

**Weiterentwicklung und
Erprobung des Rechen-
programms PROST zur
probabilistischen und
deterministischen
Bewertung von
Rohrleitungen und
Behältern im Rahmen
von Leck-vor-Bruch
Nachweisen**

Weiterentwicklung und Erprobung des Rechen- programms PROST zur probabilistischen und deterministischen Bewertung von Rohrleitungen und Behältern im Rahmen von Leck-vor-Bruch Nachweisen

Klaus Heckmann
Jürgen Sievers
Jens Arndt
Christoph Bläsius

Juli 2016

Anmerkung:

Das diesem Bericht zu Grunde liegende FE-Vorhaben RS1516 wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie (BMWi) durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Auftragnehmer.

Der Bericht gibt die Auffassung und Meinung des Auftragnehmers wieder und muss nicht mit der Meinung des Auftraggebers übereinstimmen.

Deskriptoren:

PROST, Code, Rechenprogramm, Strukturmechanik, Leckraten, Leckagen

Kurzfassung

Das Strukturmechanik-Rechenprogramm PROST der GRS wurde im Vorhaben RS1516 weiterentwickelt, um das Anwendungsspektrum zu erweitern und die Benutzbarkeit zu verbessern. Dazu wurde die bruchmechanische Methodik durch neu verfügbare Struktur- und Rissgeometrien, durch verbesserte Versagenskriterien und temperaturabhängige Parameter verfeinert. Die erweiterte Berücksichtigung von Betriebsüberwachungen und verbesserte Möglichkeiten der Ermüdungsanalyse heben die Qualität und die Aussagegenauigkeit der Ergebnisse an. Die Modellannahmen bei der Leckratenbeschreibung wurden differenzierter gestaltet, so dass die Vorhersagen dieser Leistungsteile genauer sind. Dazu wurde PROST auch an das Leckraten-Rechenprogramm WinLeck der GRS gekoppelt. Die probabilistischen Techniken zur Berechnung von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten erlauben eine bessere Quantifizierung von Risiken im Betrieb.

PROST wurde im Vorhaben an zwei internationalen Vergleichsstudien validiert. Schwerpunkt dieser Vergleiche mit internationalen Partnern waren analytische bruchmechanische Methoden sowie wiederkehrende Prüfungen in probabilistischen Risswachstumssimulationen. Zusätzlich zu diesen Aktivitäten wurden verschiedene Testfälle analysiert, die einen Vergleich mit publizierten Untersuchungen zulassen. Die Methodik zur Berechnung von Leckagemengen wurde auch zur Planung von neuen Leckratenversuchen genutzt.

Der PROST-Code hat eine grafische Benutzeroberfläche, ist im Rahmen einer mehrbändigen Dokumentation beschrieben und wird auch externen Nutzern zur Verfügung gestellt. Somit ist er ein qualifiziertes Werkzeug zur Bearbeitung bruchmechanischer Fragestellungen unter Verwendung kerntechnischer Regeln.

Abstract

The structural mechanics computer code PROST of GRS was extended in the project RS1516 for more applications and improved usability. The fracture mechanical features were extended by supplementary structure types, additional crack geometries, refined failure criteria, and temperature-dependent parameters. The consideration of in-service inspections was revised, while upgraded fatigue analyses enhance the quality of the computed results. The modeling of leakage rates was ameliorated by coupling the WinLeck computer code of GRS for leak rate computation, leading to better predictions of these features. Additional probabilistic techniques were implemented in PROST, which allow a more accurate quantification of risks.

PROST's validation was done within in the project by two international benchmark studies. Analytical techniques for fracture mechanical parameters and in-service inspections in probabilistic crack-growth analyses were in the focus of the comparative studies. In addition, diverse test cases are analyzed, allowing the comparison with published studies. The available methodology for leak rate analysis was used for the planning of upcoming measurements.

The PROST code has a graphical user interface, is accompanied by a detailed documentation and is made available for external users. Thus, it is a qualified tool for fracture mechanical studies, taking into account nuclear safety standards.

Inhaltsverzeichnis

1	Zielsetzung.....	1
1.1	Gesamtziel.....	1
1.2	Wissenschaftliche und technische Arbeitsziele	1
2	Stand von Wissenschaft und Technik; vorangegangene Arbeiten	7
3	Ausführliche Beschreibung des Arbeitsplans.....	15
3.1	Technisch-wissenschaftlicher Arbeitsplan.....	15
4	Programmerweiterungen	21
4.1	Parameter und benutzerdefinierte Funktionen mit statistisch verteilten Größen und Temperaturabhängigkeit	21
4.2	Riss- und Strukturgeometrien	22
4.3	Statische Lasten und Last-Zeit-Funktion.....	25
4.4	Ermüdungsnachweis	28
4.5	Versagenskriterien, Fehlerbewertungsverfahren.....	29
4.6	Druckprobe	33
4.7	Leckausströmraten	33
4.8	Leckdetektion	34
4.9	Verteilungsfunktionen	36
4.10	Probabilistische Verfahren und Sampling	37
4.11	Sensitivitätsanalysen	39
4.12	Grafische Oberfläche.....	40
4.13	Entwicklungsmanagement und Dokumentation	42
5	Anwendungsbeispiele	45
5.1	Temperaturabhängigkeit Behälterberstversuch.....	45
5.2	Kühlung eines Behälters im FAD-Diagramm.....	47
5.3	Thermomechanische Ermüdung durch An- und Abfahrtransienten	48
5.4	Rissbehafteter Speisewasserstutzen	50
5.5	Auslegungserdbeben.....	53

5.6	Generische Ermüdungsanalyse	54
5.7	Wirksamkeit der Druckprobe zur Verhinderung von Leckagen.....	57
5.8	Bruchmechanische Analyse nach KTA 3206	59
5.9	Probabilistische Studie der bruchmechanischen Methoden zum Bruchausschluss.....	60
5.10	Rohrleitungs-Katalog zum Bruchausschluss	63
5.11	Leck-vor-Bruch-Nachweis und thermische Alterung.....	67
5.12	Rissbehaftete Speisewasserleitung	70
5.13	Probabilistischer Leck-vor-Bruch-Nachweis NRG	72
5.14	Sensitivitätsanalyse Anfangsrisstiefe	76
5.15	Integrität und Leck-vor-Bruch-Verhalten des NHR-200 RDB.....	79
5.16	ProLBB-Studie.....	82
5.17	NKS-Studie zur risikobasierten Prüfungen	84
5.18	Testfall-Matrix zur Studie der Effizienz von Sampling-Techniken	91
6	Internationale Studie BENCH-KJ	95
6.1	Risse in Schweißnähten	95
6.2	Analysierte Fallbeispiele	97
6.3	Schlussfolgerungen aus der Studie	102
6.4	MJSAM-Software.....	103
7	Codevergleich PROST (GRS) und VTTBESIT (VTT) in ETSO.....	105
7.1	Testfälle.....	105
7.2	Ergebnisse der Rechnungen	107
7.3	Vergleich und Bewertung.....	111
8	Leckratenversuche und Leckraten-Analysemethodik.....	113
8.1	Versuchsstände an der Universität Stuttgart.....	113
8.2	Auslegungsrechnungen	114
8.3	Versuchsauswertung	116
8.4	Einflussparameter Leckausströmverhalten	117
9	Zusammenfassung und Ausblick.....	121

Literaturverzeichnis.....	123
Abbildungsverzeichnis.....	141
Tabellenverzeichnis.....	145

1 Zielsetzung

1.1 Gesamtziel

Gesamtziel der geplanten Arbeiten im Vorhaben RS1516 war die Weiterentwicklung von probabilistischen Analysemethoden zur Lebensdauerbestimmung druckführender Rohrleitungen und Behälter. Dabei wurde das von GRS entwickelte Rechenprogramm PROST (**P**robabilistische **S**trukturberechnung) zur Bestimmung von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten in geschädigten Rohrleitungen und Behältern universeller einsetzbar gemacht und die Aussagekraft der Ergebnisse verbessert. Durch die Erweiterung der bisher entwickelten Analysemethodik bezüglich der Berücksichtigung von komplexer Geometrie-, Belastungs- und Materialdaten sowie einer verbesserten Leckratenberechnung können die Risiken beim Betrieb belasteter passiver Komponenten besser quantifiziert werden. Damit wurde das Rechenprogramm PROST als ein Hilfsmittel zur Bewertung passiver Komponenten im Hinblick auf Leck-vor-Bruch bzw. Bruchausschluss unter Berücksichtigung kerntechnischer Regeln weiterentwickelt.

1.2 Wissenschaftliche und technische Arbeitsziele

Ausgangspunkt der Arbeiten stellte das von der GRS entwickelte Rechenprogramm PROST dar. Mit PROST konnten zu Beginn des Vorhabens bisher Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten von Rohrleitungen und Behältern als Funktion der Betriebsdauer unter Berücksichtigung der Schadensmechanismen „Ermüdung“, „zähes Risswachstum“ und „Korrosion“ auf Basis eines zwei-parametrischen Versagenskriteriums in Anlehnung an die europäische Fehlerbewertungsprozedur SINTAP Level 1B /SIN 99/ bestimmt werden. Die Bestimmung von Leckraten und der Vergleich mit Referenzwerten von Leckdetektionssystemen wurden ebenfalls vorbereitet, um den Einfluss auf die Bestimmung von Bruchwahrscheinlichkeiten untersuchen zu können. Mit dem Rechenprogramm PROST können nicht nur probabilistische Untersuchungen zur Strukturzuverlässigkeit passiver Komponenten durchgeführt werden, sondern auch deterministische Untersuchungen zur Bestimmung der Integrität und Dichtheit.

Die Auswirkungen der genannten Schädigungsmechanismen können soweit vorhanden für die während des Betriebs einer Komponente anzunehmenden Belastungen bestimmt werden. Die Belastungshistorie umfasste zu Beginn des Vorhabens Spannungen und Ermüdungszyklen, aber noch keine Temperaturänderungen. Mit der Berück-

sichtigung von Temperaturänderungen über den Betriebszyklus lassen sich unter Einbeziehung der Temperaturabhängigkeit der Materialdaten Strukturzuverlässigkeits-Untersuchungen genauer durchführen. Auch das Versagen bei wechselnden thermischen Bedingungen kann so besser abgebildet werden.

In die Belastungsmodellierung wurde auch die Möglichkeit hydrostatischer Druckprüfungen mit einbezogen. Im Zusammenhang mit der Einbeziehung von Leckdetektionssystemen konnte eine verbesserte Berücksichtigung von wiederkehrenden Prüfungen und deren Effektivität gewährleistet werden.

Durch die zu Beginn des Vorhabens implementierten Leistungen zur Leckratenberechnung und Leckdetektionsberücksichtigung konnten im Rahmen von PROST-Berechnungen bereits Aussagen zum Leck-vor-Bruch-Verhalten getroffen werden. Für den Einsatz des Programms bei Nachweisen des Bruchausschlusses gemäß den Regelungen in KTA 3206 /KTA 14/ wurde die Methodik erweitert. Zu Beginn des Vorhabens war die Modellierung des komplexen Ausströmvorgangs aus schmalen Schlitzen nur vereinfacht beschrieben. Neben einer Verbesserung der Leckflächenberechnung wurden zusätzliche Ausströmmodelle verfügbar gemacht, um die Aussagegenauigkeit der Leckratenberechnung zu verbessern. Hier wurde eine Kopplung an die von der GRS entwickelten Rechenprogramme ATHLET /ATH 12/ und Winleck /KAM 95/ /HEC 16c/ erreicht. Für die Berechnung von Leckraten im Rahmen eines Leck-vor-Bruch-Nachweises führen die modellabhängigen Unsicherheiten im Sinne einer konservativen Vorgehensweise zu einer möglichst geringen Unterschätzung der Leckrate. Weiterhin wurde auch eine Best-Estimate-Methodik bereitgestellt.

Die zu Beginn des Vorhabens bestehende Beschränkung von PROST auf innenliegende Oberflächenrisse halbelliptischer Form und Durchrisse in Zylindern wurde auf zusätzliche Geometrien erweitert, um weitere Bauteile analysieren zu können. Bei der Bestimmung von Spannungsintensitätsfaktoren, Grenzlasten, Plastifizierungsgraden und J-Integralen wurde auf vereinfachte Verfahren zurückgegriffen. Die dadurch erhaltenen bruchmechanischen Werte wurden in der internationalen Studie BENCH-KJ /MAR 13a/ /KAY 16/ mit Rechnungen anderer Partner verglichen. Zusätzlich wurde eine Kopplung an ein frei verfügbares Finite-Elemente Rechenprogramm (Open Source FE-Code) vorgenommen, um das Fallspektrum zu erweitern und neben vereinfachten Methoden auch eine Methodik mit höherer Aussagegenauigkeit bereitzustellen.

Zu Beginn des Vorhabens konnten mit PROST postulierte Anfangsrisse aus einer Rissverteilung, die durch die Belastungen während des Betriebs zum Leck wachsen können, untersucht werden. Zusätzlich wurde auch ein probabilistischer Ermüdungsnachweis über Wöhlerkurven optional verfügbar gemacht. Dieser sollte sich an der kerntechnischen Regel KTA 3201.2 (Kapitel 7.8 bzw. 8.4) /KTA 13/ orientieren.

Die Bewertung der simulierten Defekte hinsichtlich des Versagens erfolgte zu Beginn des Vorhabens in PROST mit einer bestimmten Fehlerbewertungsprozedur (FAD – Failure Assessment Diagram) nach R6 /BRI 01/ bzw. SINTAP /SIN 99/. Je nach Anwendungsfall können nun auch Bewertungsverfahren berücksichtigt werden, die auf die verwendeten Materialeigenschaften zugeschnitten sind und eine mehr oder weniger konservative Bewertung ermöglichen. Auch die Aufteilung in primäre und sekundäre Belastungen ist wichtig, insbesondere bei einer Beurteilung nach KTA oder ASME. Die Erweiterung von PROST ermöglichte diese zusätzlichen Bewertungsprozeduren. Weiterhin können die leckrelevanten Stellen in einem Rohrleitungssystem in einem geometrisch komplexen Bereich liegen, d. h. eine Bewertung ist mit vereinfachter Annahme zur Geometrie nicht ausreichend. Daher wurde durch Kopplung an ein Open Source FE-Rechenprogramm die Leistungsfähigkeit von PROST erweitert.

Als probabilistische Verfahren zur Ermittlung der Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten unter Berücksichtigung verteilter Parameter standen zu Beginn des Vorhabens ein Monte-Carlo-Verfahren und eine geschichtete statistische Methode zur Verfügung. Diese beiden haben Einschränkungen bei Simulationen mit vielen unsicherheitsbehafteten Parametern und bei der Bestimmung sehr kleiner Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten. Gerade diese Aussagekraft bei sehr kleinen Leckwahrscheinlichkeiten ist aber ein wertvoller Beitrag von PROST für probabilistische Sicherheitsanalysen (PSA). Daher wurden neue verbesserte statistische Verfahren, wie sie gerade für probabilistische Strukturzuverlässigkeitsanalysen entwickelt wurden, umgesetzt. Diese Verfahren bauen auf den einfachen Monte-Carlo- und Schichtungsverfahren auf, verwenden aber automatisch-adaptive Verfahren zur Verbesserung der statistischen Aussagekraft bei effizienter Nutzung der Rechenkapazitäten. Beim Fokus auf die zeitaufgelöste Leckwahrscheinlichkeit bieten sich Verfahren nach /MUN 12/ und /R6N 10/ an.

Die verschiedenen neuen Leistungen werden über eine weiterentwickelte Benutzeroberfläche bereitgestellt, um die Anwendbarkeit des Programms bei gesteigerter Komplexität zu gewährleisten. PROST wurde auch für externe Benutzer zugänglich gemacht. Um die Bedienung der Oberfläche und die Bewertung von Ergebnissen benut-

zerfreundlich zu gestalten, wurde die englischsprachige Dokumentation in der Form eines User's Manual und eines Theory Manual erweitert und fortgeführt.

Die erweiterten Ansätze und Programmleistungen zur Bewertung defektbehafteter Komponenten wurden für Aufgabenstellungen in der Vergleichsstudie BENCH-KJ /MAR 13a/ /KAY 16/ eingesetzt und die Ergebnisse mit denen anderer internationaler Partner verglichen. In BENCH-KJ wurden vereinfachte bruchmechanische Verfahren zur Bestimmung der Spannungsintensitätsfaktoren, J-Integrale und plastischen Grenzlasten in verschiedenen Bauteilgeometrien bei unterschiedlichen Rissform- und Belastungsannahmen verglichen. Zusätzlich zu bereits bestehenden Beiträgen führte die GRS, als einziger deutscher Teilnehmer, weitere Berechnungen durch und validierte durch weitere Beiträge die verwendeten Abschätzungsverfahren für die genannten bruchmechanischen Parameter durch die verschiedenen international eingesetzten Ansätze.

Weiterhin sollten Aufgabenstellungen aus der Neugründung NUGENIA bearbeitet werden. Der Verbund NUGENIA ist unter anderem aus dem Netzwerk NULIFE hervorgegangen, in dem im Rahmen vorangegangener Projektphasen die GRS beteiligt war. In NUGENIA wird eine wissenschaftlich-technische Basis für die internationalen Partner bereitgestellt, auf der Projekte mit dem Ziel unterstützt werden, Kernkraftwerke sicher, effizient und zuverlässig zu betreiben. Probabilistische Verfahren zur Integritätsbewertung von Komponenten wie auch zur Leckratenabschätzung und deren Beziehung zur PSA nehmen in der NUGENIA Arbeitsplanung (Roadmap) /NUG 13/ eine wesentliche Rolle ein.

Im Rahmen des Forschungsprojekts UNSCHRO, das von IKE Universität Stuttgart und MPA Universität Stuttgart durchgeführt wird, wurden erstmals seit über zwanzig Jahren wieder in Deutschland Versuche mit Messungen von Ausströmraten rissartiger Lecks geplant. Die erweiterten Kenntnisse auf dem Gebiet der Leckratenbestimmung, die neue kerntechnische Regel KTA 3206 /KTA 14/, der Fortschritt in der Messtechnik sowie die an der Universität Stuttgart vorhandenen experimentellen Möglichkeiten, insbesondere bezüglich des zu untersuchenden Massenstrombereichs (in der Nähe typischer Detektionsschwellwerte) sind die Basis für neue Erkenntnisse zur Absicherung der bestehenden Berechnungsmethoden. Das Versuchsprogramm in Stuttgart wurde beratend und rechnerisch begleitet, um die Ergebnisse bezüglich ihrer Implikationen zum Leck-vor-Bruch-Verhalten und Bruchausschluss nach kerntechnischem Regelwerk zu bewerten. Aus den Erkenntnissen wurden Ansätze für eine verbesserte Leckraten-

berechnung und Empfehlungen zu Eingabeparametern abgeleitet, um verfeinerte Leckvor-Bruch-Analysen mit den weiterentwickelten Rechenwerkzeugen durchführen zu können.

2 Stand von Wissenschaft und Technik; vorangegangene Arbeiten

Für den sicheren Betrieb kerntechnischer Anlagen sind strukturmechanische Analysen notwendig, die die Wirksamkeit von Barrieren verifizieren können. Dieses Vorhaben konzentriert sich wesentlich auf die Maßnahmen für die druckführende Umschließung des Reaktorkühlmediums, wie sie in den Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke gefordert wird /BMU 12/. Für Integrität von druckführenden metallischen Komponenten wie Rohrleitungen und Behälter ist es von besonderer Wichtigkeit, schnelles Risswachstum, große Lecks und spröde Brüche zu verhindern. Neben den deutschen Bestimmungen ist die Anwendung und Fortentwicklung entsprechender Sicherheitskriterien ein Ziel verschiedener internationaler Organisationen, Gremien und Netzwerke, wie OECD/NEA, ETSO, NUGENIA sowie deren Vorläufer SNETP, NULIFE und auch SARNET, siehe z. B. /ETS 11/ /NUG 13/ /SNE 13/ /SHA 15/.

Grundlage in Deutschland für Auslegung und Herstellung von Komponenten des Primärkreislaufs ist das Basissicherheitskonzept /KUS 84/, welches Qualitätsstandards für diese Schritte definiert. Es verhindert das Versagen einer Komponente dadurch, indem Ursachen möglicher Schädigungen vermieden werden. Das Integritätskonzept baut auf dem Basissicherheitskonzept auf, indem die Festigkeit, Bruchsicherheit und Dichtheit einer Komponente im Betrieb sichergestellt wird, vgl. z. B. /ZIE 13/. Der Ausschluss des instabilen Versagens und die Überschreitung vorgegebener Leckagegrößen sind in Deutschland im Konzept des Bruchausschlusses enthalten. Die Nachweisschritte zum Bruchausschluss für Rohrleitungen und Behälter laut KTA 3206 /KTA 14/ umfassen, aufbauend auf Basissicherheits-Konzept und Integritätskonzept, bruchmechanische Analysen und effektive wiederkehrende Prüfungen sowie im Fall von Rohrleitungen auch die Beurteilung von Lecküberwachungssystemen zum Leck-vor-Bruch-Verhalten (Abb. 2.1).

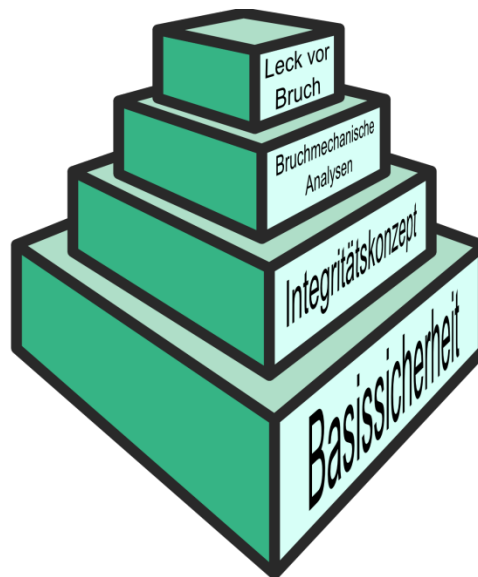


Abb. 2.1 Hierarchischer Aufbau der Maßnahmen zum Bruchausschluss für Rohrleitungen nach deutschem Regelwerk

Für die bruchmechanischen Analysen werden Risse in den Bauteilen postuliert, und die Sicherheit des Bauteils wird unter Berücksichtigung dieser Störstellen bewertet. Das Spezialgebiet der Bruchmechanik befasst sich mit der Beschreibung von rissbehafteten Bauteilen und deren geometriebedingten Besonderheiten.

Die Sicherheit und Belastung von Rissen wird durch bruchmechanische Kenngrößen beschrieben, wie die linear-elastischen Spannungsintensitätsfaktoren K oder das elastisch-plastische J-Integral J . Diese lassen sich exakt nur für einfachste Situationen in geschlossener Form angeben, während relevante Fälle in realen Komponenten numerische Lösungsmethoden erfordern. Neben der Finiten-Elemente-Methode (FEM) zur Berechnung der Kennwerte wurden auch für wichtige Spezialfälle Formeln hergeleitet, die eine geschlossene und hinreichend genaue Berechnung erlauben. Derartige vereinfachte (oder besser analytische /CHA 15/) bruchmechanische Lösungen beziehen sich vor allem auf den linear-elastischen Spannungsintensitätsfaktor und sind in verschiedenen Kompendien gebündelt /ZAH 89/ /ZAH 90/ /ZAH 91/ /ALL 98/ /DIL 08/. Für die Berechnung von elastisch-plastischen Effekten mit analytischen Methoden wurde einerseits die EPRI-Methode der h -Funktion entwickelt /KUM 81/ /KUM 84/, andererseits mit dem Fehlerbewertungsdiagramm (FAD) und dem Crack-Driving-Force-Ansatz (CDF) im R6-Code eine Alternative aufgezeigt /BRI 01/. Der Vergleich von international eingesetzten analytischen bruchmechanischen Verfahren ist auch ein Ziel des Bench-

marks BENCH-KJ /MAR 13a/, an dem 29 Organisationen aus 16 Ländern teilnehmen (Abb. 2.2).

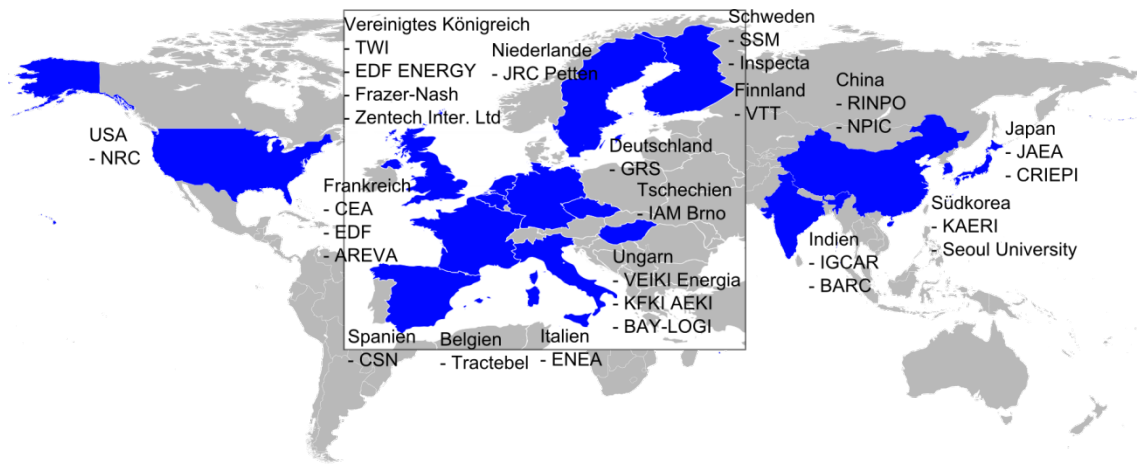


Abb. 2.2 Teilnehmer des Bruchmechanik-Benchmarks BENCH-KJ

Die bruchmechanischen Analysen zum Bruchabschluss laut KTA 3206 /KTA 14/ sehen analytische Methoden als mögliches Werkzeug zur Bewertung vor. In aufeinanderfolgenden Schritten werden Risse postuliert, das zu erwartende Risswachstum der postulierten Fehler berechnet und das Ergebnis mit kritischen Größen verglichen. Für Rohrleitungen wird, darauf aufsetzend, das Leck-vor-Bruch-Verhalten betrachtet. Dabei ist eine konservative Methodik sicherzustellen. Das Vorgehen des siebenstufigen Verfahrens ist in Abb. 2.1 illustriert.

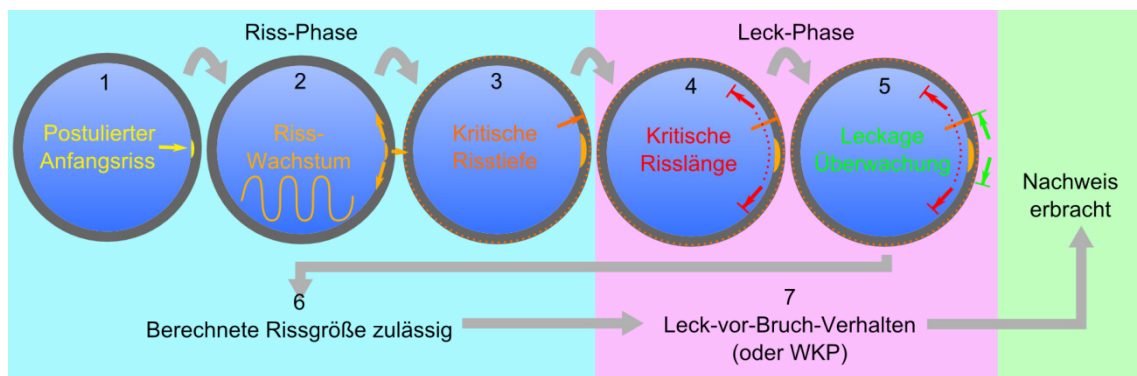


Abb. 2.3 Veranschaulichung der sieben Schritte der bruchmechanische Analysen zum Bruchabschluss von Rohrleitungen nach KTA 3206 /KTA 14/

Das Leck-vor-Bruch-Verhalten dieser Regel basiert auf postulierten Leckagen variabler Größe (und nicht auf möglichen aus fiktiv gewachsenen Oberflächenrissen abgeleite-

ten Leckannahmen). Für variierende Leckgrößen wird einerseits die Stabilität des Durchrisses unter zusätzlichen Lastannahmen (wie Störfällen) bestimmt, und andererseits die Leckagemenge unter normalen Betriebsbedingungen berechnet. Daraus leitet sich dann die kritische Risslänge ab, die zur Vermeidung eines Bruchs der Rohrleitung unter Berücksichtigung aller anzunehmenden Bedingungen nicht überschritten werden darf, und die detektierbare Risslänge, d. h. die Länge eines Lecks, das durch ein installiertes Lecküberwachungssystem während des Betriebs gerade aufgefunden werden kann. Ein Leck-vor-Bruch-Verhalten liegt vor, wenn die kritische Risslänge größer als die detektierbare ist.

In diesem Zusammenhang ist es wichtig, die Berechnung konservativ durchzuführen. Für ein konservatives Vorgehen ist es wichtig, die kritische Länge sicher zu unterschätzen – ein übliches Kriterium für bruchmechanische Bewertungsmethoden. Die detektierbare Länge dagegen muss sicher überschätzt werden, was gleichbedeutend ist mit der Forderung, die Leckrate sicher zu unterschätzen. Um dieses Ziel zu erreichen, werden verschiedene Strategien verfolgt. Die historisch ältere amerikanische Herangehensweise, auf die beispielsweise auch der R6-Code verweist /BRI 01/, besteht in einer Best-Estimate-Berechnung und der Verwendung von großen Sicherheitsfaktoren /USN 84/. Die deutsche Methodik dagegen beruht auf der konservativen Modellierung der Ausströmrate, wie sie durch Messungen abgesichert ist /GRE 14/ /SIE 15/.

Für eine hinreichend genaue Beschreibung von Ausströmraten durch rissartige Leckagen in druckführenden Komponenten, insbesondere in Leichtwasserreaktoren, gibt es eine Vielzahl von Arbeiten (eine aktuelle Übersicht kann /SIE 15/ entnommen werden) sowohl rechnerischer als auch experimenteller Natur. Die Schwierigkeit der Aufgabe ergibt sich aus der Kombination mehrerer Effekte: Die Querschnittsfläche eines unter Last geöffneten Spalts, die unbekannt exakte Geometrie des Strömungskanals, die Beschreibung der turbulenten zweiphasigen Ausströmung mit Verdampfung im Riss, der aus Strömungseinschnürung, Rissgeometrie und Wandreibung resultierende Strömungswiderstand und das Erreichen der kritischen Strömungsgeschwindigkeit in der Auslassebene. All diese Faktoren beeinflussen den Druckabfall über das Leck und damit die Ausströmrate. Eine Skizze der typischen Situation im Strömungskanal ist in Abb. 2.4 enthalten.

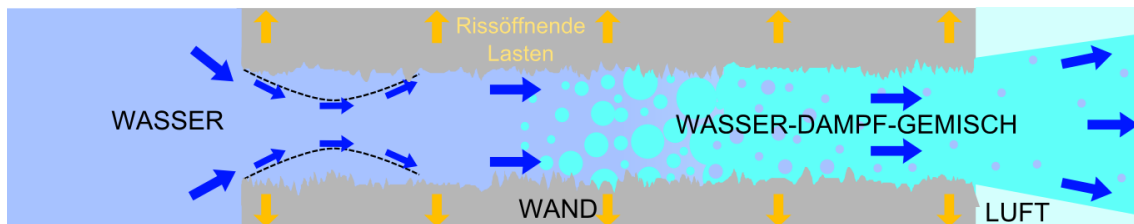


Abb. 2.4 Typische Phänomene bei Durchströmung eines rissartigen Lecks

Für die Berechnung des Leckmassenstroms bei gegebenen thermodynamischen Bedingungen im Volumen vor dem Leck kann das Problem in drei Teile zerlegt werden: Die Bestimmung des Öffnungsquerschnitts, die Zuordnung eines Strömungswiderstands und die Berechnung der zweiphasigen kritischen Ausströmrates. Für eine konservative Modellierung sind hier unterschiedliche Ansätze zu verfolgen. Der Öffnungsquerschnitt sollte tendenziell unterschätzt werden, was durch weitgehend linear-elastische Rechnungen mit begrenzten plastischen Korrekturen erfolgen kann. Der Strömungswiderstand ist nach KTA 3206 /KTA 14/ mit Ansätzen für den Einströmverlust und die Reibungsverluste durch die Rauheit der Rissflächen zu bestimmen, er ist dergestalt definiert, dass der Widerstandswert überschätzt wird. Für das Strömungsmodell kommen verschiedene validierte Best-Estimate-Verfahren in Betracht oder thermohydraulisch-unterschätzende Methoden. Diese Fluidbeschreibungen basieren auf eindimensionalen Modellen; die Beschreibung der Ausströmvorgänge mit höherdimensionaler Computational Fluid Dynamic (CFD) hat sich mit bisherigen Ansätzen als unzureichend erwiesen /GUM 12/ /SIE 13/, wird aber weiter verfolgt /SCH 14/.

Bei der Berechnung der bruchmechanischen Analyseschritte und der Bestimmung der Leckrate gibt es viele unsicherheitsbehaftete Einflussgrößen, wie Werkstoffkennwerte, Rissgrößen, Strömungswiderstände und Schädigungsmechanismen. Für eine konservative deterministische Herangehensweise, wie sie in deutschen Regelwerken verankert ist, müssen diese Parameter mit naturgemäßen statistischen Schwankungen konservativ abgeschätzt werden. Eine genauere Behandlung erlaubt dagegen, die Wechselwirkungen und Relevanz verschiedener stochastisch streuender Größen zu berücksichtigen und Sicherheitsreserven zu identifizieren. Eine Berücksichtigung der statistischen Verteilungen bei Eingangsgrößen führt zum Gebiet der Strukturzuverlässigkeit, bei der probabilistisch die Wahrscheinlichkeit bestimmt wird, dass eine Komponente versagt. Generische unsicherheitsbehaftete Größen und Anwendungsfälle sind in Abb. 2.5 zusammengefasst.

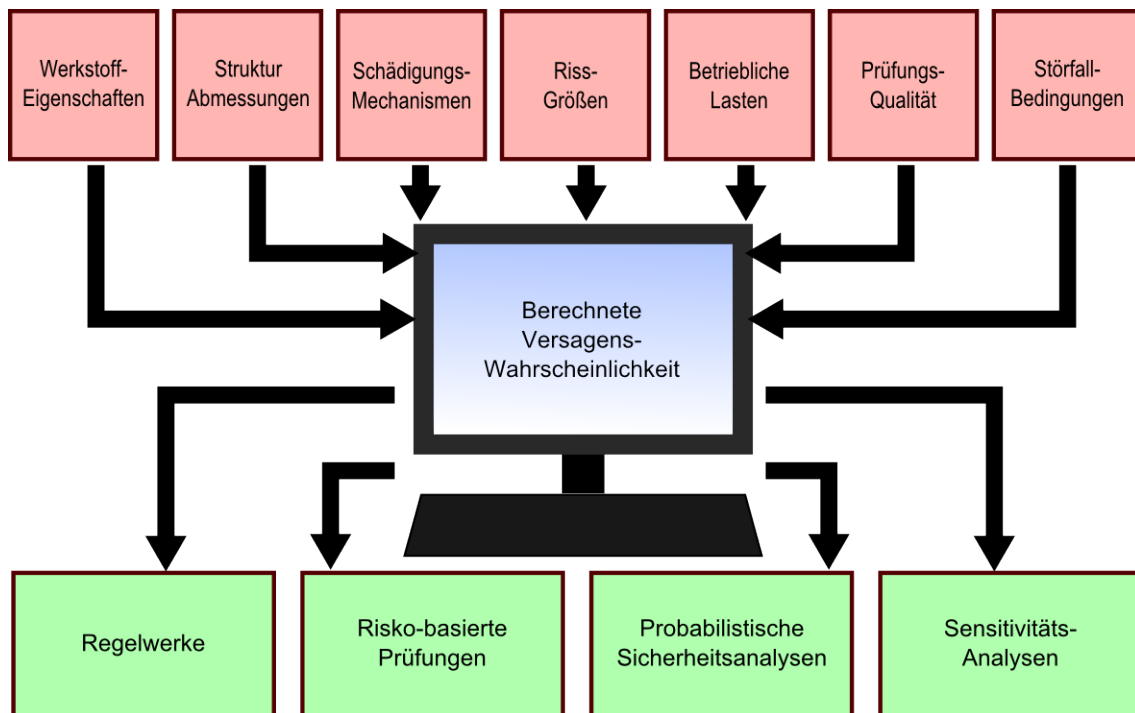


Abb. 2.5 Einflussgrößen und Anwendungsbereiche der im Rahmen von Strukturzuverlässigkeitsanalysen berechneten Versagenswahrscheinlichkeit

Auch wenn probabilistische Nachweise für Komponentenintegrität nach deutschem KTA-Regelwerk nicht vorgesehen sind, so sind doch probabilistische Analysen ein gängiges Werkzeug geworden, um Sicherheitsaussagen zusätzlich quantifizieren zu können /HEC 13/ /LAM 13/ /IVA 15/. Die Erkenntnisse aus derartigen Berechnungen haben zudem das Potential, die Aussagen zu Leckhäufigkeiten aus der Auswertung der Betriebserfahrung zu ergänzen und zu extrapolieren, da Erfahrungswerte durch den endlichen Betriebszeitraum nicht für sehr selten auftretende Ereignisse verfügbar sind. Solche Werte wiederum sind auch im Rahmen von probabilistischen Sicherheitsanalysen (PSA) von Interesse. Gerade bei der Berechnung von sehr unwahrscheinlichen Ereignissen sind effiziente Herangehensweisen für die Berechnung erforderlich.

Zur probabilistischen Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit einer Struktur wurden zahlreiche Computerprogramme entwickelt, manche explizit für Anwendungen in der Kerntechnik. Der PRAISE-Code mit seinen Entwicklungsstadien pc-PRAISE /HAR 92/, win-PRAISE /HAR 98/ und beyond-PRAISE, setzte wichtige Impulse. In Deutschland entwickelt wurde (neben dem unten näher beschriebenen PROST-Code der GRS) die Programme VERB /VAR 06/ /IVA 15/ und XPIPE /ROO 05/, ferner Teile der finnischen Software VTTBESIT /CRO 07/. Probabilistische Strukturmechanik und Leck-vor-Bruch-Verhalten sind auch die Anwendungsfelder von PROLB /RAH 95,

Appendix F/ und PSQUIRT /RAH 95, Appendix E/, neuere Entwicklungen stellen die Tools PRO-LOCA /SCO 10/, xLPR und SIAM-xLPR /RUD 12/ dar. Weiterhin sollten die Programme NURBIT /BRI 04b/ /SIM 09/, ProSACC /DIL 03/ /SIM 09/ und Prodigal /BEL 03/ erwähnt werden. Etwas außerhalb dieser Tradition steht das Tool PINTIN-08 /DAT 09/ /DAT 10/.

Es gab eine Reihe vergleichender Studien, die die eingesetzten Werkzeuge untereinander verglichen haben. Neben den Benchmarks im Rahmen des NURBIM-Projekts /SCH 04a/ /SCH 04b/ /BRI 05/ zählt auch der Vergleich der Codes PRO-LOCA und PRAISE dazu /SIM 07a/ /SIM 07b/. Ein Vergleich der Strukturzuverlässigkeitsprogramme dreier Organisationen wurde in /SIM 09/ durchgeführt, und auch die im Rahmen des Vorhabens RS1516 durchgeführte GRS/VTT-Studie (ETSON-Studie) /HEC 15d/ kann dazu gerechnet werden. Die probabilistische Bewertung von Reaktordruckbehältern dagegen wurde im PROSIR-Benchmark zwischen internationalen Partnern verglichen /NEA 16/.

Zur Leckratenberechnung wurde in der GRS das Programm WinLeck (der Name sollte auf die Steuerung über eine grafische Oberfläche hinweisen) entwickelt. Während die ersten Versionen nur wenige Modelle ansteuerte /KAM 95/, wurde der Funktionsumfang im Laufe der Zeit um zahlreiche zusätzliche Optionen erweitert /SIE 15/. Hierzu zählt auch die Kopplung an den GRS-Code ATHLET /ATH 12/, um auf dessen thermohydraulische Modelle zugreifen zu können. Schwerpunkt liegt beim Programm nicht nur auf einer grafischen Oberfläche zur Unterstützung des Benutzers, sondern auch auf einer konsistenten Eingabe und der vereinfachten Bearbeitung von Datenreihen und vergleichenden Berechnungen mehrerer Modelle. Neben Wasserleckagen in metallischen Komponenten werden mittlerweile auch Gasleckagen durch Betonstrukturen modelliert. Der Code ist in der Reihe GRS-P-6 dokumentiert /HEC 16c/.

Für die Berechnung von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten wurde in der GRS das Computerprogramm PROST (der Name steht für probabilistische Strukturmechanik) entwickelt. Es basiert auf Strukturzuverlässigkeitsmodellen und probabilistischer Bruchmechanik /SCH 04c/ /GRE 04a/ /GRE 10/ /WAN 10/ /WAN 12/ /HEC 13/. Mehrere Geometrien mit jeweils verschiedenen Verfahren zur Berechnung der Spannungsinintensitätsfaktoren sind implementiert. Zusätzlich gibt es eine Schnittstelle zur Verwendung von mit Finiten Elementen (FE) berechneten bruchmechanischen Kennwerten. Als Schädigungsmechanismen sind Rissinitiierung, Rissbildung durch Ermüdung, Risswachstum durch Ermüdung und Spannungsrisskorrosion und zähes Risswachs-

tum möglich. Dabei kann jeder dieser Schädigungsmechanismen durch entsprechende werkstoffspezifische Modelle berücksichtigt werden. Eine Besonderheit des Codes stellt die Möglichkeit dar, auch nach Wanddurchdringung eines Risses die bruchmechanische Analyse fortzuführen. Um dabei Fragestellungen zur Thematik Leck-vor-Bruch bearbeiten zu können, wurden Leckagemodelle aufgenommen und zusätzlich eine Kopplungsmöglichkeit zum WinLeck-Code eröffnet. Der PROST-Code wurde auf verschiedene, teils komplexe Fragestellungen angewendet. Neben der Teilnahme am NURBIM-Benchmark /SCH 04b/ wurden spezifische Fälle wie ein rissbehafteter Speisewasserstutzen unter thermomechanischer Belastung näher untersucht /WAN 10/ und Spannungsrissskorrosion in der Bodenkalotte eines Dampferzeugers abgeschätzt /HEC 15c/. Das PROST-Rechenprogramm ist in den vier Bänden der Reihe GRS-P-7 dokumentiert /HEC 16a/.

PROST und WinLeck werden mittlerweile auch von Nutzern außerhalb der GRS eingesetzt. Sie werden im Rahmen von Trainings- und Schulungsmaßnahmen verwendet und für Berechnungen und Bewertungen herangezogen. Somit sind sie flexible, leistungsstarke und benutzerfreundliche Werkzeuge geworden, die an verschiedenen Stellen eingesetzt werden.

3 Ausführliche Beschreibung des Arbeitsplans

3.1 Technisch-wissenschaftlicher Arbeitsplan

Zur Erfüllung der Zielsetzung wurden Arbeiten zu den folgenden Arbeitspaketen (AP) durchgeführt und entsprechende Ergebnisse erzielt.

AP 1: Erweiterungen der probabilistischen Analysemethodik PROST

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

AP 1.1 – Modelle zu Belastungen, Leckraten und Bruchmechanik

- Erweiterte Belastungen:

Beanspruchungen infolge von Temperaturänderungen während des Betriebs einer Komponente werden unter Berücksichtigung temperaturabhängiger Materialdaten in die Strukturzuverlässigkeits-Untersuchungen eingehen. Die Druckprobe wird bezüglich des Schädigungspotentials sowie der damit verbundenen Möglichkeit, Risse zu detektieren, in PROST aufgenommen.

- Verbesserung des Leckratenmodells:

Neben einer Verbesserung der Leckflächenberechnung wird auch das Ausströmmodell überarbeitet. Hier wird eine Kopplung an ein Programmmodul des GRS-Rechenprogramms ATHLET /ATH 12/ und an das von der GRS entwickelte Computerprogramm WinLeck /GRS 95/, mit dem Leckraten unter Anwendung verschiedener vereinfachter Verfahren berechnet werden können, angestrebt. Für die Berechnung von Leckraten im Rahmen eines Leck-vor-Bruch-Nachweises werden die Unsicherheiten in der Methodik im Sinne einer konservativen Vorgehensweise zu einer möglichst geringen Unterschätzung der Leckrate führen. Weiterhin wird auch eine Best-Estimate-Methodik bereitgestellt.

- Erweiterung der bruchmechanischen Leistungen:

Zusätzlich zur Berechnung von halbelliptischen Innenoberflächenrissen in zylindrischen Bauteilen wird die Berechnung weiterer Geometrien ermöglicht. Die Verfahren zur Bestimmung von Spannungsintensitätsfaktoren, J-Integralen und Grenzlas-

ten werden zur Lösung der Aufgabenstellungen im Rahmen der internationalen Vergleichsstudie BENCH-KJ (siehe AP2) erweitert.

PROST wird mit einem Open-Source Finite-Elemente-Solver (z. B. die EDF-Entwicklung Code Aster /EDF 13/) gekoppelt, um probabilistische Strukturberechnungen für Fragestellungen zu geometrisch komplexen Strukturen zu ermöglichen.

AP 1.2 – Modelle zum Ermüdungsnachweis und zu Versagenskriterien

- Probabilistischer Ermüdungsnachweis:

Alternativ zum Ansatz einer Anfangsrisssverteilung wird auch die Option eines probabilistischen Ermüdungsnachweises aufgenommen. Ergänzend zu den Wöhlerlinien aus dem kerntechnischen Regelwerk wird dem Benutzer auch die Eingabe anderer Wöhlerlinien ermöglicht.

- Erweiterung der Versagenskriterien:

Weitere Varianten der Fehlerbewertungsprozedur nach R6 /BRI 01/ und SINTAP /SIN 99/ werden berücksichtigt. Primäre und sekundäre Beanspruchungen werden zwecks einer Beurteilung in Anlehnung an das kerntechnische Regelwerk (z. B. KTA 3201.2) separat behandelt.

AP 1.3 – Statistische Modelle und Benutzerfreundlichkeit

- Erweiterung der statistischen Methodik:

Es werden verbesserte statistische Verfahren zur probabilistischen Strukturzuverlässigkeitsanalyse implementiert, mit denen insbesondere sehr niedrige Leckwahrscheinlichkeiten effektiver berechnet werden können.

- Verbesserung der Benutzerfreundlichkeit:

In Anbetracht neuer Leistungen werden die grafische Benutzeroberfläche des Programms, die Steuerung und die Eingabemöglichkeiten weiter verbessert. Dabei wird auch ermöglicht, die Zeit-Belastungskurve nicht nur in der Benutzeroberfläche, sondern auch über eine Tabellendatei ein- und auszugeben. Weiterhin wird die englischsprachige Dokumentation in der Form eines User's Manuals und eines Theory Manuals erweitert und fortgeführt.

Die Entwicklungen der probabilistischen Methodik werden an beispielhaften Anwendungen bezüglich konsistenter Trendaussagen qualifiziert und bezüglich der Aussagegenauigkeit bewertet.

AP 2: Qualifizierung der probabilistischen Analysemethodik zur Lebensdauerbestimmung an Aufgaben aus internationalen Vergleichsstudien

Das erweiterte Leistungsspektrum des Rechenprogramms PROST wird durch den Vergleich mit anderen international eingesetzten Analysecodes qualifiziert.

AP 2.1 – Teilnahme am Bench-KJ Benchmark

Dabei werden die derzeit laufenden Arbeiten im internationalen Benchmark BENCH-KJ /MAR 11/ weitergeführt. In dieser Vergleichsstudie werden Verfahren zur Abschätzung der bruchmechanischen Parameter K und J, die in den verschiedenen internationalen Regelwerken und Quellen bereitgestellt werden, angewendet und mit Referenzlösungen aus Finite-Elemente-Analysen verglichen. Das Ziel dieser Studie ist, die Aussagegenauigkeit der vereinfachten Verfahren zu bestimmen. Hierzu wird eine Vielzahl an Bauteilgeometrien, Rissgeometrien und Belastungssituationen betrachtet. Erste Beiträge wurden bereits im Rahmen des Projekts RS 1196 erarbeitet und in den internationalen Methodenvergleich eingespeist /MAR 12/.

AP 2.2 – Weitere internationale Aktivitäten

Die probabilistische Analysemethodik zur Bestimmung der Leckwahrscheinlichkeit in zylindrischen Strukturbereichen von Behältern wird durch den Vergleich von Analyseergebnissen zu ausgewählten Fragestellungen, die mit anderen international eingesetzten Analysecodes auch im Rahmen der internationalen Vergleichsstudien PROSIR /NEA 07/ und RPV PTS ICAS /SIE 99/ für Reaktordruckbehälter unter thermomechanischen Belastungen infolge Notkühlein speisungen erzielt wurden, qualifiziert.

Weiterhin wird im Netzwerk NUGENIA zu Fragestellungen der probabilistischen Strukturberechnung, die in den Roadmaps genannt sind, mitgearbeitet. Das betrifft insbesondere die Leck-vor-Bruch-Nachweismethoden einschließlich Leckratenabschätzung sowie die Berücksichtigung von sekundären Belastungen und Eigenspannungen.

AP 3: Leckraten

Vor dem Hintergrund der Leckratenexperimente, die an der Universität Stuttgart durchgeführt werden, werden im Rahmen eines weiteren Arbeitspunktes Untersuchungen zur Beschreibung von Ausströmvorgängen aus rissartigen Leckagen durchgeführt. Der Schwerpunkt der Arbeiten liegt in der Erweiterung der GRS-Analysemethodik basierend auf der Begleitung des Versuchsprogramms. Die Arbeiten des neuen Arbeitspunktes beinhalten die im Folgenden skizzierten Arbeiten:

- Begleitung und Beratung der am Versuchsprogramm beteiligten Institutionen:

Die Ausrichtung des Versuchsprogramms wird mit den beteiligten Institutionen im Rahmen von Arbeitstreffen am Standort der Versuchsanlage diskutiert. Die Begleitung der Versuchsplanung wird sicherstellen, dass z. B. durch entsprechendes Probedesign, Testparameter, Messgrößen und Instrumentierung Bedingungen vorliegen und Messergebnisse produziert werden, die für die Ableitung von verbesserten Leckbeschreibungen relevant sind.

- Untersuchung von Einflussparametern zum Leckausströmverhalten:

Die neuen Messungen werden es erlauben, den Widerstandsbeiwert von rissartigen Strömungskanälen zu bestimmen. Einerseits ist der reibungsbeeinflusste Anteil wichtig, andererseits ist der Druckverlust durch den Einströmvorgang relevant, insbesondere im Zusammenhang mit der Strömungseinschnürung. Aus systematischen Untersuchungen von experimentellen Ergebnissen bei verschiedenen Strömungslängen wird eine verbesserte Modellierung von Einström- und Reibungsverlust abgeleitet.

- Anwendung und Weiterentwicklung der Analysemethodik:

Die für die Berechnung von Leckausströmraten und ihre Implikationen für die Integrität von Rohrleitungen entwickelte Analysemethodik basierend auf dem Rechenprogramm PROST gekoppelt mit WinLeck wird für Voraus- und Nachrechnungen zu den Versuchen eingesetzt. Die dabei gewonnenen Erkenntnisse werden in die Weiterentwicklung der Analysemethodik zur Verbesserung der Aussagekraft einfließen. Dabei wird insbesondere der bisher verwendete Ansatz zur Abschätzung des Druckverlusts infolge des Einströmvorgangs verfeinert. Der Einströmverlust wird realistischer beschrieben, damit auch dünnwandige Rohrleitungen präziser behandelt werden können.

