

**Weiterentwicklung
der Methoden zur
Integritätsbewertung
und Zuverlässigkeit
von Rohrleitungen**

Weiterentwicklung der Methoden zur Integritätsbewertung und Zuverlässigkeit von Rohrleitungen

Abschlussbericht

Klaus Heckmann
Jens Arndt
Ludwig Bahr
Christian Heckötter
Jürgen Sievers

August 2023

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende Forschungsvorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz, nukleare Sicherheit und Verbraucherschutz (BMUV) unter dem Förderkennzeichen RS1584 durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei der GRS.

Der Bericht gibt die Auffassung und Meinung der GRS wieder und muss nicht mit der Meinung des BMUV übereinstimmen.

Deskriptoren

Alterung, Benchmark, Dampferzeuger, Dampferzeugerheizrohre, Integrität, Leckraten, Leck-vor-Bruch, Probabilistik, Rohrleitungen, Schadenshäufigkeiten, Zuverlässigkeit

Kurzfassung

Die in den Rechenprogrammen PROST und WinLeck implementierten Berechnungsverfahren wurden erweitert, verbessert, validiert und in Vergleichstudien angewendet. Dabei lassen sich die hier beschriebenen Ergebnisse in die Entwicklung und Implementierung von Modellen, in probabilistische Themen, in Versuchsnachrechnungen und deren Bewertung sowie in internationale Aktivitäten zusammenfassen.

Hinsichtlich der Modellerweiterung sind technische Verbesserungen der strukturellen Bewertungsmethoden in PROST ein Ansatzpunkt: Die Berücksichtigung von radial variierenden Spannungsverteilungen von der Eingabe bis hin zur bruchmechanischen Bewertung. Ferner wurden Arbeiten zu Leckratenmodellen und Grenzfallbetrachtungen für Leckagesituationen durchgeführt. Neu wurde der Schädigungsmechanismus einer fortschreitenden flächigen Wanddickenschwächung aufgenommen.

Erweiterungen des probabilistischen Leistungsportfolios von PROST betrafen neben neuen Verteilungsfunktionen die Möglichkeit der Unterscheidung von aleatorischen und epistemischen Zufallsvariablen sowie die Berücksichtigung von korrelierten Zufallsvariablen. Datengestützte Verfahren zur Berechnung von Leckhäufigkeiten wurden ebenfalls in PROST aufgenommen.

Zur Validierung des Programms wurden verschiedene Versuche nachgerechnet. Ein Schwerpunkt der Validierungsarbeiten nahm dabei die Bestimmung der kritischen Risslänge bzw. der kritischen Last einer zylindrischen Geometrie mit wanddurchdringendem Riss ein. Diese Nachrechnungen konnten auch systematisch ausgewertet werden.

PROST und WinLeck wurden im Rahmen je einer internationalen Vergleichsstudie zu Leck-vor-Bruch, zu Leckraten und zu probabilistischer Bruchmechanik eingesetzt. Weitere Vergleiche fanden im Rahmen einer Pilotstudie zur Schadenshäufigkeitsbestimmung statt.

Abstract

The computational methods implemented in the simulation programs PROST and WinLeck were extended, improved, validated and applied within comparative benchmark studies. The results can be summarized to development and implementation of models, probabilistic topics, analysis and assessment of experimental tests and international activities.

In the PROST software, technical improvements of structure mechanical assessment methods are one aspect of model extensions, namely the consideration of radially varying stress distributions, from the input up to the fracture mechanical assessment. In addition, investigations on leak rate models and asymptotic behavior of leak situations were a subject. A new feature is the continued wall thinning degradation mechanism.

Extensions of the probabilistic capabilities of PROST concern new distribution functions, the distinction between aleatoric and epistemic random variables and correlations between random variables. Data-driven methods for leak frequency estimations were included in PROST.

For validation purpose, different experimental tests were examined with the software. The emphasis of these validation activities was on the critical crack length (or critical load) of a cylindrical structure with wall-penetrating crack. These activities enabled a systematic evaluation of the model performance.

PROST and WinLeck were applied within international benchmark activities, with the topics leak-before break, leak rates and probabilistic fracture mechanics. Further code comparisons were possible in the framework of a leak frequency pilot study.

Inhaltsverzeichnis

	Kurzfassung.....	I
	Abstract.....	II
1	Zielsetzung.....	1
1.1	Gesamtziel.....	1
1.2	Wissenschaftliche und technische Arbeitsziele	1
1.2.1	Internationale Zusammenarbeit	1
1.2.2	Bewertung von fortschrittlichen Anlagentypen und Anlagen im Ausland	3
1.3	Arbeitsprogramm und Berichtsstruktur.....	3
1.3.1	AP1 Leckagen und Leck-vor-Bruch	4
1.3.2	AP2 Versagenswahrscheinlichkeiten und Probabilistik	4
1.3.3	AP3 Strukturintegrität.....	5
1.3.4	AP4 Weiterentwicklung der Codes WinLeck und PROST	5
1.3.5	AP5 Internationale Zusammenarbeit und Dokumentation	6
2	Stand des Wissens; vorangegangene Arbeiten	9
2.1	Leck- und Bruchhäufigkeiten in Rohrleitungen.....	9
2.2	Probabilistische Bruchmechanik	11
2.3	Leck-vor-Bruch	13
2.4	Dampferzeuger-Heizrohre	15
3	Methodenentwicklung und Modellimplementierung	17
3.1	Rissflankendruck	17
3.1.1	Ansatz	17
3.1.2	Fallbeispiele.....	18
3.2	Spannungsverteilungen als Polynome verschiedener Ordnungen	20
3.2.1	Problemstellung.....	20
3.2.2	Update alter Datensätze	20
3.3	ASME-Methode für Spannungsintensitätsfaktoren halb elliptischer Umfangsrisse.....	21

