up to the real failure of a component or structure and not only up to regulatory acceptance criteria. Regarding the mentioned aspects we propose to draft a couple of similar figures describing the different aspects of the topic, especially one describing the different margins which can be different measures like mentioned above in which the consideration of ageing effects could be a note, one describing the status concerning quantification of the margins, one describing the effect that the quantification of margins is dependent on the complexity of the analysis method.</p>

12 Verteiler

		Exemplare: gedruckte Form	Exemplare: pdf	CD-ROM
BMWi				
Referat III C 7		1 x		
GRS-PT/B				
Internationale Verteilung	(FIZ)	10 x		30x
Projektbegleiter	(wei)	2 x	1 x	1 x
GRS				
Geschäftsführung	(wfp, stj)		je 1 x	
Bereichsleiter	(moe, prg, san, stc, uhl, ver, stu)		je 1 x	
Abteilungsleiter	(som)		je 1 x	
Projektleiter	(siv)		1 x	
Projektbetreuung	(vla)		1 x	
Informationsverarbeitung	(nit)		1 x	
Autoren	(hec, grb, siv)	je 1 x	je 1 x	
Bibliothek	(Garching, Köln)	je 1 x		
Gesamtauflage:	Exemplare	18		31

**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