- Empfehlungen zur konservativen Analysemethodik nach KTA 3206:

Basierend auf den Ergebnissen der Versuche und entsprechenden Berechnungen werden die Empfehlungen zur konservativen Analysemethodik nach KTA 3206 überprüft und ergänzt.

AP 4: Begleitende Aktivitäten und Qualitätsmanagement

Die Weiterentwicklung des PROST-Codes geschieht durch Einbeziehung professioneller Hilfsmittel und mit der fachlichen Kompetenz der Codeentwickler-Community der GRS. Für die Software-Entwicklung werden aktuelle Versionen von Entwicklungsumgebungen, Projektmanagement-Tools und Versionskontrollen genutzt.

Ein zusammenfassender Abschlussbericht zu dem gesamten Vorhaben wird erstellt und die Dokumente und Ergebnisse werden in geeigneter Form archiviert. Dabei werden die Richtlinien des Qualitätsmanagement-Systems nach DIN EN ISO 9001 berücksichtigt.

4 Programmerweiterungen

Dieses Kapitel gibt einen Überblick über Programmerweiterungen, die im Rahmen des Vorhabens durchgeführt wurden. Dabei werden der Anlass zur Aufnahme ins Leistungsspektrum und ihre prinzipielle Funktionsweise erläutert. Details zu den verwendeten Modellen und theoretischen Konzepten – im Kontext mit zuvor implementierten Teilen – werden im Theorie-Handbuch der PROST-Dokumentation /HEC 16a/ beschrieben.

4.1 Parameter und benutzerdefinierte Funktionen mit statistisch verteilten Größen und Temperaturabhängigkeit

4.1.1 Motivation

Das Werkstoff- und Strukturverhalten lässt sich durch verschiedene Parameter modellieren, die Werkstoffeigenschaften, Schädigungsanfälligkeit und Versagenskriterien beschreiben. Typische Materialkennwerte sind abhängig von der Temperatur, und bei Simulation von Bedingungen mit Temperaturschwankungen oder betriebsbedingten Änderungen der Temperatur ist eine Berücksichtigung dieser Temperaturabhängigkeit notwendig. Für probabilistische Untersuchungen können ausgewählte Parameter durch statistisch verteilte Größen beschrieben werden, die durch Verteilungsfunktionen charakterisiert sind. Einige Kennwerte können sowohl statistischen Schwankungen unterliegen als auch temperaturabhängig sein. Diese Anforderungen führten zur Weiterentwicklung der Parameterstruktur in PROST. Neben einzelnen Werten werden auch benutzerdefinierte Funktionen einer Veränderlichen benötigt und hier erläutert.

4.1.2 Realisierung

Eingabeparameter und benutzerdefinierte Funktionen können nun über jeweils besondere Datentypen und spezielle Schaltflächen editiert werden. Viele Parameter (wie Materialparameter) können sowohl statistisch verteilt als auch temperaturabhängig sein, andere dagegen (wie Anfangsrisstiefen) können nicht temperaturabhängig sein.

Die statistisch verteilten Größen werden als Zufallsvariablen in einer besonderen Liste verzeichnet. Diese Liste ist gleichsam der Ausgangspunkt für Sampling-Techniken (vgl.

Abschnitt 4.10), da sie den Parameterraum der Zufallsgrößen beschreibt. Dies ist flexibler und offener als der in früheren Versionen (PROST 2 und PROST 3) verfolgte Ansatz, eine vordefinierte Zahl an verteilten Parametern zu berücksichtigen. Die Neuerungen sind in Tab. 4.1 zusammengefasst.

Tab. 4.1 Funktionalität von Parametern in PROST 3 (vor Beginn des Vorhabens) und PROST 4 (nach Abschluss des Vorhabens)

	PROST 3	PROST 4
Temperaturabhängige Parameter	nein	ja
Temperaturabhängige Funktionen	nein	ja
Anzahl verteilter Parameter	17	alle
Definitionsmöglichkeiten für Funktionen	1	6

4.1.3 Parametrisierungstypen für benutzerdefinierte Funktionen

Wichtige Beispiele für benutzerdefinierte Funktionen in PROST sind Spannungs-Dehnungs-Kurven, J-R-Kurven (Risswiderstandskurven) für stabiles Risswachstum, und POD-Kurven (Detektionswahrscheinlichkeiten) für wiederkehrende Prüfungen. Benutzerdefinierte Funktionen können in PROST auf verschiedene Arten parametrisiert werden. Multilinear, Gauß-Funktion, Verteilt-Multilinear, Ramberg-Osgood, Potenzgesetz und Stufenfunktion sind möglich. Die ersten beiden Implementierungen erlauben keine Zufallsvariablen und Temperaturabhängigkeiten. Die Verteilt-multilineare Parametrisierung kann Zufallsgrößen einbeziehen. Die letzten drei Typen können sowohl Temperaturabhängigkeit als auch statistischen Charakter berücksichtigen.

4.2 Riss- und Strukturgeometrien

4.2.1 Neu aufgenommene Geometrien

Im Zuge der Weiterentwicklung wurden neue Geometrien für Strukturen und Risse in PROST 4 aufgenommen und zugehörige analytische Verfahren zur Berechnung bruchmechanischer Größen implementiert. PROST besitzt nun implementierte Verfahren für die in Abb. 4.1 dargestellten Struktur- und Rissgeometrien.

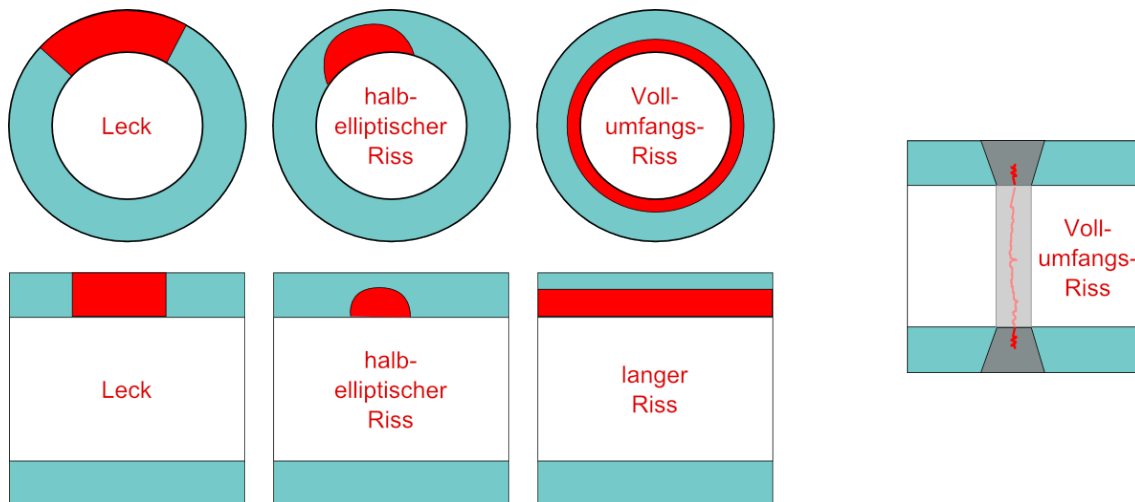


Abb. 4.1 Struktur- und Rissgeometrien, links: homogene Zylinder, rechts: Schweißnaht

Für zylindrische Geometrien sind je drei Risstypologien in axialer und azimuthaler Orientierung möglich. Neben halb-elliptischen Rissen mit endlicher Länge und Tiefe sind dies wanddurchdringende Risse (d. h. maximaler Tiefe) und lange Risse konstanter Tiefe (d. h. unendlich lange für axiale Risse bzw. Vollumfangsrisse für azimuthale Risse). Für Schweißnähte mit Festigkeits-Mismatch sind zentral gelegene Vollumfangsrisse möglich.

Es wurden analytische Verfahren zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors und zur Grenzlast aus der Literatur implementiert. Für die bereits zuvor verfügbaren halb-elliptischen und wanddurchdringenden Risse waren K-Faktor-Methoden nach IWM /BUS 94/ und R6-Code /BRI 01/ und EPRI Ductile Fracture Handbook (DFH) /ZAH 89/ /ZAH 90/ /ZAH 91/ implementiert. Die neu aufgenommenen Vollumfangsrisse können mit K-Formulierungen nach DFH oder nach ASME /ASM 13/ berechnet werden, für lange Axialrisse ist ein DFH-Verfahren implementiert. Die Grenzlast war in vorigen Versionen lediglich für halb-elliptische Risse implementiert, basierend auf R6-Code und Kiefner-Methode /KIE 73/. Neu hinzugekommen sind Grenzlastverfahren für wanddurchdringende Risse (nach R6), für lange Axialrisse (auch R6) sowie für Vollumfangsrisse (Methoden nach R6 und ASME). Die Grenzlast für Schweißnähte mit Festigkeits-Mismatch ist nach der am GKSS-Forschungszentrum entwickelten ETM-Methode /SCH 97/ bestimmt. Eine tabellarische Übersicht der Verfahren bei verschiedenen Struktur- und Rissgeometrien ist in Tab. 4.2 gegeben.

Tab. 4.2 Übersicht über die analytischen Verfahren für verschiedene Geometrien. Die bereits in vorigen PROST-Versionen implementierten Versionen sind grau dargestellt.

Struktur	Riss-Richtung	Riss-Form	Riss-Lage	K-Faktor	Grenzlast
Zylinder	Azimutal	halb elliptisch	innen	IWM, R6	R6, Kiefner
		vollumfang	innen	DFH, ASME	R6, ASME
		durchgehend	-	DFH	R6
	Axial	halb elliptisch	innen	IWM, R6	R6
		lang	innen	DFH	R6
		durchgehend	-	DFH	R6
Schweißnaht	Azimutal	vollumfang	innen	wie Zylinder	GKSS

4.2.2 Erprobung frei verfügbarer FE-Code

Neben den fest vorgesehenen Geometrien erlaubt PROST die Eingabe von Rissbeanspruchung in Form von K-Faktoren und J-Integralen in Abhängigkeit der Rissgröße, was weitere Geometrien ermöglicht. Diese K-Faktoren können zum Beispiel mit Finite-Elemente (FE) Programmen bestimmt werden. Um die Anwendbarkeit dieses Features für eine Vielzahl von Usern sicherzustellen, wurde die Benutzung eines Open-Source FE-Programms erprobt.

Mit Code_aster /COA 16/ steht ein Open-Source FE-Programm zur Verfügung, welches umfangreiche bruchmechanische Methoden enthält und ausreichend an Testbeispielen validiert wurde. Die ebenfalls frei verfügbare Pre- und Postprocessing-Plattform Salome /SAL 16/ erlaubt in Kombination mit Code_aster eine einfache Erstellung von Modellen mit benutzerdefinierter Geometrie und Rissform. Daher wurde die Programmkombination als Referenz für die allgemeine Benutzung von PROST in Kombination mit FEM erprobt. Um den Prozess der Modellerstellung zu beschleunigen, wurde zudem für spezifische Geometrie- und Rissformen ein Hilfsprogramm erstellt, welches basierend auf Eingabeparametern wie beispielsweise Risstiefe und Länge ein Modell mit entsprechender Geometrie, Vernetzung und Randbedingungen vorbereitet und ggf. ausführt (siehe Abb. 4.2).

4.3 Statische Lasten und Last-Zeit-Funktion

PROST simuliert Komponenten mit Rissen und ohne Risse unter statischen Lastbedingungen, aber auch unter (mitunter komplexen) zeitlichen Lastverläufen. Praktisch sind diese Last-Zeit-Funktionen aus statischen Lastsituationen zusammengesetzt.

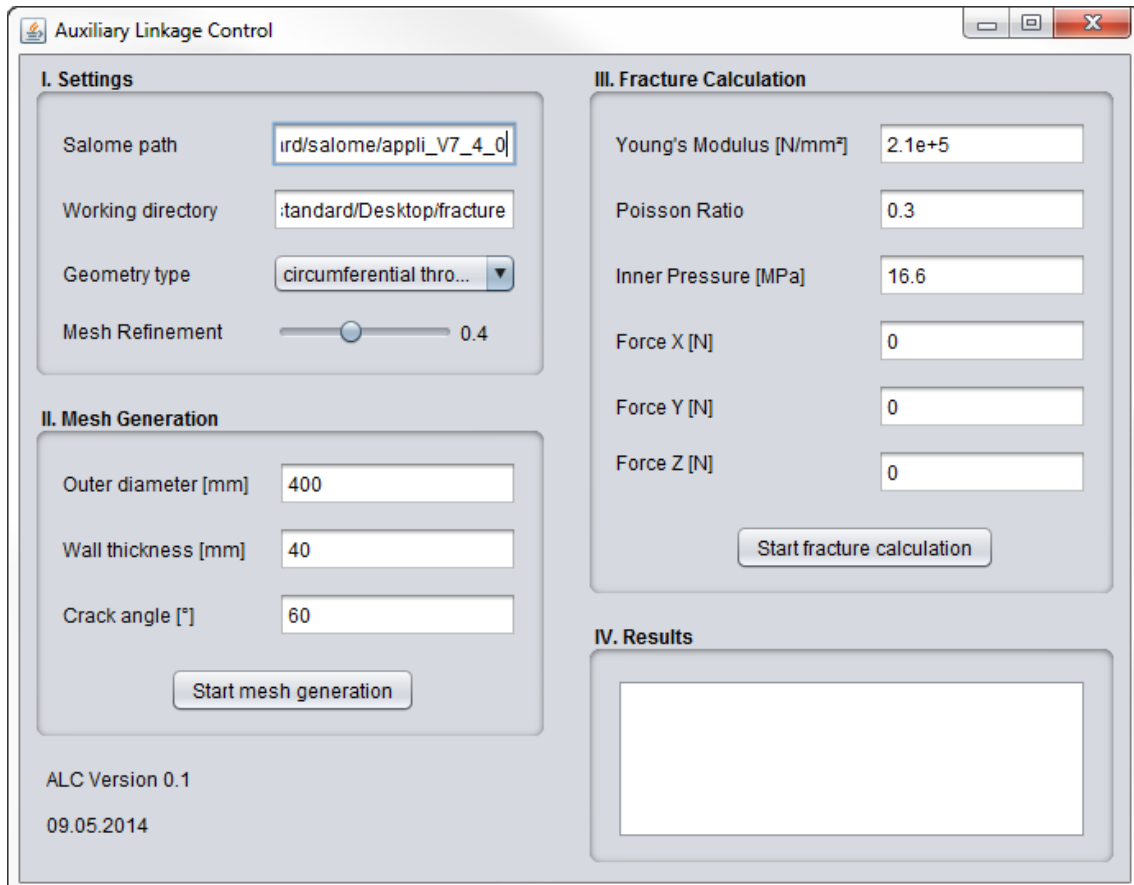


Abb. 4.2 Grafische Benutzeroberfläche des Hilfsprogramms zur Erstellung von FEM-Modellen

4.3.1 Statischer Lastzustand

Lastbeschreibungen wie Spannungsverteilung, Temperaturgradienten, Innendruck, mittlere Membranspannung, Spannungsintensitätsfaktor und andere Größen charakterisieren die Belastung eines Bauteils und hängen voneinander ab. PROST bietet mit den Lastsituationen eine Möglichkeit, diese Abhängigkeiten automatisch zu berücksichtigen und eine Vielzahl von Lasten abzubilden. Hinzu kommt eine Anzahl von vordefinierten Lastsituationen, auf die der Benutzer zugreifen kann. Die Abhängigkeit verschiedener Lastcharakteristiken ist in Abb. 4.3 gegeben.

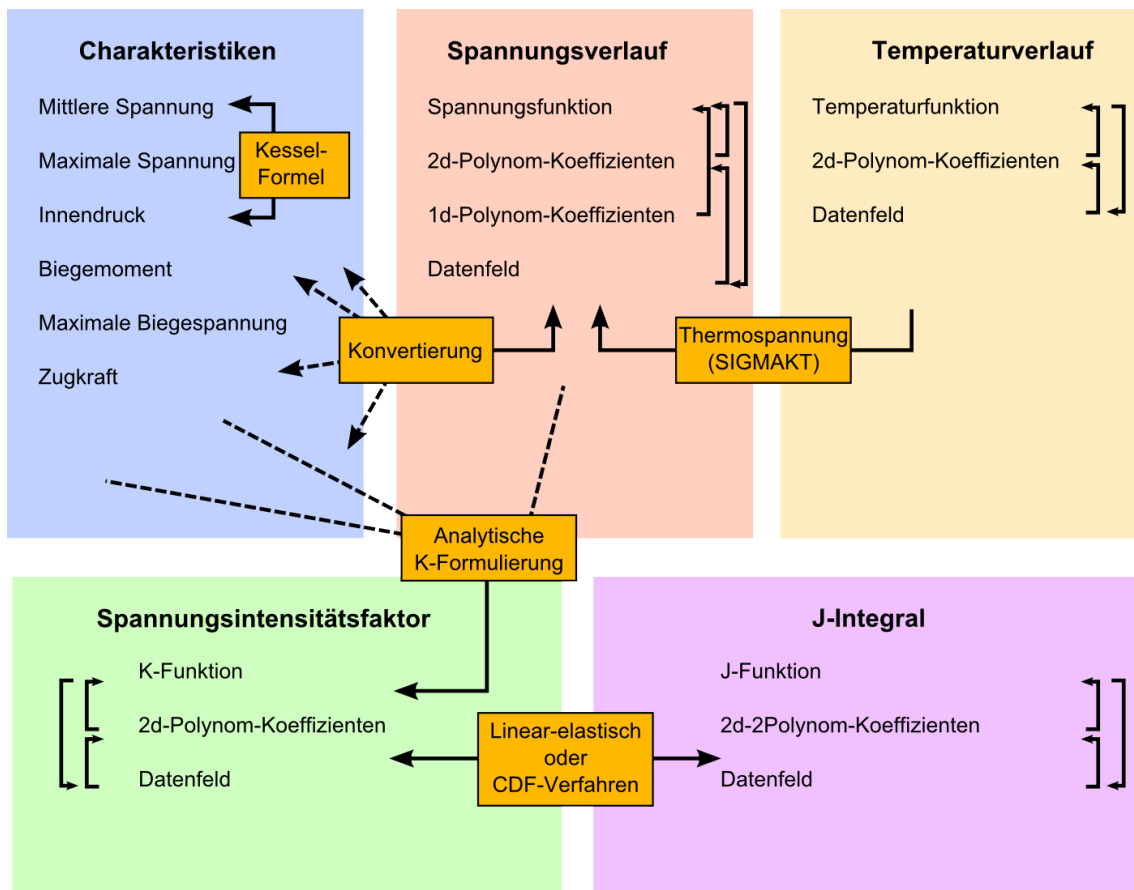


Abb. 4.3 Abhängigkeiten der Einflussgrößen einer Lastsituation

Diese Lastsituationen sind die elementaren Bausteine der Belastungssimulation in PROST. Linear-elastisch lassen sich mehrere Lastsituationen superponieren, d. h. Linearkombinationen von Lastsituationen ermöglichen. Für Lastsituationen, bei denen das elastisch-plastische J-Integral die Eingangsgröße ist, gilt dies nicht, es ist allerdings denkbar, Konvex-Kombinationen solcher J-definierten Lastsituationen zu bilden und sinnvoll zu nutzen.

Ein statischer Lastzustand, hier Lastpunkt genannt, besteht aus primären und sekundären Lastsituationen oder Linearkombinationen daraus. Der Unterschied zwischen den primären und sekundären Lasten liegt in der Bedeutung für den plastischen Kollaps /BRI 01/: Die sekundären Lasten gehen nicht in die Bewertung zur Grenzlast ein, wohl jedoch in die Bestimmung des Spannungsintensitätsfaktors. Streng genommen ergeben sich aus der Wechselwirkung von primären und sekundären Lasten Wechselwirkungsterme, die zum K-Faktor beitragen (die sogenannte V-Funktion oder ρ -Funktion). Diese werden gegenwärtig in PROST nicht berücksichtigt, die Genauigkeit

der Methode insbesondere bei großen sekundären Lasten ist ohnehin Gegenstand von aktuellen Untersuchungen und Diskussionen /JAM 11/ /BUD 15/.

4.3.2 Lastabschnitte und Lastchronologie

Um von statischen Lastpunkten zu Zeitverläufen zu kommen, können in PROST zwei verschiedene Typen von Zeitabschnitten definiert werden, die jeweils eine bestimmte Dauer haben. Der erste Typ ist der Lastverlauf, bei dem die Last zwischen einem Anfangs- und einem Endlastpunkt linear verschoben wird. Der zweite Typ ist die Wechselast, bei der eine definierte Anzahl Zyklen zwischen einem minimalen und einem maximalen Lastpunkt gewechselt wird. Die Temperatur innerhalb eines Zeitabschnitts kann durch Wahl von Start- und Endtemperatur festgelegt werden. Durch Aneinanderkettung von Zeitabschnitten können komplexe Last-Zeit-Funktionen aufgebaut werden. Schematisch ist dieser Aufbau einer exemplarischen Last-Zeit-Funktion in Abb. 4.4 dargestellt.

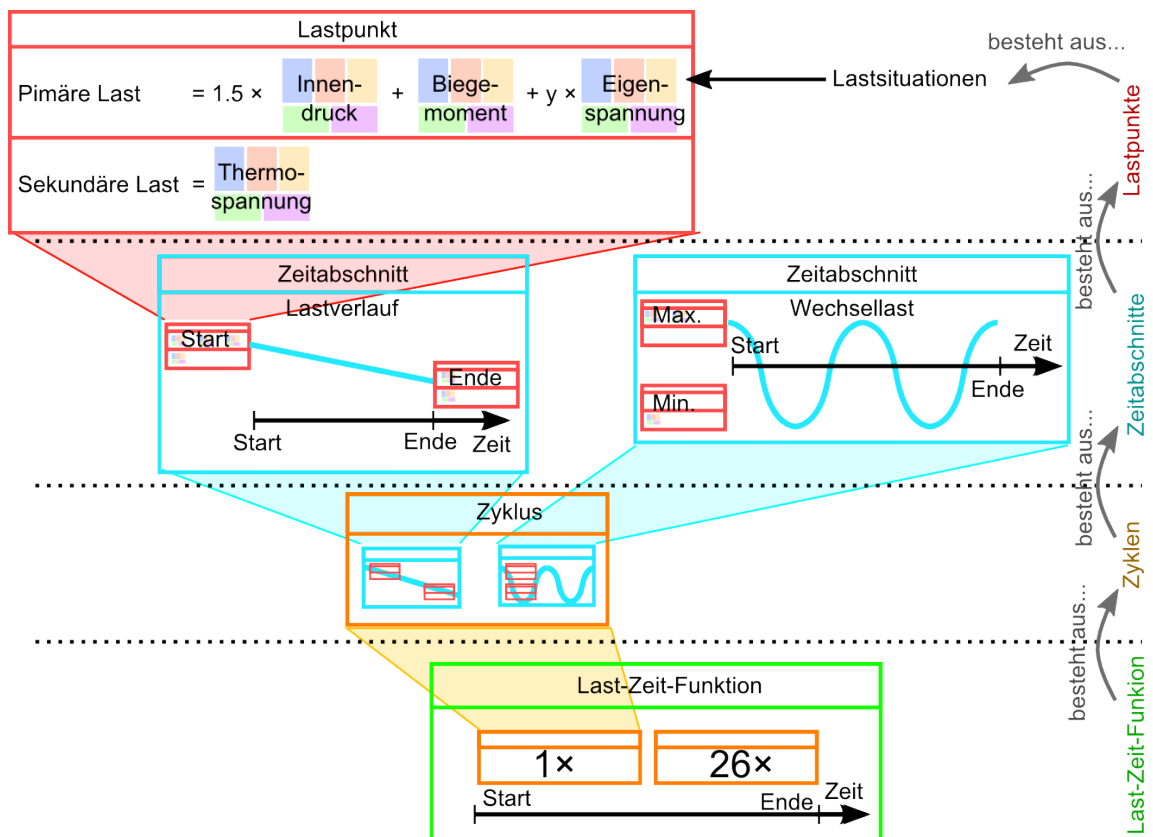


Abb. 4.4 Aufbau einer Last-Zeit-Funktion aus Lastpunkten

4.3.3 Einlesen, Auswertung, Rainflow-Zählung

Als zusätzliche Funktionalität wurde das Einlesen von Last-Zeit-Verläufen aus Tabledateien ermöglicht. Um aus einer Last-Zeit-Funktion die Ermüdungszyklen abzuleiten, muss das Lastkollektiv, d. h. die Zahl der Zyklen zu jeder Lastamplitude, ermittelt werden. Neben der Methode der Umkehrpunktauswertung wurde das Rainflow-Zählverfahren implementiert /MAT 68/ /DOW 82/ /AST 11/.

4.4 Ermüdungsnachweis

Unter dem Begriff Ermüdungsnachweis und Ermüdungsanalysen wird die Bestimmung der Festigkeit ungerissener Bauteile unter wechselnden Lasten verstanden. Beispielfür kerntechnische Ermüdungsanalysen sei auf die KTA 3201.2 /KTA 13/ verwiesen. Eine umfassende Darstellung des Themas ist in /HAI 89/ gegeben. Eine recht aktuelle Übersicht zum Thema Ermüdungsfestigkeit von Rohrleitungen findet sich in /HER 06/, wie auch im NUGENIA Position Paper /NUG 15/.

4.4.1 Wöhlerlinien

Die materialspezifische Eingangsgröße der Ermüdungsanalyse ist die Wöhlerkurve $S(N)$, die die Beziehung zwischen Lastspiel S und ertragbarer Lastspielzahl N angibt. Um nun komplizierte Fälle und Zeitverläufe behandeln zu können, wird ein Schädigungsparameter D eingeführt, der die anteilige Ausnutzung der Ermüdungsfestigkeit widerspiegelt. Ermüdungszyklen mit Lastspiel S erhöhen den Schädigungsparameter pro Lastspiel um

$$\frac{dD}{dN} = \frac{1}{N(S)}. \quad (4.1)$$

Im Regelfall sieht eine Struktur keine gleichmäßige Lastamplitude, sondern ein ganzes Spektrum unterschiedlicher Lastwechsel mit verschiedenen Zyklenzahlen. Dies wird als Lastkollektiv bezeichnet.

Bei einigen Werkstoffen wird (mitunter vereinfachend) angenommen, dass Lastamplituden unterhalb einer Schwelle S_D keine Schädigung mehr hervorrufen. Diese Schwelle heißt Dauerfestigkeit.

4.4.2 Dauerfestigkeit und Schadenshypothesen

Wird angenommen, dass ein Werkstoff eine Dauerfestigkeit S_D besitzt, mit $N_D = N(S_D)$, so gilt diese streng nur für die Belastung mit einer Amplitude. Die Situation ist komplexer für Kollektive, die Lastspielanteile größer und kleiner als S_D aufweisen. Hier sind unterschiedliche Hypothesen entwickelt worden, um die Schädigung realistisch zu berechnen. Die vorgestellte Übersicht beruht auf /HAI 89/.

Die Hypothese „Miner Original“ zählt lediglich Lastspiele oberhalb von S_D und vernachlässigt alle Beiträge unterhalb der Dauerfestigkeit. Die Hypothese „Miner elementar“ dagegen extrapoliert die $S(N)$ -Kurve und berücksichtigt alle Beiträge bei der Akkumulation der Schädigung mit einem endlichen Gewicht. Die Hypothese „Miner-Haibach“ berücksichtigt die bereits erfolgte Schädigung D bei der Berechnung, während die Liu-Zenner-Methode die Wöhlerkurve anhand der Maximalamplitude eines Kollektivs ändert.

4.4.3 Anriss-Vermutung

Die experimentelle Bestimmung der Wöhlerlinie (die hier ausgeklammert werden soll, weil lediglich die rechnerische Analyse von Lastzyklen bei simulierten ungerissenen Bauteilen untersucht werden soll) bestimmt die ertragbare Zahl von Lastspielen nicht durch den Zeitpunkt eines Bruchs, sondern bis zu einem definierten Lastabfall. In solch einem Fall kann ein Anriss des Bauteils angenommen werden. Somit steht in PROST die Option offen, nach Auslastung der Ermüdungsreserven mit einer bruchmechanischen Analyse fortzufahren.

4.5 Versagenskriterien, Fehlerbewertungsverfahren

Bei der rechnerischen Simulation von Strukturen ist neben dem Wachsen von Rissen und Schädigungen der Punkt des Versagens von erheblicher Bedeutung. Dieser kann mit verschiedenen Kriterien ermittelt werden, die hier genauer beleuchtet werden.

4.5.1 Risstopologien und Statusübergänge

Der Begriff des Strukturversagens im Zusammenhang mit Simulationen zum Bauteilverhalten ist zwar plakativ, muss jedoch allgemeiner betrachtet werden, wenn komplexe Abläufe simuliert werden sollen. Denn nur im einfachsten Falle stellt ein Kriterium ein schlichtes Versagen der Struktur fest, das ihre Funktion gänzlich außer Kraft setzt. Interessanter und anspruchsvoller ist es vielmehr, die Kriterien als Auslöser zwischen verschiedenen Sicherheits- bzw. Integritätsniveaus zu betrachten. Verschiedene Sicherheitslevel unterscheiden sich von ihrer Risstopologie: Kein Riss, Oberflächenriss endlicher Tiefe und Länge, wanddurchdringender Riss, „unendlich“ langer Riss und Bruch. Auch die Initiierung von stabilem Risswachstum in eine Richtung (Tiefe oder Länge) kann als Herabsetzung des Sicherheitsniveaus betrachtet werden. Ein Schema für Umfangsrisse in Zylindern ist in Abb. 4.5 dargestellt.

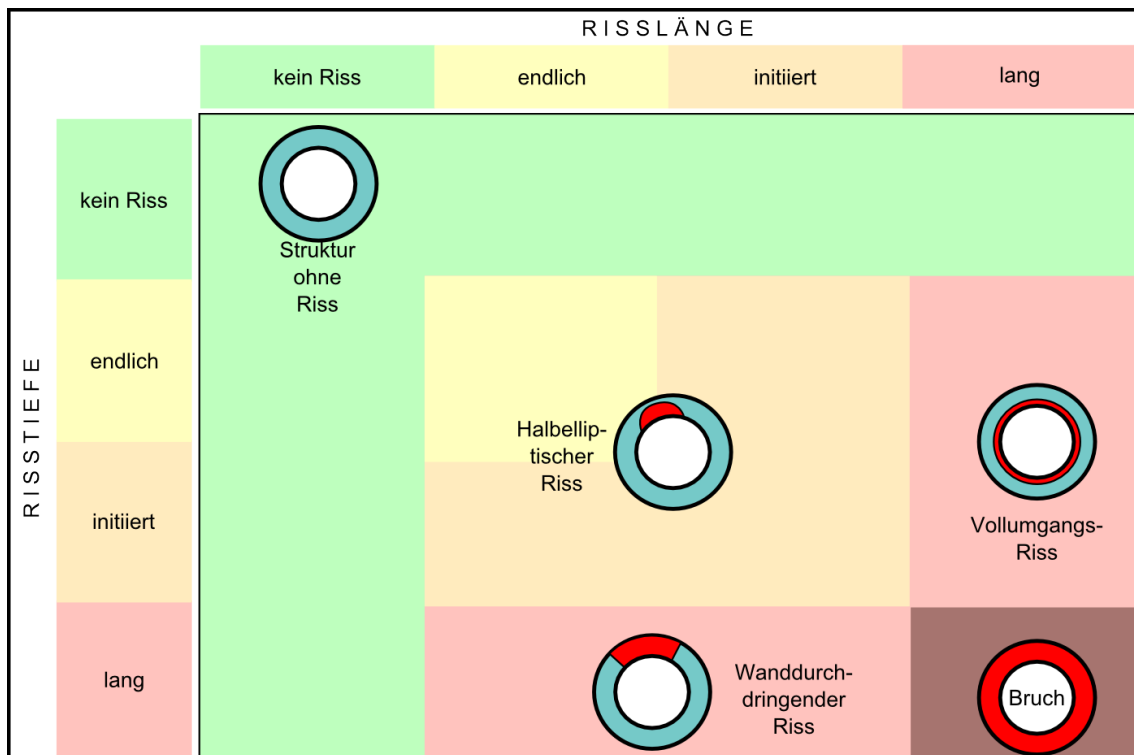


Abb. 4.5 Statustabelle und Risstopologien am Beispiel von innenliegenden Umfangsrissen in Zylindern

Für komplexere Simulationen mit mehreren berücksichtigten Risstopologien bietet es sich daher an, von (Status-)Übergängen anstatt von Versagen zu sprechen. Das hat auch in der Probabilistik zur Folge, dass anstatt von Versagenswahrscheinlichkeiten von Übergangswahrscheinlichkeiten die Rede ist.

4.5.2 Fehlerbewertungsdiagramme

Fehlerbewertungsdiagramme sind 2-Parameter-Kriterien für die Bewertung der Sicherheit von rissbehafteten Strukturen. Sie ermöglichen die Berücksichtigung von elastisch-plastischen Effekten mit Hilfe von wenigen Materialparametern und analytischen Methoden. Sie werden in verschiedenen Regelwerken beschrieben, so im R6-Code /BRI 01/, in der SINTAP-Prozedur /SIN 99/, im FITNET-Bericht /KOC 06/ und im British Standard 7910 /BSI 15/.

Die Verwendung des 2-Parameter-Kriteriums ordnet einem Riss einen Punkt (K_r, L_r) in einem zweidimensionalen Raum zu. Hierbei berechnet sich K_r aus dem Verhältnis von Spannungsintensitätsfaktor K_I zur Bruchzähigkeit K_{IC} , während L_r die aus Geometrie und Last bestimmte Grenzlast ist. Es ist somit für eine Bewertung erforderlich, den K -Faktor und die Grenzlast zu bestimmen, sei es nun mit analytischen Ansätzen oder mit Finiten Elementen. Im zweidimensionalen Parameterraum gibt es eine Grenzkurve $f(L_r)$, die den sicheren Bereich vom kritischen trennt, bei dem ein Versagen zu erwarten ist. An der Lage des Punktes im Raum kann somit bestimmt werden, ob ein Versagen eintritt oder nicht. Verändert sich nun der Riss oder die aufgebrachte Last, so bewegt sich der Bewertungspunkt im Raum. Ein schematisches Fehlerbewertungsdiagramm mit Beispielen für Risse ist in Abb. 4.6 dargestellt.

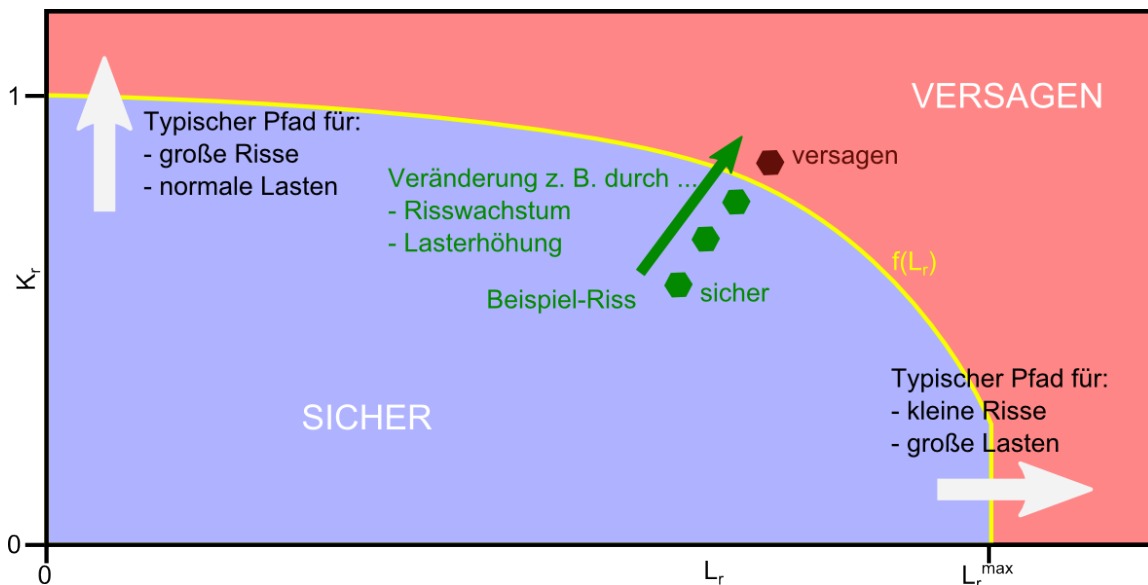


Abb. 4.6 Schematisches Fehlerbewertungsdiagramm mit exemplarischen Rissen und Pfaden

Die Materialeigenschaften gehen durch die Bruchzähigkeit, die maximale Last sowie durch die Grenzkurve $f(L_r)$ in das Schema ein. Es gibt mehrere Ansätze zur Bestimmung der Grenzkurve $f(L_r)$, die sich durch die benötigten Eigenschaften des Werkstoffs unterscheiden. Zudem gibt es separate Schemata für homogene Strukturen und für Schweißnähte mit Festigkeits-Mismatch (d. h. solche, bei denen die Streckgrenzen von Schweißgut und Grundwerkstoff verschieden sind). Eine Übersicht über die in PROST implementierten Bewertungslevel ist in Tab. 4.3 gegeben.

Tab. 4.3 Vergleich der verschiedenen Bewertungslevel mit Anwendungsbereichen und Eingabeparametern, in grau das bereits in PROST 3 implementierte Level

Materialdaten	Struktur	Nomenklatur		
		R6	SINTAP	PROST
σ_Y	Homogen	Option 1	Level 0	Level 0
σ_Y, σ_M, E	Homogen	approx. Opt. 2	Level 1	Level 1
$\sigma_Y^B, \sigma_M^B, E^B, \sigma_Y^W, \sigma_M^W, E^W$	Heterogen		Level 2	Level 2
$\sigma(\epsilon)$	Homogen	Option 2	Level 3	Level 3
$\sigma^B(\epsilon)$ und $\sigma^W(\epsilon)$	Heterogen		Level 3	Level 3 M

Aus der Grenzkurve $f(L_r)$ und dem linear-elastischen Spannungsintensitätsfaktor K_I lässt sich eine Näherung für das elastisch-plastische J -Integral erhalten. Dieser Ansatz wird CDF (Crack Driving Force) genannt.

4.5.3 Verfahren zur Berechnung kritischer Durchrisslängen

Eine Anzahl von Verfahren zur Bestimmung der kritischen Länge eines wanddurchdringenden Risses ist in /KTA 14, Anhang B2/ vorgeschlagen. Mit einem Fehlerbewertungsdiagramm kann auch ein wanddurchdringender Riss analysiert werden und somit eine kritische Länge festgelegt werden.

In PROST wurden die im KTA-Regelwerk empfohlenen Methoden nach den Fließspannungskonzepten der MPA Stuttgart /UHL 98/ bzw. der KWU/Areva /BLA 10/ implementiert. Hinzu kommt das Konzept der plastischen Grenzlast /KTA 14/. Diese Verfahren bewerten Umfangsfehler unter kombinierter Zug/Innendruck- und Biegebelastung.

4.6 Druckprobe

In einer mit Innendruck beaufschlagten Komponente wird eine Druckprobe durchgeführt, um die Festigkeit und die Dichtheit der Komponente nachzuweisen. Dabei liegt der Prüfdruck oberhalb des Betriebsdrucks. Druckprüfungen in Komponenten der druckführenden Umschließung in Kernkraftwerken sind beispielsweise in KTA 3201.4 /KTA 10/ geregelt. Die Druckprobe als Integritätsprüfung ist mit in das Leistungsspektrum von PROST 4 aufgenommen worden. Nach Untersuchungen zu Auswirkungen der Druckprobe in /ELM 13/ wurde die Modellierung der Prüfbedingungen verfeinert. Die Prüflast ist über eine Linearkombination von Lastsituationen als Primärspannung und eine Prüftemperatur definiert (vgl. Abschnitt 4.3). Dies ermöglicht es, den Einfluss der temperaturabhängigen Materialparameter zu berücksichtigen, denn in realen Anlagen wird die Druckprobe üblicherweise bei relativ niedrigen Temperaturen unterhalb der Betriebstemperatur durchgeführt. Ein Versagen unter Prüfbedingungen wird als separates Ereignis gezählt, sofern es sich um einen Bruch handelt. Eine Beispielrechnung zur Druckprobe wird in Abschnitt 5.7 gezeigt.

4.7 Leckausströmraten

Eine Leckausströmung wird durch den Massendurchsatz pro Zeit \dot{m} charakterisiert. Dieser wird, bei gegebenen thermodynamischen Bedingungen im Innen- und Außenvolumen, im Wesentlichen durch drei unterschiedlich modellierte Einflussgrößen bestimmt: Die Öffnungsfläche des Lecks, die Druckverluste entlang des Strömungspfadens und das Ausströmmodell. PROST wurde so weiterentwickelt, dass diese drei Bereiche konfiguriert werden können. Im Rahmen von Nachweisen zum Bruchausschluss nach KTA 3206 /KTA 14/ muss die Leckrate unterschätzt werden, damit durch Vergleich mit der Detektionsschwelle des Lecküberwachungssystems das Leck sicher detektiert werden kann.

Wichtig für die geometrische Öffnung eines Risses ist zunächst die Länge des Lecks. Hierzu kann in PROST eine effektive reduzierte Risslänge angesetzt werden, die über ein Datenfeld oder einen verteilten Parameter definiert sein kann. Die Öffnungsfläche des Lecks kann in PROST mit dem Verfahren nach Wüthrich /WÜT 83/ bestimmt werden – neben dem bereits vorher verfügbaren Best-Estimate-Verfahren steht auch eine konservativ-unterschätzende Variante nach KTA 3206 /KTA 14/ zur Verfügung. Weite-

re Öffnungsmodelle können durch Kopplung an den Code WinLeck /HEC 16c/ abgerufen werden.

Für die Berücksichtigung von Druckverlusten durch Einströmung und Wandreibung können separate Eingaben gemacht werden. Der Strömungswiderstand durch Reibung lässt sich mit mehreren wählbaren Modellen aus der Öffnungsgeometrie und der Wandreibung berechnen. Neben Best-Estimate-Ansätzen ist auch der konservativ-überschätzende Ansatz nach KTA 3206 /KTA 14/ aufgenommen.

Die Ausströmrates wird bei vorgegebenem Strömungskanal und den berechneten Ansätzen zu Einström- und Reibungsverlusten mit einem eindimensionalen Zwei-Phasen-Strömungs-Modell berechnet. Zusätzlich zum halbempirischen Ansatz nach Müller, welcher bereits in Vorgängerversionen verfügbar war, wurde die modifizierte Bernoulli-Gleichung /KTA 14/ als schnelllaufendes Verfahren im Hinblick auf probabilistische Rechnungen aufgenommen. Weitere (unter Umständen genauere, doch zeitaufwändigere) Ausströmmodelle können durch die Kopplung an den Code WinLeck genutzt werden.

4.8 Leckdetektion

Die Detektion von Leckagen in kerntechnischen Anlagen ist ein wichtiges Element des Sicherheitskonzepts und wird in verschiedenen Ländern praktiziert. Insbesondere spielt die Detektion von lokalen, kleinen Leckagen im Leck-vor-Bruch-Verhalten eine Rolle. Kleine Leckagen verraten sich durch austretendes Kühlmittel und können so erkannt werden, bevor sie größer werden und ernstere Folgen haben oder es zu einem Bruch einer Rohrleitung kommt. Nach deutschem Regelwerk ist die Leck-vor-Bruch-Analyse ein Teil des Nachweises zum Bruchausschluss für Rohrleitungen /KTA 14/. Von Bedeutung ist ferner die amerikanische Herangehensweise zur Feststellung des Leck-vor-Bruch-Verhaltens /NRC 84/ /NRC 07/.

Kennwerte typischer Leckdetektionssysteme (vgl. /SCO 02/ /KUP 04/ /FUH 12/) variieren je nach Prinzip der Messung. Eine übliche Annahme oder Anforderung ist die Erkennung einer Leckagemenge von

$$\dot{m}_{\text{det}} = 1 \text{ gal min}^{-1} \approx 0.063 \text{ kg s}^{-1} \quad (4.2)$$

innerhalb einer Stunde /NRC 73/ /KUP 04/. Nach vielen Regelwerken (nicht jedoch dem deutschen) wird für Analysen ein Sicherheitsfaktor auf diesen Wert aufgeschlagen.

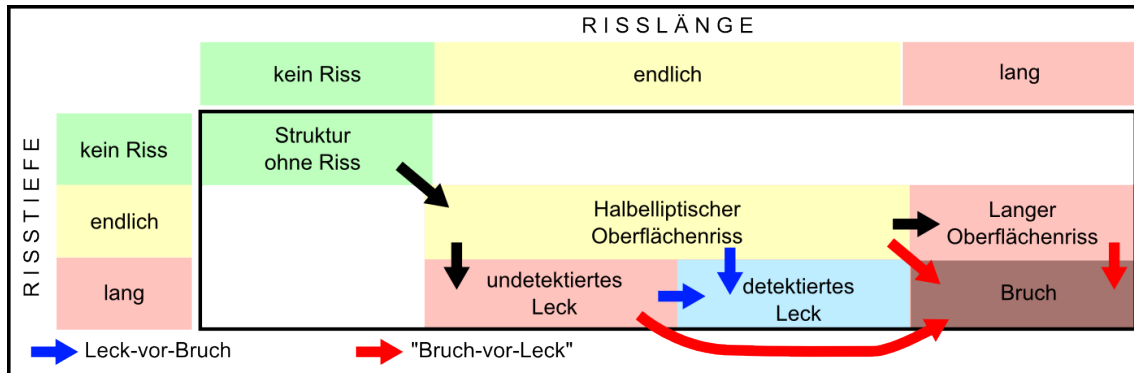


Abb. 4.7 Statustabelle mit Risstopologien bei Berücksichtigung von Leckage-Monitoring

Wird eine Detektion von Leckagen in einer Simulation berücksichtigt, so ergibt sich die in Abb. 4.7 gezeigte Variante der Statustabelle (vgl. auch Abb. 4.5). Übergänge zwischen den Risstopologien, die für die statistische Auswertung erfasst werden, sind als Pfeile schwarz (im Betrieb nicht offensichtlich), blau (Leck-vor-Bruch-Verhalten) und rot (Bruch ohne vorige Leckdetektion) eingetragen. Es ist Aufgabe der rechnerischen Analyse herauszufinden, welche Übergänge in einem bestimmten Fall stattfinden können und welche nicht.

Die Modellierung in PROST lässt allerdings zu, dass eine Detektion mit einer bestimmten Wahrscheinlichkeit eintritt. Die Erhöhung der Wahrscheinlichkeit lässt sich jedoch nicht ohne weiteres statistisch nutzen, da das diskrete Ereignis unklar ist. Als Ausweg wird daher ausgewertet, wann eine Leckdetektion möglich wird (Wahrscheinlichkeit steigt über 0) und wann sie sicher erfolgt ist (Wahrscheinlichkeit erreicht 1).

Darüber hinaus wurde eine zeitverzögerte Detektion berücksichtigt. Mit diesem Parameter kann eine gewisse Zeitspanne Δt_{det} vorgegeben werden, die für Detektion, aber auch Abschaltvorgänge und Sicherungsmaßnahmen erforderlich ist. Mit dieser Größe kann eine Berechnung von Leckauffindungswahrscheinlichkeiten bei zeitlich veränderlicher Leckagemenge realistischer modelliert werden. Es wird vorgeschlagen, in einer Simulation unter Einbeziehung von Lecküberwachungsmaßnahmen die maximale Leckde-

tektionswahrscheinlichkeit anzunehmen, die in der gesamten betrachteten Zeit mit Ausnahme von Δt_{det} vor einem Bruch auftritt.

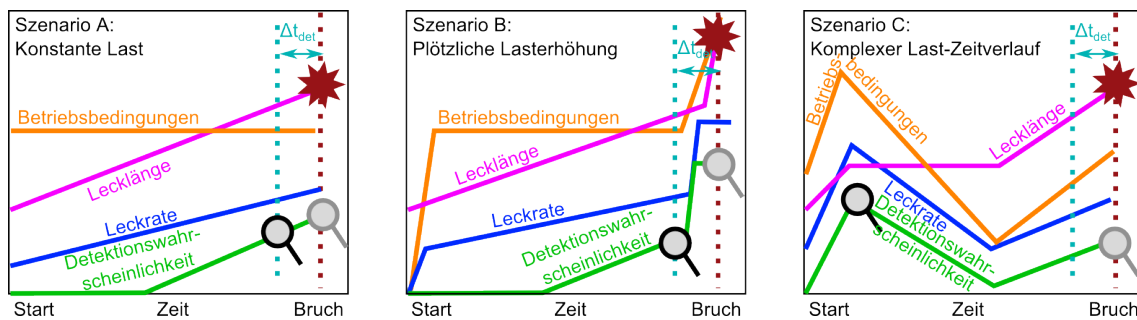


Abb. 4.8 Bestimmung der effektiven Detektionswahrscheinlichkeit unter Berücksichtigung einer zeitverzögerten Detektion für drei generische Lastverläufe

Drei Szenarien sind exemplarisch in Abb. 4.8 oben gezeigt, die Leckdetektionswahrscheinlichkeit als Funktion der Zeit (grün) ist jeweils mit dem gültigen Auswertzeitpunkt (Lupe) verdeutlicht.

4.9 Verteilungsfunktionen

Statistisch verteilte Parameter in probabilistischen Simulationen werden durch ihre Verteilungen beschrieben. Die Qualität der Ergebnisse einer probabilistischen Analyse wird bedingt durch die Qualität der angenommenen Verteilungen. Die Erweiterung der verfügbaren Funktionen verbessert daher die Einsetzbarkeit der PROST-Software. Anhand von /HSE 01/ wurden zusätzliche Verteilungsfunktionen implementiert, eine Liste der Verteilungen ist in Tab. 4.4 gegeben.

Tab. 4.4 Verfügbare Verteilungsfunktionen in PROST

Verteilung	Parameter	PROST 3	PROST 4
Normalverteilung	2	X	X
Lognormal-Verteilung	2	X	X
Verschobene Lognormal-Verteilung	3		X
Exponential-Verteilung	1	X	X
2-Parameter Weibull-Verteilung	2	X	X
3-Parameter Weibull-Verteilung	3		X
Chi-Quadrat-Verteilung	1		X

Verteilung	Parameter	PROST 3	PROST 4
Gumbel-Verteilung	2		X
Pareto-Verteilung	2		X
Gamma-Verteilung	2		X
Student t-Verteilung	3		X
Gleichverteilung	2		X
Dreiecksverteilung	3		X
User-Eingabe Histogramm	2n	X	X
User-Eingabe Kumulierte Wahrscheinlichkeit	2n		X

In probabilistischen Struktursimulationen von kerntechnischen Komponenten treten mitunter, u. a. in Zwischenergebnissen, sehr kleine Wahrscheinlichkeiten für Parameter auf. Dies stellt Probleme dar, wenn die kumulierte Wahrscheinlichkeit so dicht an eins ist, dass sie sich mit doppelter Genauigkeit nicht mehr trennen lässt. Die Implementierungen mussten daher weiter verbessert werden, um nicht in Zwischenschritten durch Rundungsfehler die Berechnungsalgorithmen zu stören (vgl. Abschnitt 4.10). Gelöst wurde das Problem durch die Verwendung von u -Variablen, d. h. die Benutzung von standardnormalverteilten Variablen.