3.3.1	Verfahren über G -Parameter.....	22
3.4	Fortschreitende Wanddickenschwächung.....	23
3.4.1	Berechnungsansatz	23
3.4.2	PROST-Implementierung.....	24
3.4.3	Anwendungsbeispiel	25
3.5	SSM-Grenzlast Verfahren für innenliegende halb elliptische Umfangrisse.....	27
3.6	WRC-Verfahren zur Berechnung der Rissöffnung.....	29
3.6.1	Allgemeiner Ansatz.....	29
3.6.2	Axialrisse	31
3.6.3	Umfangrisse	32
3.6.4	Testfälle.....	32
3.7	Sehr enge Risse, insbesondere infolge von Spannungsrissskorrosion	33
3.7.1	Einführung primärwasserbedingte Spannungsrissskorrosion.....	33
3.7.2	Bewertung von Leckagen infolge Spannungsrissskorrosion	33
3.7.3	Untersuchungsansätze zu engen Rissen.....	36
3.8	Leckratenberechnung	41
3.8.1	Abdollahian-Chexal-Modell	41
3.8.2	Burnell-Modell.....	42
3.8.3	Henry-Fauske-Modell bei hohem Strömungswiderstand	42
4	Probabilistik.....	45
4.1	Verteilungsfunktionen	45
4.2	Beta-Verteilung.....	45
4.3	Nichtzentrale Chi-Quadrat-Verteilung	46
4.4	Gamma-Verteilung mit Raten-Parameter.....	47
4.5	Aleatorische und epistemische Zufallsvariable.....	48
4.5.1	Einführung	48
4.5.2	Implementierung.....	49
4.5.3	Fallbeispiel.....	50
4.6	Korrelationen von Zufallsvariablen	51
4.6.1	Einführung in Korrelationen und Kovarianzmatrix	51

4.6.2	Sampling von Zufallsvariablen bei Standardnormalverteilung	52
4.6.3	Verallgemeinerung auf andere Verteilungen	52
4.6.4	Auswirkung auf Samplingverfahren.....	53
4.6.5	Implementierung in PROST	55
4.6.6	Alternativansatz über Funktionen von Zufallsvariablen	55
4.7	Verfahren zur Berechnung von Schadenshäufigkeiten	56
4.7.1	Einführung: Markov-Modelle	56
4.7.2	GRS-Methode.....	58
4.7.3	Bayessches Updating nach Lydell und Fleming	63
4.7.4	Unsicherheitsberücksichtigung der Population nach Lydell und Fleming .	66
4.7.5	Bruchwahrscheinlichkeit nach Lydell.....	68
4.7.6	Markov-Modell nach Lydell und Fleming.....	70
5	Validierung der Programme PROST und WinLeck.....	73
5.1	Einführung: Phänomenorientierte Identifizierung von Versuchen und Referenzfällen	73
5.1.1	Rissöffnung.....	73
5.1.2	Versagenslast bzw. Initiierungszeitpunkt	73
5.1.3	Kritische Risslänge	74
5.1.4	Leckraten durch Spannungsrisskorrosionsrisse in Dampferzeugerheizrohren	74
5.2	FALSIRE-Versuchsprogramm.....	75
5.2.1	NKS-3-Versuch.....	75
5.3	Degraded Piping Program	79
5.3.1	Versuch 4111-1	80
5.3.2	Versuch 4131-3	81
5.4	EPRI Battelle Pipe Tests.....	82
5.4.1	Versuch 4"-45°-axial No.1	82
5.4.2	Versuch 4"-45°-axial No. 2	84
5.4.3	Versuch 10"-180°-bend No. 3.....	85
5.4.4	Versuch 10"-180°-bend No. 4.....	86
5.5	Phänomenologische Behälterberstversuche	87

5.5.1	Versuch BVS010	87
5.5.2	Versuch BVS060	89
5.5.3	Versuch BVZ091.....	90
5.5.4	Versuch BVZ161.....	92
5.6	Argonne-Versuche zu Rissen in Dampferzeuger-Heizrohren	93
5.6.1	Versuch T14E.....	93
5.6.2	Versuchsreihe OM	94
5.6.3	Leckratenversuch SGL195	95
5.6.4	Leckratenversuch SGL177	96
5.7	Framatome-Versuche zu Rissen in Dampferzeuger-Heizrohren	96
5.7.1	Einfluss der Materialparameter	98
5.7.2	Risse in Längsrichtung mit $\varnothing = 22,22$ mm Rohren	99
5.7.3	Risse in Längsrichtung mit $\varnothing = 19,05$ mm Rohren.....	101
5.7.4	Risse in Umfangsrichtung mit $\varnothing = 22,22$ mm Rohren	102
5.8	Purdue 2019 Versuche zu Leckraten aus Dampferzeugerheizrohrissen.....	103
5.8.1	Sample 3	103
5.9	Xian 2020 Versuche zu Leckraten aus Dampferzeugerheizrohrissen ...	105
5.9.1	Sample 6	105
5.10	Argonne National Lab, 1983	106
5.10.1	FIIGSCC-1.....	107
5.10.2	FIIGSCC-2.....	109
5.11	Battelle, 1984.....	110
5.11.1	Phase II	111
5.12	Code-Vergleiche	113
5.12.1	RPV PTS ICAS.....	113
5.12.2	Doel/Tihange Safety Case	114
6	Systematische Auswertung der Versuchsergebnisse	117
6.1	Systematische und statistische Auswertung der Verfahren zur Bestimmung der kritischen Risslänge	117
6.2	Kritische Risslänge von Dampferzeugerheizrohren.....	119

6.3	Leckratenberechnung für Leck-vor-Bruch-Analysen von Dampferzeugerheizrohren	119
7	Internationale Aktivitäten	123
7.1	Leckraten-Benchmark.....	123
7.2	Leck-vor-Bruch-Benchmark	124
7.2.1	Übersicht	124
7.2.2	Aufgaben zur Rohrleitungsvariation	124
7.3	Probabilistischer Bruchmechanik-Benchmark	132
7.3.1	Übersicht	132
7.4	Coordinate Research Project zu Schadenshäufigkeiten.....	133
7.5	Dampferzeugerheizrohr-Integritätsprogramm TIP-6.....	134
7.6	SMILE - Projekt.....	134
8	Codeentwicklung (Zusammenfassung).....	135
8.1	PROST	135
8.2	WinLeck.....	135
9	Zusammenfassung und Ausblick.....	137
	Literaturverzeichnis.....	139
	Abbildungsverzeichnis.....	157
	Tabellenverzeichnis.....	161

1 Zielsetzung

1.1 Gesamtziel

Gesamtzielsetzung des Vorhabens war, die deterministischen Methoden zur Integritätsbewertung von Rohrleitungen sowie die Methoden zur Bestimmung deren Zuverlässigkeit und Versagenshäufigkeiten weiterzuentwickeln, nicht nur für bestehende Anlagen im Inland, sondern auch für Anlagen im (benachbarten) Ausland sowie für neue Anlagenkonzepte. Um dieses Ziel zu erreichen, wurden die bestehenden Computerprogramme PROST und WinLeck weiterentwickelt, um internationale Entwicklungen zu verfolgen, an internationalen Vergleichsstudien teilzunehmen und die Kompetenz zur Integritätsbewertung von Rohrleitungen und deren Zuverlässigkeit zu erhalten und auszubauen.