4.10 Probabilistische Verfahren und Sampling

Zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit bzw. der Wahrscheinlichkeit eines Übergangs zwischen verschiedenen Integritätsniveaus (vgl. Abschnitt 4.5.1) ist es notwendig, wiederholte Simulationsläufe durchzuführen, bei denen die verteilten Parameter jeweils andere Werte annehmen. Mit dieser Vorgehensweise wird der Parameterraum abgetastet und die Übergangswahrscheinlichkeitsdichte integriert. Eine solche Berechnung ist effizient, wenn die Anzahl der Auswertungen möglichst gering ist. Verschiedene Techniken, Sampling genannt, existieren zu dieser Standardaufgabe der Strukturzuverlässigkeit. Einige sind deterministisch, andere aleatorisch; einige sichern die Konvergenz gegen das richtige Ergebnis, während andere eine gute Schätzung abgeben. Wichtig bei der Unterscheidung ist auch die Formulierung im Parameterraum: Während manche im direkten Parameterraum (x -Raum) formuliert sind, nutzen manche den u -Raum, indem die Verteilungsfunktionen auf Standardnormalverteilungsfunktionen (Φ) transformiert sind. Andere schließlich sind im Raum der kumulierten Wahrscheinlichkeit definiert, hier mit p -Raum bezeichnet. Eine Zufallsvariable x_i mit

(kumulativer) Verteilungsfunktion F_i kann über folgende Transformationen nach u_i bzw. p_i transformiert werden.

$$p_i = F_i(x_i) \quad , \quad u_i = \Phi^{-1}(p_i) \quad (4.3)$$

Es ist nützlich, den Punkt im Parameterraum mit Strukturversagen bei der höchsten Wahrscheinlichkeit Design-Punkt zu nennen. Das Maß des Design-Punkt-Vektors im u -Raum wird als Zuverlässigkeitsindex bezeichnet (β). Die Bedeutung dieser Größen wird u. a. in Abschnitt 4.12 in Zusammenhang mit Abb. 4.12 diskutiert. Die in PROST verfügbaren Sampling-Methoden sind in Tab. 4.5 aufgeführt.

Tab. 4.5 Verfügbare deterministische und aleatorische Samplingverfahren

Samplingverfahren	Bemerkung	determ./al.	Konvergenz	Raum	PROST 3	PROST 4
Monte-Carlo-Simulation		a	✓	x	✓	✓
Quasi Monte Carlo	effizienter	d	✓	x		✓
Äquidistante Schichtung		d	✓	x	✓	✓
Latin Hypercube Sampling		d	✓	p		✓
First Order Reliability Method	Näherung	a	x	u		✓
Spherical Sampling		a	✓	u		✓
FORM-based Importance Sampling	mitunter instabil	a	x	u		✓
Directional Sampling		a	✓	u		✓
Adaptive Directional Stratification		a	✓	u		✓
Vegas	Neuentwicklung	a	✓	p		✓

Welches Verfahren empfehlenswert ist, hängt im Wesentlichen von zwei Kenngrößen des analysierten Falls ab: Von der Dimension des Parameterraums (also der Anzahl verteilter Parameter) und von der Übergangswahrscheinlichkeit (bzw. Versagenswahrscheinlichkeit). Anhand einer Vielzahl von Analysen (in Abschnitt 5.18 ist eine systematische Untersuchung vorgestellt) wurde abgeleitet, welche der verfügbaren Methoden in welchem Fall besonders effizient sind, d. h. mit welcher Methode eine hohe Genauigkeit bei möglichst wenig Rechenaufwand erreicht werden kann. Eine Übersicht ist in Abb. 4.9 gegeben.

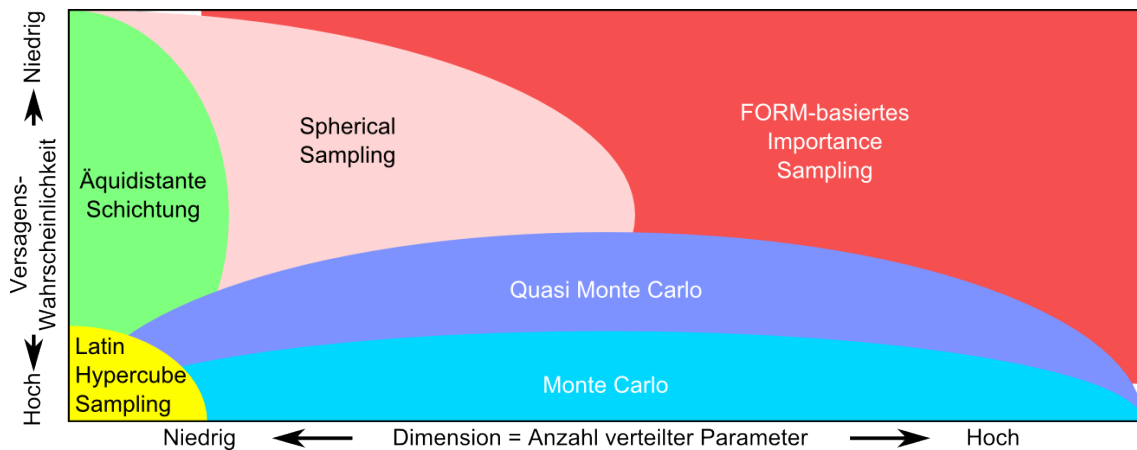


Abb. 4.9 Empfehlungen für effiziente Sampling-Verfahren abhängig von Versagenswahrscheinlichkeit und Dimension des Parameterraums

Aus der Darstellung wird deutlich, dass die Erweiterung des Methodenumfangs notwendig war, insbesondere um auch Fälle mit vielen verteilten Parametern und niedriger Versagenswahrscheinlichkeit überhaupt analysieren zu können: Die gemäß Tab. 4.5 in PROST 3 verfügbaren Verfahren sind nur geeignet für wenige Parameter oder eine hohe Versagenswahrscheinlichkeit. Eine niedrige Versagenswahrscheinlichkeit ist aber gerade typisch für die hohe Zuverlässigkeit kerntechnischer Komponenten, und eine Beschränkung der Möglichkeiten bei der Berücksichtigung von Unsicherheiten ist denkbar unerwünscht.

4.11 Sensitivitätsanalysen

Als ergänzende Funktionalität bietet PROST 4 drei verschiedene Möglichkeiten, Sensitivitätsanalysen bei strukturmechanischen Analysefällen durchzuführen:

- Die erste Möglichkeit bietet die Berechnung des sogenannten Design-Points (auch Most-Probable Point), welcher den Parametersatz kennzeichnet, bei dem ein Versagen zu erwarten ist und der die höchste Eintrittswahrscheinlichkeit hat. Er kann somit interpretiert werden als die Parameterkombination, bei der ein Komponentenausfall am wahrscheinlichsten eintreten würde. Die Untersuchung des Design-Points innerhalb einer probabilistischen Analyse ist aus Plausibilitätsgründen ohnehin angeraten /HSE 01/.
- Die zweite Option ist die Berechnung des Verstärkungsverhältnisses. Diese Größe /ROO 05/ ist für jeden verteilten Parameter eines Analysebeispiels definiert und

entspricht in etwa der Zunahme der Versagenswahrscheinlichkeit, wenn ein Parameter variiert wird. Somit kann der unterschiedliche Einfluss der verschiedenen unsicherheitsbehafteten Größen eingeschätzt werden.

- Die dritte Möglichkeit ist eine lokale Sensitivitätsstudie durch Variation einzelner Parameter im Rahmen von deterministischen Rechnungen. Mit dieser Technik können die Ergebnisse von Einzelsimulationen bei Variation unsicherer Parameter abgeschätzt werden, wie z. B. Rissgrößen am Ende eines angenommenen Betriebszeitraums.

4.12 Grafische Oberfläche

Zur Verbesserung der Bedienbarkeit wurde auch die grafische Benutzeroberfläche von PROST überarbeitet. Eine genaue Beschreibung der Oberfläche ist im Benutzerhandbuch der Codedokumentation gegeben /HEC 16a, Vol. 1/. Es gibt besondere Schaltflächen für Parameter, die die Anpassung des Parametertyps und die Einstellung des Wertes erlauben. Zwei Beispiele für diese Schaltflächen sind in Abb. 4.10 gezeigt.



Abb. 4.10 Zwei Beispiele für Parameter-Schaltflächen: Links konstanter Parameter, rechts statistisch verteilter Parameter

Um die Benutzung intuitiver zu gestalten, wurden Schaltflächen (wie bei den Parametern) mit Symbolen versehen. Je nach Auswahl der Optionen werden Schaltflächen dynamisch ein- und ausgeblendet. Bei der Wahl von verschiedenen Formeln oder Modellen werden die zugehörigen Formeln angezeigt.

Besonders komplexe Einstellmöglichkeiten gibt es für den Bereich der Rissphasensimulation (wo für verschiedene Rissgeometrien analytische Verfahren und Versagenskriterien eingestellt werden müssen) und für den Bereich der Last-Zeit-Funktion (wo Lastsituationen und Belastungsabläufe sehr detailliert angepasst werden können). Um auch in diesen Bereichen eine angemessen einfache Bedienung zu ermöglichen, wurde der Rissphasen-Monitor erstellt (Abb. 4.11). Dieser erlaubt es, den Rissphasen und den Übergängen die zugehörigen Verfahren zuzuordnen. Für die Last-Zeit-Funktion wurde ein Assistenz-System integriert, das den Benutzer auf Wunsch

schrittweise eine einfache Last-Zeit-Funktion aufbauen lässt. Bei den statischen Lastsituationen sind mehrere typische Lasten vordefiniert, lediglich für kompliziertere Spannungsverteilungen muss der Experten-Modus aktiviert werden.

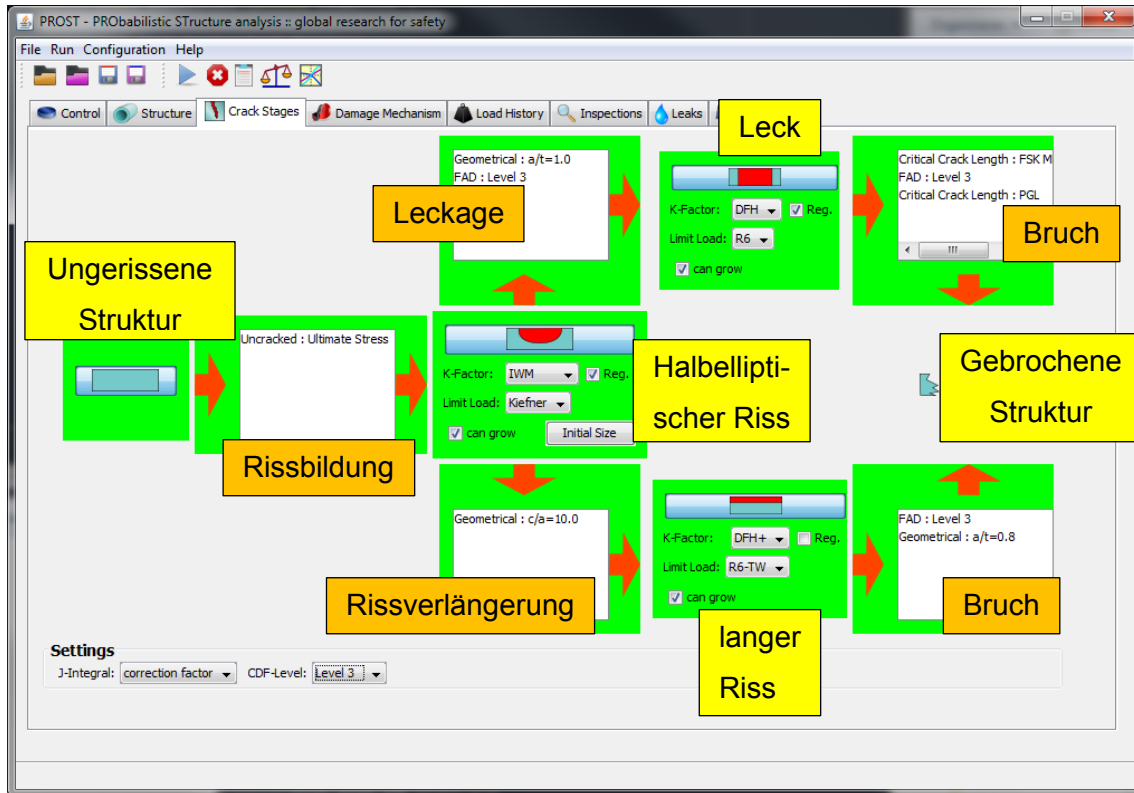


Abb. 4.11 Reiter des Rissphasen-Monitors im Hauptfenster von PROST, mit Erklärung der verschiedenen Schaltflächen (gelb: Status, orange: Übergang)

Letzter hier anzusprechender wesentlicher Punkt bei der Verbesserung der Oberfläche ist die graphische Darstellung von Ergebnissen. Diese wird in zwei verschiedenen Grafik-Fenstern für die Ergebnisse von probabilistischen Rechnungen angeboten – in Abb. 4.12 ist ein Beispiel für die Darstellung der Parameter-Rohdaten gezeigt. Hier wurde eine Simulation mit den Übergängen Rissbildung und Leckage durchgeführt, die in der Rechnung gefundenen Parameter mit Leckage-Übergängen sind in den Parameter-Karten (links: x -Raum, rechts: u -Raum) dargestellt. Ferner sind noch die β -Kreise um den Median (im u -Raum Kreise, im x -Raum durch Transformation verzerrt) sowie die Projektion des Design Points auf die dargestellte Ebene gezeigt. Außer dieser Möglichkeit der grafischen Auswertung von Ergebnissen erlaubt PROST noch die Anzeige der Histogramme der Versagenswahrscheinlichkeit.

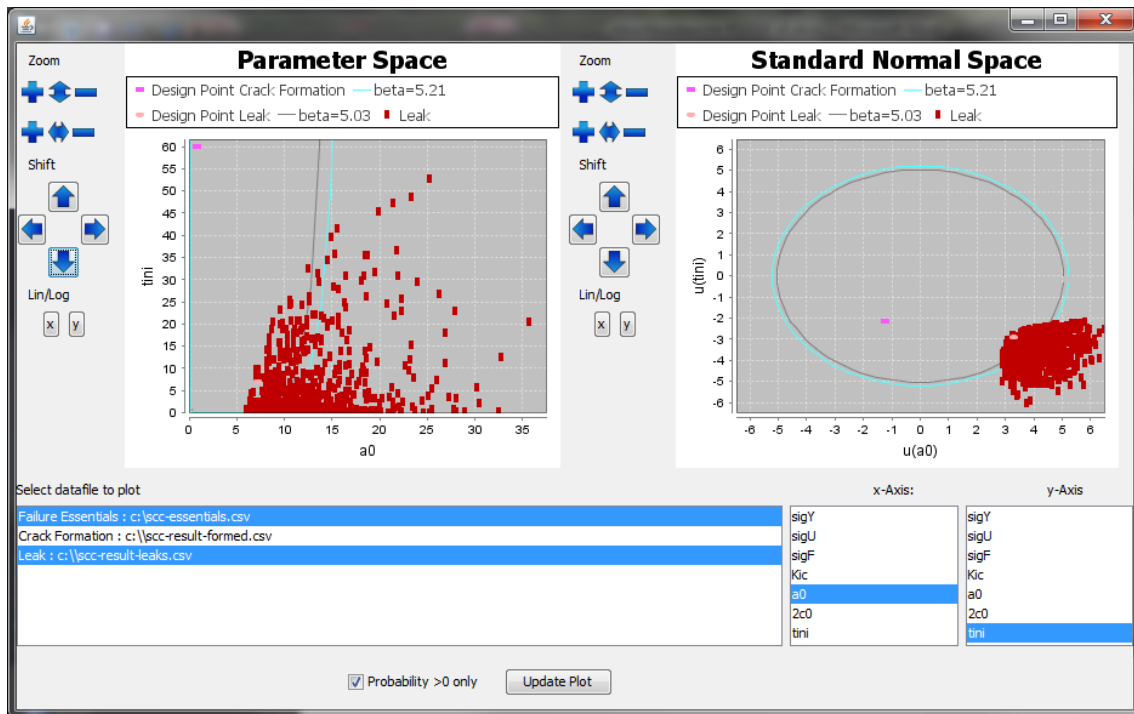


Abb. 4.12 Grafische Auswertung der Analyseergebnisse: Parameterkombinationen, die zu einem Leck führen, sind als rote Punkte dargestellt

4.13 Entwicklungsmanagement und Dokumentation

Richtungsweisende Entscheidungen bezüglich der PROST-Weiterentwicklung und umfangreiche Entwicklungsschritte zu Beginn des Vorhabens RS1516 griffen tief in die Codestruktur ein. Der erste zentrale Punkt war die Lastdefinition mit all den möglichen Abhängigkeiten und Definitionen, die grundlegend umstrukturiert wurde. Der zweite wesentliche Punkt war die Umstellung aller Parameter auf einheitliche Typen, die wahlweise konstant, temperaturabhängig oder statistisch verteilt (bzw. sowohl temperaturabhängig als auch statistisch verteilt) waren.

Für die Entwicklungsbegleitung wird das Management-Tool TeamForge benutzt. Davon haben sich besonders die Versionsverwaltung und die Bereithaltung von Release-Versionen während der PROST-Entwicklung bewährt. Funktionalitäten wie Bug-Reports und Feature-Requests wurden erprobt, scheinen sich jedoch erst für größere Nutzer- oder Entwicklerkreise zu lohnen. Die im Rahmen des Vorhabens RS1516 erzielten Entwicklungsschritte des PROST-Codes in den verschiedenen Zwischenversionen sind in Tab. 4.6 dargestellt.

Tab. 4.6 Übersicht über wesentliche Entwicklungsschritte von PROST

Version	Release	Neue Features
-	(01/2014)	Last-Zeit-Funktion und Temperaturverlauf
-	(02/2014)	Versagenskriterium SINTAP Level 3
-	(04/2014)	Umstellung der GUI, Ermüdungsnachweis
4.0	07/2014	Erste Version der Dokumentation (GRS-P-7), erste Validierung
4.0	09/2014	bugfix-Version von 4.0
4.1	01/2015	Rissphasen-Monitor, Druckprobe, WinLeck-Kopplung
4.2	02/2015	Verbesserungen und Korrekturen
4.3	05/2015	erste Sampling-Techniken, Linearkombinationen von Lasten
4.4	06/2015	Verbesserung Sampling-Techniken
4.5	08/2015	Sensitivitätsanalysen
4.6	05/2016	Oberfläche, Grafische Darstellung von Ergebnissen

Die Dokumentation des Codes umfasst die vier Bände User's Manual, Theory Manual, Validation Report und Programmer's Manual. Sie sind in der Reihe GRS-P-7 zusammengefasst /HEC 16a/. Während die ersten drei Bände den Benutzer unterstützen, richtet sich der letzte an die Entwickler und legt strategische Entscheidungen fest. Die Codedokumentation selbst ist im Java-spezifischen Javadoc gehalten. Die Entwicklung wird ferner vom QS-Plan des Codes bestimmt, in dem bestimmte Vorgehensweisen hinsichtlich des Qualitätsmanagements definiert werden.

Nach den Erfahrungen mit ersten Benutzern wurden neben der Dokumentation auch Tutorials in Form von Präsentationen erstellt, die Schritt für Schritt erklären, wie man in der grafischen Oberfläche eine exemplarische Rechnung aufsetzt und durchführt. Diese Form der Benutzerunterstützung hat sich als hilfreiche Beigabe erwiesen. Im Hinblick auf die Codepflege und Weiterentwicklung stellen Tutorials jedoch eine Hürde dar, da eine solche Erklärung stark auf eine Version bezogen ist und sich nur mit sorgfältigen manuellen Überarbeitungen bei späteren Versionen weiter verwenden lässt.

5 Anwendungsbeispiele

Im folgenden Kapitel sollen ausgewählte Anwendungsbeispiele von PROST vorgestellt werden. In späteren Kapiteln finden sich die im Rahmen des Vorhabens erzielten Ergebnisse zu BENCH-KJ (Kapitel 6), der ETSO-Codevergleich (Kapitel 7) und die Dokumentation von Rechnungen zu den Leckratenversuchen an der Universität Stuttgart (Kapitel 8).

5.1 Temperaturabhängigkeit Behälterberstversuch

Das Behälterexperiment BVZ 070 an der MPA Stuttgart wurde in /HIP 85/ dokumentiert und bereits in vorangegangenen Studien analysiert /AZO 87/ /HEC 13/. In einen Behälter aus dem Werkstoff 20 MnMoNi 55 mit einem Außendurchmesser von 796,9 mm und einer Wandstärke von 47,5 mm ist eine Kerbe einer Tiefe von 38,2 mm und einer Länge von 700 mm eingebracht. Behälter- und Kerbgeometrie sind in Abb. 5.1 dargestellt (Abbildung aus /HIP 85/). Der Behälter wurde bei einer Temperatur von 265 °C mit einem ansteigenden Innenendruck beaufschlagt, ein Versagen trat im Versuch bei ca. 224 bar auf.

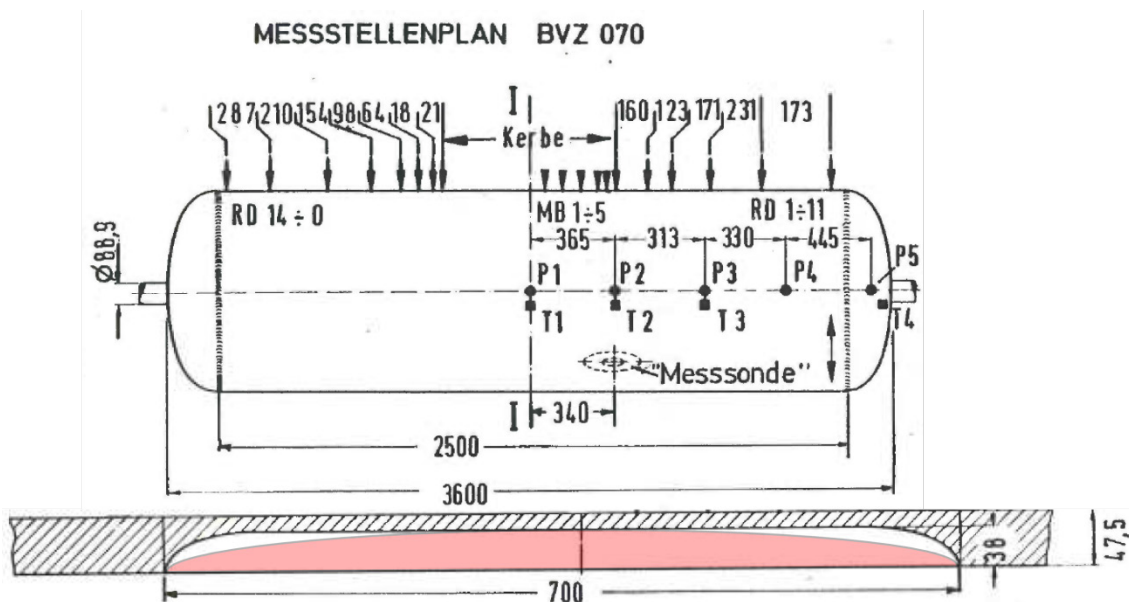


Abb. 5.1 Behälter- und Kerbabmessungen des Versuchs BVZ 070 nach /HIP 85/, in rot ist die approximierte Kerbgeometrie eingezeichnet

Im Gegensatz zu vorangegangenen Analysen soll hier der Temperatureinfluss näher beleuchtet werden. Versuchsplanung wie auch Analysen sahen eine Versuchstempe-

ratur von 300 °C vor, die jedoch aufgrund von technischen Schwierigkeiten und Ausfällen in der Durchführung nicht erreicht werden konnten. Die Kerbe wird als semi-elliptische Form idealisiert (in Abb. 5.1 eingezeichnet) und das elastisch-plastische J-Integral mit der CDF-Methode und der SINTAP-Level 3 Kurve (vgl. Abschnitt 4.5.2) unter Verwendung der Spannungs-Dehnungs-Kurven (Ramberg-Osgood-Parametrisierung mit Koeffizienten α und n , siehe auch /HEC 16a/) berechnet.

Tab. 5.1 Werkstoffeigenschaften von 20 MnMoNi 55 nach /HIP 85/ /AZO 87/

Temperatur [°C]	E-Modul [GPa]	Poisson- Zahl	Streck- grenze [MPa]	Zugfestig- keit [MPa]	Initiierung [N/mm]	α	n
20	187,7	0,3	513,0	636,5	304	1,4	7
300		0,3	427,5	605,5			

Die verwendeten Werkstoffeigenschaften sind in Tab. 5.1 dargestellt, die Eigenschaften für 265 °C werden durch lineare Interpolation innerhalb von PROST berechnet. Eine Analyse des Rissfortschritts zeigt, dass nach Initiierung das Risswachstum instabil ist. Somit genügt es, den Initiierungsdruck zu berechnen, der gleichzeitig der Versagensdruck ist. Die Ergebnisse für die beiden Temperaturen sind in Tab. 5.2 aufgeführt.

Tab. 5.2 Berechneter Berstdruck des Behälters BVZ 070 bei verschiedenen Temperaturen

	Temperatur	Berstdruck	
		berechnet	Versuch
Reale Versuchsbedingungen	265 °C	200,4 bar	224 bar
Geplante Versuchsbedingungen	300 °C	197,0 bar	

Die Berücksichtigung der geringeren Temperatur führt also zu einem (geringfügig) höheren Berstdruck, der näher am realen Versuchsbefund liegt. Mit PROST lässt sich somit der Temperatureinfluss bei Berstversuchen berücksichtigen. Es sei angemerkt, dass die Modellierung hier nicht völlig zufriedenstellend ist, da die Temperaturabhängigkeit von Rissinitiierungswert und Risswiderstandskurve vernachlässigt wurde.

5.2 Kühlung eines Behälters im FAD-Diagramm

Bedeutende Anwendungsfälle für die Berücksichtigung von temperaturabhängigem Materialverhalten in der Simulation von kerntechnischen Komponenten treten in Zusammenhang mit Kühltransienten auf. Die Temperaturabhängigkeit der Bruchzähigkeit spielt in solchen Betrachtungen eine Rolle. Diese Effekte sind zum Beispiel wichtig bei der Gestaltung von Abfahrtransienten, aber auch bei der Analyse von Notkühltransienten. Im Folgenden wird der bewusst einfach und abstrakt gehaltene Fall eines Behälters gewählt, der unter konstanter Last quasistatisch abgekühlt wird, was sich damit von den beiden angesprochenen Fällen abhebt.

Tab. 5.3 Werkstoffeigenschaften für 22 NiMoCr 37 nach /SIE 99/

Temperatur [°C]	20	100	200	300
E-Modul [GPa]	206	199	190	181
Streckgrenze [MPa]	450	431	412	392

Im folgenden Beispiel wird ein 360°-Umfangsriss im zylindrischen Abschnitt eines Behälters aus 22 NiMoCr 37 (Werkstoffeigenschaften siehe Tab. 5.3) mit Innenradius 2,5 m und Wanddicke 0,25 m berechnet. Für den Temperaturverlauf der Bruchzähigkeit wird die ASME-Parametrisierung /ASM 13/

$$K_{Ic}(T) = \min \left\{ 36,5 + 3,1 \exp \frac{T - RT_{NDT} + 55,5 \text{ °C}}{27,78 \text{ °C}}, 195 \right\} \text{MPa m}^{\frac{1}{2}} \quad (5.1)$$

verwendet, mit dem Parameter $RT_{NDT} = 100 \text{ °C}$. Die Tiefe des angenommenen Risses auf der Innenseite wird variiert, bis hin zu sehr tiefen Rissen. Bei fiktiv angenommener konstanter rissbelastender Nennspannung von 100 MPa in axialer Richtung wird der Behälter gleichförmig von 300 °C auf 0 °C abgekühlt. Der Weg jedes der drei exemplarisch postulierten Risse im Fehlerbewertungsdiagramm bei der angenommenen Temperaturvariation ist in Abb. 5.2 dargestellt.

Nicht nur der Punkt (L_r, K_r) hängt von der Temperatur T ab, sondern auch die Grenzlinie $f(L_r)$ selbst. Die Änderung des K_r -Parameters ist deutlich ausgeprägter, was der stärkeren Temperaturabhängigkeit der Bruchzähigkeit gegenüber den anderen Materialparametern geschuldet ist. Die beiden tiefen Risse führen zu einem Versagen des Behälters, wenn 126 °C bzw. 84 °C erreicht wird (relative Risstiefe $a/t = 0.5$ bzw.

$a/t = 0.2$). Der flachste betrachtete Riss ($a/t = 0.1$) führt selbst bei 0 °C nicht zu einem Bruch.

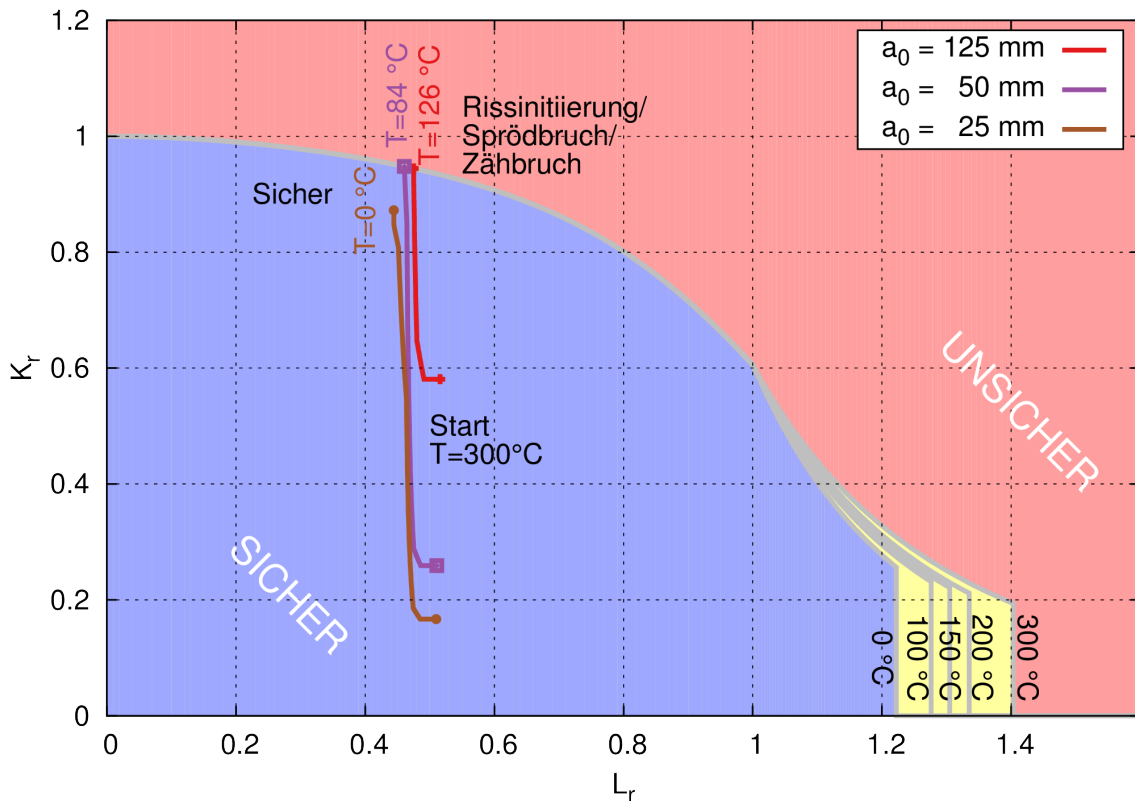


Abb. 5.2 FAD-Pfad exemplarischer Risse bei Kühlung des Behälters

5.3 Thermomechanische Ermüdung durch An- und Abfahrtransienten

In diesem Beispiel werden Auslegungstransienten verschiedener Kühlkreislauftypen nach /IAE 03/ auf ihre Ermüdungsschäden untersucht. Dazu wird die Temperaturdifferenz ΔT gemäß KTA 3201.2 /KTA 13/ in eine Sekundärspannungsamplitude $\Delta S^{\text{sekundär}}$ umgerechnet, die mit den KTA-Wöhlerlinien verglichen wird. Da die einfache und konservative Umrechnungsformel /KTA 13, Abschnitt 7.8.2c/ angewendet wird,

$$\Delta S^{\text{sekundär}} = 2 E \alpha_{th} \Delta T \quad (5.2)$$

ist diese Rechnung geometrieunabhängig und sogar nur schwach werkstoffabhängig. Hier wird vereinfachend ein Werkstoff mit einem Elastizitätsmodul $E = 180 \text{ GPa}$ und ein Wärmeausdehnungskoeffizient von $\alpha_{th} = 2 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ verwendet. Die betrachteten Transienten für An- und Abfahrvorgänge sind in Tab. 5.4 aufgelistet. Es ist zu beach-

ten, dass die angegebenen Temperaturen eher Eckwerte sind (Minimal- oder Maximalwerte).

Tab. 5.4 Eckwerte von An- und Abfahrzyklen verschiedener Kühlkreisläufe nach /IAE 03/

Hersteller	Zyklen	T_{kalt} [°C]	$T_{\text{heiß}}$ [°C]	ΔT [°C]	s [MPa]
Babcock & Wilcox	240	21	292	271	487,8
Combustion Engineering	500	93	285	192	345,6
Westinghouse	250	93	287	194	349,6

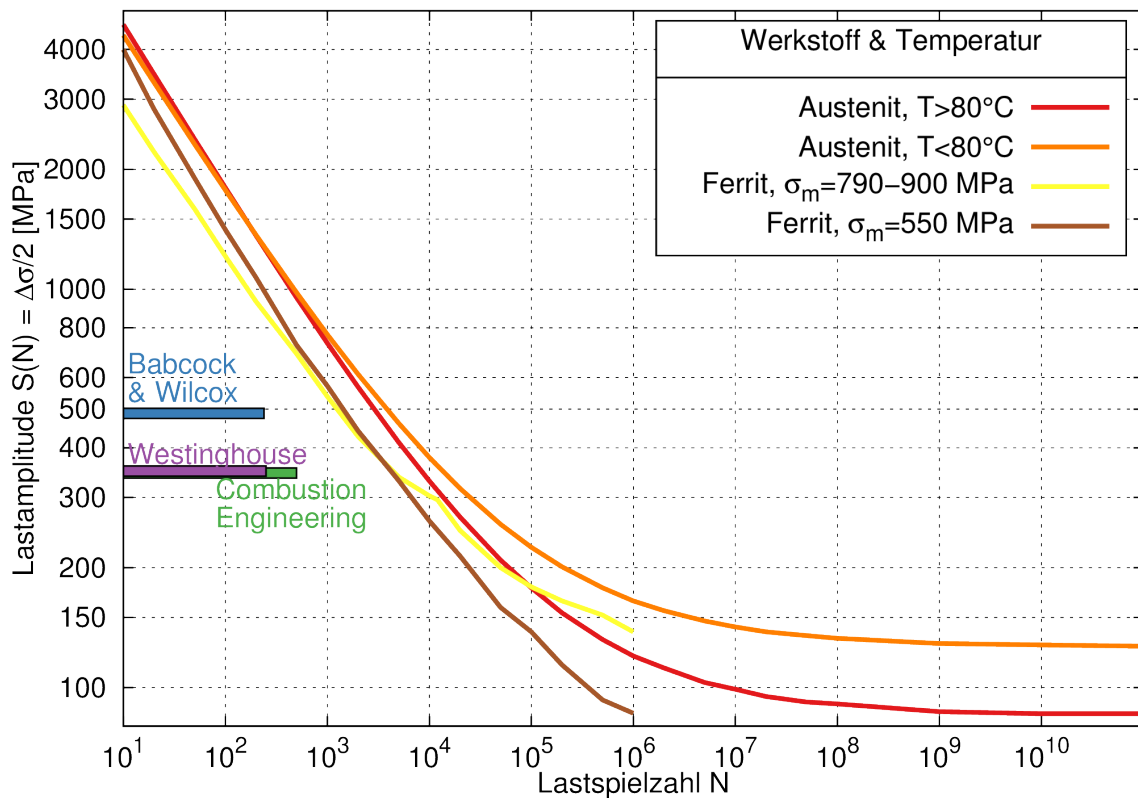


Abb. 5.3 Ermüdungsausnutzung von Auslegungstransienten verschiedener Kühlkreisläufe im Vergleich zu KTA-Wöhlerlinien

Diese Lasten sind mitsamt vier Wöhlerkurven nach KTA 3201.2 /KTA 13/ in Abb. 5.3 dargestellt. Wie daraus ersichtlich ist, sind die Ermüdungsausnutzungen aller drei Transientenannahmen unterhalb der Ermüdungsfestigkeit bzw. links aller Kurven. Sie liefern allerdings alle einen wohldefinierten Beitrag zum Erschöpfungsgrad. Mit PROST kann nun der Erschöpfungsgrad jedes Transientenkollektivs mit jeder Wöhlerlinie be-

rechnet werden. Die Ergebnisse dieser Rechnungen sind in Tab. 5.5 zusammengefasst.

Tab. 5.5 Ermüdungsauslastung verschiedener Werkstoffe durch auslegungsgemäße An- und Abfahrvorgänge

Hersteller	Austenit >80 °C	Ferrit 790 MPa	Ferrit 550 MPa
Babcock & Wilcox	7,7 %	17,9 %	15,7 %
Combustion Engineering	5,8 %	11,4 %	11,5 %
Westinghouse	3,0 %	5,7 %	6,0 %

Die Erschöpfungsgrade variieren zwischen 3 % und 17,9 %, die relative Auslastung ist kleiner für austenitische als für ferritische Werkstoffe. Die eingangs erwähnte ungleiche Behandlung der Kreislaufumtemperatur im abgefahrenen Zustand schlägt sich im Ergebnis nieder, die Annahme eines kühleren Systemzustands nach Abschaltung führt zu signifikant höheren Ermüdungsschäden.

5.4 Rissbehafteter Speisewasserstutzen

In /WAN 10/ wurde eine probabilistische Studie eines rissbehafteten Speisewasserstutzens in einer frühen PROST-Version durchgeführt. Diese Untersuchung wurde unter Verwendung der neu dazugekommenen Leistungen zur Sensitivitätsanalyse teilweise wiederholt. Für die genaueren Hintergründe der Untersuchung sei auf die Originalarbeit verwiesen.

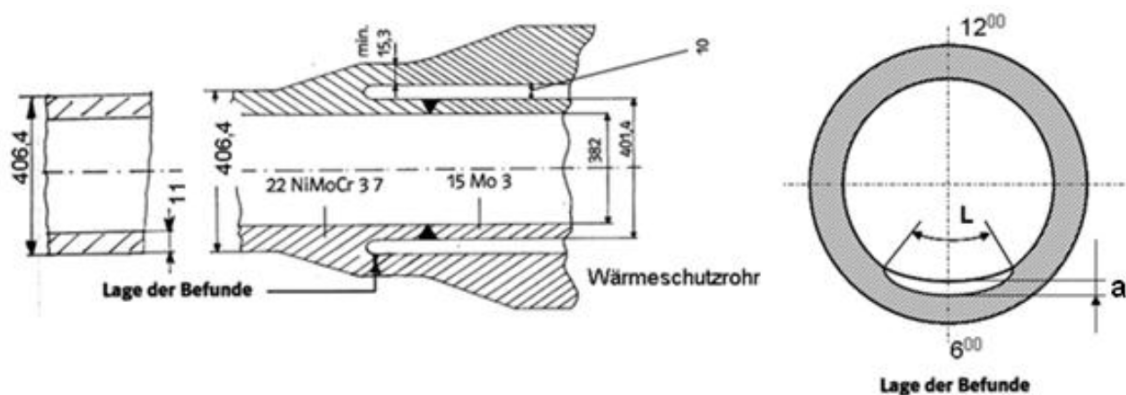


Abb. 5.4 Rissposition im Speisewasserstutzen eines Dampferzeugers nach /WAN 10/

Die Rissposition im Speisewasserstutzen ist in Abb. 5.4 dargestellt. Es wird eine halb-elliptische Form des Risses angenommen. Die berechneten Werte der Rissbeanspruchung in Form des J-Integrals sind für verschiedene relative Risstiefen a/t und Längen/Tiefen-Verhältnisse c/a in Tab. 5.6 aufgeführt.

Tab. 5.6 J-Integral-Werte für Risse im Speisewasserstutzen an Tiefpunkt (TP) und Oberfläche (OB) nach /WAN 10, Bild 5-32 und 5-33/

c/a	a/t	J_{TP} [N/mm]	J_{OB} [N/mm]
3	0,33	0,284	1,011
3	0,59	0,321	1,697
3	0,85	0,470	1,946
6	0,33	0,657	1,329
6	0,59	1,127	1,757
6	0,85	1,716	2,614
9	0,33	1,142	1,200
9	0,59	1,739	2,014
9	0,85	2,112	0,986

Es werden Anfangsrisse von 5 mm Tiefe angenommen, die durch Ermüdungsrisswachstum größer werden. Es werden während eines Betriebszeitraums von 50 Jahren insgesamt 8000 Zyklen angenommen. Das Risswachstum wird durch ein Paris-Gesetz (Exponent $m = 4$) beschrieben. Für verschiedene Größen des Analysefalls sind in /WAN 10/ Verteilungsfunktionen vorgeschlagen, jeweils mit zugehörigen Intervallen. Diese sind in Tab. 5.7 zusammengefasst.

Tab. 5.7 Verteilte Parameter in der Studie des rissbehafteten Speisewasserstutzens nach /WAN 10/

Parameter	Verteil.	Verteil.-Parameter	Min.	Max.
Wanddicke t	Normal	$\mu = 15,3, \sigma = 0,2$	14,7	15,9
Rissverhältnis c/a [-]	Exp.	$\mu = 6$	3	9
E-Modul E [GPa]	Normal	$\mu = 190, \sigma = 3$	175	205
Streckgrenze [MPa]	Normal	$\mu = 450, \sigma = 22,5$	382,5	517,5
Fließspannung [MPa]	Normal	$\mu = 525, \sigma = 26,25$	446,25	603,75
Zugfestigkeit [MPa]	Normal	$\mu = 600, \sigma = 30$	510	690
Bruchzähigkeit [MPa mm ^{1/2}]	Normal	$\mu = 6578, \sigma = 775$	4253	8902
Paris-Faktor C [...]	Log-N.	$\mu_{LN} = -34,1, \sigma_{LN} = 1$	7,88e-17	8,21e-14

Die Untersuchung wurde mit der weiterentwickelten PROST-Version neu aufgegriffen. So ermangelte es in der Original-Untersuchung effizienter statistischer Methoden, um insbesondere frühe Versagenswahrscheinlichkeiten zu analysieren. Zudem ist die Interpolationsweise des J-Integrals in der neueren Version verschieden: Statt des Rissgrößen-Variablenpaars $(a/t, c/a)$ wird das Paar $(a/t, c/t)$ verwendet. Die neuerliche Untersuchung ist somit geeignet, um die systematischen Effekte der Interpolation von FE-Daten zu untersuchen, insbesondere, da es nur neun Stützstellen gibt und die zu Leckagen führenden Parameter in Extrempositionen zu erwarten sind.

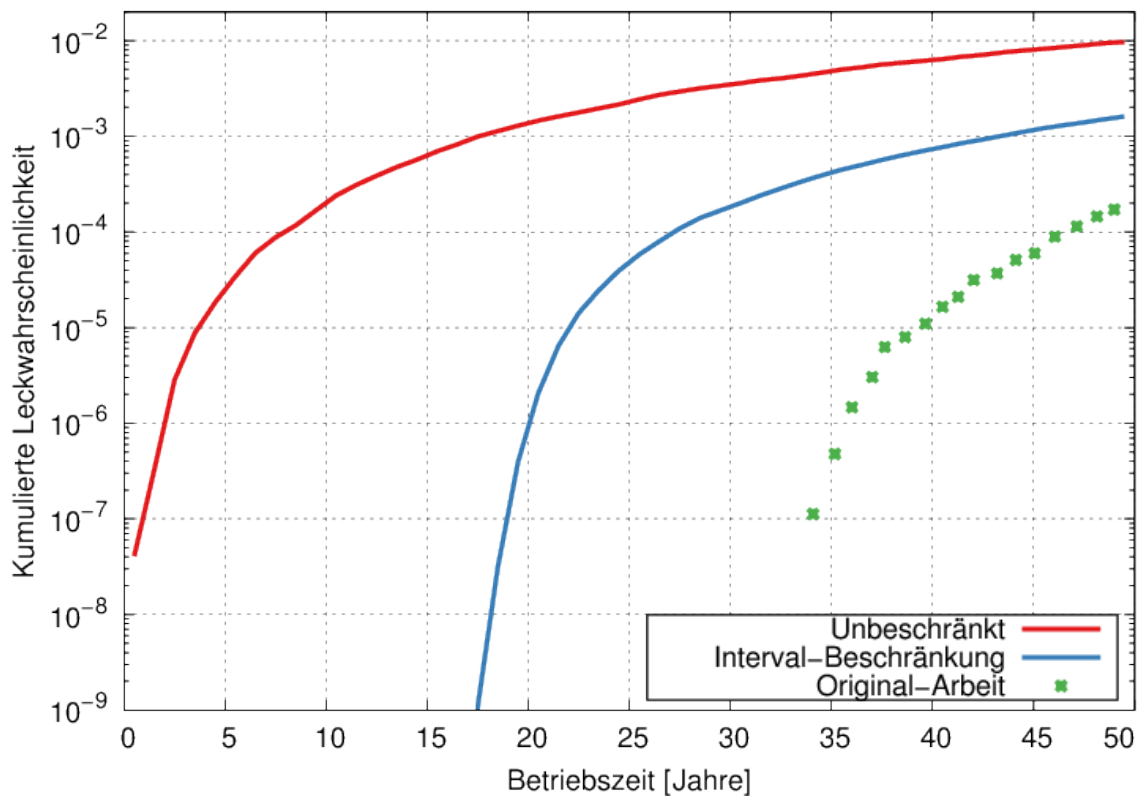


Abb. 5.5 Berechnete Leckwahrscheinlichkeit des rissbehafteten Speisewasserstutzens und Vergleich mit Daten aus /WAN 10/

Die Neuanalyse ist in Abb. 5.5 gezeigt, es wurde die Simulation mit und ohne Beschränkung auf die Parameterintervalle durchgeführt. Es wurde das Design-Punkt-basierte Importance-Sampling benutzt (ca. 25000 Auswertungen insgesamt), während in der vorangegangenen Arbeit eine Monte-Carlo-Simulation (50 Millionen Auswertungen) benutzt wurde. Der Einfluss der verschiedenen FE-Daten-Interpolationen äußert sich in einer Verschiebung der Kurve hin zu höheren Leckwahrscheinlichkeiten. Die verbesserte Sampling-Technik erlaubt es, viel frühere Leckereignisse zu finden: Während zuvor die frühesten Versagensfälle im 33. Betriebsjahr auftraten, können mit der

verbesserten Methodik schon im 16. Jahr Versagensfälle festgestellt werden. Die Erweiterung der Intervalle führt zu einem abermaligen Ansteigen der Leckwahrscheinlichkeit. Als Grund ist vor allem die Risslängenverteilung anzuführen. Das kann auch durch die Analyse der Design-Punkte und deren Zuverlässigkeitsindices β (vgl. Abschnitt 4.10) bestätigt werden (vgl. Tab. 5.8).

Tab. 5.8 Design-Punkte der Speisewasserstutzen-Analyse

	β -Index	Paris-Faktor C	c/a	andere	50a-Leck-Wsk
Unbeschränkt	2,2	$7,23 \cdot 10^{-15}$	16,7	Median	$9,69 \cdot 10^{-3}$
Beschränkt	2,9	$2,63 \cdot 10^{-14}$	7,4	Median	$1,61 \cdot 10^{-3}$

In der Tat ist bei einem unbeschränkten Parameterbereich das typische Szenario ein sehr langer Riss und eine moderate Rissgeschwindigkeit, während bei der Beschränkung eine vergleichsweise hohe Ermüdungswachstumsrate erforderlich ist bei mäßigem Risslängenverhältnis. Gleichzeitig belegen die Punkte, dass auch in diesem Beispiel die anderen Parameter keine wesentliche Rolle spielen. Dies rechtfertigt umgekehrt die vereinfachte Analyse in /WAN 10/, bei der mittels Schichtungsverfahren nur die Parameter C und c/a als verteilte Größen angenommen wurden.

5.5 Auslegungserdbeben

In diesem Beispiel wird die verfügbare Analyse eines Auslegungserdbebens auf eine ferritische Rohrleitung auf die Ermüdungsschädigung untersucht, basierend auf den in /SIE 14/ enthaltenen Angaben. Die untersuchte Rohrleitung hat eine Wandstärke von 25 mm und einen Außendurchmesser von 670 mm. Die Wechsellast soll hinsichtlich der enthaltenen Ermüdungslasten analysiert werden, d. h. das Lastkollektiv soll abgeleitet und mit Wöhlerkurven für ferritische Stähle analysiert werden. Die relevante mit FEM berechnete Vergleichsspannung am ausgewählten Punkt der Rohrleitung ist in normierter Form in Abb. 5.6 dargestellt, wie auch die Analyse.

Es wurde eine Analyse nach Umkehrpunkt-Zählung und eine nach Rainflow-Zählung durchgeführt. Im angeführten Fall unterscheiden sich die beiden Methoden nicht sonderlich, was dem Umstand geschuldet ist, dass die Last in den meisten Fällen alternierenden Typus ist und wenig Zwischenmaxima aufweist. Dennoch wird im Rainflow-Verfahren die Maximale Last häufiger identifiziert als im Umkehrpunkt-Verfahren, was

den Vorteil der genauen Analyse belegt. Der Vergleich mit den Auslegungswöhlerlinien nach KTA 3201.2 /KTA 13/ ergibt, dass sich alle Zyklen weit unterhalb der tabellierten Werte befinden, man sie also bei Annahme eines Dauerfestigkeitswerts (wie bei ferritischen Stählen durchaus üblich) so bewerten würde, dass sie keine Schädigung hervorrufen. Selbst bei postulierter Vorschädigung der Rohrleitung oder vorsichtigeren Schadensakkumulationshypothesen kann leicht eingesehen werden, dass die entstandene Ermüdungsschädigung äußerst gering ist. Diese Betrachtung gilt sogar für um den Faktor 10 größere Schwingbreiten, die im Rahmen entsprechend postulierter erhöhter Erdbebenbelastungen auftreten könnten, wobei in dieser Abschätzung der Einfluss möglicher Plastifizierung nicht berücksichtigt ist /SIE 14/.

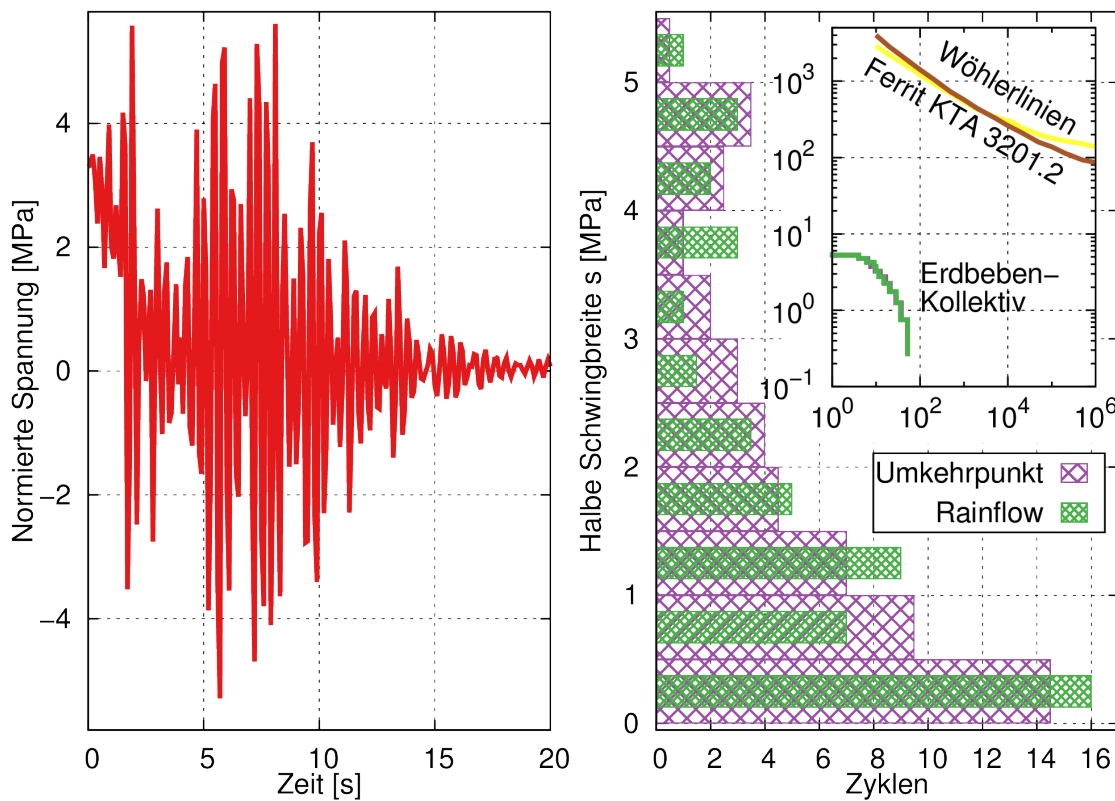


Abb. 5.6 Erdbebenlast (links) und zugehörige Lastspiele (rechts), sowohl als lineares Histogramm als auch als typische doppellogarithmische Darstellung

5.6 Generische Ermüdungsanalyse

Um eine Ermüdungsanalyse an einem klassischen Beispiel durchzuführen, wird ein Standardbeispiel aus /HAI 89, Abschnitt 3.2/ gewählt. Ein Treppenkollektiv wird mit einer Wöhlerlinie in Form eines Potenzgesetzes verglichen, die die Form

$$S(N) = \left(\frac{N}{10^6}\right)^4 100 \text{ MPa}, \quad (5.3)$$

mit einer Dauerfestigkeit von $S_D = 100 \text{ MPa}$ hat.. Das Treppenkollektiv ist in Tab. 5.9 dargestellt.

Tab. 5.9 Treppenkollektiv, Spannungsamplitude S in MPA (oben) und Schwingspielzahl (unten)

200	190	170	145	115	85	55	25
2	16	280	2720	$2 \cdot 10^4$	$9,2 \cdot 10^4$	$2,8 \cdot 10^5$	$6,05 \cdot 10^5$

Die Amplituden und die Wöhlerlinie mitsamt der eingezeichneten effektiven Dauerfestigkeit der verschiedenen Schädigungshypothesen sind in Abb. 5.7 gezeigt. Für die Schädigungsakkumulation nach Miner-Haibach sind drei Beispiele für Vorschädigungen D gezeigt.

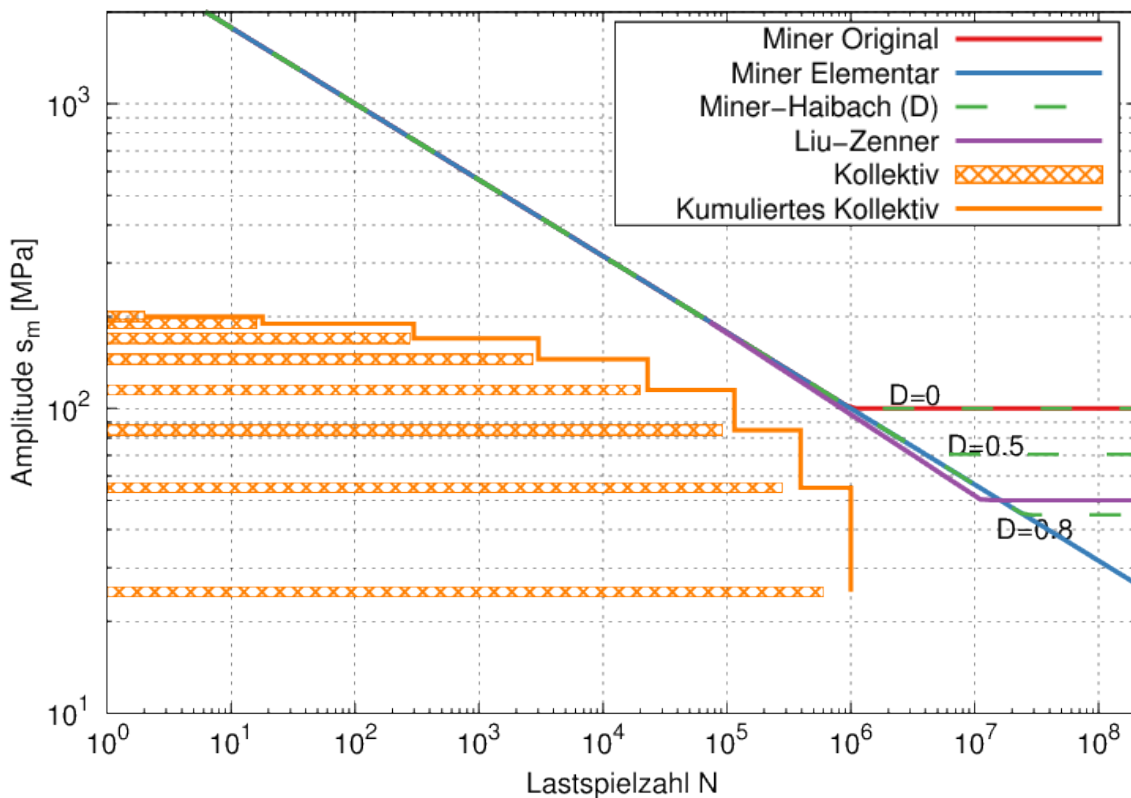


Abb. 5.7 Lastkollektiv und effektive Wöhlerlinien für verschiedene Schädigungshypothesen

Es ist deutlich erkennbar, dass Lastspiele niedriger Amplitude je nach Schadensakkumulationsansatz unterschiedlich bewertet werden. Während die drei unteren Laststufen nach Miner Original gar keine Schädigung hervorrufen, werden sie mit Miner Elementar voll berücksichtigt. Bei Miner-Haibach werden zunächst nur die oberen fünf Stufen beachtet, mit fortschreitender Schädigung dann auch die sechste, siebte, und so fort. Der Ansatz nach Liu-Zenner vernachlässigt den Einfluss der letzten Stufe.

Wird das Lastkollektiv nun wiederholt angewendet und der Ermüdungsschaden akkumuliert, so wächst der Schädigungsparameter D je nach Hypothese unterschiedlich mit der Zeit. Gemäß der in PROST implementierten Methodik werden die verschiedenen Stufen nacheinander berücksichtigt, und nach Durchlauf aller Stufen wird es erneut beaufschlagt, bis $D = 1$ erreicht ist. Die steigende Schädigung als Funktion der durchlaufenen Lastkollektive für die verschiedenen Akkumulationsansätze ist in Abb. 5.8 dargestellt.

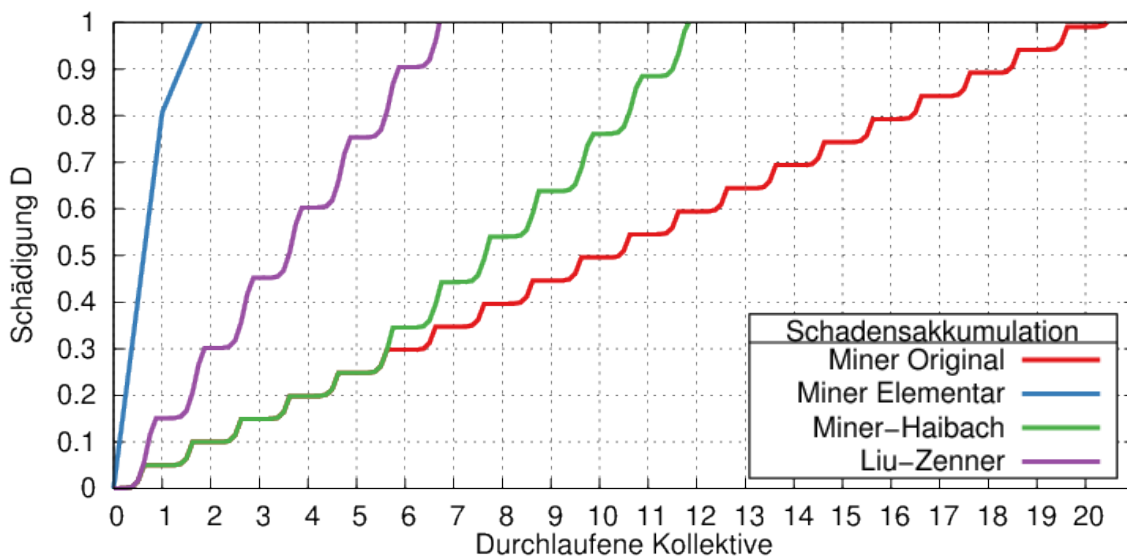


Abb. 5.8 Ansteigende Schädigung D für wiederholt durchlaufene Kollektive, berechnet mit verschiedenen Akkumulationshypothesen

Am schnellsten steigt die Schädigung nach Miner Elementar an, und führt schon im zweiten Kollektivdurchlauf zum Erreichen der Ermüdungsfestigkeitsgrenze. Die zweitmeiste Schädigung wird mit Liu-Zenner erzielt, es werden etwa sieben Kollektive ertragen. Nach Miner Original können etwa 21 Durchläufe ertragen werden. Der Verlauf der Miner-Haibach-Kurve ist anfangs identisch dazu, bis nach fünf durchlaufenen Kol-

lektiven die Vorschädigung so groß ist, dass eine weitere Laststufe zu Ermüdungsschäden führt. Ab diesem Punkt wächst D nach Miner-Haibach stärker, es können insgesamt etwa 12 Durchläufe ertragen werden.

5.7 Wirksamkeit der Druckprobe zur Verhinderung von Leckagen

Basierend auf den Ermüdungs-Testfällen des NURBIM-Benchmarks /SCH 04a/ wurde in einer Studie ein Testfall vorgeschlagen, um die Auswirkungen von hydrostatischen Druckproben zu untersuchen /ELM 13/. Dieser Testfall wurde aufgegriffen, um die Effekte von Druckproben genauer zu analysieren und die Fähigkeit von PROST zu demonstrieren, wiederkehrende Druckproben in Komponentensimulationen zu berücksichtigen.

Eine Rohrleitung mit einem Innenradius von $r_i = 368,3$ mm und einer Wandstärke von $t = 62,2$ mm enthält einen postulierten halb elliptischen Oberflächenriss, der sich auf der Innenseite der Wand befindet und in Umfangsrichtung erstreckt. Seine Tiefe und Länge sind statistisch verteilt: Für die Tiefe a wird eine log-normal Verteilung angesetzt mit Parametern $\mu_{LN} = 0,0953$ und $\sigma_{LN} = 0,64$ (entspricht einer mittleren Tiefe von 1,35 mm), für das Verhältnis halbe Länge zu Tiefe eine Exponentialverteilung mit $\mu = 3$ mm. Der Werkstoff der Rohrleitung ist durch die in Tab. 5.10 gegebenen Kennwerte charakterisiert.

Tab. 5.10 Werkstoffkennwerte des Druckproben-Analysebeispiels

Streckgrenze [MPa]	Zugfestigkeit [MPa]	E-Modul [GPa]	Querkontraktion [-]	Bruchzähigkeit [MPa mm ^{1/2}]
150	450	180	0,3	8402

Das Rohr ist zyklischen Belastungen ausgesetzt, die mit 500 Durchgängen pro Jahr über einen Zeitraum von 40 Jahren wirken. Das Maximum der Belastung ist durch eine Primärspannung von 87,6 MPa und eine Sekundärspannung von 26,4 MPa gegeben, während das Minimum eine reine Primärspannung von 45,6 MPa aufweist. Das zyklische Risswachstum unter diesen Ermüdungslasten wird durch ein Original-Paris-Gesetz modelliert.

$$\frac{da}{dN} = 7.147 \cdot 10^{-15} \text{ mm Zyklus}^{-1} \text{MPa}^{-3,93} \text{mm}^{-3,93/2} (\Delta K)^{3,93} \quad (5.4)$$

Der Vorfaktor beträgt $C = 7.147 \cdot 10^{-15} \text{ mm Zyklus}^{-1} \text{ MPa}^{-3,93} \text{ mm}^{-3,93/2}$, während der Exponent $m = 3,93$ beträgt. Druckproben bei 20 MPa werden zu Beginn eines jeden Betriebsjahres angenommen.

Zur Analyse wird das Bauteilverhalten im zweidimensionalen Parameterraum aus Riss-tiefe und Risslänge untersucht. Die berechnete Lebensdauer ohne Druckprobe und die Parameter, die zu einem Versagen während der Prüfung führen, werden in Abb. 5.9 dargestellt. Farblich kodiert ist für jeden berechneten Parametersatz die Dauer bis zur Leckage (nicht eingefärbt sind Parameter, für die während des angenommenen Betriebs keine Leckage auftritt) im Fall ohne Druckprobe. Darübergelegt werden die Parameter blau markiert, bei denen ein Versagen während einer Druckprobe vorhergesagt wird.

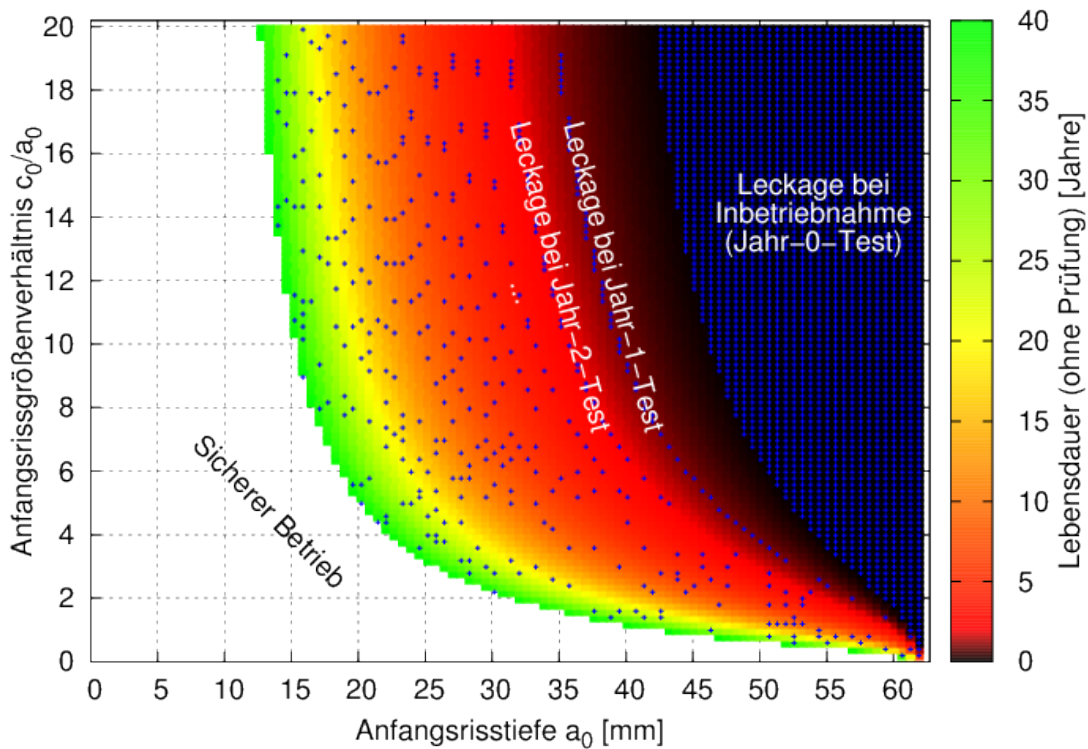


Abb. 5.9 Parameterstudie zur Druckprobe (200 bar) in einem Testfall ähnlich wie in /ELM 13/ beschrieben. Blau markierte Parameter führend zu einem Versagen während der Prüfung

Wie deutlich wird, ist die angenommene Druckprobe geeignet, viele Leckagen, die bei erster Inbetriebnahme auftreten würden, zu verhindern. Die späteren Druckproben sind (zumindest in den ersten Jahren) deutlich als Parameterbänder sichtbar: Hier versagt

bei der wiederkehrenden Prüfung das Bauteil, das die vorigen Prüfungen überstanden hat, aber nun aufgrund des betrieblichen Risswachstums unter der Zusatzlast der Druckprobe versagt. Ebenfalls sichtbar ist, dass es beim angesetzten Prüfdruck noch Parameterbereiche zwischen den Leckagen unter Prüfbedingungen gibt, die demnach während des Betriebs zwischen den Prüfterminen versagen.

Es sei erwähnt, dass auch die bruchmechanische Modellierung einen Einfluss hat: So gilt die verwendete analytische Methodik streng genommen nicht für sehr lange Risse mit $c/a > 10$. Eine vorsichtigeren Betrachtung für diese Randfälle wird beispielsweise im PROST Validierungsbericht /HEC 16a, Vol. 2/ gemacht.

5.8 Bruchmechanische Analyse nach KTA 3206

Die beiden bruchmechanischen Analysebeispiele in der Regel KTA 3206 /KTA 14/ sind klassische Beispiele für Leck-vor-Bruch-Nachweise. Die Bewertungen der austenitischen und ferritischen Rohrleitung gemäß den in der Regel vorgeschriebenen sieben Schritten können in PROST durchgeführt werden.

Der erste Schritt umfasst lediglich die geometrisch definierte Ausgangsrisstiefe. Im zweiten Schritt wird das zyklische Risswachstum infolge der betrieblichen Lasten untersucht. Im dritten und vierten Schritt wird die kritische Risstiefe und Risslänge untersucht. Für den fünften und sechsten Schritt wird ein Durchriss postuliert und die kritische Länge bestimmt, für die unter Störfalllast ein Versagen zu erwarten ist, sowie die Längen, die unter normalen Betriebsbedingungen zu detektierbaren Leckagen führen. Die beiden Rohrleitungen und die Zusammenfassung der relevanten Rechenergebnisse für Durchrisse sind in Abb. 5.10 gegeben.

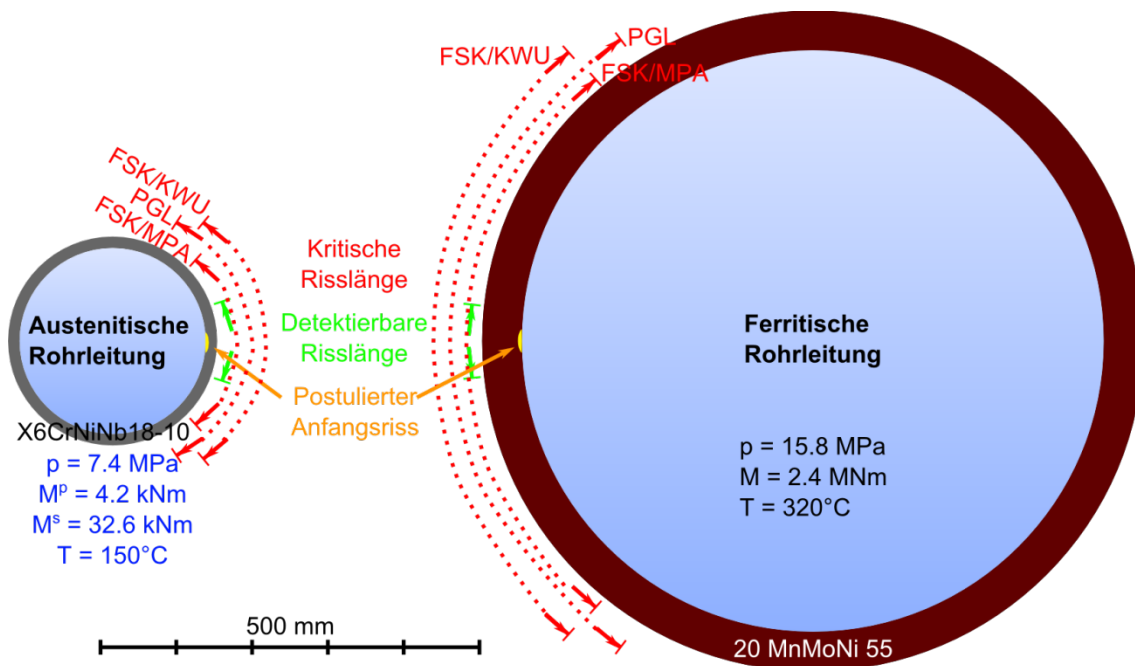


Abb. 5.10 Zusammenfassung der Leck-vor-Bruch-Analyseergebnisse aus den Beispielen in der Regel KTA 3206 /KTA 14/

In beiden Fällen ist der Nachweis erbracht, die detektierbare Risslänge ist jeweils kleiner als die kritische Durchrisslänge. Die verschiedenen Verfahren zur Berechnung der kritischen Risstiefe unterscheiden sich nur wenig.

5.9 Probabilistische Studie der bruchmechanischen Methoden zum Bruchausschluss

Die beiden Beispielfälle aus Abschnitt 5.8 dienen als Grundlage für probabilistische Untersuchungen, die in /HEC 15b/ veröffentlicht wurden. Im Folgenden sind die probabilistischen Aspekte dieser Arbeit zusammengefasst.

Tab. 5.11 Verteilte Parameter der probabilistischen Studie

Kategorie	Parameter	Austenit		Ferrit	
		Det.	Probab.	Det.	Probab.
Rohr	r_i [mm]	121,5	121,5	375	375
	t [mm]	15	$15 \pm 1,5$	52	$52 \pm 1,5$
Werkstoff	E [GPa]	186	190 ± 5	192	$187 \pm 2,6$
	σ_0 [MPa]	167	$187,5 \pm 8,5$	363	428 ± 10
	σ_M [MPa]	409	443 ± 3	513	605 ± 17

Kategorie	Parameter	Austenit		Ferrit	
		Det.	Probab.	Det.	Probab.
	σ_F [MPa]	288	216±6	438	516,5±13,5
	ν [MPa]	0,3	0,3	0,3	0,3
	K_{IJ} [MPamm ^{1/2}]	5450	5450±400	5900	4750±400
Riss	a_0 [mm]	4,5	logN(0,07565;0,67)	5,2	logN(0,0953;0,64)
	c_0/a_0	3	Exp(3)	3	Exp(3)
	Häufigkeit	1	0,00125	1	1,5
Ermüdung	Vorfaktor	1	logN(-0,693;0,421)	1	logN(-0,693;0,421)
Betrieb	Zeit [a]	40	40	40	40
	T [°C]	150	150	320	320
	N_{cycles} [-]	240	240	240	240
	p [MPa]	7,4	7,4	15,8	15,8
	$M_{bending}^p$ [kNm]	4,2	4,2	2400	2400
	$M_{bending}^s$ [kNm]	32	32		
Störfall	p [MPa]	7,4	7,4	15,8	15,8
	$M_{bending}^p$ [kNm]	39,7	40±10	3700	3500±200
	Zeitpunkt	-	nach 40 a	-	nach 40 a
Leckrate	Fläche	KTA			KTA
	Masse-strom	mod. Bernoulli		Estorf	mod. Bernoulli
	s/c	1	Uni(0;1)	1	Uni(0;1)
	ζ_{in} [-]	0,5	0,5	0,5	0,5
	R_z [µm]	20	20	10	10
	λ [-]	KTA		KTA	
	$\dot{m}_{LÜS}$ [kg/s]	0,056	0,056	0,056	0,056

Die verteilten Parameter sind in Tab. 5.11 gezeigt, als Verteilungsfunktionen wurden Normalverteilungen, Log-Normal-Verteilungen, Exponentialverteilungen und Gleichverteilungen angesetzt. Es wurden demnach herstellungsbedingte Anfangsrisse mit verteilter Größe einer bestimmten Häufigkeit angesetzt. Die Wandstärke der Rohrleitung und die Werkstoffdaten wurden durch verteilte Größen modelliert. Die Risswachstumsgesetze der beiden Werkstoffe wurden durch einen verteilten Skalierungsfaktor angepasst. Verteilt wurde ferner das störfallbedingte Biegemoment und die effektive relative Risslänge s/c . Die Ergebnisse der Übergangswahrscheinlichkeiten Leckage, Leckdetektion und Bruch sind in Abb. 5.11 gezeigt.

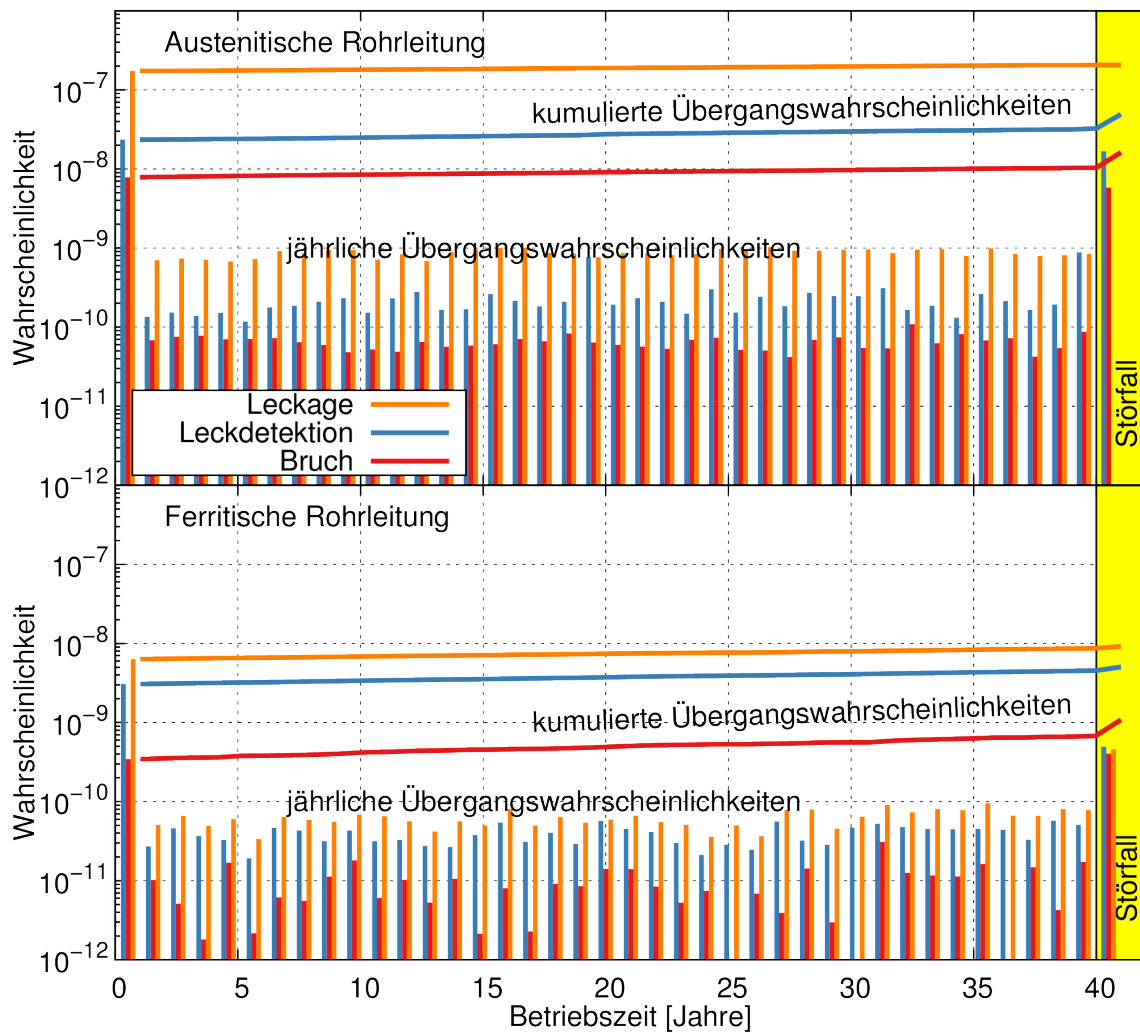


Abb. 5.11 Analyseergebnisse der probabilistischen Studie

Die Übergangswahrscheinlichkeiten sind zu Betriebsbeginn recht hoch, im Betrieb selbst deutlich geringer und schließlich unter Störfallannahme noch einmal erhöht. Die Übergangswahrscheinlichkeiten der ferritischen Rohrleitung liegen ungefähr eine Zehnerpotenz unter den Wahrscheinlichkeiten der kleineren austenitischen Rohrleitung. Zur Analyse der Einflüsse der einzelnen Modellannahmen werden die Design-Punkte der jeweiligen Übergänge untersucht. Die Ergebnisse sind in Tab. 5.12 zusammengefasst.

Drei wesentliche Punkte können dieser Studien entnommen werden: Zum ersten dominieren sehr tiefe Anfangsrisse die Übergänge. Zum zweiten haben Unsicherheiten in Werkstoffparametern nahezu keinen Einfluss auf die Übergangswahrscheinlichkeiten. Und drittens beeinflusst die effektive Lecklänge das Leck-vor-Bruch-Verhalten.

Tab. 5.12 Design-Points der Übergänge der probabilistischen Studie

	Leck	Leckdetektion	Bruch
Austenit	Tiefer Riss (83 % t)	Tiefer Riss Mod. Länge $c/a = 3,6$ Dünne Wand Langes Leck $s/c = 83$ %	Tiefer Riss Langer Riss $c/a = 8,8$ Dünne Wand Kurzes Leck $s/c = 30$ % Risswachstum 60 %
Ferrit	Tiefer Riss (84 % t)	Tiefer Riss Langer Riss $c/a = 4,7$ Dünne Wand	Tiefer Riss Langer Riss $c/a = 10,7$ Dünne Wand Kurzes Leck $s/c = 33$ % Risswachstum 58 %

5.10 Rohrleitungs-Katalog zum Bruchausschluss

5.10.1 Katalog

Die Anwendung der KTA 3206 /KTA 14/ auf verschiedene Komponenten des Kühlkreislaufts in Leichtwasserreaktoren lässt bestimmte Trends erkennen. Um die Auswirkungen und die Signifikanz der neuen Sicherheitsregeln auf reale Rohrleitungen zu untersuchen, ist es erforderlich, eine Reihe von Beispielen zu untersuchen. Um eine verbesserte Aussagegenauigkeit zu erhalten, wurde darauf verzichtet, nur jene Komponenten in Betracht zu ziehen, für die wirklich ein Bruchausschluss in Anspruch genommen wird. Als Basis für einen solchen Katalog von Rohrleitungsbeispielen wurde die Untersuchung /ESS 95/ zugrunde gelegt; einige der dort vorgeschlagenen Fälle wurden jedoch vereinfacht, andere ausgelassen.

Die ausgewählten Rohrleitungen werden in Tab. 5.13 für Druckwasser-Reaktoren gezeigt. Kleinere Leitungen gehören zum Volumenregelsystem (TA) und dem Nachkühlsystem (TH); die größeren Beispiele bestehen aus der Volumenausgleichsleitung (VAL), und der Hauptkühlmittleitung (HKL). Das anzusetzende Biegemoment leitet sich aus einer Abschätzung zum 20%-Grenzbiegemoment her /ESS 95/. Als Betriebsbedingungen werden eine Temperatur von 300 °C und ein Druck von 15,5 MPa angenommen (man beachte, dass in der Realität nicht jede der Komponenten während der gesamten Betriebsphasen unter diesen Bedingungen belastet wird).

Tab. 5.13 DWR-Rohrleitungskatalog nach /ESS 95/

DN	Komponente/ System	r_i [mm]	t [mm]	Werkstoff	M [kNm]
15	TA	10,65	1,95	X10CrNiNb189	0,045
25	TA	16,85	3,6	X10CrNiNb190	0,197
50	TA	30,15	6,3	X10CrNiNb191	1,111
80	TA	44,45	8,8	X10CrNiNb192	3,415
100	TA	57,15	12,5	X10CrNiNb193	7,836
250	TH	134	24	X10CrNiNb194	86,432
450	VAL	214	40	X10CrNiNb195	364,256
800	HKL	445	45	20MnMoNi55	3319
850	HKL Konvoi	432	52	20MnMoNi56	3541

Die entsprechende Siedewasser-Reaktor-Tabelle gliedert sich in Komponenten, die Dampf (FD, 287 °C, 7,1 MPa) befördern und solche, die unterkühltes Wasser befördern (SW, 128 °C, 7,6 MPa). Diese Zuordnung ist in der Aufstellung in Tab. 5.14 vermerkt. Das Biegemoment wurde analog zu den Biegemoment-Komponenten festgelegt.

Tab. 5.14 SWR-Rohrleitungskatalog nach /ESS 95/

DN	Komponente/System	pT	r_i [mm]	t [mm]	Werkstoff	M [kNm]
800	FD-L	FD	406,4	17.5	H1	593
600	FD-L	FD	304,8	14.2	H1	271
550	Sammel-L. SW	SW	279,4	17.1	15NiCuMoNb5	632
500	Verteiler Vorwärmer	FD	243	11	St35.8	145
400	Sammel-L. SW	SW	194,4	8.6	ST35.8	89.3
400	Sammel-L. SW	SW	194,4	8.6	15NiCuMoNb5	151
350	Kondensatorabgang	FD	169,8	7.7	15NiCuMoNb5	101
300	Kondensatorabgang	FD	154,85	7.1	15NiCuMoNb5	74,7
300	Kondensatorabgang	FD	154,85	7.1	ST35.8	37,9
200	D.-Strahler, Anwärmer FD-L	FD	103,65	5.9	15NiCuMoNb5	28,1
200	D.-Strahler, Anwärmer FD-L	FD	103,65	5.9	ST35.8	14,3
150	Hilfsdampf	FD	79,65	4.5	ST35.8	6,4
110	Hilfsdampf	FD	50,85	6.3	ST35.8	3,9
80	Hilfsdampf	FD	41,25	3.2	15NiCuMoNb5	2,46

DN	Komponente/System	pT	r_i [mm]	t [mm]	Werkstoff	M [kNm]
80	Hilfsdampf	FD	41,25	3.2	ST35.8	1,25
55	Hilfsdampf	FD	26,15	4	ST35.8	0,675
50	Hilfsdampf	FD	27,25	2.9	ST35.8	0,613
25	Mess-L. Entwässerung	SW	14,25	2.6	ST35.8	0,161
28	Mess-L. Entwässerung	SW	13,25	3.6	ST35.8	0,209
15	Mess-L. Entwässerung	SW	8,65	2	ST35.8	0,048

Im hier vorgestellten einfachsten Fall wird nicht zwischen betrieblicher Last und Störfall-Bedingungen unterschieden. Es werden 240 An- und Abfahrzyklen als Ermüdungslast angesetzt, bei denen die jeweils postulierte Belastung aus Innendruck und Biegung aufgebracht wird.

5.10.2 Rechnerische Ergebnisse

Die vorgestellten Fallbeispiele wurden mit den Rechencodes analysiert, um die sieben Nachweisschritte nach KTA 3206 abzubilden. Diese beinhalten das Risspostulat, das vorhergesagte Risswachstum und den Nachweis der Rissstabilität als Integritäts-Teil sowie die Berechnung von kritischer und detektierbarer Risslänge im Leck-vor-Bruch-Teil. Da sich herausgestellt hat, dass die Risslänge, nicht aber die Risstiefe in diesem Nachweis die entscheidende Größe ist, wird in der diagrammatischen Darstellung nur die Längenausdehnung des Risses behandelt. Die Auswertung des DWR-Katalogs ist in Abb. 5.12 abgebildet.

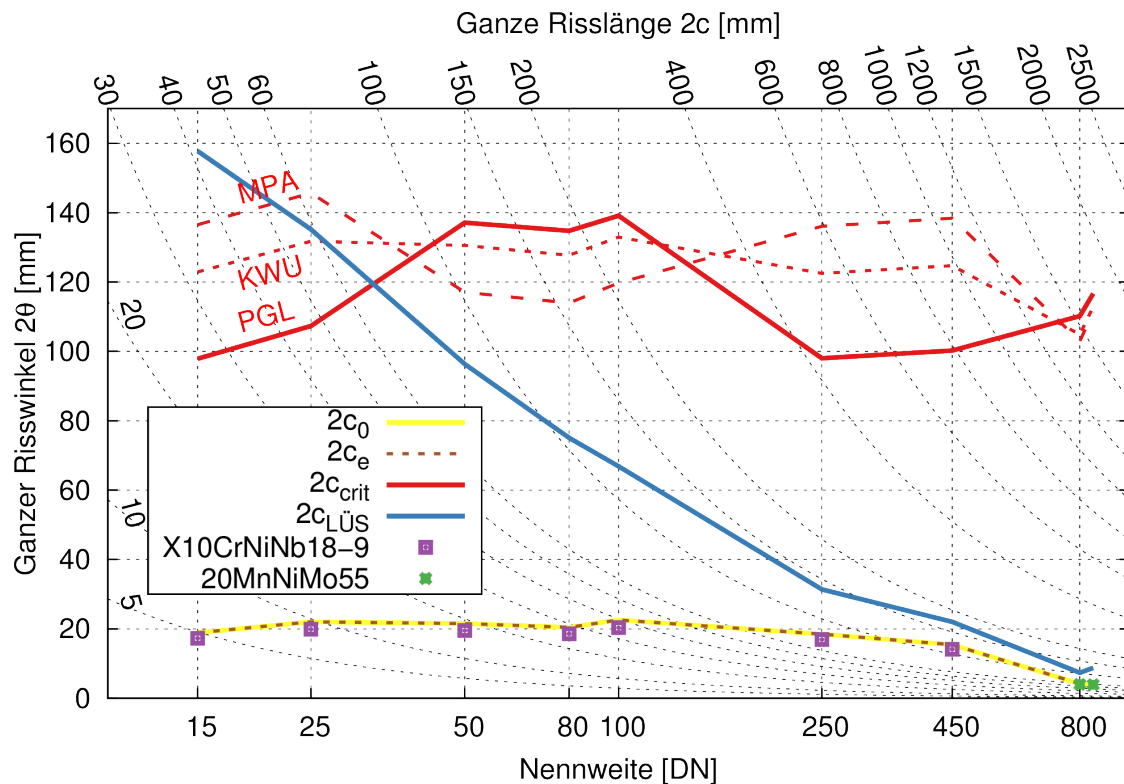


Abb. 5.12 Kenngrößen des Bruchausschluss-Nachweises für DWR-Komponenten

Wie zu entnehmen ist, spielt betriebliches Risswachstum infolge der An- und Abfahrzyklen keine Rolle; die Risslänge zum Ende des Betriebs $2c_e$ ist fast identisch mit der postulierten Anfangsrisslänge $2c_0$. Diese ist nach KTA 3206 über einen Anteil der Wandstärke festgelegt. In den beiden größten Nennweiten beträgt der Anfangsrisswinkel unter 10° , während er bei allen anderen etwa 20° beträgt. Die kritische Länge eines Risses entspricht einem Risswinkel von ca. $100^\circ - 140^\circ$, die verschiedenen angewendeten Methoden nach /KTA 14/ (Plastische Grenzlast PGL, Fließspannungskonzept MPA und Fließspannungskonzept KWU) streuen in diesem Bereich. Die detektierbare Risslänge $2c_{LÜS}$ hat einen deutlich anderen Verlauf, der entsprechende Risswinkel sinkt mit steigender Nennweite. Für die Nennweiten größer ca. DN 150 ist sie ungefähr bei 150 mm. Die Verläufe von kritischer Risslänge $2c_{crit}$ und detektierbarer Risslänge $2c_{LÜS}$ haben einen Schnittpunkt, der in der beispielhaften Untersuchung zwischen DN 25 und DN 50 liegt. Leck-vor-Bruch-Verhalten ist demnach für große Rohrleitungen generisch, während der Nachweis bei mittleren Nennweiten schwieriger wird und bei kleinen in der Regel nicht erfüllt ist.

In Abb. 5.13 ist die Entsprechung für SWR-Systeme enthalten, die sich in manchen Aspekten sichtlich unterscheidet. Die stärkeren Schwankungen sind den drei unter-

schiedlichen Materialien und den zwei verschiedenen Betriebsbedingungen (unterkühltes Fluid/Dampf) geschuldet. Die Anfangsriszlängen fallen etwas kürzer aus als für DWR-Komponenten, was dem Umstand entspringt, dass SWR-Rohrleitungen dünnwandiger gestaltet sind. Der kritische Risswinkel ist kaum nennweitenabhängig und variiert ca. zwischen 50° und 130°.

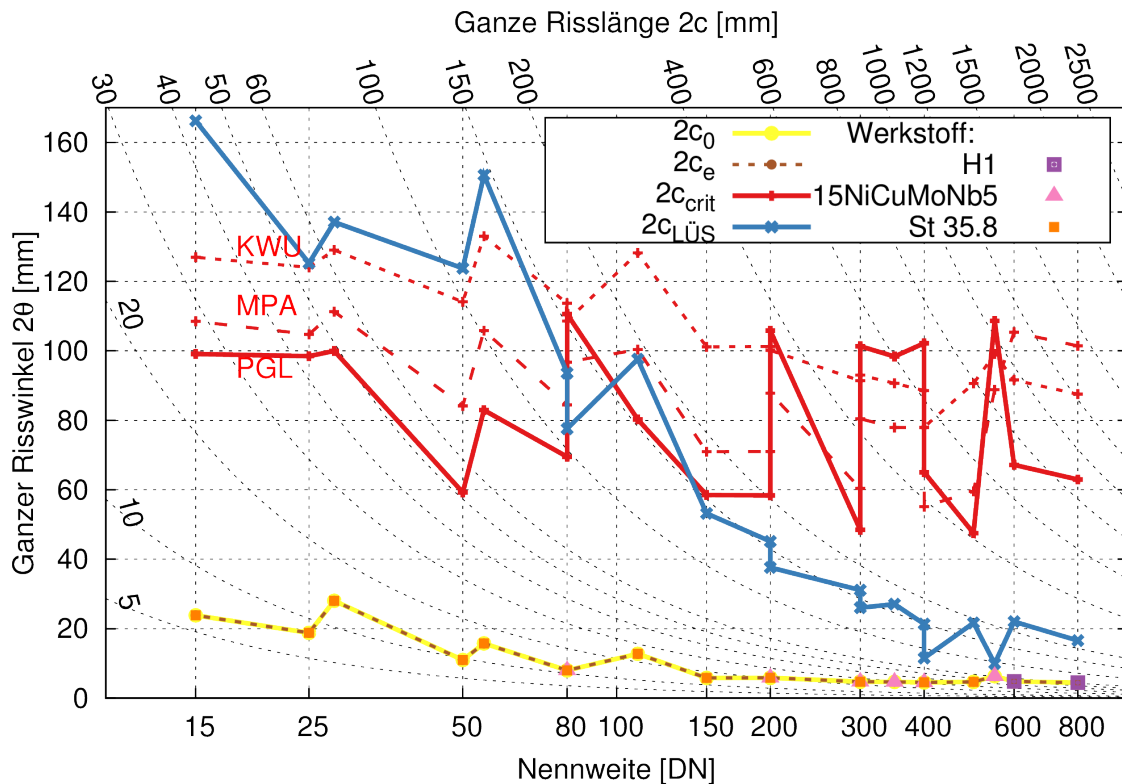


Abb. 5.13 Kenngrößen des Bruchausschluss-Nachweises für SWR-Komponenten

Die vorgestellten Arbeiten sind einfache Abschätzungen, die unmittelbar auf dem Katalog /ESS 95/ aufbauen. Insbesondere das betrachtete Biegemoment wird dem dokumentierten Katalog entnommen und weist keine Unterscheidung zwischen Störfall- und Betriebslast auf. Die Methodik wurde weiterentwickelt und verfeinert und es wurden vergleichbare Leck-vor-Bruch-Nachweise herangezogen. Ausgewählte Ergebnisse, die die hier gefundenen Tendenzen bestätigen, sind in /HEC 16b/ zusammengefasst.

5.11 Leck-vor-Bruch-Nachweis und thermische Alterung

Eine Analyse zum Leck-vor-Bruch-Verhalten von Bauteilen und zum Einfluss von durch Alterung verschlechterten Werkstoffeigenschaften in /LVX 15/ soll aufgegriffen und in PROST analysiert werden. Eine Rohrleitung aus dem austenitischen Stahl Z3CN20-

09M mit einem mittleren Radius von $r_m = 402$ mm und einer Wandstärke von $t = 67$ mm enthält einen postulierten Durchriss in Umfangsrichtung. Als Last werden ein Innendruck von 17 MPa und ein variables Biegemoment angenommen. Als Besonderheit wird die Alterung des Werkstoffs untersucht.

Tab. 5.15 Werkstoffeigenschaften von Z3CN20-09M nach /LVX 15/, die Zugfestigkeit wurde geschätzt und ergänzt

	E-Modul [GPa]	Querkon- traktion	Streckgrenze [MPa]	Zugfestigkeit [MPa]	Initiierung [kJ/m ²]
Ungealtert	176	0,3	243	559	1726
Gealtert	176	0,3	262	603	478

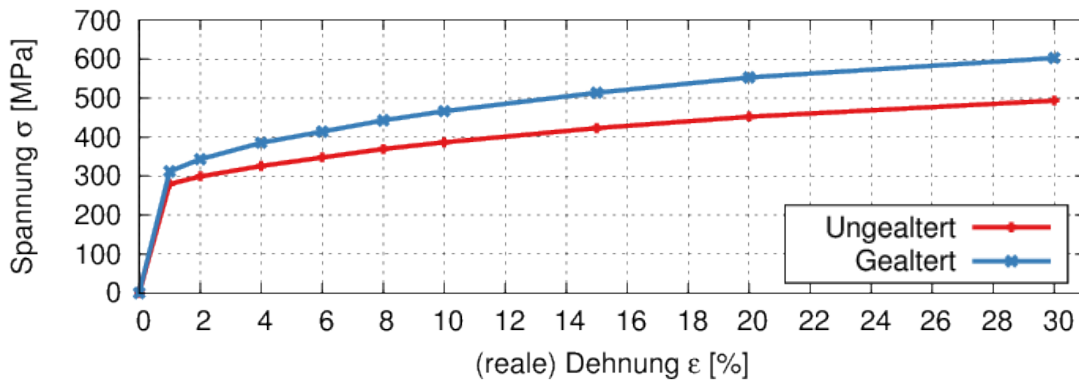


Abb. 5.14 Spannungs-Dehnungs-Kurve von Z3CN20-09M nach /LVX 15/

Die angesetzten Eigenschaften von ungealtertem und gealtertem Material sind in Tab. 5.15 zusammengefasst, die (wahren) Spannungs-Dehnungs-Kurven sind in Abb. 5.14 dargestellt. Dabei sei betont, dass der wesentliche Alterungseinfluss in einer deutlichen Reduktion des Rissinitierungswertes liegt.

Die kritische Risslänge wird durch ein Fehlerbewertungsdiagramm (SINTAP Level 3) ermittelt. Als Versagenskriterium wird die Initiierung herangezogen, auf eine Berechnung und Berücksichtigung von stabilem Risswachstum wird verzichtet. Die detektierbare Risslänge wird mit der konservativen Leckratenmethodik nach KTA 3206 /KTA 14/ berechnet, als detektierbare Leakage wird ein Wert von 1 gal/min, also ca. 61,3 g/s, angesetzt. Für verschiedene Biegemomente und Materialzustände (neu/gealtert) ergeben sich so unterschiedliche kritische und detektierbare Risswinkel.

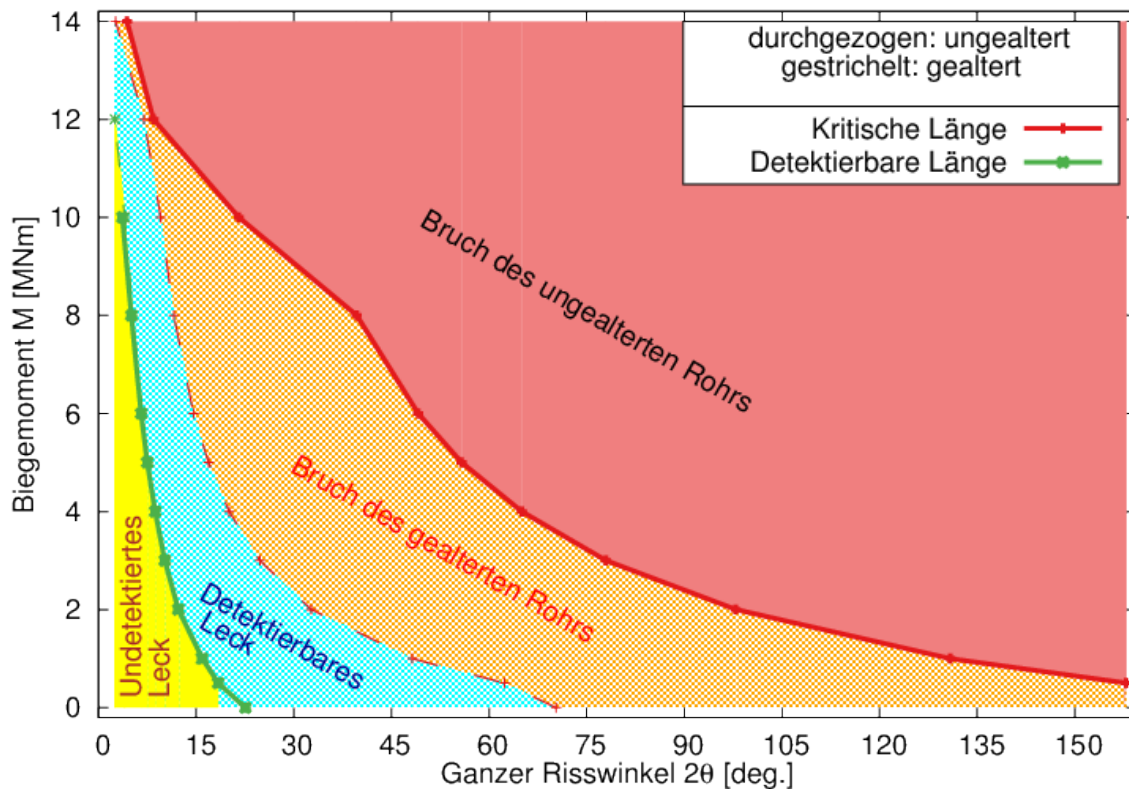


Abb. 5.15 Kritische und detektierbare Leckgröße für verschiedene Biegemomente mit und ohne thermische Alterungseffekte

Diese Ergebnisse sind in Abb. 5.15 dargestellt, eingefärbt sind verschiedene Bereiche in der Biegemoment-Risswinkel-Ebene. Ein Bereich kennzeichnet den Bereich, in dem in jedem Fall ein Bruch zu erwarten ist; ein Bereich, in dem nur ein Bruch eines gealterten Rohrs berechnet wird und zwei Bereiche mit stabilen Durchrissen, die zu detektierbaren oder undetektierbaren Leckagen führen. Während das Werkstoffverhalten einen großen Einfluss auf die kritische Risslänge hat, ist der Einfluss auf die detektierbare Risslänge vernachlässigbar. Es wird deutlich, dass die Werkstoffalterung im Beispiel zu einem kleineren Sicherheitsabstand für das Leck-vor-Bruch-Verhalten führt. Zudem wird deutlich, dass ein zunehmendes Biegemoment die kritische Rissgröße stärker verkleinert als die für die Lecküberwachung relevante Rissgröße. Daraus lässt sich ableiten, dass größere Biegemomente das Leck-vor-Bruch-Verhalten eher negativ beeinflussen. Insgesamt ist jedoch festzustellen, dass für den gesamten im Diagramm gezeigten Parameterbereich ein Leck-vor-Bruch-Verhalten im Sinne der KTA 3206 nachgewiesen werden kann.