1.2 Wissenschaftliche und technische Arbeitsziele

Für bruchmechanische Analysen und zur Leckratenberechnung wurden die GRS-Codes PROST /HEC 19a/ und WinLeck /HEC 19b/ entwickelt, die verschiedenen Modelle für die Beschreibungen von Komponenten mit rissartigen Defekten und Leckagen einschließlich Anwendungsgrenzen beinhalten. Die wissenschaftlichen und technischen Arbeitsziele sahen die Weiterentwicklung der beiden Codes im Hinblick auf die internationale Zusammenarbeit und die Bewertung neuer sowie ausländischer Anlagen vor.

1.2.1 Internationale Zusammenarbeit

Die internationale Zusammenarbeit auf dem Gebiet der Bewertungsmethoden metallischer Komponenten erfolgte in drei verschiedenen Gremien. Die im Rahmen des Vorhabens RS1551 /HEC 20b/ vorbereiteten Kooperationen wurden fortgeführt und genutzt, um die Bewertungsmethodik insbesondere auch für Fragestellungen, die für ausländische Anlagen relevant sind, zu verbessern, und die entwickelten Codes entsprechend weiterzuentwickeln und zu qualifizieren.

Die begonnenen Arbeiten im Rahmen des Coordinate Research Project (CRP) I31030 der Internationalen Atomenergie-Organisation (IAEA) wurde fortgesetzt und abgeschlossen /IAE 21/ /IAE 23/. Diese Arbeiten beinhalteten die Entwicklung von Verfah-

ren zur Bestimmung von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten von Rohrleitungen in Gen. III/III+ Anlagen. Diese fortschrittlichen Anlagen unterscheiden sich hinsichtlich ihrer Gestaltung, aber auch hinsichtlich ihrer Werkstoffe von den bestehenden Anlagen der Gen. II, so dass sich auch die erwarteten Schädigungsmechanismen unterscheiden können. Somit lässt sich die Erfahrung aus dem Betrieb bestehender Anlagen nicht unmittelbar übertragen, was eine Herausforderung bei der Bestimmung der Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten darstellt. Aus deutscher Sicht interessant war dieses Projekt durch den Zugang zu neuen Bewertungsmethoden und Hintergründen zu fortschrittlichen Reaktoren (Gen. III/III+) und möglicherweise auch innovativen Reaktoren (Gen. IV). Methoden und Anlageninformationen lassen sich verwenden, um deutsche Forschungsreaktoren mit wenig Betriebserfahrung, Anlagen im Ausland mit fehlenden Detailinformationen und neuartige Reaktorkonzepte bewerten zu können.

In der Metal-Subgroup der Working Group on Integrity and Ageing of Structures (WGI-AGE) des Committee on the Safety of Nuclear Installations (CSNI) der Nuclear Energy Agency der Organisation für wirtschaftliche Zusammenarbeit (OECD/NEA) findet regelmäßig ein internationaler Erfahrungsaustausch im Rahmen der Vorstellung von Forschungsprojekten sowie sicherheitsrelevanter Ereignisse aus dem Betrieb kerntechnischer Anlagen statt. Zusätzlich werden internationale Aktivitäten wie Umfragen oder Vergleichsstudien initiiert und durchgeführt. Im Vorhabenszeitraum fanden drei derartige Benchmark-Aktivitäten statt, an denen die GRS aktiv teilnahm: Der Leck-vor-Bruch-Benchmark (2018-2020, koordiniert durch die US NRC), der Leckraten-Benchmark (2019-2021, koordiniert durch GRS und MPA Universität Stuttgart) und der Benchmark zu probabilistischer Bruchmechanik (2020-2022, koordiniert von CSNC und US NRC). Im Rahmen der Aktivitäten wurden Beiträge in Form von Rechnungen zu definierten, im Vorfeld abgestimmten Aufgaben erstellt und die Ergebnisse verglichen, um die Genauigkeit und Eignung verschiedener Methoden zu bewerten.

Weiterhin beteiligte sich die GRS an dem von der US NRC initiierten Forschungsprogramm *Steamgenerator tube integrity program* (TIP-6), das sich mit Methoden zur Integritätsbewertung von Dampferzeuger-Heizrohren sowie der internationalen Betriebserfahrung beschäftigt. Hier wurden Bewertungsmethoden zu Leckagen, Ereignisbewertungen, Grenztragfähigkeitsmethoden und Verschlusskriterien verglichen und die Notwendigkeit für die Weiterentwicklung von Methoden abgeleitet. Basierend auf den Erkenntnissen wurden Methoden angepasst und weiterentwickelt.

1.2.2 Bewertung von fortschrittlichen Anlagentypen und Anlagen im Ausland

Während in Deutschland der kommerzielle Betrieb von Kernkraftwerken am 15.04.2023 endete, werden Anlagen im benachbarten Ausland voraussichtlich noch Jahrzehnte weiter betrieben. Zusätzlich zu den gegenwärtigen Anlagen der Generationen II und III sind zudem in mehreren Ländern Anlagen der Generation III+ im Bau oder sogar schon in Betrieb. Betriebserfahrung zu den Anlagenkonzepten wird in entsprechenden Datenbanken gesammelt (z. B. KOMPASS für deutsche Anlagen, CO-DAP für ausländische Anlagen). Die herkömmlich ermittelte Zuverlässigkeit bzw. zu erwartende Leck- und Bruchhäufigkeit, wie sie beispielsweise für die probabilistische Sicherheitsanalyse (PSA) benötigt wird, kann aber ohne betriebliche Ereignisse und genaue Anlageninformationen nicht gewonnen werden. Allerdings werden gegenwärtig Methoden entwickelt, diese Kenngrößen selbst ohne Betriebserfahrungsinformationen zu ermitteln. Diese Entwicklungen wurden unterstützt und verfügbare Methoden wurden aufgegriffen, die eine Aussage zur Zuverlässigkeit von fortschrittlichen (Gen. III/III+) Anlagentypen erlauben. Mit diesen Methoden sollen sich nicht nur bereits erbaute Kernkraftwerke bewerten lassen, sondern auch Konzepte fortschrittlicher (Gen. III/III+) und innovativer (Gen. IV) Reaktortypen, insbesondere in frühen Planungsphasen.