5.12 Rissbehaftete Speisewasserleitung

Das Beispiel einer Speisewasserleitung mit postulierten Rissen aus /LAM 13/ soll aufgegriffen werden, um die Methodik der Fehlerbewertung zu demonstrieren. Eine ähnliche Leitung wird auch in /ROO 08/ untersucht. Die betrachtete Rohrleitung hat einen nominellen Innendurchmesser von 416,5 mm und eine Nennwanddicke von 20 mm. Der Auslegungsdruck beträgt 12 MPa, als Betriebstemperatur wird 300 °C angenommen, als Zusatzlast wirkt ein Biegemoment von 757,2 kNm. Der Werkstoff der Leitung ist der ferritische Stahl 20 MnMoNi 55, mit einer Zugfestigkeit von 513 MPa und einer Streckgrenze von 387 MPa.

Als unsicherheitsbehaftete Größen werden die Wanddicke, die Tiefe eines postulierten Risses und der Initiierungswert angenommen. Die Streuung der Wanddicke wird aus Messungen abgeleitet, für die Verteilung der Risstiefe wird eine Fehlerauffindwahrscheinlichkeit herangezogen, während der J_i -Wert als log-normal Verteilung modelliert wird. Die Werte sind in Tab. 5.16 zusammengestellt.

Tab. 5.16 Unsicherheitsbehaftete Parameter der untersuchten Speisewasserleitung mit postulierten Rissen

Parameter	Mittelwert	Verteilung	$\mu \pm 2 \sigma$
Wanddicke t [mm]	19,37	N (19,37 ; 0,286)	18,80
Rissinitiierung J_i [N/mm] K_{ic} [MPa mm ^{1/2}]	304,4 8150	Log-N (5,81 ; 0,13)	70,41 7080
Risstiefe a [mm]	2,265	N (2,265 ; 2,828)	7,921

Zur Bewertung von Unsicherheiten wird in der Originalarbeit /LAM 13/ untersucht, wie sich die Position des Risses im Fehlerbewertungsdiagramm ändert, wenn anstatt der Mittelwerte die um $\pm 2\sigma$ (in die jeweils ungünstigere Richtung) verschobenen Parameter in die Berechnungsmethodik eingesetzt werden. Diese beiden Rechnungen mit den beiden in Tab. 5.16 dargestellten Parameter-Kombinationen wurden in PROST nachvollzogen und sind in Abb. 5.16 mit den Werten aus dem Originalbericht /LAM 13, Abb. 8.1 und 8.2/ verglichen.

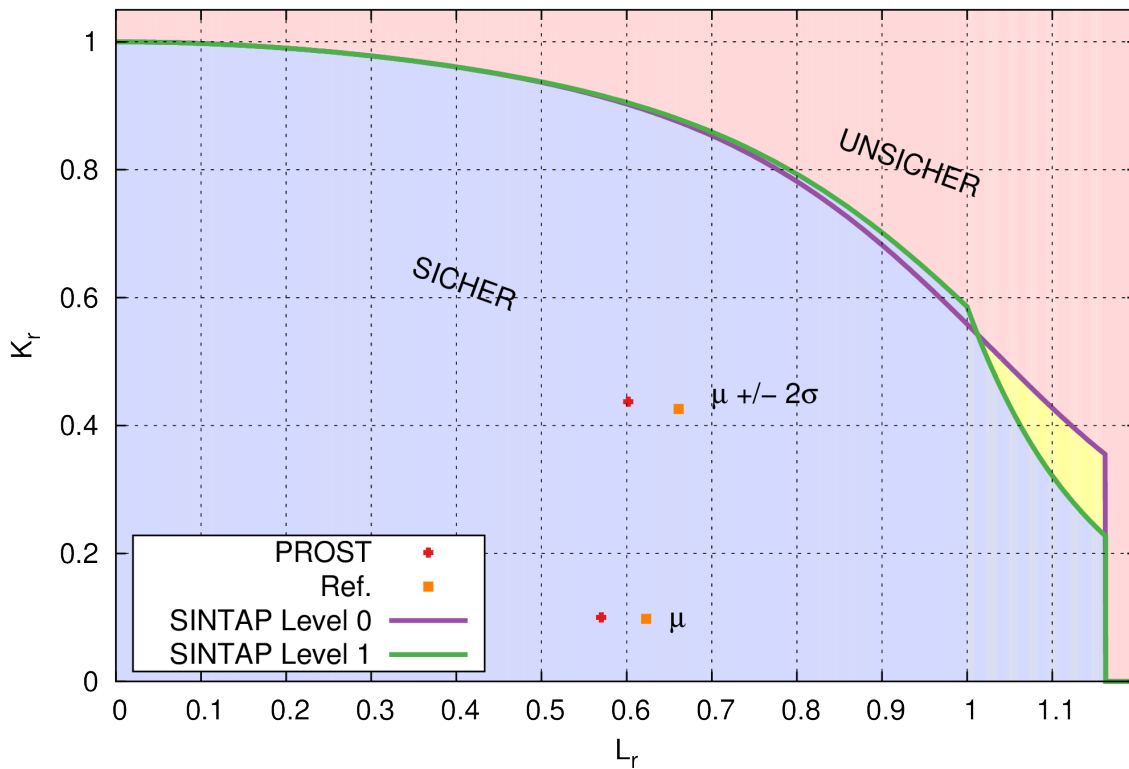


Abb. 5.16 Lage der beiden Testparametersätze im Fehlerbewertungsdiagramm, die mit PROST berechneten Werte sind denen aus /LAM 13, Abb. 8.1 und 8.2/ gegenübergestellt

Die im PROST-Code berechneten Werte stimmen gut mit denen aus dem Originalbericht überein. Die Methoden zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors scheinen ähnlicher zu sein als die der Grenzlast, was sich in einer vorwiegend horizontalen, aber geringen Verschiebung äußert. Neben diesem Vergleich zweier Werte wird in PROST noch eine lokale Sensitivitätsanalyse der drei unsicherheitsbehafteten Parameter durchgeführt: Die Parameter werden um ihren Mittelwert variiert, im Bereich von -80 % bis +80 %. Der Abstand des Punktes im Fehlerbewertungsdiagramm zur $f(L_r)$ -Linie, der Sicherheitsabstand, wird in Abb. 5.17 dargestellt.

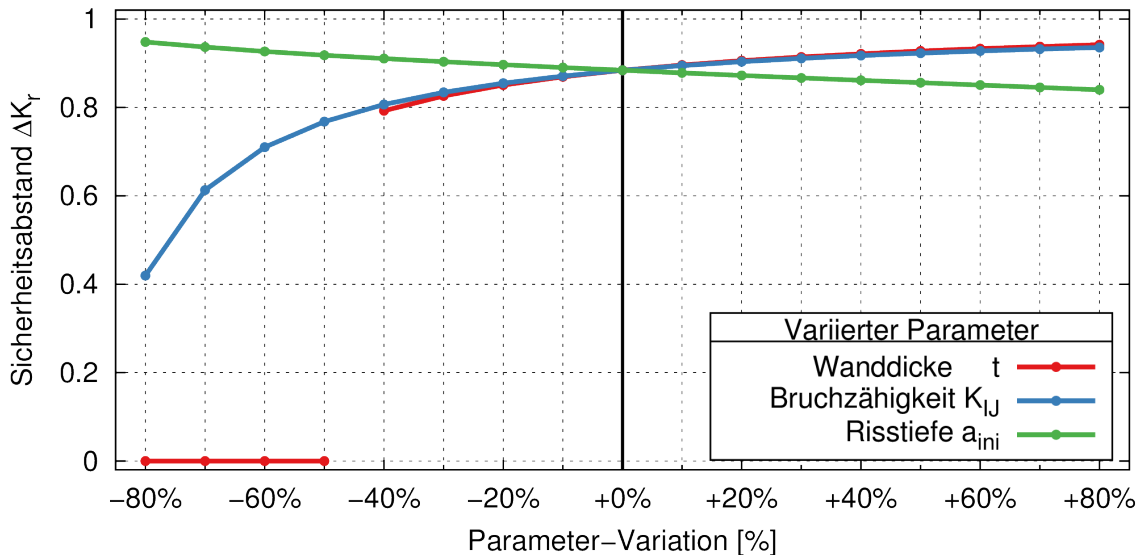


Abb. 5.17 Lokale Sensitivitätsstudie zur Analyse der Speisewasserleitung

Aus der Abbildung wird ersichtlich, dass für kleine Änderungen der Parameter der Einfluss der einzelnen Größen vergleichbar ist (die Steigung an der Null-Linie ist für alle ähnlich). Die Änderung hin zu mehr Sicherheit (größere Wanddicke, höhere Bruchzähigkeit, kleinere Risstiefe) führt in allen Fällen ebenfalls zu vergleichbaren Ergebnissen, der Sicherheitsabstand wächst von ca. 0,88 auf ca. 0,95. Wenn die Parameter zu ungünstigeren Bedingungen variiert werden, haben sie jedoch unterschiedlichen Einfluss. Während die Anfangsrisstiefe selbst im Extremfall noch zu einem relativ sicheren Bauteil führt, wirkt sich ein kleiner Wert der Bruchzähigkeit negativ auf den Sicherheitsabstand aus. Eine Wanddicke von weniger als 50 % des Mittelwerts führt zu Leckagen, in der Abbildung dargestellt als verschwindender Sicherheitsabstand.

5.13 Probabilistischer Leck-vor-Bruch-Nachweis NRG

Eine Untersuchung der niederländischen NRG zu Leck-vor-Bruch-Nachweisen in /BHI 15/ beinhaltet kritische Rissgrößen unter verschiedenen Lastannahmen und eine Untersuchung der entstehenden Leckmassenströme. Einzelne Teile sollen hier untersucht werden.

Gegenstand der Analyse ist eine Rohrleitung mit einem Außenradius von 447,7 mm und einer Wandstärke von 76,8 m, die einen wanddurchdringenden Riss in Umfangsrichtung enthält. Das Material ist durch die in Tab. 5.17 angegebenen Kennwerte charakterisiert.

Tab. 5.17 Werkstoffeigenschaften nach /BHI 15/, mit ergänzter Zugfestigkeit

E-Modul [GPa]	Querkontraktion [-]	Streckgrenze [MPa]	Zugfestigkeit [MPa]	Bruchzähigkeit [MPa m ^{1/2}]
173,5	0,3	158	379,2	190

Die Struktur wird durch eine Kombination aus Innendruck, axialer Zugkraft und Biegemoment belastet (vereinfachend wird ein weitaus kleineres, zusätzlich senkrecht wirkendes Biegemoment vernachlässigt). Die beiden hier aufgegriffenen Fälle sind in Tab. 5.18 beschrieben. Mit den in PROST verfügbaren Methoden kann nun die kritische Länge eines Risses festgestellt werden.

Tab. 5.18 Definition der Lastfälle nach /BHI 15/, unter Vernachlässigung eines zusätzlichen Biegemoments

Lastfall	Innendruck [MPa]	Zugkraft [MN]	Biegemoment [MNm]
Normal-Betrieb	15,4	-0,216	3,21
Störfall-Last	15,4	1,565	2,963

Mit dem Fehlerbewertungsdiagramm können die Bewertungspunkte für verschiedene Risslängen verglichen werden und so die kritische Länge ermittelt werden. Der Vergleich dieser Auftragung mit den entsprechenden Werten aus /BHI 15/ ist in Abb. 5.18 gegeben.

Die Darstellung belegt, dass die geänderte Lastannahme nur geringen Einfluss auf die Lage der Punkte im FAD-Diagramm hat. Weitere Einflüsse auf deren Position können sich auch durch die Grenzlast- und Spannungsintensitätsfaktor-Methoden ergeben. Das belegt auch der Vergleich der kritischen Rissgrößen dieser deterministischen Untersuchungen, die in Tab. 5.19 zu finden sind.

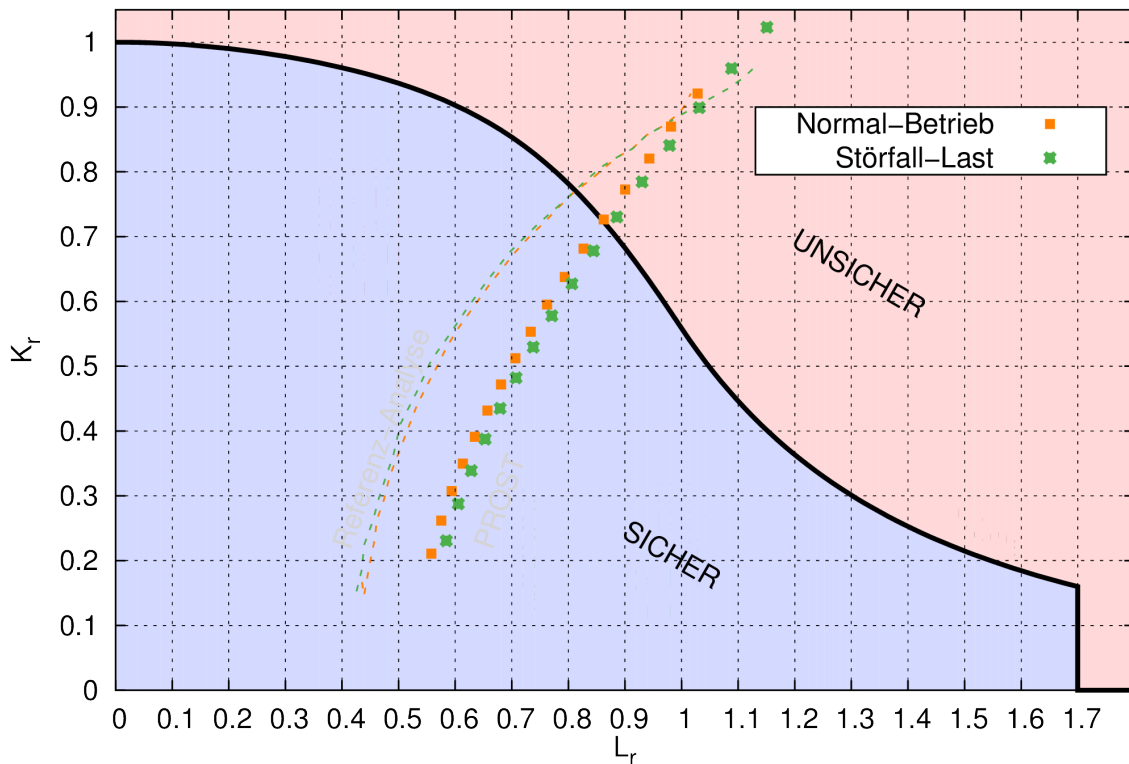


Abb. 5.18 Bewertungspunkte von Durchrissen verschiedener Längen im Fehlerbewertungsdiagramm, verglichen mit den in /BHI 15/ dokumentierten Werten für geringfügig andere Lastfälle

Tab. 5.19 Kritische Rissgrößen (in mm) nach verschiedenen Methoden

	/BHI 15/	FAD	PGL	FSK/MPA	FSK/KWU
Normal-Betrieb	296	235	422	420	311
Störfall-Last	230	230	426	435	301

Im zweiten Schritt wird eine probabilistische Untersuchung durchgeführt. Hierzu werden die Materialparameter Streckgrenze und Bruchzähigkeit statistisch verteilt. Die Verteilung wird mit log-normal-Verteilungen angesetzt, deren Parameter in Tab. 5.20 aufgeführt sind.

Tab. 5.20 Verteilungsfunktionen für Materialparameter nach /BHI 15/

	Einheit	μ_{LN}	σ_{LN}	Mittelwert	Std.-Abw.
Streckgrenze	MPa	5,015	0,0737	151	11,15
Bruchzähigkeit	MPa mm ^{1/2}	8,699	0,0632	6008	380

Mit diesen zwei verteilten Größen wird nun, unter Berücksichtigung eines Lecküberwachungssystems, die Bruchwahrscheinlichkeit bestimmt. Dazu wird eine detektierbare Leckage von 0,063 kg/s angesetzt und die Leckrate von postulierten Durchrissen mit der in KTA 3206 beschriebenen Methodik berechnet. Diese kann mit der in der Originalarbeit angesetzten Vorgehensweise verglichen werden, die auf Sicherheitsfaktoren basiert. Der Vergleich dieser probabilistischen Analysen mit unterschiedlichen Ansätzen für die Leckratenberechnung ist in Abb. 5.19 vorgestellt.

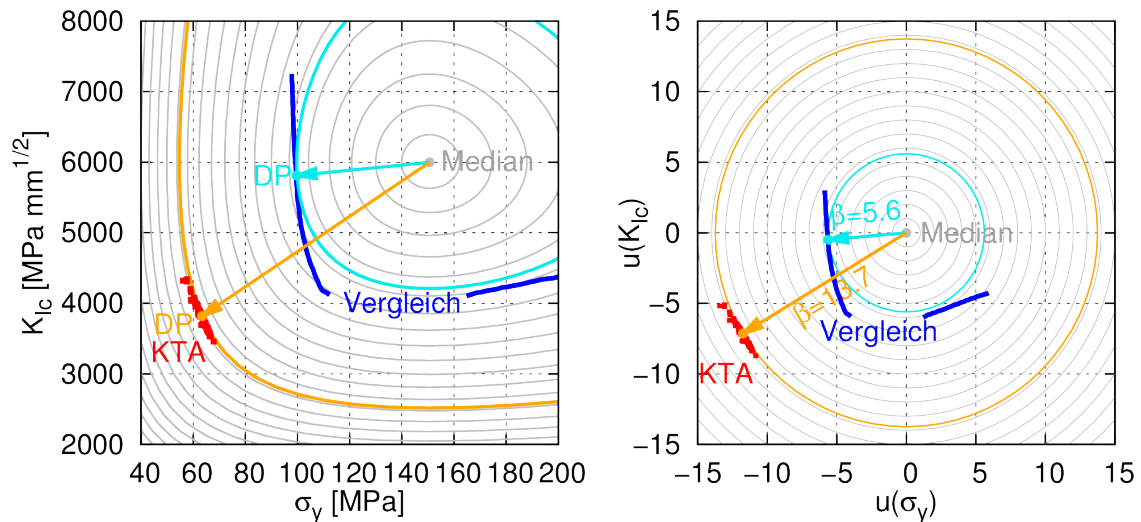


Abb. 5.19 Probabilistisches Strukturversagen trotz Leckdetektion, dargestellt im Parameterraum (links) und im u -Raum (rechts). Blau: Grenzfunktion aus /BHI 15/, Rot: Auswertepunkte bei KTA-Vorgehensweise

Die Abbildung zeigt den Raum der verteilten Parameter σ_y und K_{Ic} sowohl als direkte Darstellung wie auch transformiert in den u -Raum standardnormalverteilter Größen (vgl. auch Abschnitt 4.10). Ebenfalls eingezeichnet sind die konzentrischen u -Kreise gleicher Zuverlässigkeitsindizes β um den Median (grau). Benachbarte Kreise haben β -Werte, die sich um ± 1 unterscheiden. Eingezeichnet sind (in rot) die ausgewerteten Punkte der PROST-Analyse, die zu Brüchen führen, sowie (in blau) die dokumentierte Grenzzustandsfunktion aus /BHI 15/. Die Design-Punkte sind ebenfalls markiert sowie mit Pfeilen vom Median aus gekennzeichnet, und ein Kreis ist mit entsprechendem Radius markiert. Es wird deutlich, dass die KTA-Vorgehensweise einen Bruch als deutlich unwahrscheinlicher bewertet als die in der Referenzanalyse verwendete Vorgehensweise: Der Zuverlässigkeitsindex beträgt $\beta \approx 13,7$ statt $\beta \approx 5,6$. Die Versagenswahrscheinlichkeit wurde mit $p = 3 \cdot 10^{-43}$ berechnet, was deutlich unter dem Vergleichswert aus der Referenzanalyse von $p \approx 10^{-8}$ liegt. Daraus lässt sich folgern,

dass die Betrachtung nach KTA eine größere Sicherheitsreserve ausweist als die Vergleichsrechnung.

5.14 Sensitivitätsanalyse Anfangsrisstiefe

Verschiedene Aufsätze und Studien zu probabilistischer Bruchmechanik finden die starke Abhängigkeit von Versagenswahrscheinlichkeiten von der angesetzten Anfangsrisstiefe /SUN 95/ /HEC 15b/. Gleichzeitig ist eine statistische Verteilung von Anfangsrisstiefen in Bauteilen üblicherweise nicht ausreichend abgesichert und daher mit erheblichen epistemischen Unsicherheiten belegt. Es liegt nahe, den Einfluss von Anfangsrisstiefen an einem Beispiel systematisch zu untersuchen und verschiedene Ansätze zu vergleichen.

Die Risstiefenverteilung nach Becher und Petersen /BEC 74/ wird in /MAR 05/ mit der Parametrisierung

$$P(a) = 2,56 \text{ mm}^{-1} \exp[-2.56(a \text{ mm}^{-1} - 0.1)] \quad (5.5)$$

angegeben. Die Rissverteilung für Druckbehälter nach Marshall /MAR 76/ wird nach /SUN 95/ in der Form

$$P(a) = \frac{1}{6,2484 \text{ mm}} \exp\left(-\frac{a}{6,2484 \text{ mm}}\right) \quad (5.6)$$

verwendet. Eine modifizierte Marshall-Verteilung wird in /MAR 05/ vorgestellt und mit einer Rissdichte von $1/\text{m}^3$ versehen.

$$P(a) = \frac{0,0346}{\text{mm}} \exp\left(-\frac{a}{0,2463 \text{ mm}}\right) + \frac{6,88}{\text{mm}} \exp\left(-\frac{a}{0,1441 \text{ mm}}\right) \quad (5.7)$$

Eine weitere Verteilung /MAR 05/ nach Nilsson /NIL 77/ basiert nicht auf einer Exponentialverteilung, sondern auf einer Gamma-Verteilung:

$$P(a) = 1,13 \text{ m}^{-1} \theta(a - 4,5\text{mm}) \left(\frac{a}{\text{m}}\right)^{-0,956} \exp\left(-\frac{a}{3,2\text{mm}}\right) \quad (5.8)$$

Eine Verteilung französischen Ursprungs (1979) wird in /MAR 05/ tabellarisch aufgeführt und kommentiert, eine Besonderheit ist die Berücksichtigung der Risslänge. Die

Verteilung nach Hudak et al. /HUD 90/ wird in /SUN 95/ beschrieben, sie basiert auf einer log-normal-Verteilung.

$$P(a) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} a \sigma_{LN}} \exp\left(-\frac{(\log a - \mu_{LN})^2}{2\sigma_{LN}^2}\right) \quad (5.9)$$

Ebenfalls log-normal-verteilt sind die Risstiefen-Verteilungen der internationalen Vergleichsstudien NURBIM /SCH 04a/ und NKS-208 /SIM 09/. Die Parameter der Verteilungen sind in Tab. 5.21 aufgeführt, in der auch (falls zutreffend) die Wandstärke t vermerkt ist.

Tab. 5.21 Parameter der log-normal-Verteilungen für Anfangsrisstiefen (in mm)

	Hudak	NURBIM			NKS-208		
		S	M	L	BWR1	BWR2	PWR3
μ_{LN}	-0,968	0,5878	0,788	0,09605	0,9933	0,8179	0,3434
σ_{LN}	0,87	0,485	0,67	0,64	0,1784	0,3672	0,4993
t		11,1	33,3	64,0	8,0	25,0	65,0

Zum Vergleich sind die einzelnen Verteilungsfunktionen in Abb. 5.20 grafisch aufgetragen. Es fällt auf, dass die historisch älteren Verteilungen deutlich stärkeres Gewicht bei tiefen Rissen aufweisen als die neueren, die auf log-normal-Verteilungen basieren.

Um die Auswirkung der verschiedenen Risstiefenverteilungen auf ein praktisches Beispiel zu untersuchen, wurde die Analyse der austenitischen Rohrleitung aus Abschnitt 5.9 mit verschiedenen Verteilungen neu berechnet. Es wird also der Ansatz für die Anfangsrisstiefe aus Tab. 5.11 durch die jeweilige Verteilung ersetzt. In dieser Analyse wird zwischen Übergängen unterschieden, die bei Inbetriebnahme auftreten, Ereignissen während des Normalbetriebs und Versagen bzw. Leckdetektion während postulierten Störfällen. Die Ergebnisse sind in Abb. 5.21 verglichen.

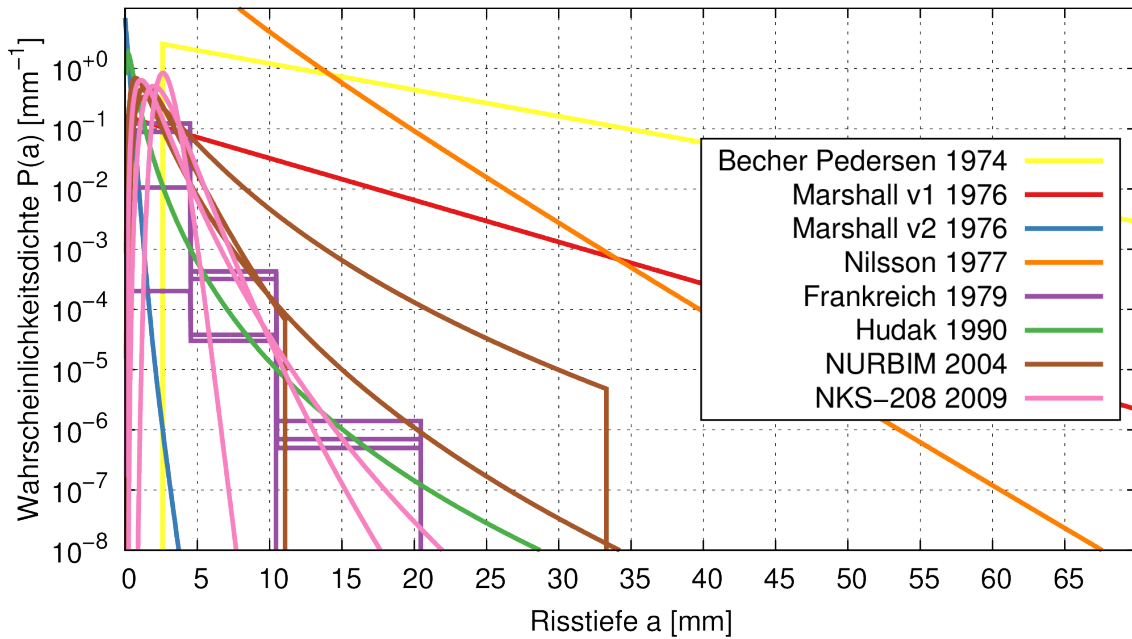


Abb. 5.20 Vergleich der verschiedenen Anfangsrisssverteilungen

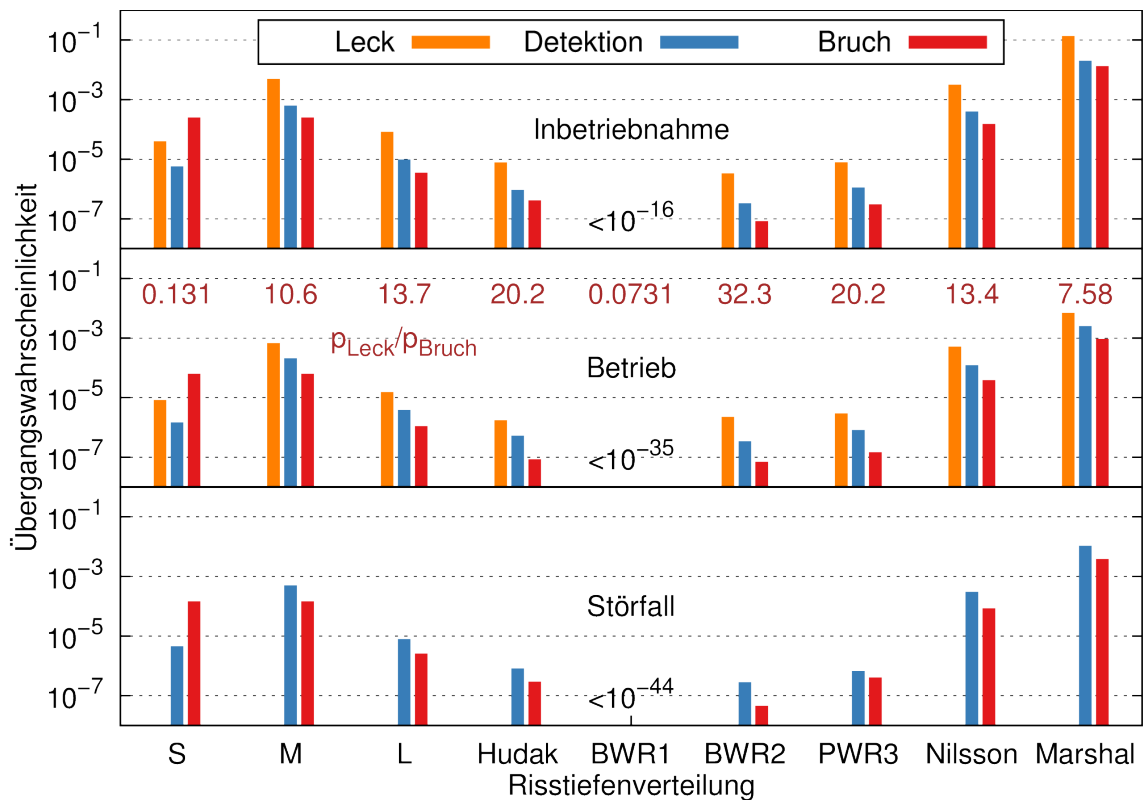


Abb. 5.21 Berechnete Übergangswahrscheinlichkeiten in verschiedenen Betriebsphasen der austenitischen Rohrleitungen mit verschiedenen Verteilungen für die Anfangsrisstiefe

Die Absolutwerte der einzelnen Verteilungen schwanken um mehrere Größenordnungen. Während die Marshall (Version 1)-Verteilung mit ihren relativ wahrscheinlichen tiefen Rissen zu sehr hohen Übergangswahrscheinlichkeiten bis 10 % bereits zu Betriebsbeginn führt, ist die BWR1-Verteilung kleiner als 10^{-16} . Die Wahrscheinlichkeitshierarchie der drei Übergänge innerhalb einer Verteilung ist dagegen meist ähnlich – bis auf die NURBIM-S-Verteilung. Zum Vergleich ist im Diagramm noch die bedingte Bruchwahrscheinlichkeit $p_{\text{Leck}}/p_{\text{Bruch}}$ während des Normalbetriebs angegeben, eine Größe, die auch aus der Betriebserfahrung ermittelt werden kann. Die Streuung dieser Größen ist weitaus kleiner, die Effekte der verschiedenen Rissverteilungen werden zu einem gewissen Grad wegnormiert. Dies berechtigt die Hoffnung, dass trotz epistemischer Unsicherheiten beobachtbare Größen aus derartigen probabilistischen Untersuchungen abgeleitet werden können. So ergibt sich aus der Abschätzung nach /BEL 90/ des Verhältnisses von Leck- und Bruchhäufigkeit

$$\frac{p_{\text{Leck}}}{p_{\text{Bruch}}} = \frac{DN}{2.5} \quad (5.9)$$

ein Verhältnis von 10 für die betrachtete Geometrie.

5.15 Integrität und Leck-vor-Bruch-Verhalten des NHR-200 RDB

Das Konzept des NHR-200 (Nuclear Heating Reactor, thermische Leistung 200 MW) wurde am INET der Tsinghua Universität (China) entwickelt. Der Heizreaktor wurde im Hinblick auf Heizleistung, Prozesswärme und Entsalzungsanlagen entwickelt /WAN 94/ /JAI 08/. Der Reaktor wurde in verschiedenen Studien zu Auslegung /DAZ 97/ /DUO 97/ und Sicherheit /FEN 98/ analysiert.

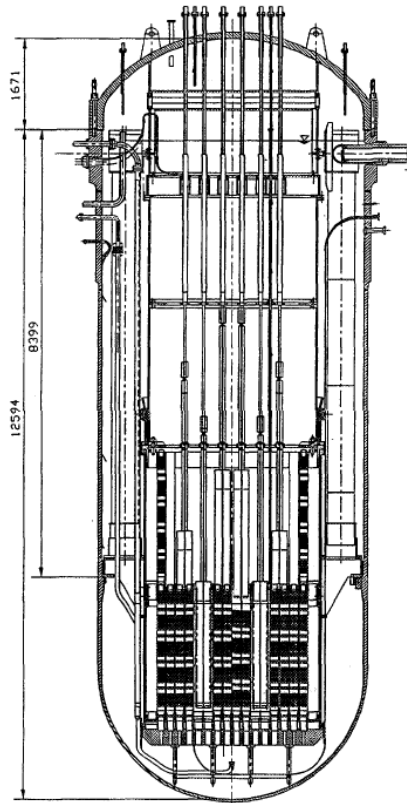


Abb. 5.22 Reaktordruckbehälter des NHR-200 nach /DAZ 97/

Der Reaktordruckbehälter (abgebildet in Abb. 5.22) hat einen Innendurchmesser von 4820 mm und eine Wanddicke von 65 mm, der Werkstoff ist SA516-70 (Platte) und SA508-1a (geschmiedet). Der Auslegungsdruck beträgt 2,5 MPa bei einer Auslegungstemperatur von 213 °C. Als Materialeigenschaften werden gemäß /FEN 98/ die in Tab. 5.22 gezeigten Charakteristika angesetzt.

Tab. 5.22 Werkstoffeigenschaften des RDB NHR-200 nach /FEN 98/

E-Modul [GPa]	Querkontraktion [-]	Streckgrenze [MPa]	Zugfestigkeit [MPa]	Bruchzähigkeit [MPa mm ^{1/2}]
210	0,28	262	483	6957

In /FEN 98/ werden wanddurchdringende Längs- und Umfangsrisse im Behälter postuliert und sodann wird die detektierbare Leckrate bestimmt. Hierzu wird die Leckrate mit einer Relation bestimmt, die der modifizierten Bernoulli-Gleichung entspricht, wobei jedoch der Strömungswiderstand allein aus einer Strömungseinschnürung auf 61 % des Querschnitts resultiert und Reibungseffekte durch raue Risswände vernachlässigt wer-

den. Zusätzlich wird auf die detektierbare Leckrate 1 gal/min (0,0613 kg/s) ein Sicherheitsfaktor von 10 aufgeschlagen.

Auch wenn nach deutschem Regelwerk /KTA 14/ keine Leck-vor-Bruch-Nachweise für Druckbehälter vorgesehen sind, lässt sich dennoch die Berechnungsmethodik nach /FEN 98/ im Lichte der Berechnungsmethodik nach KTA 3206 mit der abdeckenden Widerstandsbeiwertkurve bewerten, denn die Wanddicke des NHR-200 RDB ist durchaus vergleichbar mit derjenigen von Rohrleitungen in Druckwasserreaktoren. Vor diesem Hintergrund wird eine Analyse mit Best-Estimate- und konservativ unterschätzenden Leckratenmethoden durchgeführt und zudem die kritische Risslänge ermittelt. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind maßstäblich in Abb. 5.23 dargestellt.

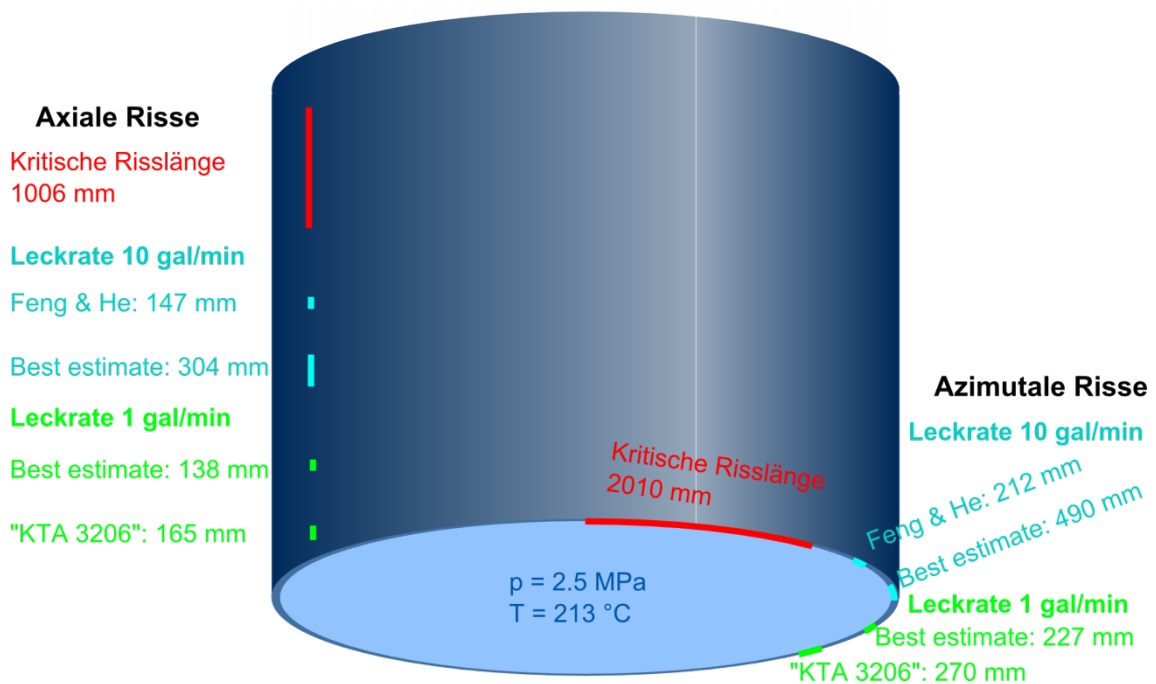


Abb. 5.23 Berechnete Risslängen (kritische und detektierbare) im RDB des NHR-200 (dargestellt in einem Segment) und Vergleichswerte nach Feng und He /FEN 98/

Es ist deutlich, dass die in /FEN 98/ dokumentierten detektierbaren Risslängen sehr klein ausfallen: Die Vernachlässigung der Effekte der Rissflächenrauheit führt zu sehr großen Ausströmraten, so dass die Rissgröße für eine detektierbare Leckage selbst bei einem Sicherheitsfaktor von 10 noch sehr klein eingeschätzt wird. Das wird insbesondere dadurch deutlich, dass die Best-Estimate-Rechnung für eine Leckage von 1 gal/min eine damit vergleichbare oder gar größere Risslänge ergibt: Der Sicherheits-

faktor von zehn scheint bei einer derart vereinfachenden Leckratenmethode nicht einmal ausreichend zu sein. Die konservative KTA-orientierte Methodik führt zu etwas größeren detektierbaren Risslängen, die U.S. NRC-Methode (Best-Estimate und Sicherheitsfaktor zehn) sogar zu fast doppelt so großen detektierbaren Rissen. Abschließend bemerkt werden muss jedoch, dass die kritische Risslänge noch einmal weit größer ist.

5.16 ProLBB-Studie

Die ProLBB-Studie /DIL 07/ untersucht sechs probabilistische bruchmechanische Problemstellungen zu Rohrleitungen in Siedewasser- und Druckwasserreaktoren. Es werden rein statische Lasten betrachtet, d. h. Risswachstum findet in den Fallbeispielen nicht statt. Aus dieser Studie werden zwei Beispiele aufgegriffen und mit PROST analysiert.

Es handelt sich um die Analyse der Bruchwahrscheinlichkeit von wanddurchdringenden Umfangsrissen in zylindrischen Geradrohren. Die /DIL 07/ entnommenen Beispiele sind durch die deterministischen Parameter in Tab. 5.23 und die statistisch verteilten Größen in Tab. 5.24 beschrieben. In der Analyse wird jeweils die Umfangserstreckung, d. h. die Länge, des Risses variiert. Es wird von einem leicht vereinfachten Fall ausgegangen und angenommen, dass der Riss auf der Stelle maximaler Biegespannung zentriert ist. Ebenso werden Schweißnahtspannungen nicht berücksichtigt.

Tab. 5.23 Deterministische Größen der Beispiele der ProLBB-Studie

Parameter		BWR3	PWR3
Rohr-Innendradius	[mm]	300	370,9
Rohr-Wandstärke	[mm]	35	64,85

Tab. 5.24 Verteilte Größen der Beispiele der ProLBB-Studie: Mittelwert μ und Standardabweichung σ der Normalverteilungen

Parameter		BWR3		PWR3	
		μ	σ	μ	σ
Streckgrenze	[MPa]	150	15	150	15
Zugfestigkeit	[MPa]	450	30	450	30

Parameter		BWR3		PWR3	
		μ	σ	μ	σ
Bruchzähigkeit	[MPa mm ^{1/2}]	182	14	182	14
Primäre Membranspannung	[MPa]	28	2	40,4	2
Primäre Biegespannung	[MPa]	60	2	51,1	2
Sekundäre Biegespannung	[MPa]	15	2	0	0

In /DIL 07/ wurde die Bruchwahrscheinlichkeit eines Durchrisses bei der gegebenen statischen Last als Funktion der Risslänge berechnet. Als Versagenskriterium wurde die in der ProSACC-Software implementierte ASME-Lösung der zu akzeptierenden Risslänge verwendet. Diese Rechnung wurde mit dem in PROST implementierten FAD-Kriterium (Sintap Level 1) nachvollzogen.

Für den Fall BWR3 ist die bedingte Wahrscheinlichkeit des Bruchs eines vorhandenen Lecks als Funktion der Umfangserstreckung in Abb. 5.24 dargestellt. Die Wahrscheinlichkeit zum katastrophalen Versagen eines Rohrs mit Durchriss erreicht bei ca. 20 % Umfangserstreckung (ca. 750 mm) Werte von ca. 10 %. Dieses Ergebnis deckt sich mit den Befunden aus /DIL 07/. Die absoluten Werte bei kleineren Rissen, wo die Wahrscheinlichkeiten sehr gering werden, stimmen weniger gut überein. Dies kann jedoch mit Unterschieden in den Versagenskriterien erklärt werden.

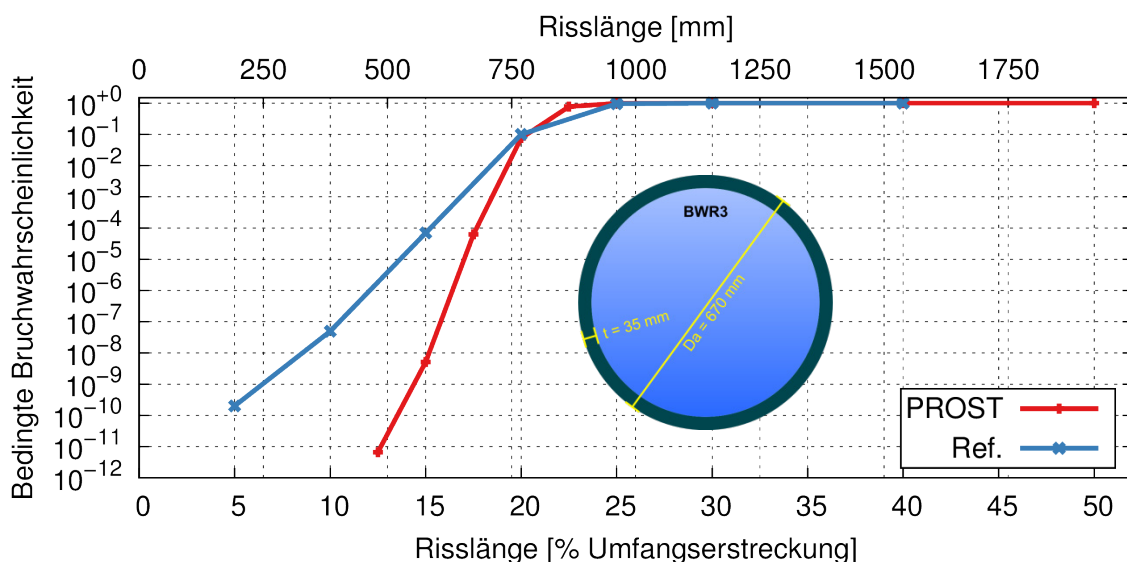


Abb. 5.24 Bruchwahrscheinlichkeit eines Durchrisses als Funktion der Risslänge für den ProLBB-Fall BWR3, Vergleich mit /DIL 07/

Die Bruchwahrscheinlichkeit eines postulierten Durchrisses im Fall PWR3 ist in Abb. 5.25 für variable Risslängen gezeigt. Die PROST-Rechnung sagt Bruchwahrscheinlichkeiten über 1 % bei Risslänge über ca. 500 mm vorher. Die in /DIL 07/ dokumentierten Werte weisen etwas größere Risse als kritisch aus. Die Unterschiede sind jedoch mit üblichen Schwankungen bei unterschiedlichen Annahmen für Versagenskriterien bei Durchrissen erklärbar.

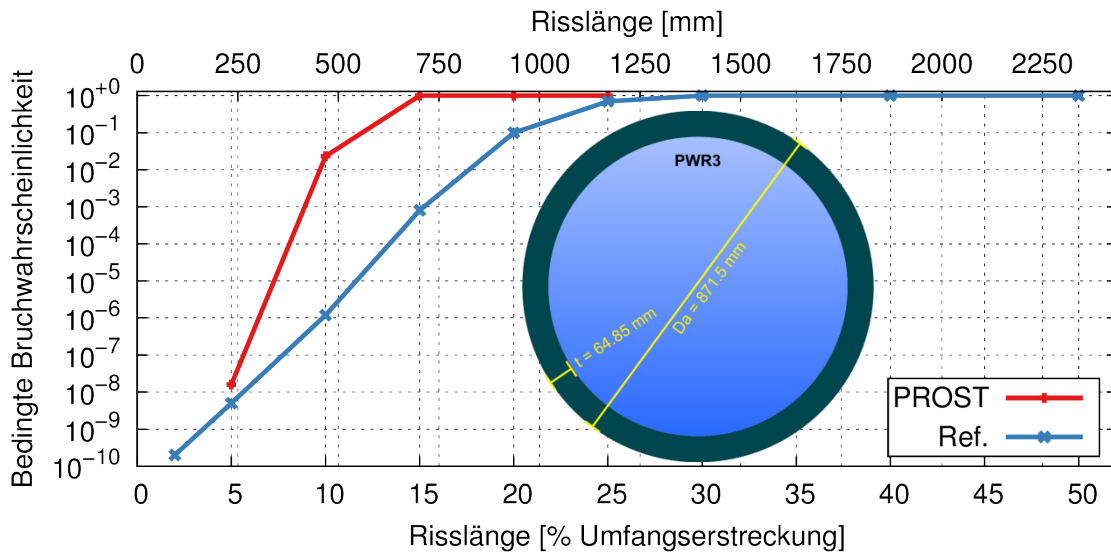


Abb. 5.25 Bruchwahrscheinlichkeit eines Durchrisses als Funktion der Risslänge für den ProLBB-Fall PWR3, Vergleich mit /DIL 07/

5.17 NKS-Studie zur risikobasierten Prüfungen

Die Vergleichsstudie /SIM 09/ im Rahmen des Nordic Nuclear Safety Research Programms (NKS) untersucht drei Testfälle von Rissinitiierung und Korrosionsrisswachstum unter Berücksichtigung von wiederkehrenden Prüfungen. Rechenprogramme verschiedener Organisationen (Inspecta mit NURBIT und ProSACC, VTT mit VTTBESIT und einem Markov-Modell, JRC mit einem Matlab-Tool) werden in der Studie verglichen. Diese Fälle werden auch in /CRO 11a/, /HEC 15d/ und in Kapitel 7 dieses Berichts aufgegriffen. Die Testfälle werden im Folgenden mit PROST analysiert und mit den dokumentierten Ergebnissen der Original-Publikation verglichen.

5.17.1 Testfälle

Die der Studie /SIM 09/ entnommenen Parameter und Testfälle sind kompakt in Tab. 5.25 (nächst Seite) zusammengefasst. Es gibt sechs verteilte Parameter, die durch Normalverteilungen, Log-Normal-Verteilungen und Exponential-Verteilungen beschrieben werden. Es werden halbelliptische Risse in Umfangsrichtung auf der Innenseite zylindrischer Rohrleitungen angenommen. Zusätzlich zu Innendruck und Biegebelasten werden Eigenspannungen angenommen, die linear in radiale Richtung von ihrem Maximum auf ihr Minimum (umgekehrtes Vorzeichen) abfallen. Das Korrosionsrischwachstum wird durch ein Potenzgesetz mit Sättigungswert beschrieben.

Wiederkehrende Prüfungen werden in einem 6-Jahres-Rhythmus angenommen. Die Fehlerauffindwahrscheinlichkeit wird über POD-Kurven beschrieben, die die Wahrscheinlichkeit des Auffindens eines Risses als Funktion ihrer Tiefe angibt. Die in der NKS-Studie angesetzten Wahrscheinlichkeitsverläufe basieren alle auf der SKI-POD-Kurve

$$POD_{SKI}(a) = \Phi[0,1218 + 0,372 \ln(a)] \quad (5.10)$$

wobei Φ die Gauß-Funktion und a die Risstiefe in mm ist. Neben dieser Form der Kurve werden auch Stufenfunktionen in Betracht gezogen, die auf der SKI-Kurve beruhen.

$$POD_x(a) = \theta(a - x)POD_{SKI}(x) \quad (5.11)$$

Von dieser Form werden die 2mm-Kurve ($x=2$ mm) und die 80%-Kurve ($x = 0.8 t$, wobei t die Wandstärke bezeichnet) betrachtet.

Die verschiedenen Verläufe der Rissauffindwahrscheinlichkeit als Funktion der Risstiefe sind in Abb. 5.26 gezeigt. In der Abbildung wird auch noch einmal deutlich, dass sich die 80%-POD-Kurven für die einzelnen Testbeispiele deutlich unterscheiden. Die SKI-Kurve ist das Modell der gezeigten Auswahl, das die höchste Wahrscheinlichkeit für die Detektion eines Risses annimmt.

Tab. 5.25 Parameter bzw. Verteilungsfunktionen der Testfälle in der NKS-Studie

Größe		BWR-1	BWR-2	PWR-3
Struktur				
Innenradius	[mm]	49	136,925	370,9
Wanddicke	[mm]	8	25	64,85
Werkstoff				
E-Modul	[GPa]	180	176	180
Querkontraktionsz.	[-]	0.3	0.3	0.3
Streckgrenze	[MPa]	Normal (150; 15)	Normal (125; 12,5)	Normal (150; 15)
Zugfestigkeit	[MPa]	Normal (450; 30)	Normal (383; 30)	Normal (450; 30)
Bruchzähigkeit	[MPa mm ^{1/2}]	Normal (5755; 433)	Normal (5755; 433)	Normal (5755; 433)
Last				
Innendruck	[MPa]	7,0	7,0	15,41
Biegung (p)	[MPa]	11,0	18,6	51,1
Biegung (s)	[MPa]	18,0	0	0
Eigenspannung	[MPa]	233	50	100
Risse				
Initiierungszeit	[a]	Exponential (3722)	Exponential (3722)	Exponential (3722)
Risstiefe	[mm]	Log-Normal (0,993;0,178)	Log-Normal (0,818;0,367)	Log-Normal (0,3434;0,499 3)
Riszlänge	[mm]	Exponential (32.82)	Exponential (91.71)	Exponential (248.42)
Risswachstum				
Vorfaktor		$1,46 \cdot 10^{-12}$	$4,5 \cdot 10^{-12}$	$1,46 \cdot 10^{-12}$
Exponent		3	3	3
Sättigungswert	[MPa mm ^{1/2}]	1756	1756	1756

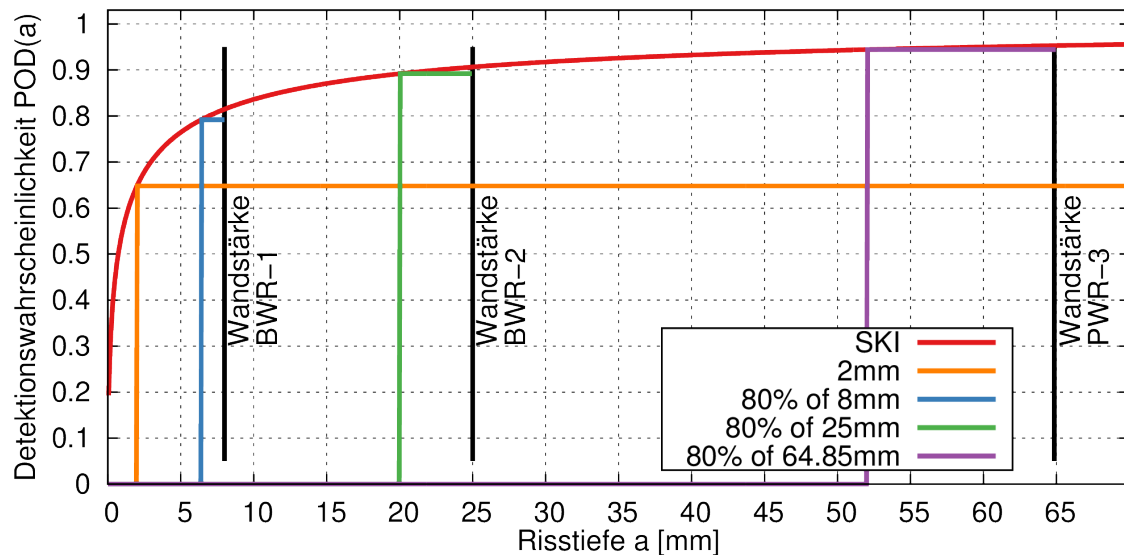


Abb. 5.26 Vergleich der POD-Kurven der NKS-Studie

5.17.2 Ergebnisse und Vergleich

Die einzelnen Testfälle werden mit allen drei POD-Kurven sowie ohne Inspektionen analysiert und mit den Ergebnissen aus /SIM 09/ sowie mit der Initiierungsrate f_{ini} verglichen. Das Ergebnis für BWR-1 ist in Abb. 5.27 dargestellt. PROST berechnet ohne Prüfungen eine jährliche Leckwahrscheinlichkeit, die schon innerhalb von 10 Jahren sehr nahe an der Initiierungsfrequenz liegt. Die Prüfungen sind an der Reduktion der Versagenswahrscheinlichkeit direkt nach den Prüfterminen zu erkennen. Wie zu erwarten ist die SKI-Kurve am effektivsten zur Verhinderung von Lecks, gefolgt von der 2mm-Kurve. Die 80%-Kurve hat nur einen geringen Einfluss. Die PROST-Ergebnisse ähneln stark den JRC-Ergebnissen, auch wenn es geringe Unterschiede gibt. Insgesamt gibt es im Verlauf der jährlichen Leckagerate erhebliche Unterschiede bereits zwischen den Teilnehmern des Original-Benchmarks. Für die Leckwahrscheinlichkeit im letzten Betriebsjahr (60) ohne Inspektionen dagegen haben sich die verschiedenen verglichenen Tools schon soweit angenähert, dass die Übereinstimmung zufriedenstellend ist.

Die Ergebnisse zum Testfall BWR-2 sind in Abb. 5.28 abgebildet. Die Konvergenz gegen die Initiierungsrate ist deutlich langsamer, was u. a. an der dickeren Rohrwand liegt. Die gleiche Effizienzhierarchie der POD-Kurven wie in BWR-1 ist zu beobachten. Die PROST-Ergebnisse gleichen, abgesehen von den ersten Betriebsjahren, den VTT-

Ergebnissen. Wieder unterscheiden sich die Ergebnisse der Teilnehmer des Original-Benchmarks deutlich voneinander.

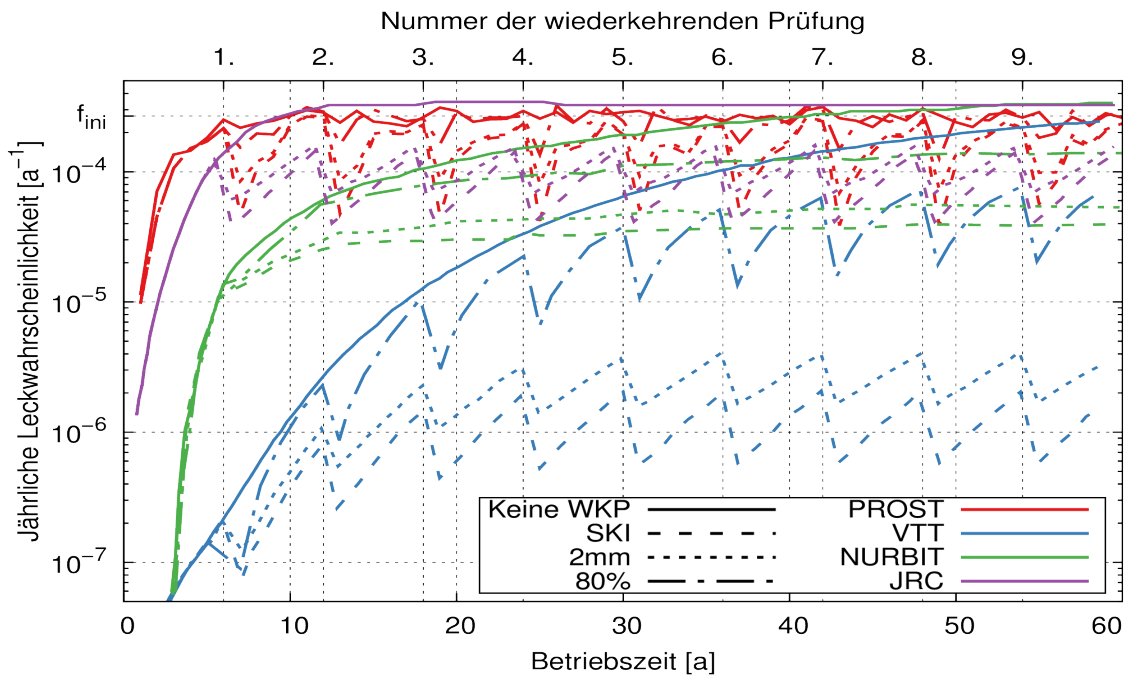


Abb. 5.27 PROST-Analyse des NKS-Falls BWR-1 und Vergleich mit Ergebnissen aus /SIM 09/

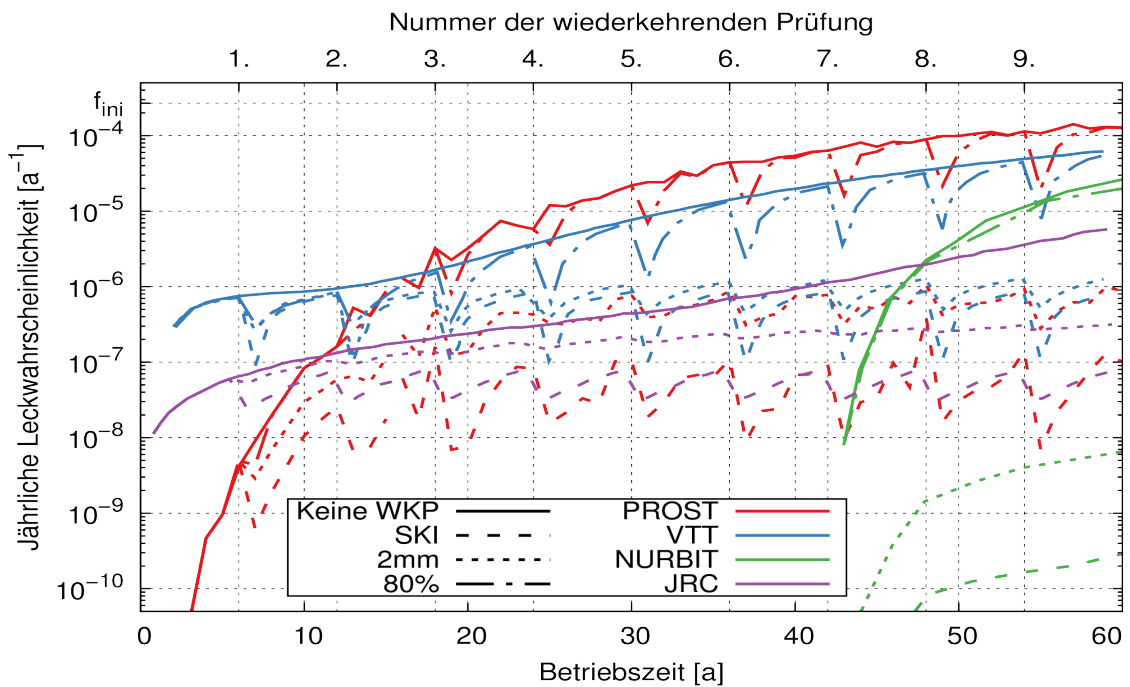


Abb. 5.28 PROST-Analyse des NKS-Falls BWR-2 und Vergleich mit Ergebnissen aus /SIM 09/

Der dritte Testfall, PWR-3, ist in Abb. 5.29 abgebildet. Eine Konvergenz gegen f_{ini} nach ca. 30 Jahren ist erreicht. Die wiederkehrenden Prüfungen führen zu reduzierten jährlichen Ausfallwahrscheinlichkeiten, die sich auf den Bereich einpendeln, der zwischen der ersten und zweiten Prüfung erreicht wird. Wie bei BWR-2 stimmen die PROST- und VTT-Ergebnisse gut überein, während die NURBIT- und JRC-Ergebnisse deutliche Unterschiede aufweisen. Wie auch bei BWR-2 führt der NURBIT-Code zu einem sichtlich späteren Einsetzen von Leckagen als die anderen Werkzeuge.

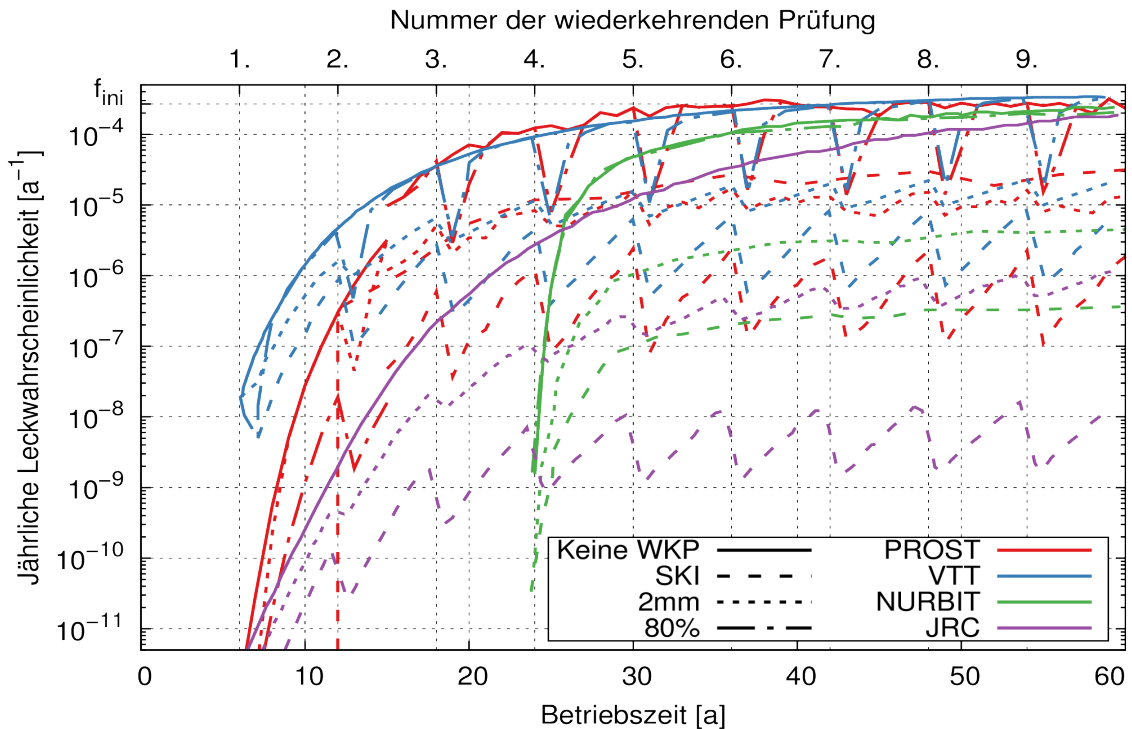


Abb. 5.29 PROST-Analyse des NKS-Falls PWR-3 und Vergleich mit Ergebnissen aus /SIM 09/

Wird die Nachrechnung der Studie als Validierung verstanden, so kann insgesamt beobachtet werden, dass die PROST-Ergebnisse sich vollkommen im Rahmen der Ergebnisse der anderen Teilnehmer bewegen. Unbefriedigenderweise ist die Streubreite dieser Ergebnisse jedoch erheblich, und eine Klärung bezüglich Ursachen erfordert zusätzliche gezielte Vergleichsanalysen. Ein positiverer Befund ist, dass PROST zumindest einem Code stark ähnelt und Trendaussagen aller Codes gut vergleichbar sind.

5.17.3 Sensitivitätsanalyse mit Verstärkungsverhältnis

Um den Einfluss der verschiedenen statistisch verteilten Parameter zu untersuchen, werden die Fallbeispiele einer weiteren Sensitivitätsanalyse unterzogen. Dabei wird jeweils der Fall ohne wiederkehrende Prüfung untersucht. Die Analyse des Verstärkungsverhältnisses der einzelnen verteilten Parameter wird in Abb. 5.30 gezeigt.

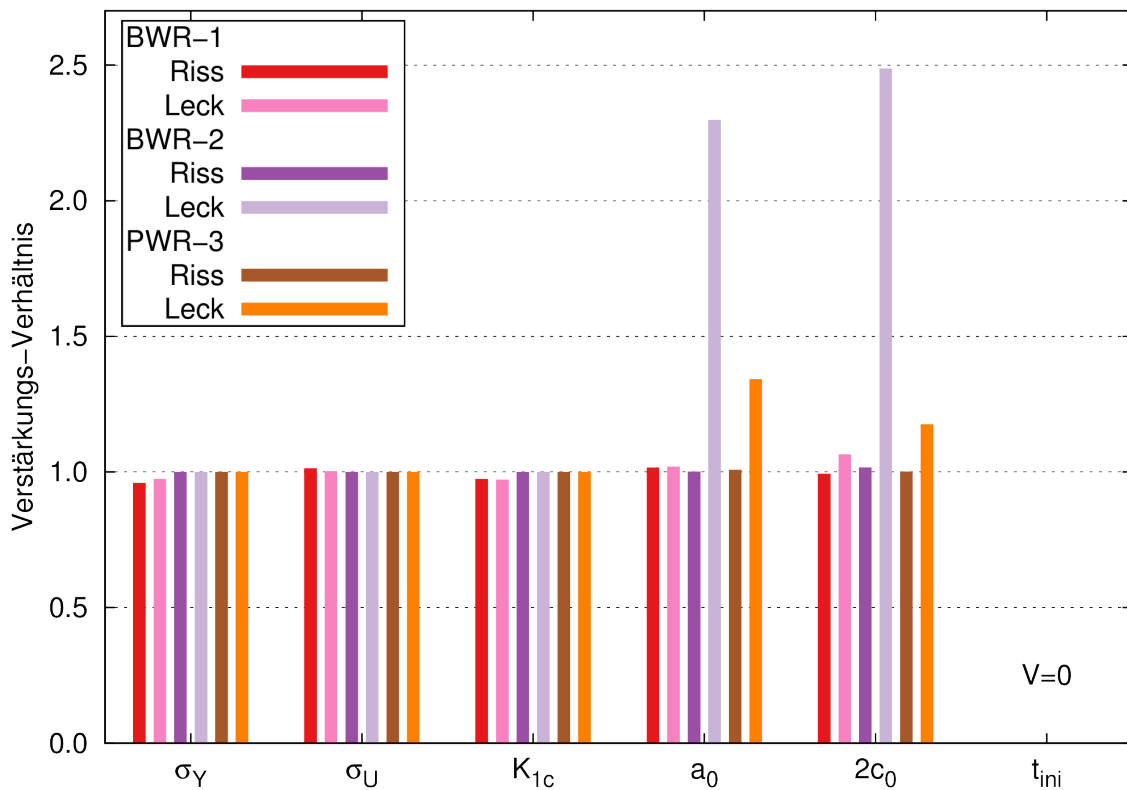


Abb. 5.30 Verstärkungsverhältnisse der einzelnen verteilten Parameter in den drei NKS-Fallbeispielen (ohne WKP) für Rissinitiierung und Leckage

Es wird deutlich, dass die meisten Parameter ein Verstärkungsverhältnis von nahezu eins haben, d. h. ihre Veränderung hat keinen nennenswerten Einfluss auf die Rissinitiierungs- und Leckwahrscheinlichkeit. Alle Fälle haben ein Verstärkungsverhältnis von null im Falle der Initiierungszeit, was dem Umstand geschuldet ist, dass für einen Riss und ein Leck eine Initiierung erforderlich ist, aber der deterministische Wert der 95%-Quantile bei 191 Jahren liegt. Die Rissgröße (Tiefe a_0 und Länge $2c_0$) hat im Fall BWR-1 keinen, im Fall BWR-2 und PWR-3 jedoch einen erheblichen Einfluss auf das Leck-Verstärkungsverhältnis, die Peaks dominieren die Abbildung. Der Unterschied hier liegt daran, welche initiierten Risse in den untersuchten Fällen tatsächlich zu Leckagen führen: Im Fall von BWR-1 führt ohnehin fast jeder innerhalb der Betriebszeit initiierte Riss

zu einem Leck, es ist eine schnelle Konvergenz der Leckfrequenz gegen die Initiierungsrate zu beobachten (Abb. 5.27). Wie den Ergebnisanalysen der anderen Fälle zu entnehmen ist (vgl. Abb. 5.28 und Abb. 5.29), ist dort jedoch dieser Sättigungswert noch nicht erreicht, was bedeutet, dass kleine oder kurze Risse initiiert, aber noch nicht durch die Wand gegangen sind.

5.18 Testfall-Matrix zur Studie der Effizienz von Sampling-Techniken

Um die Effizienz von Sampling-Strategien in unterschiedlichen Fällen zu beleuchten, wird eine Matrix von Fällen definiert. Die Matrix besteht aus drei unterschiedlich hohen Versagensrisiken (niedrig, mittel und hoch) und verschiedenen Dimensionen des Parameterraums (eins bis sechs). Die NURBIM-Ermüdungsfälle /SCH 04a/ werden als Basis der Untersuchung gewählt, die drei Risikostufen werden wie in Tab. 5.26 gezeigt definiert. Die verteilten Parameter dagegen werden wie in Tab. 5.27 gewählt, im Falle weniger verteilter Parameter werden die letzten der Liste ersatzweise auf ihren Mittelwert gesetzt. Die Versagenswahrscheinlichkeit hängt bei der gezeigten Wahl nur wenig von der Zahl der verteilten Parameter ab.

Tab. 5.26 Risiko-Stufen basierend auf NURBIM-Fällen /SCH 04a/ mit angepasster Risshäufigkeit f_{ex} und Lastspielzahl N_{fat}

Risiko	Basis	f_{ex}	N_{fat}
Hoch	NURBIM-Medium	1	10^6
Mittel	NURBIM-Medium	1	$2 \cdot 10^4$
Niedrig	NURBIM-Large	1	$2 \cdot 10^4$

Tab. 5.27 Verteilungsfunktionen für die Risstiefe a_0 , das Rissverhältnis c_0/a_0 , die Streckgrenze σ_0 , die Zugfestigkeit σ_u , die Fließspannung σ_F und die Bruchzähigkeit K_{Ic}

Nummer	1	2	3	4	5	6
Parameter	a_0 [mm]	c_0/a_0	σ_0 [MPa]	σ_u [MPa]	σ_F [MPa]	K_{Ic} [MPa mm ^{1/2}]
Verteilung	Log-N (NURBIM)	Exp. $\mu = 3$	Normal 150 ± 15	Normal 450 ± 35	Normal 300 ± 16.8	Normal 8402 ± 632
Mittelwert	-	3	150	450	300	8402

Mit den Sampling-Verfahren Monte Carlo (MC), Quasi-Monte Carlo (QMC), Schichtungsverfahren (Strat.), FORM, Spherical Sampling, FORM-Based Importance Sampling (IS), Latin Hypercube Sampling (LHS), Directional Sampling (DS), Adaptive Directional Stratification mit zwei und drei Iterationsschritten (ADS-2 und ADS-3) und Vegas (ein Iterationsschritt) werden alle Fälle für 1, 2, 3 und sechs verteilte Parameter gerechnet, jeweils mit unterschiedlich vielen Auswertepunkten. Das Rechenergebnis für die Versagenswahrscheinlichkeit als Funktion der nötigen Auswertepunkte ist in Abb. 5.31 dargestellt.

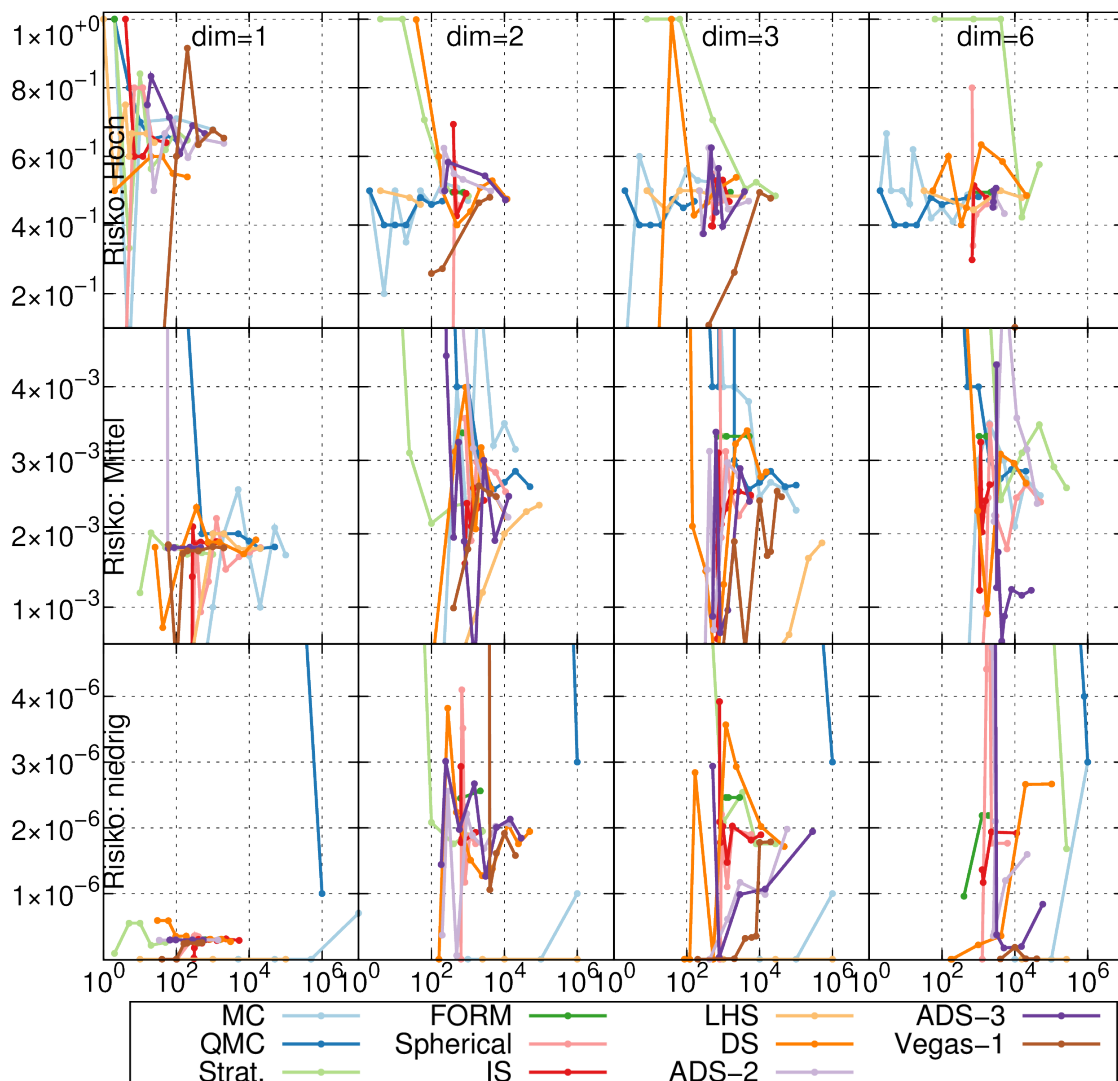


Abb. 5.31 Berechnete Versagenswahrscheinlichkeit als Funktion der benötigten Simulationen mit verschiedenen Sampling-Techniken (farblich unterschieden) für verschiedene Risikofälle (Zeilen) und Dimensionen des Parameter-Raums (Spalten)

Die verschiedenen Einzelbilder zeigen, wie schnell die verschiedenen Techniken gegen das Ergebnis konvergieren, und dokumentieren damit ihre Effizienz. Die Ergebnisse bestätigen die in Abschnitt 4.10 getroffenen und in Abb. 4.9 zusammengefassten Empfehlungen. Gut sichtbar sind so beispielsweise die Abhängigkeit der Konvergenzgeschwindigkeit bei Monte-Carlo-Simulationen von der Versagenswahrscheinlichkeit sowie die Effizienz der Schichtungsverfahren bei verschiedener Dimension des Parameterraums.

6 Internationale Studie BENCH-KJ

6.1 Risse in Schweißnähten

Die internationale Studie der OECD/CSNI Arbeitsgruppe WGIAGE vergleicht bruchmechanische Berechnungsverfahren verschiedener Länder anhand von Fallbeispielen /MAR 12/ /MAR 13a/ /MAR 13b/ /MAR 14/ /KAY 15a/ /KAY 16/. Die früheren Phasen des Benchmarks wurden bereits in /HEC 13/ behandelt, dieses Kapitel beschränkt sich somit auf die Arbeiten während des Vorhabens RS1516.

Die analysierten Fallbeispiele entstammen dem Task 6 des Benchmarks, wie in /MAR 13a/ beschrieben. Es handelt sich um Vollumfangsrisse, die innenseitig mittig in einer Schweißnaht liegen. Es handelt sich in jedem Fall um eine zylindrische Geometrie mit einem Außendurchmesser von 660 mm und einer Wandstärke von 60 mm, die eine Umfangsschweißnaht mit Festigkeits-Mismatch aufweist. Die Breite der Schweißnaht beträgt 10 mm auf der Innenseite. Die Geometrie ist in Abb. 6.1 verdeutlicht; alle hier behandelten Fälle beziehen sich auf die dort mit Position 1 bezeichnete Stelle.

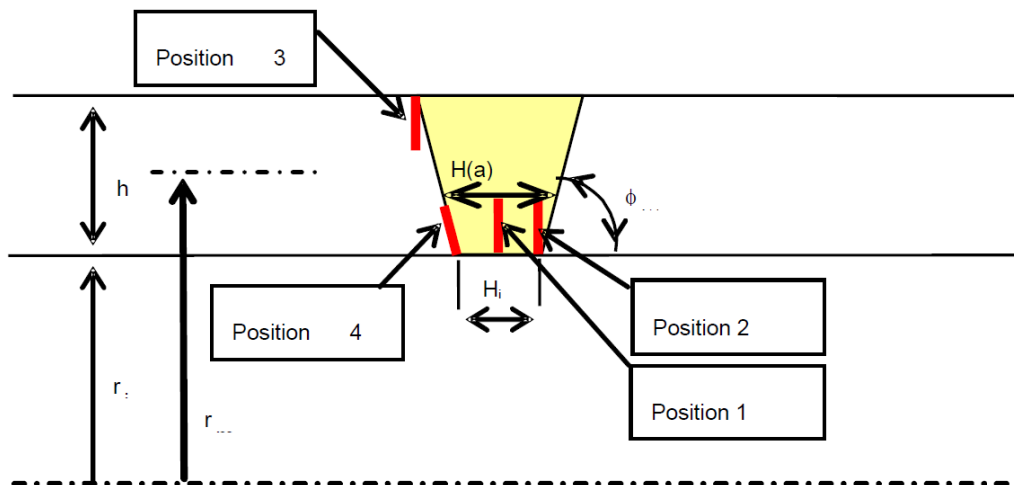


Abb. 6.1 Geometrie der in Task 6 von BENCH-KJ untersuchten Fallbeispiele mit den verschiedenen Risspositionen in der Schweißnaht, aus /MAR 13a/

Es werden verschiedene Werkstoffe in Betracht gezogen. Wichtig ist für die analysierten Fälle insbesondere der Festigkeits-Mismatch, d. h. der Unterschied der Streckgrenze zwischen Schweißnaht und Grundwerkstoff. Die Materialdaten sind in Tab. 6.1 aufgelistet, die Spannungs-Dehnungs-Kurven in Abb. 6.2.

Tab. 6.1 Eigenschaften der Werkstoffe der untersuchten BENCH-KJ-Testbeispiele nach /MAR 13a/: E-Modul E , Querkontraktionszahl ν , Streckgrenze $\sigma_{0.2\%}$ und Zugfestigkeit σ_m

Werkstoff	RO10	RO15	RO23	AL10	AL23
E [GPa]	172	172	172	172	172
ν [-]	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3
$\sigma_{0.2\%}$ [MPa]	132	132	304	132	304
σ_m [MPa]	300,6	330	424	1484	1028

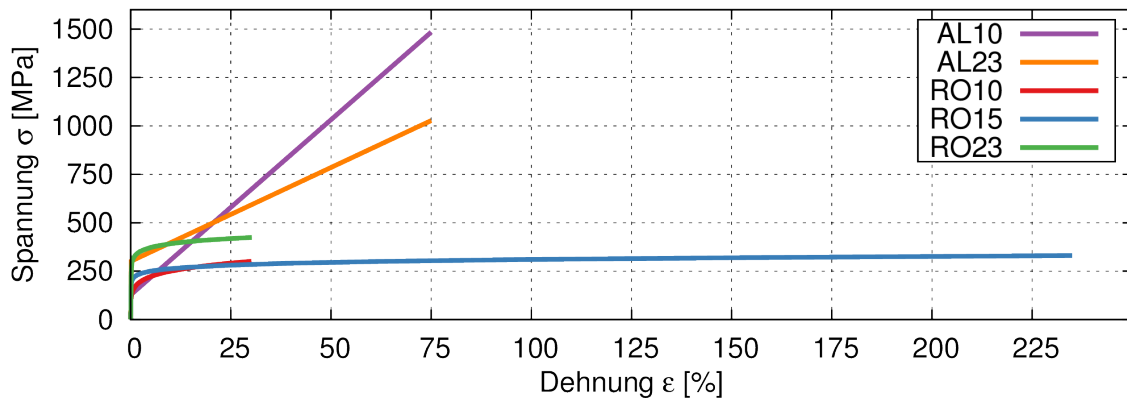


Abb. 6.2 Spannungs-Dehnungs-Kurven der Werkstoffe aus den BENCH-KJ-Testbeispielen nach /MAR 13a/

Die Fälle wurden einerseits mit den analytischen Methoden aus PROST berechnet (Spannungsintensitätsfaktor nach /ZAH 90/, Grenzlast nach /SCH 97/, CDF-Ansatz für die analytische Berechnung J-Integrals nach Abschnitt 4.5.2) und andererseits mit 2-dimensionalen, rotationssymmetrischen FEM-Berechnungen (ANSYS Mechanical 15.0). Beispiele für die Vernetzungen sind in Abb. 6.3 gegeben. Bei der Modellierung gingen auch die Erfahrungen aus vorangegangenen Untersuchungen /SCH 06/ ein.

Die vorgestellten Fälle wurden im Zuge des Benchmarks berechnet und (in tabellarischer Form) als Beitrag zur Studie eingereicht. Während des Ablaufs des Benchmarks wurde die Aufgabenstellung noch angepasst. Als Konsequenz daraus sind u. a. die Fallbeispiele W1, W7 und W10 gestrichen worden. Diese Fälle sollen auch in diesem Bericht keine Beachtung finden.

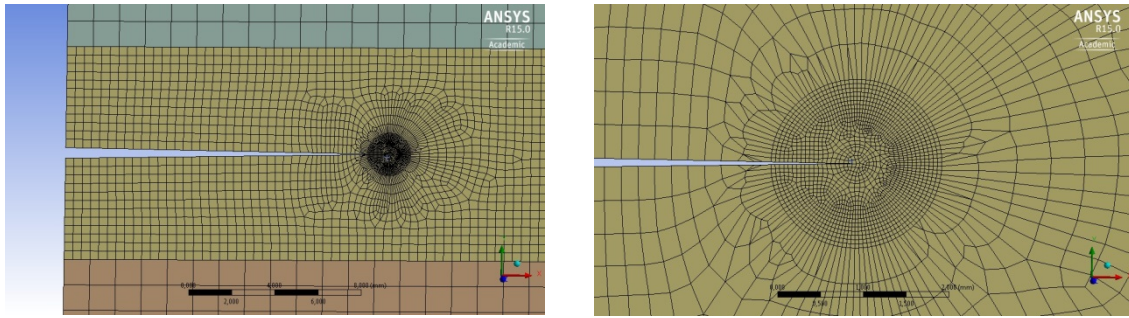


Abb. 6.3 FE-Analyse von BENCH-KJ-Testfällen: Beispiel für eine Vernetzung (W2 mit 15mm tiefem Riss)

Ein kurzer Vergleich der Ergebnisse von Task 6 wurde in /KAY 15b/ publiziert, die darin enthaltenen Ergebnisse (einzelne FE-Berechnungen verschiedener Partner) werden hier ebenfalls diskutiert.

6.2 Analyisierte Fallbeispiele

Die Fallbeschreibungen ergänzen die vorangegangenen Daten, die verwendeten Symbole sind in Abb. 6.1 erklärt.

6.2.1 Pipe W2

Im Testbeispiel „Pipe W2“ wird eine Rechtecknaht ($\phi_i = 90^\circ$) untersucht. Der Grundwerkstoff ist RO10, das Schweißgut RO15, es gibt daher keinen Festigkeits-Mismatch (vergleiche die Streckgrenzen in Tab. 6.1). Die Risstiefe beträgt 15 mm. Die Struktur wird durch eine sukzessiv gesteigerte axiale Zugkraft belastet, das Lastmaximum beträgt 20 MN.

Die Ergebnisse sind in Abb. 6.4 dargestellt. Ab einer Last von ca. 10 MN weichen linear-elastische und elastisch-plastische Ergebnisse sichtbar voneinander ab. Die analytischen Methoden mit verschiedenen SINTAP-Leveln unterscheiden sich wenig. Die FEM-Rechnungen führen bei großen plastischen Effekten zu höheren J -Integralen als die analytischen Verfahren.

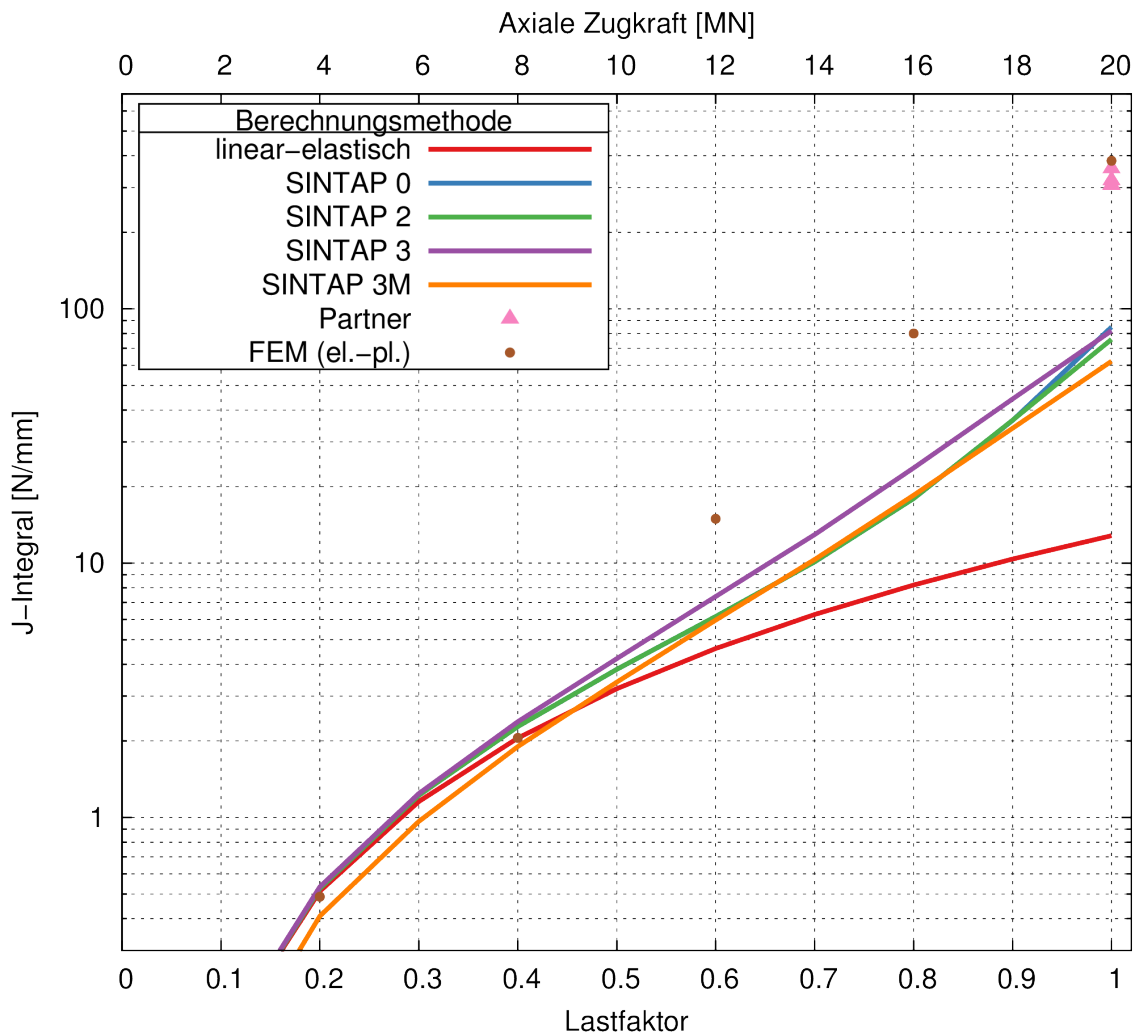


Abb. 6.4 Berechnungsergebnisse für den BENCH-KJ-Testfall W2 und Partner-Ergebnisse nach /KAY 15b/

6.2.2 Pipe W5

Testbeispiel W5 ist ebenfalls eine Rechtecknaht ($\phi_t = 90^\circ$), der Grundwerkstoff ist RO 10, während das Schweißgut RO 23 ist. Somit liegt ein Festigkeits-Mismatch vor. Die Risttiefe beträgt 15 mm. Die Belastung ist analog zum Fall Pipe W2.

Die berechneten J-Integral-Werte sind als Funktion der aufgebrachtten Axialkraft in Abb. 6.5 dargestellt. Die Berechnung mit SINTAP Level 3M (Level 3 für Schweißnähte) weist bis zur Maximallast (wo die plastische CDF-Korrektur des J-Integrals erheblich ist) eine gute Übereinstimmung mit den FEM-Ergebnissen auf.

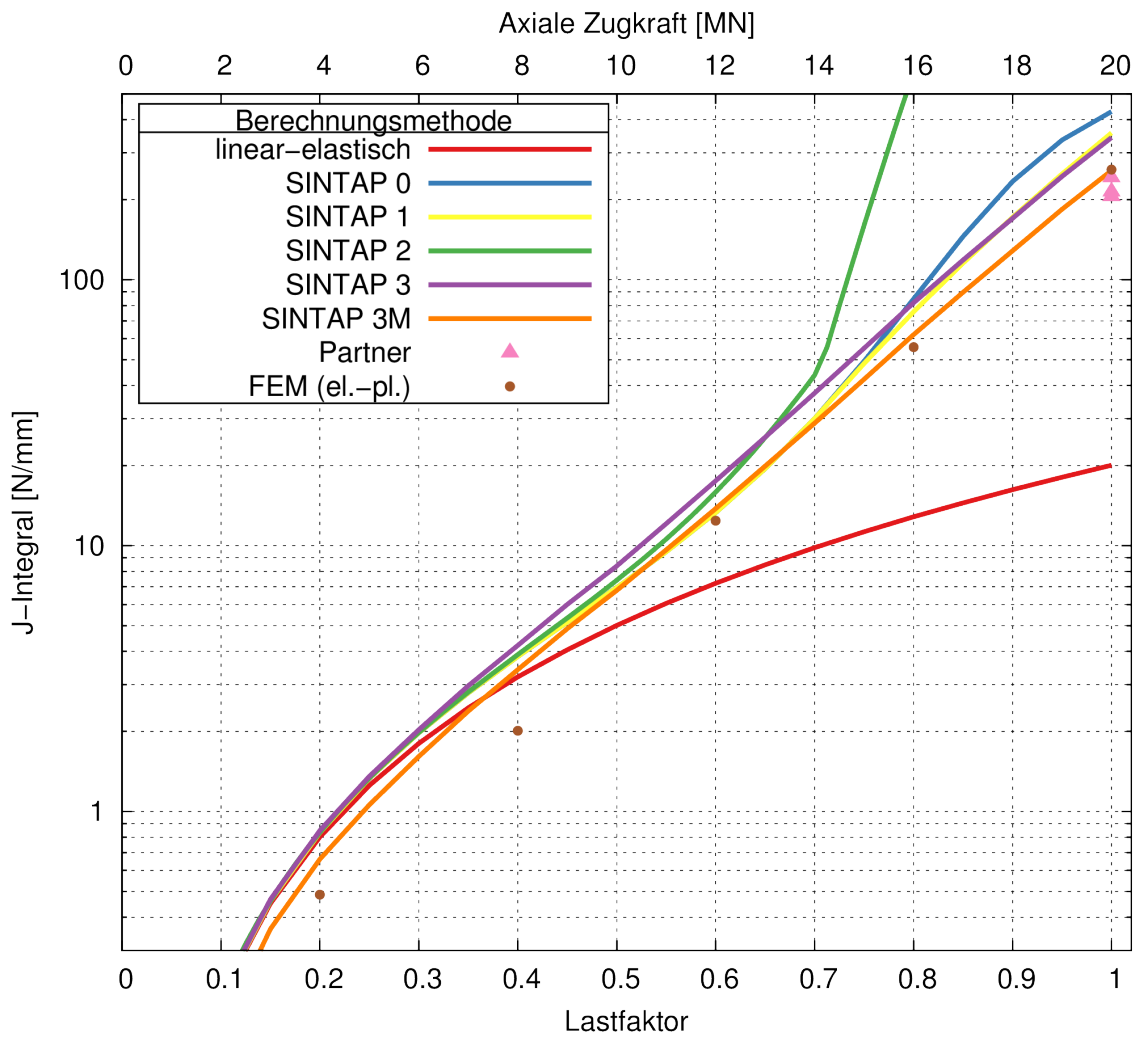


Abb. 6.5 Berechnungsergebnisse für BENCH-KJ Testfall W5 und Partner-Ergebnisse nach /KAY 15b/

6.2.3 Pipe W6

Werkstoff und Schweißnahtwinkel sind in Pipe W6 analog zum Fall W5, die Risstiefe beträgt jedoch lediglich 3,75 mm. Die Struktur wird durch axialen Zug belastet, die maximale Kraft beträgt 28,8 MN.

Das berechnete J-Integral als Funktion der aufgebrachtten Last ist in Abb. 6.6 dargestellt. Das nur auf den Streckgrenzen basierende SINTAP-Level 2 überschätzt das J-Integral deutlich, sobald plastische Korrekturen wichtig werden, Level 3M dagegen liegt deutlich näher an den Analyseergebnissen mit FE.

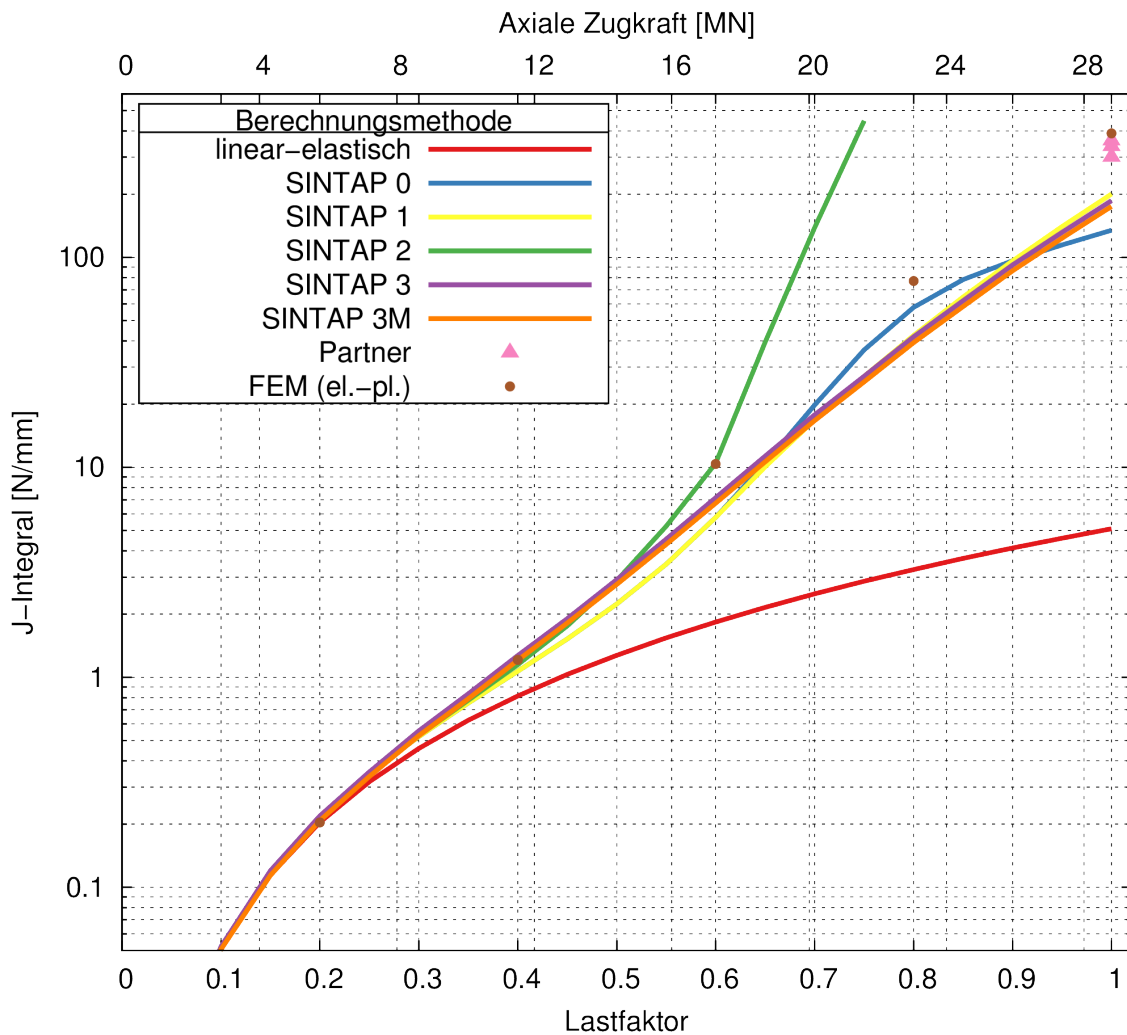


Abb. 6.6 Berechnungsergebnisse für BENCH-KJ Testfall W6 und Partner-Ergebnisse nach /KAY 15b/

6.2.4 Pipe W8

Fall W8 beschreibt eine schräge Schweißnaht ($\phi_i = 60^\circ$, vgl. Abb. 6.1), die Tiefe des Risses beträgt 15 mm. Die Werkstoffe sind analog zu W5 und W6. Die Rohrleitung wird zunächst durch einen Innendruck beaufschlagt, der bis 30 MPa gesteigert wird. Anschließend wird diesem noch ein axialer Zug überlagert, der bis zu einem Maximum von 16,8 MN gesteigert wird.

Die Änderung des J-Integrals bei der schrittweisen Belastung der Struktur ist in Abb. 6.7 dargestellt. Die Abweichung zwischen den analytischen Verfahren mit plastischen Korrekturen nach der CDF-Methode und den FEM-Ergebnissen der GRS sind deutlich, die Ursache kann im Schweißnahtwinkel liegen, der in der ETM-Methode

/SCH 97/ nicht berücksichtigt werden kann. Die Ergebnisse der anderen Partner sind jedoch ähnlich.

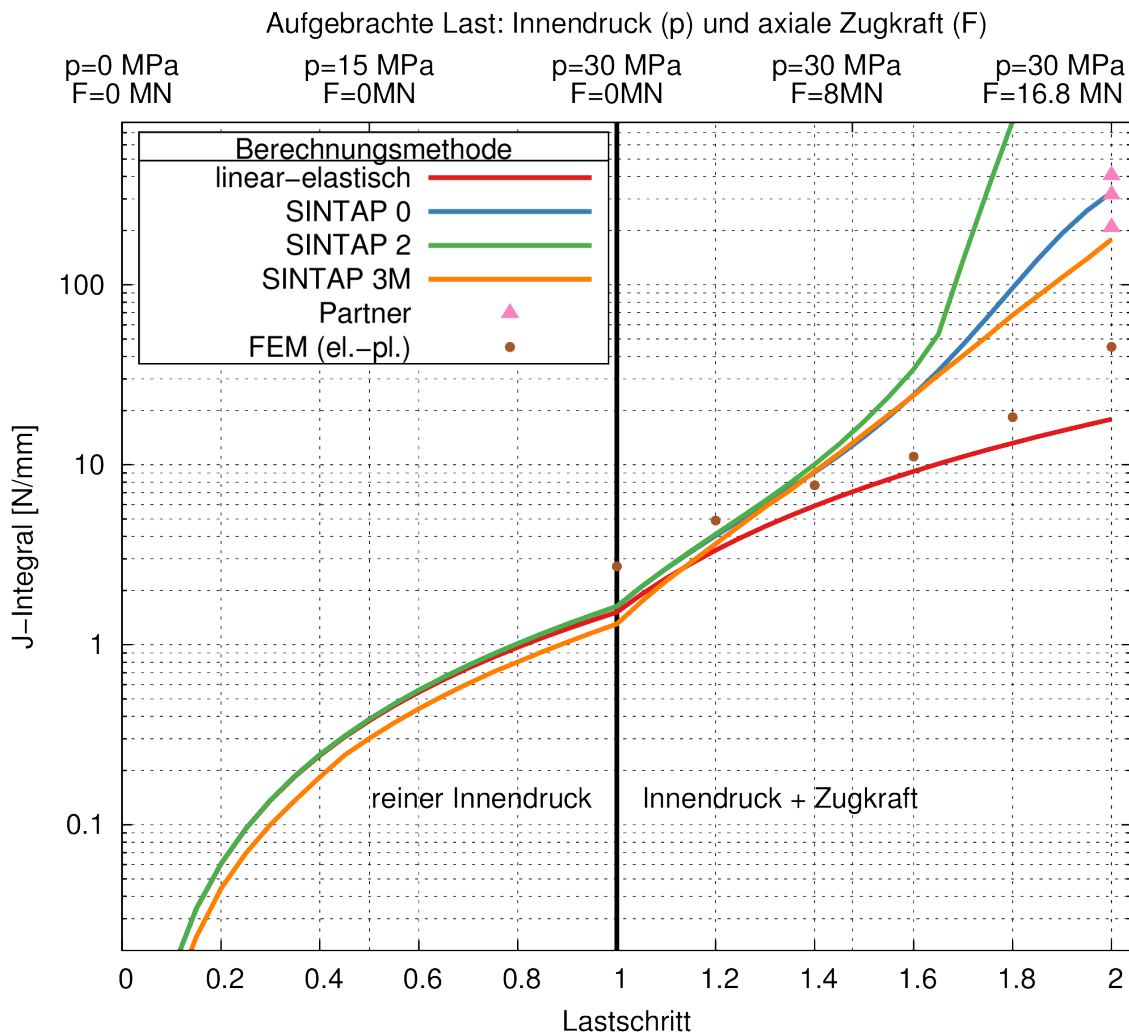


Abb. 6.7 Berechnungsergebnisse für BENCH-KJ Testfall W8 und Partner-Ergebnisse nach /KAY 15b/

6.2.5 Pipe W9

Im Fall Pipe W9 ist die Geometrie von Schweißnaht und Riss analog zu W8, jedoch ist der Werkstoff anders (Grundwerkstoff: AL10, Schweißgut: AL23). Die Belastung erfolgt ebenfalls durch Innendruck und Zugkraft, analog zu Pipe W8: Die maximale Zugkraft beträgt jedoch lediglich 15 MN, der maximale Innendruck ist wie zuvor 30 MPa.