Die Bestimmung von Leck- und Bruchhäufigkeiten mit Hilfe der probabilistischen Bruchmechanik ist das klassische Anwendungsgebiet des Codes PROST. Die Erweiterung des Computerprogramms um alternative Methoden zur Bestimmung der Zuverlässigkeit baute auf den vorhandenen Leistungen auf und führte zu einem vielseitigen Werkzeug zur Bestimmung von Leck- und Bruchhäufigkeiten.

1.3 Arbeitsprogramm und Berichtsstruktur

In diesem Abschnitt soll eine Zusammenfassung des Arbeitsplans mit den fünf fachlichen Arbeitspaketen wiedergegeben werden. Aufgrund einer besseren thematischen Gruppierung und der Vermeidung von Wiederholungen ist der Abschlussbericht leicht anders gegliedert als das Arbeitsprogramm. Daher wird bei der Beschreibung der Arbeitspakete jeweils auf die Abschnitte des Berichts verwiesen.

1.3.1 AP1 Leckagen und Leck-vor-Bruch

In diesem Arbeitspunkt wurden Bewertungsmethoden zu Leckagen und Leck-vor-Bruch-Verhalten weiterentwickelt und im Rahmen von internationalen Vergleichsstudien angewendet. Unter diesen Arbeitspunkt fallen insbesondere

- Arbeiten im Rahmen des laufenden CSNI/WGIAGE Leckraten-Benchmark, der von GRS und MPA Universität Stuttgart koordiniert wird, siehe Abschnitt 7.1.
- Arbeiten im Rahmen des laufenden CSNI/WGIAGE Leck-vor-Bruch-Benchmarks, siehe Abschnitt 7.2.
- Arbeiten zu Leckagen an Dampferzeuger-Heizrohren im Rahmen des TIP-6-Konsortiums, siehe Abschnitt 7.5.
- Arbeiten zu Leckagen durch primärwasserinduzierte Spannungsrisskorrosionsrisse, siehe Abschnitte 3.7, 5.1.4 und 5.11.
- Berechnung von Leckraten und kritischen Risslängen für Leck-vor-Bruch-Analysen von Dampferzeuger-Heizrohren, siehe Abschnitte 6.2 bzw. 6.3.

Die einzelnen Arbeiten sind in den genannten Abschnitten weiter aufgeführt.

1.3.2 AP2 Versagenswahrscheinlichkeiten und Probabilistik

Unter diesem Arbeitspunkt wurden Arbeiten zur Bestimmung von Versagenhäufigkeiten, zu Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten und zu probabilistischen Methoden zusammengefasst. Dies betrifft insbesondere:

- Arbeiten im Rahmen des CSNI/WGIAGE-Benchmarks zur Probabilistischen Bruchmechanik, siehe Abschnitt 7.3, aber auch Abschnitt 3.3.
- Arbeiten im Rahmen des IAEA CRP I30130, siehe Abschnitt 7.4.

Details zu den genannten Arbeiten sind in den referenzierten Kapiteln ausgeführt; zusätzlich sind auch die in Kapitel 4 gegliederten Themen für das Thema relevant.

1.3.3 AP3 Strukturintegrität

In diesem Arbeitspunkt wurden die Verfahren für die Bewertung von geschädigten Rohrleitungen und Behältern mit deterministischen Verfahren weiterentwickelt, insbesondere im Rahmen von:

- Vergleich von Methoden zur Bewertung des Versagens von Rissen, insbesondere von Durchrissen, siehe Kapitel 5.
- Auswertung von Versuchen aus der Literatur für die Validierung von PROST, ebenfalls in Kapitel 5.
- Schädigungsmechanismus flächiger Wanddickenschwächung (z. B. durch Erosionskorrosion) in PROST, dargestellt in Abschnitt 3.4.

Weitere übergreifende Aspekte sind außerdem im Kapitel 6 vorgestellt.

1.3.4 AP4 Weiterentwicklung der Codes WinLeck und PROST

Die Weiterentwicklungen der Bewertungsmethoden (AP1) zu Leckagen und Leck-vor-Bruch-Verhalten wurden im GRS Programm WinLeck implementiert, getestet und validiert. Für die Arbeiten zur Bestimmung von Versagenshäufigkeiten, zu Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten und zu probabilistischen Methoden (AP2) waren Erweiterungen im Probabilistik-Code PROST erforderlich, die in Kapitel 4 dargestellt sind, insbesondere:

- Die Unterscheidung von aleatorischen und epistemischen Zufallsvariablen, siehe Abschnitt 4.5.
- Korrelationen zwischen verteilten Parametern, siehe Abschnitt 4.6.
- Umsetzung und Erprobung der Kreuzvalidierungs-Methode zur Berechnung von Versagenswahrscheinlichkeiten mit probabilistischer Bruchmechanik, siehe Abschnitt 7.5.
- Alternative Methoden zur Bestimmung von Versagenshäufigkeiten, siehe Abschnitt 4.7.

Die Validierung der Programme WinLeck und PROST wurde laufend an den aktuellen Stand der Entwicklung und aktueller verfügbarer teilweise neuer Versuche als auch

Modelle angepasst. Neue bzw. geänderte Modelle können aufgrund der gegenseitigen Wechselwirkung und der zunehmenden Komplexität der Modellentwicklung auch eine unbeabsichtigte Auswirkung auf Rechenergebnisse von nicht unmittelbar betroffenen Modellen bzw. Phänomenen haben. Weiterhin ist auch eine verstärkte Anwendungserprobung auf realistische Situationen erforderlich, insbesondere für Modelle, bei denen eine Validierung im klassischen Sinn gegenüber Experimenten nicht durchgeführt werden kann. Durch Regressionstests wurden ausgewählte Experimente und exemplarische Anlagenrechnungen mit demselben Datensatz aber unterschiedlichen Programmversionen wiederholt nachgerechnet. Dadurch konnte auch der Entwicklungsfortschritt nachvollziehbar dokumentiert werden oder ungewollte Änderungen sichtbar gemacht werden. Die entsprechenden Ergebnisse wurden dann jeweils bewertet. Jede Kampagne wurde entsprechend dokumentiert. Bei Freigabe einer neuen Programmversion wurden die Programmmanuals aktualisiert. Die Übersicht über die Entwicklungsarbeit ist in Kapitel 8 gegeben.

1.3.5 AP5 Internationale Zusammenarbeit und Dokumentation

In diesem Arbeitspunkt wurden die Arbeiten in Verbindung mit internationaler Zusammenarbeit einschließlich Präsentationen von Arbeitsergebnissen in den entsprechenden Gremien zusammengefasst. Dies betrifft insbesondere die Gremien

- CSNI/WGIAGE
- IAEA
- TIP-6

Über diese Aktivitäten wird in Kapitel 7 eingegangen. Auf nationaler Ebene war die Zusammenarbeit mit entsprechenden Experten an die Teilnahme an Arbeitskreisen und Tagungen gekoppelt. Da auf nationaler Ebene die rein kerntechnisch ausgerichteten Fachveranstaltungen eher abgenommen haben, waren typische Themen

- Technische Sicherheit von Rohrleitungen und Anlagen.
- Probabilistik und Strukturzuverlässigkeit.
- Technisch-wissenschaftliche Softwareentwicklung.

Es wurden Veröffentlichungen in Form von Tagungsbeiträgen und Zeitschriftenartikeln verfasst, in vielen Fällen mit internationalen Partnern, um die gemeinsam durchgeführten Studien vorzustellen. Eine Übersicht kann dem Literaturverzeichnis entnommen werden.

2 Stand des Wissens; vorangegangene Arbeiten

2.1 Leck- und Bruchhäufigkeiten in Rohrleitungen

Die Berechnung von Leck- und Bruchhäufigkeiten für Rohrleitungsteilsysteme eines Kernkraftwerks als Funktion der Betriebsdauer ist für die probabilistische Sicherheitsanalyse von Bedeutung. Die Berechnung erfolgt unter Berücksichtigung der Betriebserfahrung, für die nach bestimmten Filterkriterien Leckereignisse aus Datenbanken zur Betriebserfahrung ausgewertet werden. Aus diesen Ereignissen und Informationen über die in der Datenbasis einbezogenen Anlagen kann eine Aussage zu Häufigkeiten sowie zu den Unsicherheiten, mit denen diese Häufigkeiten versehen sind, getroffen werden. Die für die deutsche Praxis relevante Methodik wurde von der GRS zuvor in /GRE 09/, /GER 09/ aktualisiert und beschrieben.

Diese GRS-Methode beruht auf der Filterung nach Nennweitenklassen in den einzelnen Rohrleitungssystemen und dem Konzept der leckrelevanten Stellen. Die leckauslösenden Schädigungsmechanismen werden in diesem Ansatz nicht explizit berücksichtigt. Dies bedeutet, dass die Schädigungsmechanismen (wie Ermüdung, Korrosion, Überlast, herstellungsbedingte Fehler...) nicht als Kriterium bei der Auswertung der Datenbank herangezogen werden, sondern implizit bei ausgewählten Ereignissen, die durch bestimmte Schädigungsmechanismen verursacht wurden, berücksichtigt werden. Diese Herangehensweise setzt eine Übertragbarkeit von Systembedingungen voraus, die bei bestehenden kommerziellen Kraftwerken in Deutschland als gegeben angenommen werden kann. Eine Übertragbarkeit auf deutlich andere Anlagentypen, bei der sich beispielsweise Konstruktion, Werkstoff, Mediumspezifikation oder Betriebsweise erheblich unterscheiden, ist damit nicht möglich, da nicht angenommen werden kann, dass die Schädigungsmechanismen, die letztlich zu Leckagen führen, auf gleiche Weise wirksam sind.

Es gibt jedoch alternative Ansätze, die bei der Auswertung der Betriebserfahrungsdatenbanken die Schädigungsmechanismen explizit berücksichtigen /FLE 04/, /FLE 16/, /LYD 17/. Diese Ansätze erfordern, den Untersuchungsbereich (Evaluation Boundary) auf lokale potenzielle Schädigungsmechanismen zu analysieren, anstatt pauschal leckrelevante Stellen zu identifizieren. Der höhere Aufwand kann sich jedoch lohnen, da eine bessere Berücksichtigung der Leckursachen durch diesen Ansatz erfolgt. Damit wird auch eine Übertragung der Betriebserfahrung bestehender Anlagen

auf neue (z. B. fortschrittliche) Anlagen oder die Übertragung einer Anlagenpopulation auf eine andere, weniger verwandte Population durchgeführt.