Der Verlauf und die Unterschiede zwischen den analytischen Ergebnissen und FE-Rechnungen sind ähnlich wie in Pipe W8, auch hier kann die Ursache in der Schweiß-

nahtgeometrie vermutet werden. Der Vergleich mit den anderen Partnern verläuft zufriedenstellend.

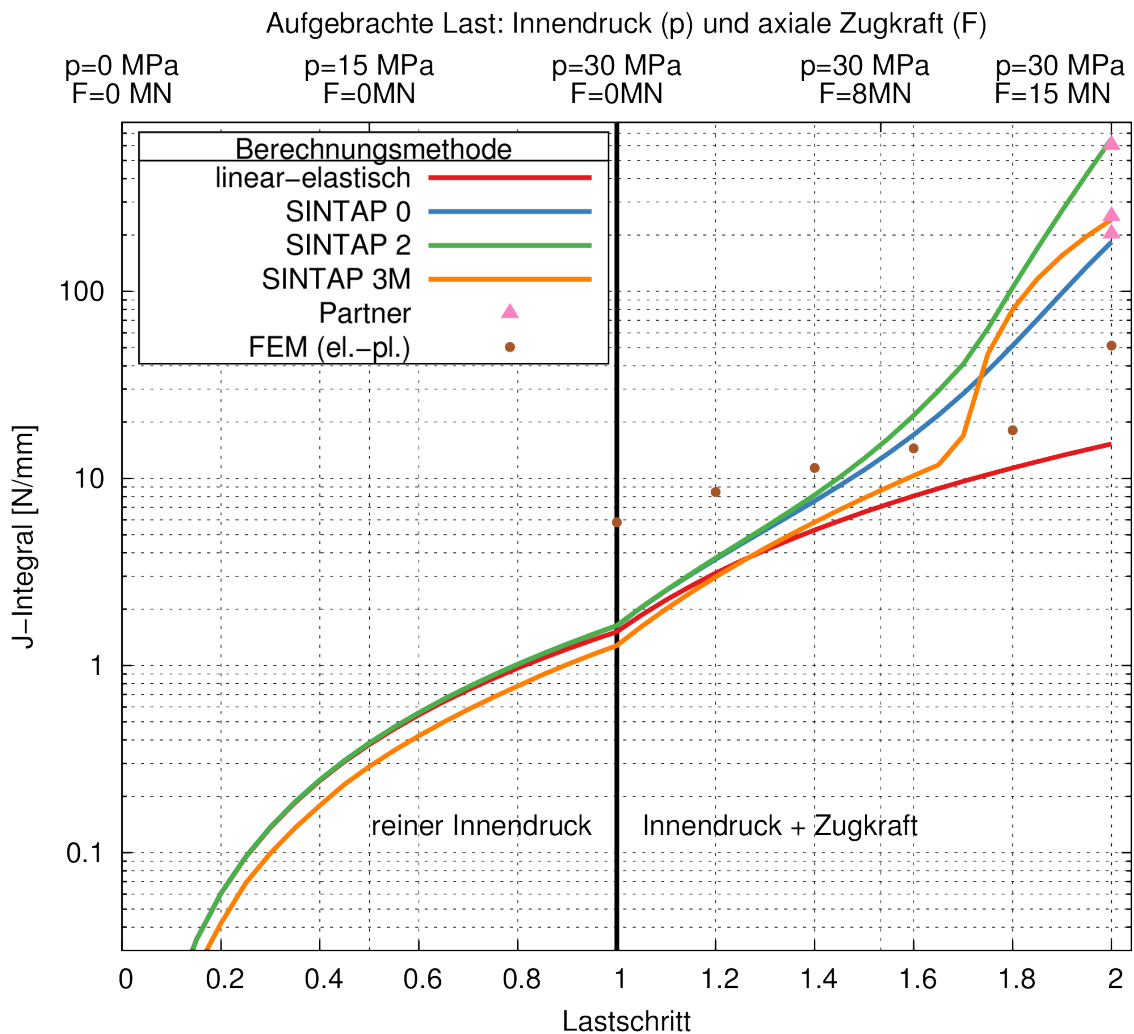


Abb. 6.8 Berechnungsergebnisse für BENCH-KJ Testfall W9 und Partner-Ergebnisse nach /KAY 15b/

6.3 Schlussfolgerungen aus der Studie

Zur Studie gibt es noch keinen offiziellen Abschlussbericht. Ein zeitweilig angekündigter Questionnaire /MAR 14/ /KAY 15a/, um mehr Informationen über die verwendeten Codes zu erhalten, wurde nicht realisiert. Die Schlussfolgerungen stützen sich daher auf den Fortschrittsbericht /MAR 12/, die Workshop-Beiträge /MAR 14/ /KAY 15a/, die Publikationen /MAR 13b/ /KAY 15b/ und den Entwurf des Abschlussberichts /KAY 16/.

Die Studie gibt ein interessantes Bild von der Verwendung von analytischen bruchmechanischen Methoden und ihrer Verbreitung. So sind in den meisten Fällen neben dem RCC-M und RCC-MRx-Code /AFC 05/ /AFC 10/ der R6-Code /BRI 01/ und der ASME-Code /ASM 13/ die Grundlage der Berechnungsverfahren. Die Berechnung des elastisch-plastischen J-Integrals mit analytischen Methoden beruht gängiger Weise auf der CDF-Methode (vgl. Abschnitt 4.5.2), während der EPRI-Ansatz der h_1 -Funktionen /KUM 81/ /KUM 84/ weniger verfolgt wird. Als Basis dienen somit analytische Methoden zur Bestimmung der Spannungsintensitätsfaktoren in spezifischen Geometrien und Formulierungen zur Bestimmung der Grenzlast. Diese sind in verschiedenen Codes, Kompendien oder Veröffentlichungen niedergelegt. Der Benchmark validiert somit die auch in PROST verfolgte Berechnungsmethodik. Zur Auswahl von geeigneten Kompendien kann der Benchmark herangezogen werden.

Die Schlussfolgerungen des Berichts /KAY 16/ betonen J-Überschätzungen bei thermischen Lasten, insbesondere bei Methoden, die auf dem R6-Code aufbauen. An Fragestellungen mit komplexen Geometrien nahmen nur wenige Teilnehmer teil. Schweißnahtfälle provozierten begleitende FE-Analysen. Es kann gefolgert werden, dass einerseits die Fallbeschreibung eines solchen Benchmarks sehr genau formuliert sein muss, und andererseits die Dokumentation des verwendeten Codes eindeutig zu sein hat, um Missverständnisse und User-Effekte zu vermeiden. Im Hinblick auf die fehlerfreie Anwendung von analytischen Bruchmechanikverfahren in Codes und Handbüchern bieten sich Implementierungen in Software an, wie sie im MJSAM-Code (vgl. 6.4) oder eben in PROST zu finden sind. Die Verwendung von derartigen Software-Tools für analytische Bruchmechanik wird daher empfohlen. Abschließend wird festgehalten, dass Potential für zukünftige Entwicklungen und Verbesserungen von analytischen Bruchmechanik-Verfahren insbesondere bei der Berücksichtigung von thermischen Lasten und von Eigenspannungen zu sehen ist.

6.4 MJSAM-Software

Zum Vergleich der bruchmechanischen Methoden wurde die MJSAM-Software /GOU 13/ getestet, die von den französischen Einrichtungen CEA und IRSN entwickelt wurde. Dieses Werkzeug hat jedoch nicht den Status einer offiziellen IRSN-Software. Es enthält bruchmechanische Analysemethoden, die auf dem französischen RCC-MRx-Code und dem RSE-M-Code basieren. Hier ist eine entsprechend große Auswahl an Strukturen (Platten, Rohrleitungen, Krümmer) und Rissgeometrien (halbelliptisch,

rechteckig, Durchrisse, ...) verfügbar. Es können sowohl Lösungen für die K-Faktoren wie auch für das J-Integral berechnet werden.

7 Codevergleich PROST (GRS) und VTTBESIT (VTT) in ETSON

Der Codevergleich wurde von GRS und VTT/Finnland im Rahmen des ETSON-Netzwerks (Europäisches Netzwerk der Technischen Sicherheitsorganisationen) durchgeführt, um die Bruchmechanik-Codes PROST bzw. VTTBESIT zu vergleichen.

7.1 Testfälle

Die Testfälle umfassen die fünf Rohrleitungsgeometrien Small, Medium, BWR-1, BWR-2 und PWR-3. Sie basieren auf den Studien /SCH 04a/ bzw. /SIM 09/, mit Anpassungen bezüglich der Simulation von wiederkehrenden Prüfungen. Die Struktur- und Rissgeometrien der fünf Testfälle sind in Tab. 7.1 dargestellt. Während in allen Fällen die Strukturabmessungen deterministisch behandelt werden, werden die Risstiefen und in mehreren Fällen auch die Risslängen als statistisch verteilt betrachtet. Anfangsrisstiefen a_0 sind log-normal verteilt, Anfangsrisslängen c_0 über ein konstantes Verhältnis (const.) oder Exponential-Verteilung (exp.) definiert.

Tab. 7.1 Struktur- und Rissgeometrie der Testfälle im GRS/VTT-Codevergleich

Testfall	Struktur		Risstiefe a_0			Risslänge c_0
	D_a [mm]	t [mm]	log-normal		$\langle a_0 \rangle$ [mm]	$\langle 2c_0 \rangle$ [mm]
			μ_{LN}	σ_{LN}		
Small	88,9	11,1	0,5878	0,485	2,02	$c_0/a_0=3$ (const.)
Medium	324,0	33,3	0,788	0,67	2,75	$c_0/a_0=3$ (const.)
BWR-1	114,0	8,0	0,9933	0,1784	2,74	$\langle 2c_0 \rangle = 32,8$ (exp.)
BWR-2	323,85	25,0	0,8179	0,3672	2,42	$\langle 2c_0 \rangle = 91,7$ (exp.)
PWR-3	871,5	64,85	0,3434	0,4993	1,60	$\langle 2c_0 \rangle = 248,4$ (exp.)

Tab. 7.2 ETSON-Codevergleich: Werkstoffeigenschaften, bei normalverteilten Größen Mittelwert \pm Standardabweichung

Testfall	E [GPa]	ν	σ_y [MPa]	σ_m [MPa]	K_{IC} [MPam ^{1/2}]
BWR-2	176	0,3	125 \pm 15	383 \pm 30	265,7 \pm 20
alle anderen	180	0,3	150 \pm 15	450 \pm 35	265,7 \pm 20

Die Werkstoffeigenschaften basieren auf nur zwei verschiedenen Fällen, sie sind in Tab. 7.2 aufgeführt. Der Rissfortschritt wird im Fall Small und Medium durch Ermüdungsrisswachstum hervorgerufen. Es wird ein klassisches oder modifiziertes Paris-Gesetz

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^m \quad \text{oder} \quad \frac{da}{dN} = C \frac{(\Delta K)^m}{\sqrt{1-R}}, \quad (7.1)$$

mit einem Vorfaktor von $C = 5,09 \cdot 10^{-9}$ und einem Exponenten von $m = 3,93$ angenommen. Der Spannungsintensitätsfaktor ist hierbei in $\text{MPa m}^{1/2}$ einzusetzen, die Rissfortschrittsgeschwindigkeit hat die Einheit mm/Zyklus . Die zyklisch aufgebrachte Last (500 Zyklen pro Jahr über einen Betriebszeitraum von 40 Jahren) wird in Tab. 7.3 beschrieben.

Tab. 7.3 Zyklische Lasten (in MPa) bei Testfällen mit Ermüdungsschädigung

Testfall	Last-Minimum		Last-Maximum	
	primär	sekundär	primär	sekundär
Small	23,1	0.0	42,9	51,1
Medium	29,8	0.0	56,1	43,9

In den anderen drei Fällen wird Korrosionsrisswachstum angenommen. Mit einer jährlichen Initiierungsrate von $2,687 \cdot 10^{-4}$ ist der Start des Risswachstums beschrieben. Der Zusammenhang zwischen Spannungsintensitätsfaktor K_I und Risswachstumsrate ist durch die Gleichung

$$\frac{da}{dt} = C (\min\{K_I, K_{\text{sat}}\})^n \quad (7.2)$$

beschrieben. Der Exponent $n = 3$ ist für alle drei Korrosions-Testfälle gleich, der Vorfaktor beträgt $1,46 \cdot 10^{-12}$ für BWR-1 und PWR-3, und $4,5 \cdot 10^{-12}$ für den Fall BWR-2. Als Einheiten ist K_I in $\text{MPa m}^{1/2}$ einzusetzen, das Ergebnis trägt die Einheit mm/Jahr . Die Lasten für die drei Fälle sind durch eine Überlagerung von Membranspannung (aus Innendruck), primärer Biegespannung, sekundärer Biegespannung und Eigenspannungen (lineare Variation durch die Wand von $+\sigma_{RS}$ auf der Innenseite nach $-\sigma_{RS}$ auf der Außenseite) beschrieben. Die Höhe der Einzellasten ist in Tab. 7.4 aufgelistet.

Tab. 7.4 Statische Lasten (in MPa) bei Testfällen mit Spannungsrisskorrosion

Testfall	Membranspannung	Biegung (p)	Biegung (s)	Eigenspannung
BWR-1	20	11	18	233
BWR-2	19.2	18.0	0.0	50
PWR-3	40.4	51.1	0.0	100

Für alle fünf Testfälle werden wiederkehrende Prüfungen (WKP) angenommen, mit einer Wiederholrate von 10 Jahren. Es werden verschiedene Parametrisierungen für die Auffindwahrscheinlichkeit als Funktion der Risstiefe (POD-Kurve) angenommen. Die Parametrisierungen und ihre Eingabeparameter werden in Tab. 7.5 vorgestellt.

Tab. 7.5 Parametrisierungen von POD-Kurven

NUREG			WinPraise			
$POD(a) = \Phi[\alpha + \beta \ln(a/t)]$			$POD(a) = 1 - \epsilon - \frac{1 - \epsilon}{2} \operatorname{erfc}\left[v \ln \frac{a}{ta^*}\right]$			
Qualität	α	β	Qualität	a^*	ϵ	v
poor	0,432	0,163	marginal	0,65	0,25	1,4
good	3,75	0,583	good	0,4	0,1	1,6
advanced	3,63	1,106	very good	0,15	0,02	1,6
			advanced	0,05	0,005	1,6

Die beiden Parametrisierungsfamilien NUREG /SIM 84/ und WinPraise /HAR 98/ beinhalten also jeweils verschiedene Qualitätsstufen, die einzeln untersucht werden.

7.2 Ergebnisse der Rechnungen

Alle fünf Geometrien werden mit allen sieben POD-Kurven (sowie ohne WKP) jeweils von beiden Codes berechnet. Zusätzlich zu diesem Vergleich gibt es Referenzergebnisse aus vorigen Benchmarks (zumindest für die Fälle ohne WKP). Verglichen wird jeweils das Ergebnis für die jährliche Leckwahrscheinlichkeit. Während die Präsentation der Ergebnisse in /HEC 15d/ einen neutralen Standpunkt einnimmt, sollen die Befunde hier vorrangig aus der PROST-Perspektive betrachtet und in Form einer Übersicht bewertet werden.

Die Ermüdungs-Beispiele Small und Medium werden in Abb. 7.1 behandelt. In der Abbildung sind auf der linken Seite die Wahrscheinlichkeitsverläufe unter Annahme der NUREG-POD-Kurven aufgeführt, auf der rechten Seite die für die WinPraise-POD-Kurven. Neben den PROST-Ergebnissen sind auch die dokumentierten Werte aus dem Original-Benchmark /SCH 04a/ aufgeführt, jeweils die Wahrscheinlichkeit zu Betriebsbeginn sowie die gemittelte jährliche betriebliche Versagenswahrscheinlichkeit. Die Leckwahrscheinlichkeit ohne WKP ist nahezu konstant, die Prüfungen schlagen sich in stufenweisen Absenkungen der Leckwahrscheinlichkeit nieder. Die Übereinstimmung zwischen den verglichenen Codes hängt im Wesentlichen von der POD-Qualität ab: Ohne WKP ist sie sehr gut, bei mehreren POD-Ansätzen ist sie ebenfalls zufriedenstellend, während als Negativbeispiele besonders die beiden extremen WinPraise-Parametrisierungen (marginal und advanced) auffallen.

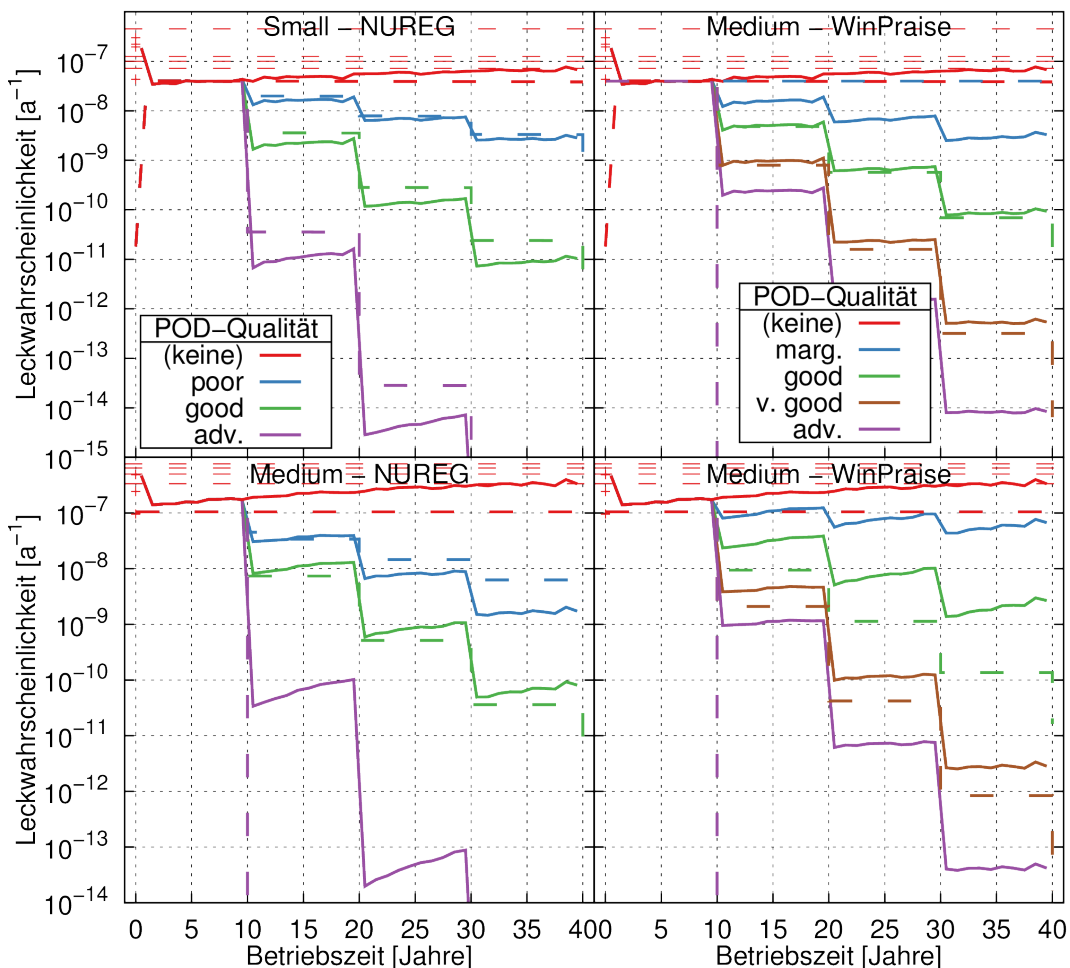


Abb. 7.1 Ermüdungs-Beispiele Small (oben) und Medium (unten), mit den POD-Kurven nach NUREG (links) und WinPraise (rechts). Durchgezogen: PROST, gestrichelt: VTTBESIT, Punkte/dünn: Anfangsversagen/Mittelwerte aus /SCH 04a/

Die Korrosions-Beispiele werden in Abb. 7.2 gezeigt, in der gleichen Darstellung wie die Ermüdungs-Fälle. Hier steigt aufgrund der Rissinitiierung die Leckwahrscheinlichkeit in der Regel an und nähert sich der Initiierungsrate an. In BWR-1 unterscheiden sich die verglichenen Codes deutlich, während für BWR-2 und PWR-3 die Rechnungen ohne WKP durchaus vergleichbare Resultate für VTTBESIT und PROST ergeben. Die Ergebnisse aus /SIM 09/ mit den dort verwendeten Codes dagegen unterscheiden sich sowohl davon als auch untereinander, vgl. Abschnitt 5.17. Im Vergleich der Rechnungen mit WKP für PROST und VTTBESIT kann die Beobachtung der Ermüdungsbeispiele bestätigt werden: Viele Parametrisierungen führen zu guten Übereinstimmungen, doch bei WinPraise-marginal und WinPraise-advanced kann keine Übereinstimmung erzielt werden.

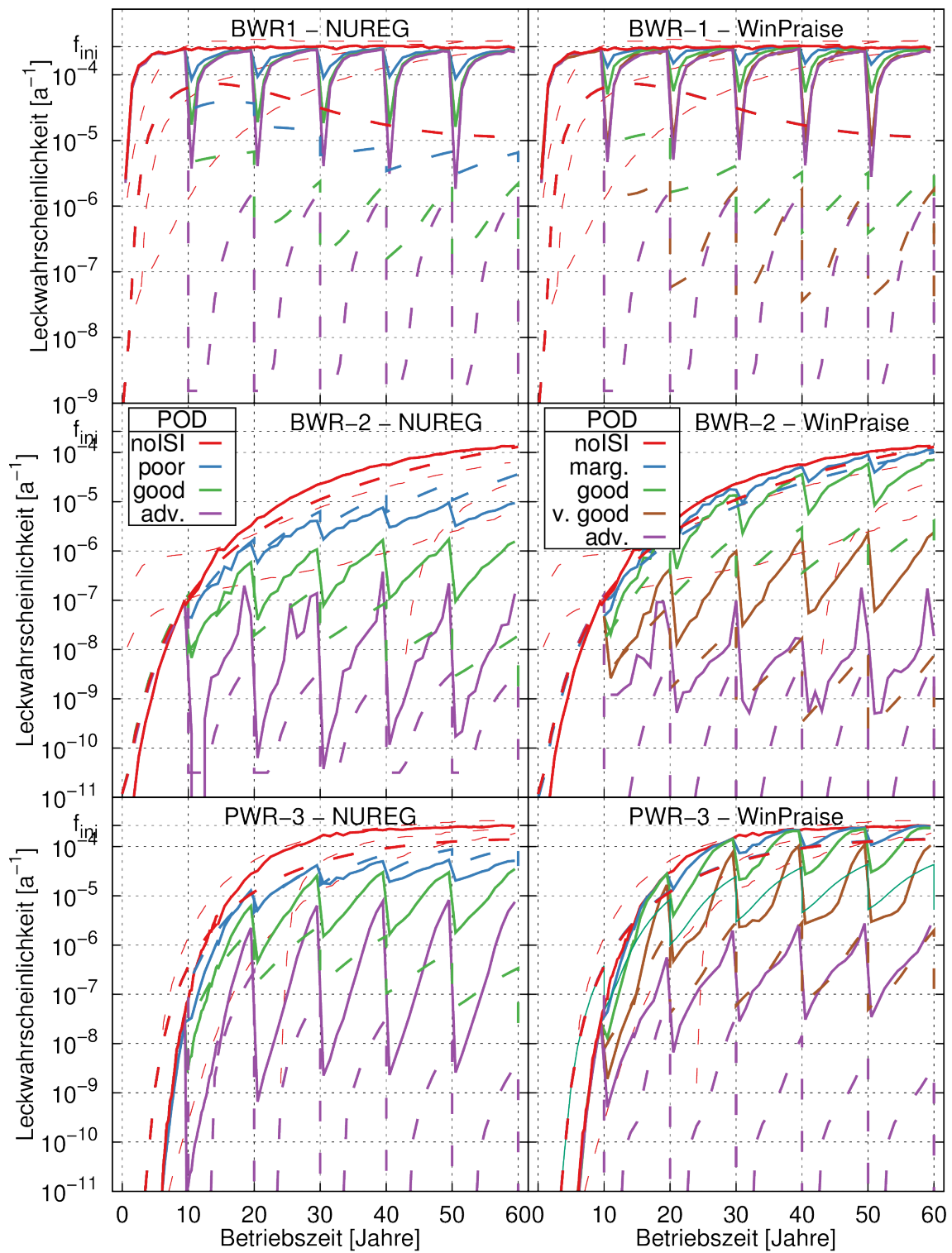


Abb. 7.2 Korrosions-Beispiele BWR-1 (oben), BWR-2 (mitte) und PWR-3 (unten), mit den POD-Kurven nach NUREG (links) und WinPraise (rechts). Durchgezogen: PROST, gestrichelt: VTTBESIT, dünn: frühere Studien /SIM 09/

7.3 Vergleich und Bewertung

Zur Beurteilung kann die Übereinstimmung der PROST-Wahrscheinlichkeiten mit den VTTBESIT-Berechnungen und den früheren Analysen aus /SCH 04a/ und /SIM 09/ verglichen werden. Hierbei werden die Einzelfälle verschiedenen qualitativen Kategorien zugeordnet: Gute Übereinstimmung aller Ergebnisse (++), gute Übereinstimmung von PROST und VTTBESIT und abweichende frühere Rechnungen (+), mäßige Übereinstimmung von PROST und VTTBESIT wie z. B. verschlechternde Tendenz (+/-), schlechte Übereinstimmung (-). Die acht mal fünf Testfälle sind in Tab. 7.6 mit ihren Beurteilungen dargestellt.

Tab. 7.6 Bewertungstabelle des ETSO-GRS/VTT-Benchmarks

Testfall	keine WKP	NUREG-POD			WinPraise-POD			
		poor	good	adv.	marg.	good	v. good	adv.
Small	++	+	+	+/-	-	+	+	-
Medium	++	+/-	+	-	-	+/-	+	-
BWR-1	-	-	-	-	-	-	-	-
BWR-2	+	+	+/-	+/-	-	+/-	+/-	-
PWR-3	+	+	+/-	-	-	+/-	+/-	-

In der Tabelle wird noch einmal deutlich, dass es mehrere Rohrleitungstestfälle gibt, wo eine Übereinstimmung systematisch ausbleibt, kenntlich durch entsprechende Zeilen bzw. Spalten mit (-): Die Geometrie BWR-1 und die WinPraise-POD-Kurven marginal und advanced. Die beste Übereinstimmung kann dagegen ohne POD-Kurve (keine WKP) erzielt werden, und gute Ergebnisse mit den Qualitäten poor (NUREG), good (NUREG und WinPraise) und very good (WinPraise).

Die Unterschiede konnten auf eine Reihe von Ursachen zurückgeführt werden /HEC 15d/. So ergeben sich geringfügige Unterschiede aus den analytischen bruchmechanischen Verfahren der eingesetzten Codes und der statistischen Methodik. Die starke Schweißnahteigenspannung im Fall BWR-1 scheint bei VTTBESIT zu einem Sinken der Leckagewahrscheinlichkeit zu führen. Die Unterschiede bei manchen POD-Kurven liegen in der unterschiedlichen Implementierung von WKP in PROST und VTTBESIT. Ausgewählte Ergebnisse des Codevergleichs sind in /HEC 15d/ zusammen-

mengefasst und wurden auf der EUROSAFE 2015 präsentiert, im Rahmen des ETSON Award 2015.

8 Leckratenversuche und Leckraten-Analysemethodik

8.1 Versuchsstände an der Universität Stuttgart

Am Institut für Kernenergetik (IKE) und an der Materialprüfanstalt (MPA) Universität Stuttgart wurde zeitgleich mit dem Vorhaben RS1516 mit der Planung von Versuchen begonnen, die unter anderem die Messung von Massenstromraten durch rissartige Schlitzgeometrien zum Ziel haben. Die Planung dieser Versuche wurde im Rahmen des Vorhabens RS1516 begleitet und vorbereitende Rechnungen durchgeführt.

Der Versuchstand am IKE Universität Stuttgart für Leckraten bietet die Möglichkeit für variable Versuche bei geringeren Drücken (maximal 10 bar) und Temperaturen (bis 170 °C). Diese Versuche eignen sich besonders zur Bestimmung von Strömungswiderständen und dem Test variabler Leckkonfigurationen. Der Druckaufbau erfolgt über ein Stickstoffreservoir, die Messung der Leckrate wird durch eine Differenzmessung beim Vorbeiströmen an der Lecköffnung erreicht. Die Versuche bei der MPA Universität Stuttgart nutzen den FSI-Versuchskreislauf (Abb. 8.1), der bei 75 bar und 260 °C – 270 °C betrieben wird. Die Zuführung erfolgt über Pumpen, was die mögliche Leckrate, bei der der Innendruck gehalten werden kann, auf etwa 0,2 kg/s begrenzt. Als Leckgeometrie ist eine Platte mit einem Spalt geplant, so dass die Leckgröße gezielter manipuliert werden kann als z. B. im Fall eines Risses in einem Abschnitt in der zylindrischen Rohrleitung. Ein Ausschnitt des Kreislaufs und des Leckmoduls sind in Abb. 8.1 gezeigt.

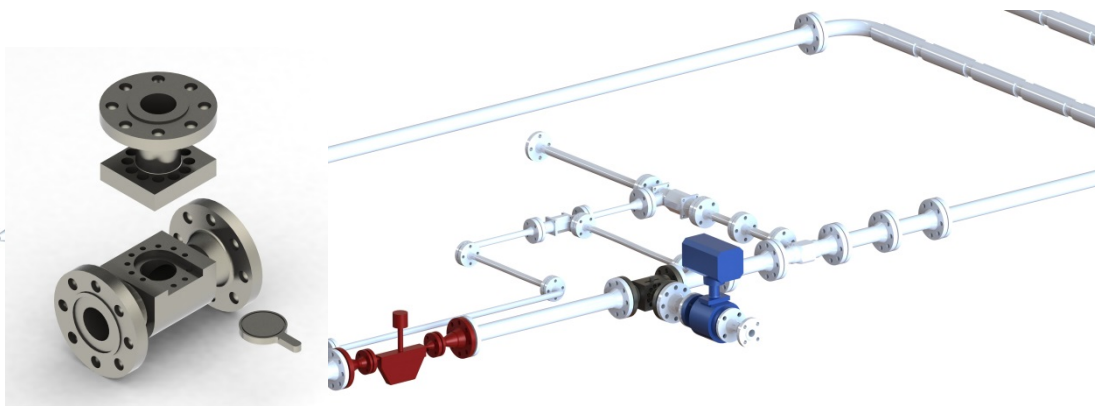


Abb. 8.1 Planung des Leckmoduls im FSI-Kreislauf nach /SIL 16/

Bei der Instrumentierung sind Druckmessungen an verschiedenen Positionen des Strömungskanals geplant, zumindest bei den Vorversuchen. Diese erlauben dann die direkte Messung des Druckabfalls im Strömungskanal.

8.2 Auslegungsrechnungen

Die rechnerische Analyse der Experimente wird vorbereitet durch Vorhersagen der erwarteten Leckraten bei bestimmten Lecköffnungen. Diese Rechnungen dienen auch der Auslegung und Dimensionierung, die verhindern, dass die Leckagen außerhalb des interessanten und anlagentechnisch beherrschbaren Bereichs liegen – Versuchsprogramme in der Vergangenheit lehren, dass dies durchaus notwendig ist /MIC 04/.

Zum geplanten Leckmodul des FSI-Versuchsstands wurden daher eine Reihe von Rechnungen durchgeführt, die die maximale Größe eines Lecks quantifizieren sollen, bei der die Leckrate auf 0,2 kg/s begrenzt bleibt. Der Leckmassenstrom hängt (in dem vorliegenden Fall konstanter Fluidbedingungen) von der Schlitzgeometrie (Länge $2c$, Weite CO , Wanddicke t) sowie vom Strömungswiderstand ab, welcher von der Wandrauheit R_z beeinflusst wird. Zur Bestimmung der maximalen Größe eines Ausströmspalts wurde ein Nomogramm erstellt, das in Abb. 8.2 wiedergegeben ist. Es wurde ein rechteckiger Spalt angenommen und die Temperatur auf 260 °C gesetzt (was dem kalten Extremum entspricht, bei dem die höchste Leckrate zu erwarten ist).

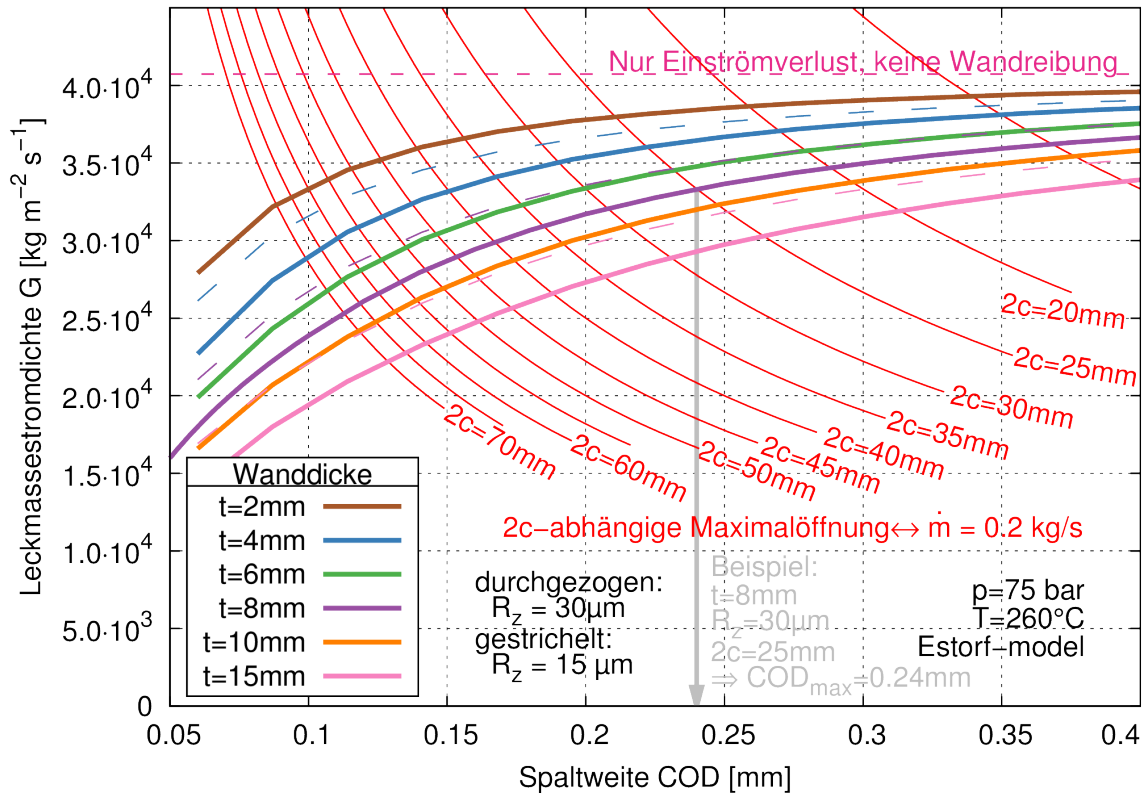


Abb. 8.2 Auslegungs-Nomogramm für den MPA-Versuchsstand

Das Nomogramm kann genutzt werden, indem zunächst die der Wanddicke entsprechende farbige Linie ausgewählt wird. Dann wird die rote Linie, die der ganzen Risslänge entspricht, ausgewählt, und der Schnittpunkt mit der zuvor bestimmten farbigen Linie identifiziert. Am Schnittpunkt kann dann die maximal mögliche Spaltweite (COD) abgelesen werden. Als Beispiel (im Nomogramm grau eingezeichnet) wird bei einer Plattendicke von 8 mm und einer Spaltlänge von 25 mm und einer Oberflächenrauheit von 30 μm die maximale Rissöffnung mit 0,24 mm bestimmt. Um statt mit einer Rauheit von 30 μm mit einer von 15 μm zu rechnen, können die gestrichelten Linien genutzt werden.

Es sei angemerkt, dass in speziell diesem Nomogramm der Einströmverlust mit einem Best-Estimate-Wert von 1,6 angesetzt wurde. Für die Auslegung „konservativ“ wäre eher ein niedrigerer Wert, da dann die Leckrate eher überschätzt wird. Eine vorsichtiger Schätzung des Werts würde also eher niedrigere Spaltweiten vorhersagen.

8.3 Versuchsauswertung

Als Vorbereitung zu den Messungen des Eintrittsverlustes und des Druckverlaufs im Strömungskanal wurden die in WinLeck vorhandenen Strömungsmodelle hinsichtlich ihrer jeweiligen Modellierung der thermodynamischen Eigenschaften des strömenden Fluids im Leckkanal untersucht. Die Unterschiede in den Annahmen verschiedener Modelle sind erheblich. Als geeignete Vergleichsgrößen wurden Druck, Temperatur, spezifisches Volumen und Dampfgehalt ausgewählt, die gut am Eintritt bzw. nach dem Eintrittsverlust und in der Austrittsebene miteinander verglichen werden können. Gute Aussagen lassen sich für das Henry-Modell /HEN 70/, das Pana-Modell /PAN 76/, das Estorf-Modell /EST 11/ und die modifizierte / unmodifizierte Bernoulli-Gleichung ableiten. Die Müller-4-Faktoren-Formel /GRE 99/ dagegen und die unterschätzende Estorf-mverl-Methode /EST 11/ lassen sich nicht auf diese Weise beschreiben, weil in beiden Fällen eine fiktive Strömung berechnet wird, die nachträglich global durch Faktoren angepasst wird. Die verfügbaren Informationen werden als Text in einem Feld auf der Oberfläche angezeigt, um den Entwicklungsaufwand zu beschränken.

Erste Vorversuche wurden durchgeführt. Dazu wurde ein Vorversuchsstand errichtet, bei dem Wasser bei Raumtemperatur mit einem Druck von 7,5 MPa durch einen Schlitz von 0,1 mm x 30 mm in einer 4 mm starken Platte gepresst wurde. Diese Situation ist in Abb. 8.3 abgebildet. Die Oberflächenrauheit, aber auch die Spaltbreite sind unsicherheitsbehaftet, da es bei der Herstellung des Spalts zu einem wärmebedingten Verzug gekommen ist.

Der Versuch kann mit der Bernoulli-Gleichung nachgerechnet werden – eigentlich ist eine solche Versuchsanordnung eher geeignet, den Strömungswiderstand eines solchen Spaltes zu bestimmen. Mit verschiedenen Annahmen zu den Widerstandsverlusten kann eine Berechnungsreihe durchgeführt werden. Dabei werden unterschiedliche Annahmen zu Einström- und Reibungsverlusten gemacht, beispielsweise nach KTA 3206, mit Best-Estimate-Ansätzen, oder mit den Ergebnissen von gemessenen Strömungswiderständen an dünnen Platten. Diese Berechnungsreihe ist in Tab. 8.1 gezeigt. Trotz einiger Annahmen bei unsicheren Größen scheint eine Ausströmrates im Bereich von 200 g/s realistisch für die gewählte Spaltgeometrie. Erhebliche Abweichungen im Experiment sollten Indizien für Abweichungen bei der Spaltweite oder der Oberflächenrauheit sein. Zentrale Frage ist, ob die KTA-Methodik die Messung unterschätzen kann.

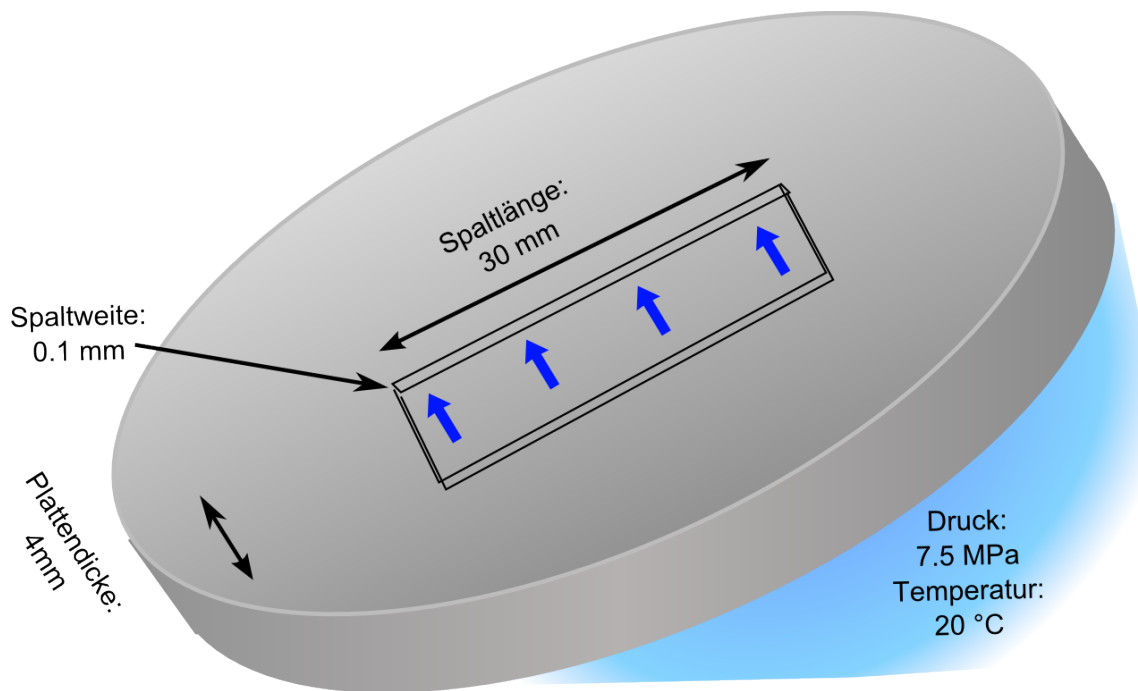


Abb. 8.3 Spaltgeometrie des Vorversuchs (schematisch)

Tab. 8.1 Berechnungsreihe zum Vorversuch: Verschiedene Annahmen zu Einström- und Reibungsverlust führen zu verschiedenen Ausströmraten

Eintrittsverlust	KTA	KTA	KTA	Kante	Kante	
ζ_{in}	0,5	0,5	0,5	1,69	1,69	2,7
c_d	0,82	0,82	0,82	0,61	0,61	0,52
Reibungsverlust	minimal	glatt	maximal	glatt	rau	keiner
R_z [μm]	0	2	470 – 1000	2	30	0
λ	0	0,14	2	0,038	0,13	0
ζ_f	0	2,86	40,0	0,76	2,59	0
Widerstand ζ	0,5	3,36	40,5	2,45	4,28	2,7
Massestrom [kg/s]	0,30	0,17	0,057	0,20	0,15	0,21

8.4 Einflussparameter Leckausströmverhalten

Die Modellierung der Druckverlustanteile im Strömungskanal eines rissartigen Lecks ist ein wesentlicher Bestandteil der Analytik von Leckraten, so auch in der unterschätzenden Vorgehensweise nach KTA 3206. Dieser liegen Messungen von Widerstandswerten ζ an engen Strömungskanälen zugrunde, die, so das Postulat, durch einen Einströmverlust von konstant $\zeta_{in} = 0,5$ sowie dem übrigen Rest durch Reibung (ζ_f) zu-

stande kommen. Daraus wird der Widerstandsbeiwert bzw. Reibungsfaktor λ abgeleitet.

$$\zeta = \zeta_{in} + \frac{\lambda L}{d_h} \Rightarrow \lambda = \frac{(\zeta - 0,5)d_h}{L} \quad (8.1)$$

In die Berechnung der gemessenen Reibungsfaktoren geht daher deutlich die Annahme des Einströmverlusts ein – und zwar umso stärker, je kleiner der Gesamtwiderstand ζ ist. Der Ansatz 0,5 ist recht klein gewählt, eine scharfe Kante hat theoretisch einen Wert von ca. 1,6. Weil also nur ein relativ kleiner Wert vom Gesamtwiderstand abgezogen wird, ist der Rest größer. Dies führt laut Gleichung (8.1) zu einem größeren Reibungsfaktor, was sich bei der Ableitung einer abdeckenden Kurve zu höheren Werten bemerkbar macht.

Zur Verdeutlichung dieser Tatsache wurden die in /GRE 14/ /SIE 15/ beschriebenen Auswertungen von Experimenten /BUT 78/ /GAR 86/ /JOH 87/ /KEF 88/ /NIK 33/ /WES 91/, ergänzt um Widerstandsmessungen in /REV 13/, mit verschiedenen Annahmen für den Einströmverlust durchgeführt. Das Ergebnis dieser Parametervariation ist in Abb. 8.4 dargestellt, dabei ist der Ansatz zum Einströmverlust bei der Ableitung des Reibungsfaktors aus der Messung in jedem Einzelgraphen vermerkt.

Die verschiedenen Ansätze für den Einströmverlust (0 bis 3,5) führen in manchen Fällen zu sehr geringen, in anderen Fällen zu starken Verschiebungen der gemessenen Widerstandsbeiwerte. In der Studie wird deutlich, dass diejenigen Messwerte gemäß /WES 91/ und /REV 13/, die nach KTA-Ansatz große Reibungsfaktoren im Bereich großer inverser relativer Rauheitswerte $d_h/2R_z$ liefern, für größere (realistischere?) Annahmen zum Einströmverlust zu signifikant niedrigeren Widerstandsbeiwerten führen. Bemerkenswert ist weiterhin, dass die Ergebnisse nach Nikuradse /NIK 33/ nur für kleine Einström-Formverluste einheitlich wirken und dieses Verhalten für größere Werte verlieren.

Lässt man eine Anpassung des Einström-Parameters zu, so kann auch die abdeckende Kurve überarbeitet werden, da mitunter die gesenkten Reibungswerte nun zu konservativ überschätzt werden. Gezielte Messungen zu diesem Thema sind daher wünschenswert, die speziell dünne Wandstärken untersuchen. Bei einer Neuauswertung könnten dann zudem die einzelnen Einströmverluste individuell an die Versuchsbedingungen angepasst werden, was ein einheitlicheres und realistischeres Ergebnis verspricht.

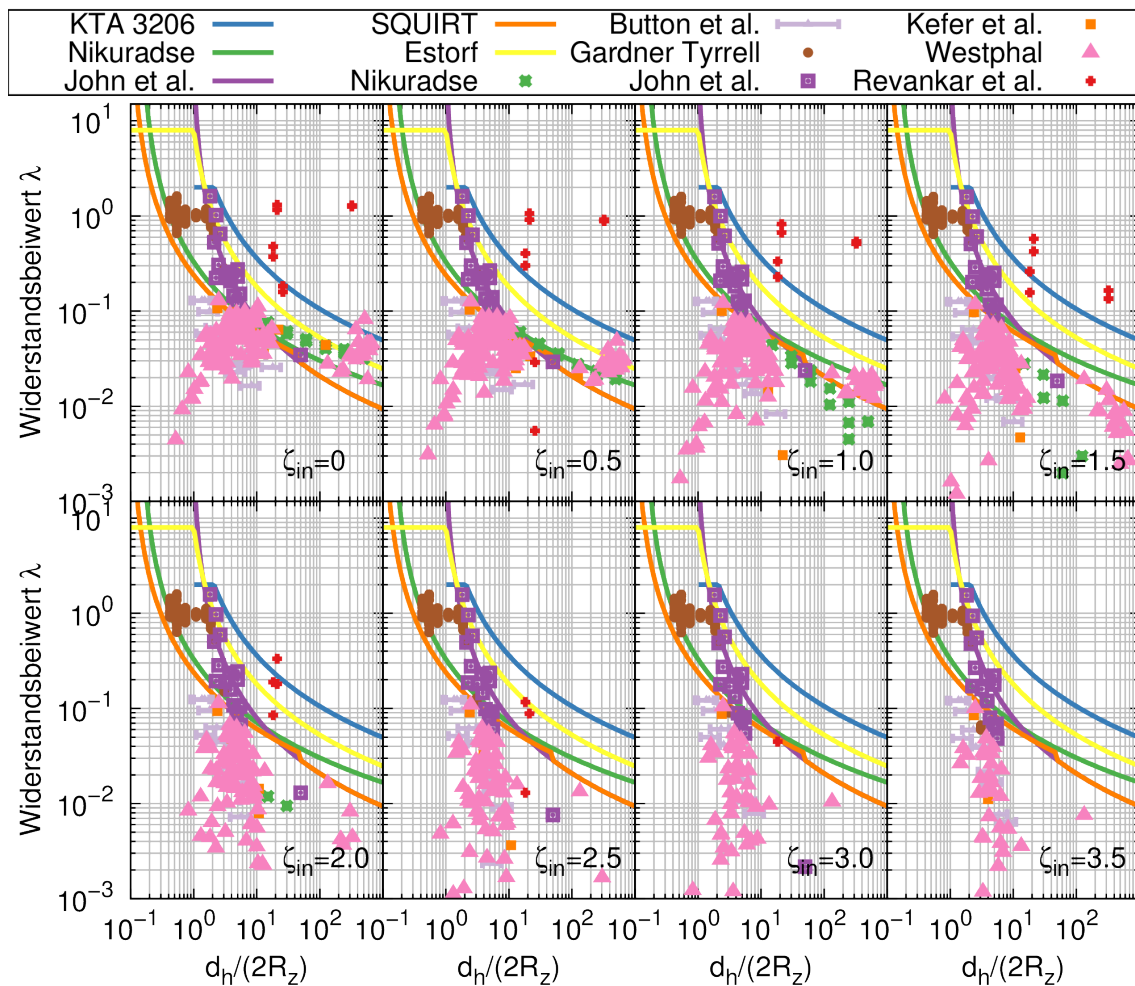


Abb. 8.4 Widerstandsbeiwerte aus Messungen (Punkte) und verschiedene Ansätze für Best-Estimate- oder unterschätzende Ansätze (Linien)

Als Schlussfolgerung und Empfehlung für eine konservativ-unterschätzende Berechnung von Leckraten kann daher gefolgert werden, dass für den Eintrittsverlust Annahmen zur Einströmgeometrie eingehen sollten. Als pauschalen Wert bei unbekanntem Gegebenheiten scheint 0,5 weniger geeignet, ein höherer Wert sollte orientiert an Einströmverhältnissen bei scharfkantigen Übergängen angenommen werden, z. B. 1,6 – 1,7. Für die Einbeziehung sehr dünner Komponenten (wie in /REV 13/ untersucht) in die KTA-Methodik sind somit zusätzliche Untersuchungen erforderlich.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Der Anwendungsbereich des Rechenprogramms PROST der GRS wurde im Rahmen des Vorhabens RS1516 durch neue Struktur- und Rissgeometrien ergänzt und so universeller einsetzbar gemacht. Die Berücksichtigung von temperaturabhängigen Parametern, Versagenskriterien und Betriebsüberwachungen verbessert die Aussagekraft der Ergebnisse. Die Möglichkeiten zur Durchführung von Ermüdungsanalysen wurden verbessert. Die Erweiterung der statistischen Methodik (mit teils eigens entwickelten Ansätzen) und der Modellierung von Leckraten hilft, die Risiken beim Betrieb belasteter passiver Komponenten besser zu quantifizieren. Bedienbarkeit, Dokumentation und Benutzeroberfläche wurden soweit verbessert, dass PROST ein Hilfsmittel zur Bewertung passiver Komponenten im Hinblick auf Leck-vor-Bruch bzw. Bruchausschluss unter Berücksichtigung kerntechnischer Regeln geworden ist, das auch von Interessenten außerhalb der GRS eingesetzt werden kann.