Diese Methodik stellt einen möglichen Ausgangspunkt für die Berechnung von Versagenshäufigkeiten von Rohrleitungen fortschrittlicher Anlagentypen dar. Eine umfassende Übersicht über bestehende Verfahren zur Berechnung von Versagenshäufigkeiten in Rohrleitungen kerntechnischer Anlagen wurde in /CHE 20/ gegeben. Die dort vorgeschlagene Klassifizierung unterscheidet die Methoden danach, ob Schädigungsmechanismen explizit oder implizit berücksichtigt werden, ob das Strukturversagen datengestützt durch Vergleich der Belastung mit der Tragfähigkeit oder der Schädigung mit der Widerstandsfähigkeit abgeleitet wird, ob das physikalische Schädigungsmodell korrelationsbasiert, mechanistisch oder in einer Mischform umgesetzt wird, und ob Instandhaltungsmaßnahmen und Verbesserungen abgebildet werden. Im Rahmen einer vereinfachten Klassifizierung können die Methoden in nur vier Kategorien unterteilt werden: Expertenbefragung (EE = Expert Elicitation), Datengestützte Methodik (DDM = Data Driven Method), Probabilistische Bruchmechanik (PFM = Probabilistic Fracture Mechanics) und Probabilistische Schädigungsphysik (PPoF = Probabilistic Physics of Failure). Ein generisches Beispiel für die EE ist /TRE 08/, in dem nach einem spezifizierten Verfahren ein Gremium ausgewählter Experten befragt wurde und die Einschätzungen zu Leckeintrittshäufigkeiten ausgewertet wurden. Die GRS-Methodik nach dem PSA-Leitfaden /GRE 09/ dagegen ist ein typisches Beispiel für DDM. Die Berechnungsmethode zur Bestimmung von Leckhäufigkeiten, die in dem GRS-Code PROST /HEC 19a/ implementiert ist und in Vergleichsstudien (z. B. dem NURBIM-Benchmark /SCH 04/) eingesetzt wurde, ist ein Beispiel für PFM. Die PPoF-Methode wird gegenwärtig von einer Arbeitsgruppe der University of Illinois forciert, die Entwicklung wird in /O'S 17/, /O'S 16/, /SAK 19/ dokumentiert.

Während dieser Kategorisierungsansatz sicher sinnvoll ist, ist die Trennung jedoch nicht ganz eindeutig, denn Informationen aus EE können in DDM berücksichtigt werden, und die Wahl der Schädigungsmechanismen in PFM wird üblicherweise durch DDM ermittelt. Für die Berechnung der Rohrleitungsversagenshäufigkeiten bei Anlagentypen der Gen. III/III+ mit fehlender Betriebserfahrung entstehen jedoch Anforderungen, die eine noch umfassendere Verknüpfung dieser Techniken erfordern, um genügend Informationen in die Bewertung einfließen zu lassen. So konnte am Anwendungsbeispiel von PFM auf Komponenten mit Bruchausschluss /HEC 15/ wie auch die Bewertung von Rohrleitungssystemen eines deutschen Forschungsreaktors

mit PFM /MAY 19/ gezeigt werden, dass eine quantitative Bewertung mit einem alleinigen PFM-Ansatz kaum möglich ist. Tatsächlich wurden bisher PFM-Ergebnisse eher als ergänzende Information bei deterministischer Nachweisführung oder zur Absicherung in der Bestimmung von Leckhäufigkeiten für die PSA verwendet.

Im Rahmen des IAEA CRP I30130 wurde, maßgeblich von der GRS, die sogenannte Kreuzvalidierungs-Methode zur Berechnung von Versagenhäufigkeiten vorgeschlagen. Diese Methode ist in /HEC 20b/ beschrieben. Diese besteht in der Konstruktionsvorschrift eines PFM-Falls für einen Referenzfall, die sicherstellt, dass die DDM- und PFM-Resultate (Häufigkeiten von Schadenstypen und Schädigungstypen) für diesen Referenzfall übereinstimmen. Die Übertragbarkeit auf andere Fälle und schließlich den Anwendungsfall wird in einem Validierungsschritt geprüft, der Ähnlichkeiten zu einer Kreuzvalidierung bei Datenbankauswertungen besitzt und dem ganzen Verfahren den Namen gegeben hat. Eine Anwendung der Kreuzvalidierungs-Methode wurde im Rahmen einer Pilotstudie im IAEA CRP durchgeführt /HEC 22a/.

2.2 Probabilistische Bruchmechanik

Probabilistische Bruchmechanik (PFM) ist eine Herangehensweise, Unsicherheiten von bruchmechanischen Berechnungen durch statistisch verteilte Eingabeparameter zu berücksichtigen und aus den Ergebnissen ein Maß für die Zuverlässigkeit der betrachteten Komponente in Form einer Versagenswahrscheinlichkeit abzuleiten. PFM erfordert die numerische Integration von Gebieten in hochdimensionalen Parameterräumen und die Anwendung und üblicherweise die Interpolation von approximativen bruchmechanischen Verfahren. Aufgrund dieser Anforderung ist die Entwicklung von spezieller Software zur Durchführung der Berechnung erforderlich.

Das GRS-Programm PROST (**probabilistische Strukturmechanik**) enthält neben seinen Möglichkeiten zur deterministischen Integritätsbewertung von Komponenten auch probabilistische Ansätze und kann somit als PFM-Programm bezeichnet werden, das vorrangig in den Vorhaben RS 1127 /GRE 04/, RS 1163 /GRE 10/, RS 1196 /HEC 13/, RS 1516 /HEC 16c/ und RS 1551 /HEC 20b/ entwickelt wurde bzw. wird. Mit PROST lässt sich Rissbildung, Rissinitiierung und Risswachstum durch Korrosion, Ermüdung, zähes Risswachstum oder Sprödbbruch berücksichtigen. PROST wurde besonders für die Anforderungen im Rahmen von Leck-vor-Bruch-Nachweisen ertüchtigt, die durch niedrige Versagenswahrscheinlichkeiten und viele Parameter, deren Wertebereiche

durch entsprechende Verteilungsfunktionen beschrieben werden können, ausgezeichnet sind. GRS hat mit PROST an der internationalen PFM-Vergleichsstudie NURBIM /SCH 04/, einem Codevergleich im Rahmen des Europäischen Netzwerks der technischen Sicherheitsorganisationen ETSON /HEC 16a/ und dem ersten PFM-Benchmark im Rahmen des IAEA CRP I31030 /DUA 19/ teilgenommen. Durch eine vierbändige Dokumentation /HEC 19a/, eine grafische Benutzeroberfläche mit Ergebnisdarstellung ist PROST benutzerfreundlich und wird von der GRS intern und auch von externen Organisationen im In- und Ausland eingesetzt. Die Realisierung von Qualitätssicherung und Validierung, orientiert an den Anforderungen der IAEA, wurde für PROST in /BLÄ 19/ zusammengefasst.

Im internationalen Umfeld hat die Entwicklung des xLPR-Codes (Extremely Low Probability of Rupture), die mit großem Aufwand in den USA durchgeführt wurde /RUD 12/, /CAS 17/, /SAL 17/, eine Signalwirkung. Die Leistung wie auch die Möglichkeiten des xLPR-Codes sind wegweisend für die Aufgabenstellungen eines PFM-Codes. Vor dem Umfeld der amerikanischen Regulierung, die probabilistische Sicherheitsnachweise zur Integrität metallischer Komponenten anerkennt, ist die Frage nach Akzeptanz-Kriterien von probabilistischen Ergebnissen von entscheidender Bedeutung /SCA 18/. Allgemeiner jedoch sind auch die Qualitäts-Kriterien, die an einen zur Nachweisführung verwendeten Code gestellt werden, relevant.

Zwei besondere Möglichkeiten, die im xLPR-Code und auch bereits in anderen Codes umgesetzt waren und in PROST erst im Rahmen des Vorhabens RS1584 umgesetzt wurden, seien hier hervorgehoben. Zum einen ist das die Unterscheidung von epistemischen und aleatorischen Unsicherheiten in Verbindung mit einer verschachtelten Berechnungsschleife. Während epistemische Unsicherheiten solche sind, die aus der Unwissenheit zu den zugrundeliegenden Modellen und Zuständen resultiert, sind aleatorische Unsicherheiten auf grundlegend zufallsbestimmte Streuungen zurückzuführen. Dabei werden die aleatorischen Unsicherheiten als Punkt-Auswertung für einen festen Satz von epistemischen unsicheren Parametern berechnet. Über das Sampling der epistemisch unsicheren Parameter erhält man eine Verteilungsfunktion der Versagenshäufigkeiten und somit ein wesentlich genaueres Ergebnis, das die eingegangenen Unsicherheiten abbildet. Weiterhin wurde die Berücksichtigung von Korrelationen zwischen verteilten Parametern mit PROST realisiert. Typische Anwendungsbeispiele für korrelierte Parameter sind Werkstoffkennwerte wie Streckgrenze und Zugfestigkeit, aber auch komplexe Fragestellungen wie sie bei der orts aufgelösten Berechnung von

Versagenswahrscheinlichkeiten /CLU 17/ oder der Behandlung von Parametern, die gleichzeitig statistisch verteilt und temperaturabhängig sind, auftreten. Hier hat sich die Verwendung von statistisch verteilten Größen, die nicht vollständig unabhängig, sondern eben korreliert sind, als zielführend erwiesen.

2.3 Leck-vor-Bruch

Im Leck-vor-Bruch-Nachweis (LvB, englisch: LBB = leak-before-break) einer Rohrleitung wird bewertet, ob bei einem Kühlmittelverluststörfall, z. B. infolge eines kleinen rissartigen Lecks, der Bruch der Rohrleitung verhindert werden kann. Wenn ein solches kleines Leck mit einem Lecküberwachungssystem oder im Rahmen einer Begehung gefunden wird, kann nach rechtzeitigem Abfahren der Anlage durch Reparaturmaßnahmen an der entsprechenden Stelle ein Bruch verhindert werden. International genießt das LvB-Konzept einen unterschiedlichen Stellenwert in den entsprechenden Regelwerken. Während in den USA durch den Standard Review Plan LBB fest verankert ist /NRC 07/ und in Großbritannien ebenfalls in R6 kodifiziert ist /R6P 01/, wird dieses Konzept in Frankreich für wassergekühlte Reaktoren nicht berücksichtigt. In der KTA 3206 /KTA 16/ ist LvB in einem Nachweisschritt vorgesehen. In diesem Zusammenhang wurden entsprechende Untersuchungen /HEC 15/, /HEC 16b/, /HEC 18b/, /GIL 18/, /HEC 19c/ durchgeführt. Zentrales Element aller dieser Methoden ist ein Vergleich der kritischen Risslänge, ab der ein Versagen eines Lecks unterstellt werden muss, und der detektierbaren Risslänge, bei der ein Leck durch Lecküberwachungssysteme sicher erkannt werden kann.

Die Validierungsmaßnahmen für die in einem LvB-Nachweis erforderlichen Bewertungsansätze umfassen Versuche und Berechnungs-Benchmarks. Zahlreiche Leckratenversuche wurden im Zeitraum 1980 bis 2019 durchgeführt und für die Validierung des Programms WinLeck genutzt /HEC 18d/. Darüber hinaus wurden 2017 Versuche an der Universität Stuttgart mit einem umfangreichen Messprogramm zur Bestimmung von Ausströmraten durch rissartige Leckagen unter reaktortypischen Druck- und Temperaturbedingungen durchgeführt /SIL 17/, /SCH 17/. In der CSNI/ WGIAGE Metal-Subgroup fand ein Benchmark zu LBB-Bewertungsmethoden (LBB-Benchmark) statt, an dem zahlreiche Organisationen aus verschiedenen Ländern, unter anderem auch die GRS, teilnahmen. Parallel dazu beschäftigte sich ein weiterer Benchmark der Metal-Subgroup (Leckraten-Benchmark), der von GRS und MPA Universität Stuttgart koordiniert wurde, gezielt mit der Bestimmung von Leckmassenströmen. Ein erheblicher

Anteil der Aktivitäten zielte vor allem auf eine gute oder zumindest konservative (hinsichtlich der Lecküberwachung, d. h. unterschätzende) Bestimmung der Leckrate durch einen postulierten Riss /NEA 22/ /HEC 22d/.

In dem LBB-Benchmark, aber auch in anderen neueren Untersuchungen zeigt sich aber nicht nur eine erhebliche Streuung in der Berechnung der detektierbaren Lecklänge, die aufgrund von verschiedenen Annahmen, verwendeten Verfahren der Teilnehmer und Sicherheitsabständen sowie den großen Unsicherheiten erklärlich ist /TRE 22/. Es ist auch eine wesentliche Streuung der vorhergesagten kritischen Risslänge festgestellt worden. Dieses Ergebnis wurde bereits in einzelnen Studien aufgefunden /HEC 18b/ und ist durch den LBB-Benchmark, aber auch bei Anwendungen des PROST-Codes, der einen Vergleich der verschiedenen implementierten Verfahren zulässt, besonders präsent.