Anhand vieler Anwendungsbeispiele konnte dargestellt werden, dass PROST die Analyse einer Vielzahl von Fragestellungen erlaubt: von der bruchmechanischen Bewertung rissbehafteter Komponenten über Ermüdungsauslastung von Bauteilen, der Effizienz von Druckproben, über KTA-konforme Nachweisschritte und Leck-vor-Bruch-Verhalten bis zur Berechnung von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten. Neben diesen Analysen befruchtete auch die Teilnahme an zwei internationalen Vergleichsstudien die Entwicklung, zu denen nicht nur Rechenergebnisse geliefert wurden, sondern auch die Auswertung und Schlussfolgerung unterstützt wurde.

Besonders hervorzuheben sind die Analysen zur rechnerischen Leckratenbestimmung und der Bewertung des Leck-vor-Bruch-Verhaltens nach KTA, die durch die Softwareunterstützung systematisch und umfassend durchgeführt werden konnten. Die Expertise konnte bei der Begleitung der Planung und Gestaltung neuer Versuchsreihen zu Leckmassenströmen genutzt werden.

Die durchgeführten Analysen wie auch die internationalen Benchmarkstudien haben gezeigt, dass eine Reihe von Fragestellungen in der analytischen Bruchmechanik noch offen sind. So gibt es in den länderspezifischen Vorgehensweisen unterschiedliche Ansätze zur Berücksichtigung thermischer Lasten, oder Kombinationen von mechanischen und thermischen Lasten. Diese Unterschiede sind insbesondere bei der analytischen Berechnung des elastisch-plastischen Strukturverhaltens präsent und sind auch in praxisrelevanten Fällen aufgefallen. Bei probabilistischen Ergebnissen zeigt insbe-

sondere der ETSON-Codevergleiche von GRS und VTT, dass verschiedene Ansätze für die Berücksichtigung von wiederkehrenden Prüfungen koexistieren, die sich in einigen Punkten unterscheiden und so auch für Unterschiede in den Ergebnissen verantwortlich sind. Der Codevergleich hat insbesondere deutlich gemacht, dass es möglich ist, Diskrepanzen in Benchmark-Ergebnissen auf Ursachen zurückzuführen und ein Verständnis für die Gründe zu entwickeln. Gänzlich neue Fragen der analytischen Bruchmechanik werfen auch die Anzeigen in den Reaktordruckbehältern der Anlagen Doel-3, Tihange-2 und Beznau in Belgien bzw. der Schweiz auf, da verfeinerte Methoden zur Bewertung quasi-laminarer Rissfelder fehlen.

Beim Leck-vor-Bruch-Verhalten konnte gezeigt werden, dass die Betrachtung von mittleren bis kleinen Nennweiten besonders relevant ist. Die Vorgehensweise nach KTA weist insbesondere für dünnwandige Komponenten Anwendungsgrenzen auf, die nicht nur Weiterentwicklungen nötig machen, sondern auch die Konsistenz der gegenwärtigen Herangehensweise in Frage stellen. Die Absicherung der Methodik durch Experimente im Bereich typischer Detektionsschwellwerte ist ebenfalls wünschenswert, da viele in der Vergangenheit durchgeführte Versuche eher auf große Leckagen zielen. Ferner wird derzeit die Berücksichtigung von Eigenspannungen konsequent bis in die Leckphase international diskutiert.

Schließlich ist bei der Analyse der Leckagefälle auch deutlich geworden, dass rissartige Leckagen nur eine mögliche Problemklasse in sicherheitstechnisch relevanten Komponenten sind: Auch Leckagen infolge Wanddickenschwächung und Leckagen durch Dichtungen und Armaturen treten auf. Im Gegensatz zur Integritätsbewertung ist die Approximation eines Defekts durch einen Riss für Fragen der Leckrate keine geeignete oder konservative Vorgehensweise. Eine alternative Approximation eines derartigen Defekts und eine adäquate Beschreibung, die eine Bewertung von Ereignissen erlauben würde, sind erforderlich.

Literaturverzeichnis

- /AFC 05/ AFCEN: RSE-M Code, Rules for In-service Inspection of Nuclear Power Plant Components. Paris, 1997 Edition, Addenda 1998, 2000, 2005.
- /AFC 10/ AFCEN: RCC-MRx Code, 2010 edition, Design and Construction Rules for Mechanical Components of FBR Nuclear Islands and high temperature applications. Paris, 2010.
- /ALL 98/ Al Laham, S.: Stress Intensity Factor and Limit Load Handbook. SINTAP/Task 2.6, British Energy Generation Ltd, April 1998.
- /ASM 13/ ASME Boiler & Pressure Vessel Code. Vol. XI: Rules for In-service Inspection of Nuclear Power Plant Components. The American Society of Mechanical Engineers, 2013.
- /AST 11/ ASTM International: Standard Practices for Cycle Counting in Fatigue Analysis. ASTM E1049-85(2011)e1, 2011.
- /ATH 12/ ATHLET (Analyse der Thermohydraulik von Lecks und Transienten), Mod 3.0 Cycle A, User's Manual, 2012.
- /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.
- /BEC 74/ Becher, P. E., Pedersen, A.: Application of statistical linear elastic fracture mechanics to pressure vessel reliability analysis. Nucl. Eng. Des. 27, 413-425 (1974).
- /BEL 90/ Beliczey, S., Schulz, H.: Comments on probabilities of leaks and breaks of safety-related piping in PWR plants, Int. J. Pres. Ves. & Piping 43, 219-227, 1990.
- /BEL 03/ Bell, C. D., Chapman, O. J. V.: WP-4 Review and Benchmarking of SRMs and associated Software, Appendix F, Description of PRODIGAL, NURBIM Report D4/Appendix F, July 2003.

- /BFS 05/ Bundesamt für Strahlenschutz: Methoden und Daten zur probabilistischen Sicherheitsanalyse für Kernkraftwerke, Salzgitter, Oktober 2005.
- /BLA 10/ Blasset, S., Keim E., Tiete R.: German Engineering Methods for Critical Crack Size Assessment in Ductile Regime based on Envelop Flow Stress. Proceedings of ASME PVP 2010, PVP2010-25973, 2010.
- /BHI 15/ Bhimanadam, V. R., Blom, F. J.: Probabilistic leak before break assessment using master curve. Transactions SMiRT-23, Div. II, Paper ID 312, Manchester, August 2015.
- /BMU 12/ Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke. Bekanntmachung im Bundesanzeiger, 22. November 2012.
- /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 04a/ Brikstad, B.: WP-4 Review and Benchmarking of SRMs and associated Software, Appendix A1, SCC Benchmark Study, NURBIM Report D4/Appendix A1, April 2004.
- /BRI 04b/ Brikstad, B.: WP-4 Review and Benchmarking of SRMs and associated Software, Appendix D1, A Short Description of the NURBIT Piping Reliability Program for Stress Corrosion Cracking Analyses, NURBIM Report D4/Appendix D1, May 2004.
- /BRI 05/ Brickstad, B., Schimpfke, T.: Benchmarking of structural reliability models for risk analyses of piping. Contribution to EUROS SAFE Conference 2005.
- /BSI 15/ British Standard Institution (BSI): Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures. BS 7910:2013+A1:2015, 2013.

- /BUD 15/ Budden, P. J., Sharples, J. K.: The R6 Defect Assessment Procedure: Status and Key Recent Developments. Transactions SMiRT-23, Paper ID 81, Manchester, August 2015.
- /BUS 94/ Busch, M., Petersilge, M., Varfolomeyev, I.: Einflussfaktoren für axiale und Umfangsoberflächenrisse in Zylindern. IWM-Bericht T18/94, October 1994.
- /BUT 78/ Button, B. L. et al.: Gas flow through cracks, Journal of Fluids Engineering 100, 1978, 453-458.
- /CHA 15/ Chapuliot, S., Marie, S., Kayser, Y., Le Delliou, P.: Overview and background of the RSE-M/RCC-MRx annexes devoted to Fracture Mechanics Assessment at both design and operation level. Transactions SMiRT-23, Paper ID 187, Manchester, August 2015.
- /COA 16/ Code_aster 12 7.7.1 online documentation, <http://code-aster.org/doc/v12/en/>, 2016.
- /CRO 07/ Cronvall, O., Männistö, I., Simuloa, K.: Development and testing of VTT approach to risk-informed in-service inspection methodology. Final report of SAFIR INTELI INPUT Project RI-ISI, VTT research notes 2392, VTT, Espoo, 2007.
- /CRO 11a/ Cronvall, O., Männistö, I., Jouni, A.: On Assessment of Initial Cracks for RI-ISI Analysis Purposes. J. Mat. Sci. Eng. B 1, 296-307, 2011.
- /CRO 11b/ Cronvall, O.: Structural lifetime, reliability and risk analysis approaches for power plant components and systems. VTT publications 775, VTT, 2011.
- /DAT 09/ Datta, D., Jang, C.: Failure assessment of nuclear piping components due to combined degradation mechanisms by an advanced probabilistic fracture mechanics code. Proceedings of the ASME 2009 PVP Division Conference, PVP2009-77904, Prag, Juli 2009.

- /DAT 10/ Datta, D.: Development of an advanced PFM code for the integrity evaluation of nuclear piping system under combined aging mechanisms. Doctoral Thesis, Korea Advanced Institute of Science and Technology, 2010.
- /DAZ 97/ Dazhi, X., Jical, L., Dafeng, C.: An integral design of NHR-200. IAEA Technical committee meeting on integral design concepts of advanced water cooled reactors, Obninsk, IAEA-TECDOC-977, 1997.
- /DIL 03/ Dillström, P.: WP-4 Review and Benchmarking of SRMs and associated Software, Appendix G, A Short Description of ProSACC, NURBIM Report D4/Appendix G, September 2003.
- /DIL 07/ Dillström, P., Zang, W.: ProLBB – A Probabilistic Approach to Leak Before Break Demonstration. SKI Report 2007:43, SKI, November 2007.
- /DIL 08/ Dillström, P., Bergman, M., Brickstad, B., Zang, W., Sattari-Far, I., Andersson, P., Sund, G., Dahlberg, L., Nilsson, F.: A combined deterministic and probabilistic procedure for safety assessment of components with cracks – Handbook. Research report no. 2008:01, Swedish Radiation Safety Authority, 2008.
- /DOW 82/ Downing, S. D., Socie, D. F.: Simple rainflow counting algorithms. Int. J. Fatigue 4, 31–40, 1982.
- /DUO 97/ Duo, D., Shuyan, H., Yongchang, S., Honglin, W., Huajian, C., Yonglin, H., Zongpo, C.: Mechanical and structural design of the 200 MW nuclear heating reactor (NHR-200). IAEA advisory group meeting on design approaches for heating reactors, Beijing, IAEA-TECDOC-965, 1997.
- /EDF 13/ EDF R&D: Code_Aster – Analyse des Structures et Thermo-mécanique pour des Etudes et des Recherches. EDF R&D, www.code-aster.org, 2013.

- /ELM 13/ Elmas, M., Jendrich, U., Michel, F., Reck, H., Schimpfke, T., Walter, M., Wenke, R.: Untersuchungen zur Wirksamkeit von Maßnahmen zur Sicherstellung der Integrität druckführender Komponenten in deutschen Kernkraftwerken. GRS-A-3700, März 2013.
- /ESS 95/ Esslinger, J., Grebner, H.: Parametrische Analysen von Leckraten für wanddurchdringende Risse in Kraftwerksrohrleitungen mit anschließender Erarbeitung eines Kataloges. TH Zittau und GRS, unveröffentlicht, 1995.
- /EST 11/ Estorf, M.: Leckratenberechnung, Berechnung von Wasser-/Dampfleckageraten aus Rissen, Leckratenberechnung. Beitrag Vattenfall für Arbeitsgremium KTA 3206, 2011.
- /ETS 11/ European TSO Network (ETSON): Position Paper of the Technical Safety Organisations: Research Needs in Nuclear Safety for Gen2 and Gen3 NPPs. ETSON/2011-001, October 2011.
- /FEN 98/ Feng, X. Q., He, S. Y.: Safety Analysis of the Reactor Pressure Vessel of NHR-200. Technische Mechanik 18, 277-284, 1998.
- /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.
- /FUH 12/ Fuhrmann, M., Kanney, J.: Early Leak Detection External to Structures at Nuclear Power Plants. NUREG-2151, U.S.NRC, 2012.
- /GAR 86/ Gardner, G. C., Tyrrell, R. J.: The flow resistance of experimental models of naturally occurring cracks, Proc. Instn. Mech. Engrs. 200, No. C4, 1986, 245-250.
- /GOU 13/ Gourdin, C.: MJSAM2 – User Manual (Version 4.6.1). CEA und IRSN, Dezember 2013.
- /GRE 99/ Grebner, H., Müller, C., Sievers, J.: Weiterentwicklung der Analysetechnik und generische Analysen zum Komponentenverhalten im Verbund für auslegungüberschreitende Störfälle. GRS-A-2678, Juni 1999.

- /GRE 04a/ Grebner, H. Schimpfke, T., Peschke, J. Sievers, J.: Weiterentwicklung der strukturmechanischen Analysemethodik zur Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit passiver Komponenten, Abschlussbericht des Vorhabens RS 1127, GRS-A-3236, 2004.
- /GRE 10/ Grebner, H., Wang, Y., Schimpfke, T., Sievers, J.: Weiterentwicklung der strukturmechanischen Analysemethodik zur Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit passiver Komponenten, Phase II, Abschlussbericht des Vorhabens RS 1163, GRS-A3544, 2010.
- /GRE 14/ Grebner, H., Heckmann, K., Sievers, J.: Berechnung von Leckflächen und Leckraten mit vereinfachten Methoden. Technischer Zwischenbericht, GRS-A-3720, Juni 2014.
- /GUM 12/ Gumbsch, P.: KEK: Weiterentwicklung von Rechenmethoden zur probabilistischen Leck-vor-Bruch Bewertung von Rohrleitungen. Förderkennzeichen 1501398, Halbjahresbericht 2012-1, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Juli 2012.
- /HAI 89/ Haibach, E.: Betriebsfestigkeit : Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung. ISBN 3-18-400828-2, VDI Verlag, Düsseldorf, 1989.
- /HAR 92/ Harris, D. O., Dedhia, D. D., Lu, S. C.: Theoretical and User's Manual for pc-PRAISE. NUREG/CR-5864, UCRL-ID-109798, Failure Analysis Associates and Lawrence Livermore National Laboratory, February 1992.
- /HAR 98/ Harris, D. O., Dedhia, D. D.: WinPRAISE 98 PRAISE Code in Windows. Engineering Mechanics Technology, Inc., 1998.
- /HEC 13/ Heckmann, K., Grebner, H., Sievers, J.: Weiterentwicklung probabilistischer Analysemethoden zur Lebensdauerbestimmung von Rohrleitungen und Behältern. Abschlussbericht Reaktorsicherheitsforschungsvorhaben Nr. RS 1196, GRS-A-3709, GRS, 2013.
- /HEC 15a/ Heckmann, K., Bläsius, C., Sievers, J.: Nachrechnung von Leckratenexperimenten. Technischer Bericht GRS-V-3613R01332-2/2015, GRS, April 2015.

- /HEC 15b/ Heckmann, K., Ma, K., Sievers, J.: Probabilistic aspects on break preclusion assessment in nuclear piping. Beitrag zum 41. MPA-Seminar, Stuttgart, Oktober 2015.
- /HEC 15c/ Heckmann, K., Sievers, J.: Code development for piping integrity assessment with respect to new German safety standard. Transactions SMiRT-23 Div. II Paper ID 148, Manchester, August 2015.
- /HEC 15d/ Heckmann, K., Saifi, Q.: Comparative Analysis of Deterministic and Probabilistic Fracture Mechanical Assessment Tools. Contribution to EUROSAFE/ETSON Award, Brussels, 2015.
- /HEC 16a/ Heckmann, K., Sievers, J., Bläsius, C.: PROST Documentation: User's Manual, Theory Manual, Validation Report, Programmer's Manual. GRS-P-7 Vol. 1-4, 2016.
- /HEC 16b/ Heckmann, K., Sievers, J.: Scaling of Leak-Before-Break Behavior in Nuclear Piping. In Vorbereitung. 2016.
- /HEC 16c/ Heckmann, K., Bläsius, C., Bahr, L., Sievers, J.: WinLeck Documentation: User's Manual, Validation Report. GRS-P-6, Vol. 1-2, 2016.
- /HEN 70/ Henry, R. E.: The two-phase critical discharge of initially saturated or sub-cooled liquid. Nucl. Sci. Engng. 41, 1970, 336-342.
- /HER 06/ Herter, K.-H., Reicherter, B., Hienstorfer, W.: Ermüdungssicherheit für Rohrleitungen. Beitrag 45 zum 32. MPA-Seminar, Stuttgart, 5. – 6. Oktober 2006.
- /HIP 85/ Hippelein, K. W., Julisch, P., Muz, J., Schiedermaier, J., Sturm, D., Stoppeler, W.: Forschungsvorhaben Phänomenologische Behälterberstversuche, Abschlussbericht Phase I. BMFT-TB 150279, MPA Stuttgart, 1985.
- /HSE 01/ Bomel Ltd for HSE: Probabilistic methods: Uses and abuses in structural integrity. Contract research report 398/2001, 2001.

- /HUD 90/ Hudak, S. J., McClung, R. C., Bartlett, M. L., Fitzgerald, J. H., Russell, D. A.: A Comparison of Single-Cycle Versus Multiple-Cycle Proof Testing Strategies. NASA Contr. Rep. 4318, 1990.
- /IAE 03/ International Atomic Energy Agency (IAEA): Assessment and management of ageing of major nuclear power plant components important to safety – Primary piping in PWRs. IAEA-TECDOC-1361, Wien, July 2003.
- /IVA 11/ Ivanov, D., Varfolomeev, I., Moroz, S., Siegele, D.: Weiterentwicklung von Rechenmethoden zur probabilistischen Fehlerbewertung von Kraftwerkskomponenten. Abschlussbericht Fraunhofer IWM Freiburg, Freiburg, 2011.
- /IVA 15/ Ivanov, D., Varfolomeev, I., Siegele, D.: Weiterentwicklung von Rechenmethoden zur probabilistischen Leck-vor-Bruch Bewertung von Rohrleitungen. Abschlussbericht Reaktorsicherheitsforschung-Vorhaben Nr. 1501398, Fraunhofer IWM Freiburg, Berichtsnummer 1157/2014, Februar 2015.
- /JAM 11/ James, P., Toft, A.: Studies on improved methods for dealing with combined primary and secondary stresses in defect assessments. Contribution to EG2/EG3 RPV case study, Phase 3. NULIFE report No. (11) 20, December 2011.
- /JAI 08/ Jaijun, J., Yajun, Z.: Nuclear Seawater Desalination Plant Coupled with 200 MW Heating Reactor. International Symposium on the Peaceful Applications of Nuclear Technology in the GCC Countries, Jeddah, 2008.
- /JOH 87/ John, H. et al.: Kritische Leckströmung aus rauhen Rissen in Druckbehältern, Bericht KfK 4192, 1987.
- /KAM 95/ Kamphausen, M., Grebner, H.: WinLeck. Dokumentation des Programms zur Leckflächen und Leckratenabschätzung. GRS, Februar 1995.

- /KAY 15a/ Kayser, Y.: Benchmark KJ on analytical evaluation of fracture mechanics parameters K and J for different component and loading. 38th meeting of the WGIAGE, OECD, March 2015.
- /KAY 15b/ Kayser, Y., Marie, S., Chapuliot, S., Le Delliou, P., Faïdy, C.: BENCH-KJ: Benchmark on analytical calculation of fracture mechanics parameters K_I and J for cracked piping components – final results and conclusions. Transactions SMiRT-23, Manchester, August 215.
- /KAY 16/ Kayser, Y.: BENCH KJ: overall synthesis of OECD benchmark activities. Draft final report DEN/DANS/DM2S/SEMT/LISN/NT/15-011/A, March 2016.
- /KEF 88/ Kefer, V. et al.: Vorhersagegenauigkeit von Modellen für Leckraten aus Rissen in druckführenden Komponenten, Dechema-Monographien Band 111, VCH Verlagsgesellschaft, 1988, 123-147.
- /KIE 73/ Kiefner, J. F., Maxey, W. A., Eiber, R. J., Duffy, A. R.: Failure Stress Levels of Flaws in Pressurized Cylinders. ASTM STP 536, 461–481, 1973.
- /KLA 10/ Klasky, H. B., Williams, P. T., Yin, S., Bass, B. R.: Structural Integrity Assessments Modular - Probabilistic Fracture Mechanics (SIAM-PFM): User's Guide for xLPR, ORNL/LTR-2010/247, Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN, July 30, 2010.
- /KOC 06/ Koçak, M.: "FITNET – European Fitness For Service Network. Final Technical Report, GKSS Forschungszentrum, GTC1-2001-43049, 2006.
- /KTA 08/ Sicherheitstechnische Regel KTA 3204, Reaktordruckbehälter-Einbauten, Fassung 2008-11.
- /KTA 10/ Sicherheitstechnische Regel KTA 3201.4, Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren Teil 4: Wiederkehrende Prüfungen und Betriebsüberwachungen, Fassung 2010-11.

- /KTA 13/ Sicherheitstechnische Regel KTA 3201.2, Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren, Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung, Fassung 2013-11.
- /KTA 14/ Sicherheitstechnische Regel KTA 3206, Nachweise zum Bruchabschluss für druckführende Komponenten in Kernkraftwerken, Fassung 2014-11.
- /KUM 81/ Kumar, V., German, M. D., Shih, C. F.: An Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture Analysis. Topical Report, EPRI NP-1931, EPRI, July 1981,
- /KUM 84/ Kumar, V., German, M. D., Wilkening, W. W., Andrews, W. R., deLorenzi, H. G., Mowbray, D. F.: Advances in Elastic-Plastic Fracture Analysis. Final Report, EPRI NP-3607, EPRI, August 1984.
- /KUP 04/ Kupperman, D. S., Sheen, S. H., Shack, W. J., Diercks, D. R.: Barrier Integrity Research Program. Final Report, NUREG/CR-6861, ANL-04/26, 2004.
- /KUS 84/ Kußmaul, K.: German basis safety concept rules out possibility of catastrophic failure. Nucl. Eng. Int. 12, 41-46, 1984.
- /LAM 13/ Lammmer, R., Wackenhut, G.: Weiterentwicklung probabilistischer Methoden zur Integritätsbewertung unter besonderer Berücksichtigung der statistischen Bewertung maßgeblicher Eingangsgrößen. Abschlussbericht Nukleare Sicherheits- und Entsorgungsforschung – Vorhaben-Nr. 1501376, MPA Berichts-Nr. 8405 000 000, MPA Universität Stuttgart, September 2013.
- /LVX 15/ Lv, X., Li, S., Zhang, H., Wang, Y., Wang, Z., Xue, F., Wang, X: Leak-before-break analysis of thermally aged nuclear pipe under different bending moments. Nucl. Eng. Technol. 47, 712-718 (2015).
- /MAR 76/ Marshall, W. (Herausg.): An Assessment of the Integrity of PWR Vessels. Report of a Study Group chaired by W. Marshall, London, 1976.

- /MAR 05/ Martinez Trinidad, J. et al.: Probabilistic fracture mechanics: application in reactor pressure vessels and oil pipelines. *Revista Mexicana de Física* 51 Suplemento 19-29, 2005.
- /MAR 12/ Marie, S.: BENCHKJ: Benchmark on analytical methods for the Fracture Mechanics parameters calculation – 2012 progress report, rapport technique den, cea, 2012.
- /MAR 13a/ Marie, S., Faidy, C.: BENCHKJ - Benchmark on analytical methods of the fracture mechanics parameters K and J for different components and loads. *Rev. 5*, March 2013.
- /MAR 13b/ Marie, S., Faidy, C.: BENCHKJ:- Benchmark on analytical calculation of fracture mechanics parameters KI and J for cracked piping components – progress of the work. *Proceedings of the ASME 2013 PVP Conference, PVP2013-97178*, Paris, 2013.
- /MAR 14/ Marie, S., Faidy, C., Kayser, Y.: Bench-KJ. Benchmark on the analytical evaluation of the fracture mechanics parameters K and J for different components and loads. *WGIAGE meeting, OECD*, April 2014.
- /MAT 68/ Matsuishi, M., Endo, T.: *Fatigue of metals subjected to varying stress*. Japan Soc. Mech. Engineering, 1968.
- /MIC 04/ Michel, B., Verloo, E., Terzakian, M., Aubert, P., Marques, M., Albaladejo, S., Franco, C., Meister, E.: Leak rate assessment in the leak before break analysis of a PWR piping system. *INIS-FR-480 33/04 FR0108177*, 2004.
- /MUN 12/ Munoz Zuniga, M., Garnier, J., Remy, E., de Rocquigny, E.: Analysis of adaptive directional stratification for the controlled estimation of rare event probabilities. *Statistics and Computing* 22 809-832, 2012.
- /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.
- /NEA 16/ NEA/CSNI: *PROSIR – Final Report*. NEA/CSNI/R(2016), 2016.

- /NIK 33/ Nikuradse, J.: Strömungsgesetze in Rauhen Rohren, VDI Forschungsheft 361 1-22 (1933).
- /NIL 77/ Nilsson, F.: A model for fracture mechanical estimation of failure probability of reactor pressure vessels. Proc. 3rd Int. Conf. Pres. Ves. Technol., Tokyo, 1977.
- /NRC 73/ U.S.NRC: Reactor coolant pressure boundary leakage detection systems. Regulatory guide 1.45, May 1973.
- /NRC 84/ U.S.NRC: Safety Evaluation of Westinghouse Topical Reports Dealing with Elimination of Postulated Pipe Breaks in PWR Primary Main Loops. Generic Letter 84-04, 1984.
- /NRC 07/ U.S.NRC: Leak-before-break evaluation procedures. Standard Review Plan, NUREG-0800, Abschnitt 3.6.3, Rev. 1, 2007.
- /NUG 13/ Nuclear Generation II & III Association (NUGENIA): Nugenia Roadmap, 2013.
- /NUG 15/ Nuclear Generation II & III Association (NUGENIA): Environmentally-Assisted Fatigue Assessment – The European view of the State of the Art for stainless steels in LWR environments. NUGENIA position on Fatigue including environmental effects, Brüssel, April 2015.
- /PAN 76/ Pana, P.: Berechnung der stationären Massenstromdichte von Wasserdampfgemischen und der auftretenden Rückstoßkräfte. IRS-W-24, 1976.
- /R6N 10/ R5/R6 Panel: Probabilistic Fracture Mechanics R5/R6 Newsletter Number 41, 2010.
- /RAH 95/ Rahman, S., Ghadiali, N., Paul, D., Wilkowski, G.: Probabilistic Pipe Fracture Evaluations for Leak-Rate-Detection Applications. NUREG/CR-6004, BMI-2174, Battelle, April 1995.

- /REV 13/ Revankar, S. T., Wolf, B., Vadlamani, A., Wilkowski, G.: Assessment of Leak Rates through Steam Generator Tubes. Final Report RSP-0294 PU/NE-13-11, Canadian Nuclear Safety Commission, Purdue University, 2013.
- /ROO 05/ Roos, E., Herter, K.-H., Ringel, M.: Evaluation of full scale pipe tests based on a probabilistic procedure. Contribution to SMiRT 18, Beijing, China, SMiRT18-G01-01, August 2005.
- /ROO 08/ Roos, E., Schuler, X., Wackenhut, G., Lammert, R.: Probabilistische Sicherheitsanalyse von Komponenten. Beitrag zum 34. MPA-Seminar, Stuttgart, Oktober 2008.
- /RUD 12/ Rudland, D., Harrington, C.: xLPR Pilot Study Report. United States Nuclear Regulatory Commission, NUREG-2110, May 2012.
- /SAL 16/ Salome 7.7.1 online documentation, <http://www.salome-platform.org/user-section/documentation/current-release>, 2016.
- /SCH 97/ Schwalbe, K.-H., Kim, Y.-J., Hao, S., Cornec, A., Koçak, M.: EFAM ETM-MM 96—the ETM Method for assessing the significance of crack-like defects in joints with mechanical heterogeneity. GKSS 97/e/9, GKSS-Forschungszentrum Geesthacht, 1997.
- /SCH 04a/ Schulz, H. et al.: Nuclear Risk-Based Inspection Methodology for passive components (NURBIM). Final Report Contract FIKS-CT-2001-00172, August 2004.
- /SCH 04b/ Schimpfke, T., Schulz, H., Sievers, J.: Vergleichsanalysen zur Strukturzuverlässigkeit von Rohrleitungen (NURBIM). Abschlussbericht des Vorhabens RS 1136, GRS-A-3220, 2004.
- /SCH 04c/ Schimpfke, T., Grebner, H., Sievers, J.: Analysis Methods for Structure Reliability of Piping Components. Contribution to the 30th MPA-Seminar in conjunction with the 9th German-Japanese Seminar, Stuttgart, October 2004.

- /SCH 06/ Schimpfke, T., Bachmann, P., Sievers, J.: Weiterentwicklung der Analyse-
methode zur Bewertung des Tragverhaltens von Mischnähten. GRS-
A-3310, März 2006.
- /SCH 14/ Schuler, X., Kammerer, M., Laurien, E.: Experimentelle Untersuchung
und theoretische Beschreibung der Schädigung metallischer Rohrleitun-
gen bei turbulenter Durchströmung im Bereich hoher Drücke und hoher
Temperaturen. Beschreibung Verbundprojekt UNSCHRO, Stuttgart,
2014.
- /SCO 02/ Scott, P. M., Olson, R. J., Wilkowski, G. M.: Development of Technical
Basis for Leak-Before-Break Evaluation Procedures. NUREG/CR-6765,
2002.
- /SCO 10/ Scott, P., Kurth, R., Cox, A., Olson, R., Rudland, D.: Development of the
PRO-LOCA Probabilistic Fracture Mechanics Code. MERIT final report.
Swedish Radiation Safety Authority, research report 2010:46, 2010.
- /SHA 15/ Sharples, J., Keim, E., Lauerova, D.: Fracture Mechanics Assessment –
The European view of the State of the Art. NUGENIA position on frac-
ture mechanics assessment, draft 4, June 2015.
- /SIE 88/ Sievers, J., Höfler, A., Schulz, H.: Thermoschockbeanspruchung von
Komponenten. Abschlussbericht, GRS-A-1501, Dezember 1988.
- /SIE 99/ Sievers, J., Schulz, H., Bass, B.R., Pugh, C.E.: Final report on the Inter-
national Comparative Assessment Study of Pressurized Thermal-Shock
in Reactor Pressure Vessels (RPV PTS ICAS), NEA/CSNI/R(99) 3,
GRS-152, 1999.
- /SIE 13/ Sievers, J., Grebner, H., Bahr, L. Heckmann, K., Arndt, J., Pallas-
Moner, G.: Simulation der Phänomene bei rissartigen Lecks und Brü-
chen in Rohrleitungen unter Berücksichtigung der Fluid-Struktur-
Kopplung. Abschlussbericht RS 1194, GRS-A-3718, November 2013.

- /SIE 14/ Sievers, J., Bahr, L., Arndt, J. Heckötter, C., Grebner, H.: Weiterentwicklung und Erprobung von Analysemethoden zur Bestimmung des strukturendynamischen Verhaltens von Containmentstrukturen. Abschlussbericht, GRS-346, November 2014.
- /SIE 15/ Sievers, J., Heckmann, K., Bläsius, C.: Bewertung von Methoden zur Berechnung von Leckraten für druckführende Komponenten mit rissartigen Lecks. GRS-369, Juni 2015.
- /SIL 16/ Silber, F., Schuler, X.: Experimentelle Untersuchung und theoretische Beschreibung der Schädigung metallischer Rohrleitungen bei turbulenter Durchströmung im Bereich hoher Drücke und hoher Temperaturen (UNSCHRO). Arbeiten aus dem Verbundvorhaben, private Mitteilung, 2016
- /SIM 84/ Simonen, F. A., Woo, H. H.: Analyses of the Impact of Inservice Inspection Using a Piping Reliability Model. NUREG/CR-3869, PNL-5149, July 1984.
- /SIM 07a/ Simonen, F. A., Doctor, S. R., Gosselin, S. R., Rudland, D. L., Xu, H., Wilkowski, G. M., Lydell, B. O. Y.: Probabilistic Fracture Mechanics Evaluation of Selected Passive Components – Technical Letter Report. Pacific Northwest National Laboratory, PNNL-16625, May 2007.
- /SIM 07b/ Simonen, F. A., Gosselin, S. R., Wilkowski, G. M., Rudland, D. L., Xu, H.: Calculations to benchmark probabilistic fracture mechanics computer codes. Proceedings of ASME PVP 2007, PVP2007-26374, San Antonio, Texas, July 2007.
- /SIM 09/ Simola, K., Cronvall, O., Männistö, I., Gunnars, J., Alverlind, L., Dillström, P., Gandossi, L.: Studies on the effect of flaw detection probability assumptions on risk reduction at inspection. Nordic nuclear safety research, NKS-208, December 2009.
- /SIN 99/ SINTAP, Structural integrity assessment procedures for European industry, Final Procedure, November 1999. European Union Brite-Euram Programme. Project No. BE95-1426, Contact No. BRPR-CT95-0024.

- /SNE 13/ Sustainable Nuclear Energy Technology Platform (SNETP): Strategic Research and Innovation Agenda. SNETP SRIA, 2013.
- /SUN 95/ Sundararajan, C. (Herausg.): Probabilistic Structural Mechanics Handbook. Chapman & Hall, New York, 1995.
- /UHL 98/ Uhlmann, D., Herter, K.-H.: Erstellung eines Nachweisverfahrens für die Bewertung der Integrität von druckführenden Rohrleitungen. MPA/VGB-Project 5.6, VGB Signatur 05/98, Abschlussbericht 944 705 601, MPA Stuttgart, 1998.
- /USN 84/ United States Nuclear Regulatory Commission: Safety Evaluation of Westinghouse Topical Reports Dealing with Elimination of Postulated Pipe Breaks in PWR Primary Main Loops. Generic Letter 84-04, Februar 1984.
- /VAR 06/ Varfolomeyev, I.: Festigkeits- und Integritätsbewertung von Bauteilen mit probabilistischen Methoden. Vortrag, GRS Köln, Dezember 2006.
- /WAN 94/ Wang, D., Dong, D., Zheng, W., Zhang, D., Wang, L.: The 200 MW nuclear heating reactor and its possible application in seawater desalination. Desalination 99, 367-381, 1994.
- /WAN 10/ Wang, Y.: Weiterentwicklung und Erprobung von Methoden zur Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit passiver Komponenten. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 2010.
- /WAN 12/ Wang, Y.: Entwicklung und Erprobung von PROST – Ein Programm zur probabilistischen Versagensanalyse passiver Komponenten. Beitrag zur Jahrestagung Kerntechnik, Stuttgart, 2012.
- /WES 91/ Westphal, F.: Berechnungsmodell für die Leckraten aus Rissen in Wänden druckführender Apparate und Rohrleitungen, Dissertation, Abteilung Chemietechnik der Universität Dortmund, 1991.
- /WÜT 83/ Wüthrich, C.: Crack Opening Areas in Pressure Vessels and Pipes. Eng. Fract. 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.
- /ZIE 13/ Ziegler, A., Allelein, H.-J. (Hrsg.): Reaktortechnik. Physikalisch-technische Grundlagen, 2. Auflage, Springer Verlag, 2013.

Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.1	Hierarchischer Aufbau der Maßnahmen zum Bruchausschluss für Rohrleitungen nach deutschem Regelwerk.....	8
Abb. 2.2	Teilnehmer des Bruchmechanik-Benchmarks BENCH-KJ	9
Abb. 2.3	Veranschaulichung der sieben Schritte der bruchmechanische Analysen zum Bruchausschluss von Rohrleitungen nach KTA 3206 /KTA 14/	9
Abb. 2.4	Typische Phänomene bei Durchströmung eines rissartigen Lecks	11
Abb. 2.5	Einflussgrößen und Anwendungsbereiche der im Rahmen von Strukturzuverlässigkeitsanalysen berechneten Versagenswahrscheinlichkeit.....	12
Abb. 4.1	Struktur- und Rissgeometrien, links: homogene Zylinder, rechts: Schweißnaht.....	23
Abb. 4.2	Grafische Benutzeroberfläche des Hilfsprogramms zur Erstellung von FEM-Modellen.....	25
Abb. 4.3	Abhängigkeiten der Einflussgrößen einer Lastsituation.....	26
Abb. 4.4	Aufbau einer Last-Zeit-Funktion aus Lastpunkten	27
Abb. 4.5	Statusabelle und Risstopologien am Beispiel von innenliegenden Umfangsrissen in Zylindern	30
Abb. 4.6	Schematisches Fehlerbewertungsdiagramm mit exemplarischen Rissen und Pfaden	31
Abb. 4.7	Statusabelle mit Risstopologien bei Berücksichtigung von Leckage-Monitoring.....	35
Abb. 4.8	Bestimmung der effektiven Detektionswahrscheinlichkeit unter Berücksichtigung einer zeitverzögerten Detektion für drei generische Lastverläufe	36
Abb. 4.9	Empfehlungen für effiziente Sampling-Verfahren abhängig von Versagenswahrscheinlichkeit und Dimension des Parameterraums	39
Abb. 4.10	Zwei Beispiele für Parameter-Schaltflächen: Links konstanter Parameter, rechts statistisch verteilter Parameter.....	40

Abb. 4.11	Reiter des Rissphasen-Monitors im Hauptfenster von PROST, mit Erklärung der verschiedenen Schaltflächen (gelb: Status, orange: Übergang).....	41
Abb. 4.12	Grafische Auswertung der Analyseergebnisse: Parameterkombinationen, die zu einem Leck führen, sind als rote Punkte dargestellt.....	42
Abb. 5.1	Behälter- und Kerbabmessungen des Versuchs BVZ 070 nach /HIP 85/, in rot ist die approximierete Kerbgeometrie eingezeichnet	45
Abb. 5.2	FAD-Pfad exemplarischer Risse bei Kühlung des Behälters	48
Abb. 5.3	Ermüdungsausnutzung von Auslegungstransienten verschiedener Kühlkreisläufe im Vergleich zu KTA-Wöhlerlinien.....	49
Abb. 5.4	Rissposition im Speisewasserstutzen eines Dampferzeugers nach /WAN 10/	50
Abb. 5.5	Berechnete Leckwahrscheinlichkeit des rissbehafteten Speisewasserstutzens und Vergleich mit Daten aus /WAN 10/.....	52
Abb. 5.6	Erdbebenlast (links) und zugehörige Lastspiele (rechts), sowohl als lineares Histogramm als auch als typische doppeltlogarithmische Darstellung	54
Abb. 5.7	Lastkollektiv und effektive Wöhlerlinien für verschiedene Schädigungshypothesen.....	55
Abb. 5.8	Ansteigende Schädigung D für wiederholt durchlaufene Kollektive, berechnet mit verschiedenen Akkumulationshypothesen.....	56
Abb. 5.9	Parameterstudie zur Druckprobe (200 bar) in einem Testfall ähnlich wie in /ELM 13/ beschrieben. Blau markierte Parameter führend zu einem Versagen während der Prüfung.....	58
Abb. 5.10	Zusammenfassung der Leck-vor-Bruch-Analyseergebnisse aus den Beispielen in der Regel KTA 3206 /KTA 14/.....	60
Abb. 5.11	Analyseergebnisse der probabilistischen Studie	62
Abb. 5.12	Kenngößen des Bruchausschluss-Nachweises für DWR-Komponenten	66
Abb. 5.13	Kenngößen des Bruchausschluss-Nachweises für SWR-Komponenten	67
Abb. 5.14	Spannungs-Dehnungs-Kurve von Z3CN20-09M nach /LVX 15/.....	68

Abb. 5.15	Kritische und detektierbare Leckgröße für verschiedene Biegemomente mit und ohne thermische Alterungseffekte	69
Abb. 5.16	Lage der beiden Testparametersätze im Fehlerbewertungsdiagramm, die mit PROST berechneten Werte sind denen aus /LAM 13, Abb. 8.1 und 8.2/ gegenübergestellt	71
Abb. 5.17	Lokale Sensitivitätsstudie zur Analyse der Speisewasserleitung.....	72
Abb. 5.18	Bewertungspunkte von Durchrissen verschiedener Längen im Fehlerbewertungsdiagramm, verglichen mit den in /BHI 15/ dokumentierten Werten für geringfügig andere Lastfälle	74
Abb. 5.19	Probabilistisches Strukturversagen trotz Leckdetektion, dargestellt im Parameterraum (links) und im μ -Raum (rechts). Blau: Grenzfunktion aus /BHI 15/, Rot: Auswertepunkte bei KTA-Vorgehensweise	75
Abb. 5.20	Vergleich der verschiedenen Anfangsrissverteilungen.....	78
Abb. 5.21	Berechnete Übergangswahrscheinlichkeiten in verschiedenen Betriebsphasen der austenitischen Rohrleitungen mit verschiedenen Verteilungen für die Anfangsrisstiefe.....	78
Abb. 5.22	Reaktordruckbehälter des NHR-200 nach /DAZ 97/.....	80
Abb. 5.23	Berechnete Risslängen (kritische und detektierbare) im RDB des NHR-200 (dargestellt in einem Segment) und Vergleichswerte nach Feng und He /FEN 98/	81
Abb. 5.24	Bruchwahrscheinlichkeit eines Durchrisses als Funktion der Risslänge für den ProLBB-Fall BWR3, Vergleich mit /DIL 07/	83
Abb. 5.25	Bruchwahrscheinlichkeit eines Durchrisses als Funktion der Risslänge für den ProLBB-Fall PWR3, Vergleich mit /DIL 07/	84
Abb. 5.26	Vergleich der POD-Kurven der NKS-Studie	87
Abb. 5.27	PROST-Analyse des NKS-Falls BWR-1 und Vergleich mit Ergebnissen aus /SIM 09/.....	88
Abb. 5.28	PROST-Analyse des NKS-Falls BWR-2 und Vergleich mit Ergebnissen aus /SIM 09/.....	88
Abb. 5.29	PROST-Analyse des NKS-Falls PWR-3 und Vergleich mit Ergebnissen aus /SIM 09/.....	89
Abb. 5.30	Verstärkungsverhältnisse der einzelnen verteilten Parameter in den drei NKS-Fallbeispielen (ohne WKP) für Rissinitiierung und Leckage.....	90

Abb. 5.31	Berechnete Versagenswahrscheinlichkeit als Funktion der benötigten Simulationen mit verschiedenen Sampling-Techniken (farblich unterschieden) für verschiedene Risikofälle (Zeilen) und Dimensionen des Parameter-Raums (Spalten).....	92
Abb. 6.1	Geometrie der in Task 6 von BENCH-KJ untersuchten Fallbeispiele mit den verschiedenen Risspositionen in der Schweißnaht, aus /MAR 13a/.....	95
Abb. 6.2	Spannungs-Dehnungs-Kurven der Werkstoffe aus den BENCH-KJ-Testbeispielen nach /MAR 13a/	96
Abb. 6.3	FE-Analyse von BENCH-KJ-Testfällen: Beispiel für eine Vernetzung (W2 mit 15mm tiefem Riss).....	97
Abb. 6.4	Berechnungsergebnisse für den BENCH-KJ-Testfall W2 und Partner-Ergebnisse nach /KAY 15b/	98
Abb. 6.5	Berechnungsergebnisse für BENCH-KJ Testfall W5 und Partner-Ergebnisse nach /KAY 15b/	99
Abb. 6.6	Berechnungsergebnisse für BENCH-KJ Testfall W6 und Partner-Ergebnisse nach /KAY 15b/	100
Abb. 6.7	Berechnungsergebnisse für BENCH-KJ Testfall W8 und Partner-Ergebnisse nach /KAY 15b/	101
Abb. 6.8	Berechnungsergebnisse für BENCH-KJ Testfall W9 und Partner-Ergebnisse nach /KAY 15b/	102
Abb. 7.1	Ermüdungs-Beispiele Small (oben) und Medium (unten), mit den POD-Kurven nach NUREG (links) und WinPraise (rechts). Durchgezogen: PROST, gestrichelt: VTTBESIT, Punkte/dünn: Anfangsversagen/Mittelwerte aus /SCH 04a/.....	108
Abb. 7.2	Korrosions-Beispiele BWR-1 (oben), BWR-2 (mitte) und PWR-3 (unten), mit den POD-Kurven nach NUREG (links) und WinPraise (rechts). Durchgezogen: PROST, gestrichelt: VTTBESIT, dünn: frühere Studien /SIM 09/	110
Abb. 8.1	Planung des Leckmoduls im FSI-Kreislauf nach /SIL 16/.....	113
Abb. 8.2	Auslegungs-Nomogramm für den MPA-Versuchsstand	115
Abb. 8.3	Spaltgeometrie des Vorversuchs (schematisch)	117
Abb. 8.4	Widerstandsbeiwerte aus Messungen (Punkte) und verschiedene Ansätze für Best-Estimate- oder unterschätzende Ansätze (Linien).....	119

Tabellenverzeichnis

Tab. 4.1	Funktionalität von Parametern in PROST 3 (vor Beginn des Vorhabens) und PROST 4 (nach Abschluss des Vorhabens)	22
Tab. 4.2	Übersicht über die analytischen Verfahren für verschiedene Geometrien. Die bereits in vorigen PROST-Versionen implementierten Versionen sind grau dargestellt.....	24
Tab. 4.3	Vergleich der verschiedenen Bewertungslevel mit Anwendungsbereichen und Eingabeparametern, in grau das bereits in PROST 3 implementierte Level	32
Tab. 4.4	Verfügbare Verteilungsfunktionen in PROST	36
Tab. 4.5	Verfügbare deterministische und aleatorische Samplingverfahren.....	38
Tab. 4.6	Übersicht über wesentliche Entwicklungsschritte von PROST	43
Tab. 5.1	Werkstoffeigenschaften von 20 MnMoNi 55 nach /HIP 85/ /AZO 87/	46
Tab. 5.2	Berechneter Berstdruck des Behälters BVZ 070 bei verschiedenen Temperaturen	46
Tab. 5.3	Werkstoffeigenschaften für 22 NiMoCr 37 nach /SIE 99/	47
Tab. 5.4	Eckwerte von An- und Abfahrzyklen verschiedener Kühlkreisläufe nach /IAE 03/	49
Tab. 5.5	Ermüdungsauslastung verschiedener Werkstoffe durch auslegungsgemäße An- und Abfahrvorgänge.....	50
Tab. 5.6	J-Integral-Werte für Risse im Speisewasserstutzen an Tiefpunkt (TP) und Oberfläche (OB) nach /WAN 10, Bild 5-32 und 5-33/	51
Tab. 5.7	Verteilte Parameter in der Studie des rissbehafteten Speisewasserstutzens nach /WAN 10/	51
Tab. 5.8	Design-Punkte der Speisewasserstutzen-Analyse	53
Tab. 5.9	Treppenkollektiv, Spannungsamplitude S in MPA (oben) und Schwingspielzahl (unten).....	55
Tab. 5.10	Werkstoffkennwerte des Druckproben-Analysebeispiels.....	57
Tab. 5.11	Verteilte Parameter der probabilistischen Studie.....	60
Tab. 5.12	Design-Points der Übergänge der probabilistischen Studie	63

Tab. 5.13	DWR-Rohrleitungskatalog nach /ESS 95/.....	64
Tab. 5.14	SWR-Rohrleitungskatalog nach /ESS 95/.....	64
Tab. 5.15	Werkstoffeigenschaften von Z3CN20-09M nach /LVX 15/, die Zugfestigkeit wurde geschätzt und ergänzt.....	68
Tab. 5.16	Unsicherheitsbehaftete Parameter der untersuchten Speisewasserleitung mit postulierten Rissen	70
Tab. 5.17	Werkstoffeigenschaften nach /BHI 15/, mit ergänzter Zugfestigkeit	73
Tab. 5.18	Definition der Lastfälle nach /BHI 15/, unter Vernachlässigung eines zusätzlichen Biegemoments	73
Tab. 5.19	Kritische Rissgrößen (in mm) nach verschiedenen Methoden.....	74
Tab. 5.20	Verteilungsfunktionen für Materialparameter nach /BHI 15/	74
Tab. 5.21	Parameter der log-normal-Verteilungen für Anfangsrisstiefen (in mm).....	77
Tab. 5.22	Werkstoffeigenschaften des RDB NHR-200 nach /FEN 98/	80
Tab. 5.23	Deterministische Größen der Beispiele der ProLBB-Studie	82
Tab. 5.24	Verteilte Größen der Beispiele der ProLBB-Studie: Mittelwert μ und Standardabweichung σ der Normalverteilungen	82
Tab. 5.25	Parameter bzw. Verteilungsfunktionen der Testfälle in der NKS-Studie	86
Tab. 5.26	Risiko-Stufen basierend auf NURBIM-Fällen /SCH 04a/ mit angepasster Risshäufigkeit f_{ex} und Lastspielzahl N_{fat}	91
Tab. 5.27	Verteilungsfunktionen für die Risstiefe a_0 , das Rissverhältnis c_0/a_0 , die Streckgrenze σ_0 , die Zugfestigkeit σ_u , die Fließspannung σ_F und die Bruchzähigkeit KIc	91
Tab. 6.1	Eigenschaften der Werkstoffe der untersuchten BENCH-KJ-Testbeispiele nach /MAR 13a/: E-Modul E , Querkontraktionszahl ν , Streckgrenze $\sigma_{0.2\%}$ und Zugfestigkeit σ_m	96
Tab. 7.1	Struktur- und Rissgeometrie der Testfälle im GRS/VTT-Codevergleich.....	105
Tab. 7.2	ETSON-Codevergleich: Werkstoffeigenschaften, bei normalverteilten Größen Mittelwert \pm Standardabweichung	105
Tab. 7.3	Zyklische Lasten (in MPa) bei Testfällen mit Ermüdungsschädigung	106
Tab. 7.4	Statische Lasten (in MPa) bei Testfällen mit Spannungsrissskorrosion ...	107

Tab. 7.5	Parametrisierungen von POD-Kurven.....	107
Tab. 7.6	Bewertungstabelle des ETSON-GRS/VTT-Benchmarks	111
Tab. 8.1	Berechnungsreihe zum Vorversuch: Verschiedene Annahmen zu Einström- und Reibungsverlust führen zu verschiedenen Ausströmraten	117

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

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

Forschungszentrum
Boltzmannstraße 14
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