Während klassischerweise LvB-Nachweise für medienbeeinflusstes Ermüdungsrisswachstum durchgeführt wird und aktive bzw. korrosive Schädigungsmechanismen ausgeschlossen sein müssen, gibt es verschiedene Ansätze, diese Einschränkung aufzuweichen. Ein wesentlicher Trend aus den USA ist dabei ein LvB-Nachweis bei Primärwasser-Spannungsrisskorrosion (PWSCC), der sich aufgrund der in amerikanischen Anlagen vorkommenden Werkstoffe nicht ausschließen lässt und in eine LBB-Betrachtung mit einbezogen werden muss. Für diesen Schädigungsmechanismus einen LBB-Nachweis zu führen erfordert, die Leckage durch einen PWSCC-Riss vorherzusagen und auch das zu erwartende PWSCC-Risswachstum bewerten zu können. In den Untersuchungen (siehe /HEC 18c/, /HEC 18a/) wurde die Art des Schädigungsmechanismus weiter gefasst und eine grundsätzliche Einordnung von Schädigungsmechanismen und deren Einfluss auf das LBB-Verhalten vorgenommen. Während korrosive Mechanismen auf dieser Basis durchaus Einfluss auf das LvB-Verhalten haben können, leitet sich aus der Aufstellung ab, dass flächige Mechanismen wie durchflussinduzierte Korrosion und Erosions-Korrosion die Mechanismen sind, die ein LvB-Verhalten verhindern können.

2.4 Dampferzeuger-Heizrohre

Durch rissartige Befunde in mehreren Dampferzeuger-Heizrohren (DEHR) einer deutschen Anlage /Umw 18/, /RSK 18/ ist die Bewertung von DEHR hinsichtlich ihrer betrieblichen Alterung in den Vordergrund gerückt. Bei den Inspektionen wurden teilweise sehr tiefe Risse sowie Wanddickenschwächungen gefunden, die zu mehreren Maßnahmen des Betreibers, unter anderem den Verschluss bestimmter betroffener Rohre mit stabilisierenden Stopfen, geführt haben.

Aufgrund der besonderen geometrischen Abmessungen (Wandstärke 1,2 mm), der betrieblichen Lasten und des Werkstoffes nehmen die DEHR eine Sonderstellung im Primärkreislauf eines Druckwasserreaktors ein und erfordern auch zugeschnittene Bewertungsmethoden. So ist bei der Modellierung der Strömung durch ein Leck in einem DEHR zu beachten, dass die geringe Wegstrecke einen Einfluss auf den Phasenübergang und die Bedeutung von Reibung und Formverlusten hat. Es ist zu erwarten, dass sich andere Phänomene als bei der Ausströmung aus dickwandigen Rohrleitungen ergeben, die bei Leck-vor-Bruch-Nachweisen üblicherweise analysiert werden.

Auch im Ausland sind Leckagen in DEHR-Gegenstand von Forschungsprojekten. So sind in den letzten zehn Jahren neben den kanadisch-amerikanischen Versuchen in Purdue /REV 13/, /REV 19/ auch Versuche in China publiziert worden /ZHA 19a/. In beiden Versuchseinrichtungen konnten deutliche Unterschiede gegenüber Lecks in dickwandigen Strukturen aufgezeigt werden, so zum Beispiel beim Strömungswiderstand /REV 13/ oder bei der Ausbildung einer kritischen Strömung /ZHA 19a/.

Im TIP-6-Verbund findet ein Erfahrungsaustausch basierend auf Forschungsergebnisse und Betriebserfahrung zu DEHR von den Teilnehmern (US NRC, CSNC, KINS, IRSN und GRS) statt.

3 Methodenentwicklung und Modellimplementierung

In diesem Kapitel werden Modelle des Werkstoffverhaltens und der Strukturbewertung diskutiert, die untersucht, weiterentwickelt und in PROST implementiert wurden.

3.1 Rissflankendruck

3.1.1 Ansatz

Bei verschiedenen Verfahren wird der Druck des Mediums auf innenliegende Rissflanken unterschiedlich bzw. teilweise explizit und teilweise implizit berücksichtigt. Aus der Kesselformel ergibt sich, dass die Einbeziehung des Rissflankendrucks besonders für (relativ) dickwandige Geometrien einen erheblichen Anteil auf den Spannungsverlauf darstellen kann.

Aus diesem Grund wurde das Verfahren zur Berücksichtigung des Rissflankendrucks (Crack face pressure, CFP) vereinheitlicht für

- Berechnung von Spannungsintensitätsfaktoren K
- Berechnung von Grenzlasten L_r
- Berechnung von Lecköffnungen (COD)
- Berechnung von Leckflächen (COA)

Dabei wurden alle Verfahren einbezogen, bei denen die Membranspannung als Eingangsgröße zu Grunde liegt. Verfahren, die auf der Eingabe eines Drucks basieren (meist sind das Axialrisse) wurden nicht geändert.

In PROST kann optional zwischen Oberflächenrissen und Durchrissen unterschieden werden. Bei der Wahl des Rissflankendrucks gibt es folgende Optionen:

- Keiner: Keine Berücksichtigung.
- Voll: Volle Berücksichtigung des Rissflankendrucks als zusätzliche Membranspannung.
- Halb (nur bei wanddurchdringenden Rissen): Halbe Berücksichtigung, zur Simulation eines Druckabfalls.

Diese Optionen lassen sich bei zukünftigen Weiterentwicklungen bei Bedarf durch zusätzliche Ansätze ergänzen.

3.1.2 Fallbeispiele

Die folgenden Fallbeispiele DP-01 und DP-02 wurden im Rahmen des Probabilistik-Benchmarks der WGIAGE metal-subgroup untersucht /HOM 22/. Eine Rohrleitung mit einem Außendurchmesser von 380 mm und einer Wanddicke von 40 mm, die eine Druckbelastung von 155 bar aufweist, wird untersucht. Der Unterschied zwischen DP-01 und DP-02 liegt in der Annahme der Eigenspannungen: DP-01 hat einen linearen Verlauf, während DP-02 einen komplexeren Verlauf aufweist. Spannungsrisskorrosion führt zum Wachstum eines innenliegenden Oberflächenrisses, der zu Beginn eine Tiefe von 1.5 mm und einer halben Länge von 3 mm aufweist. Dafür ist in Abb. 3.1 das Risswachstum über der Zeit für die beiden Fälle dargestellt.

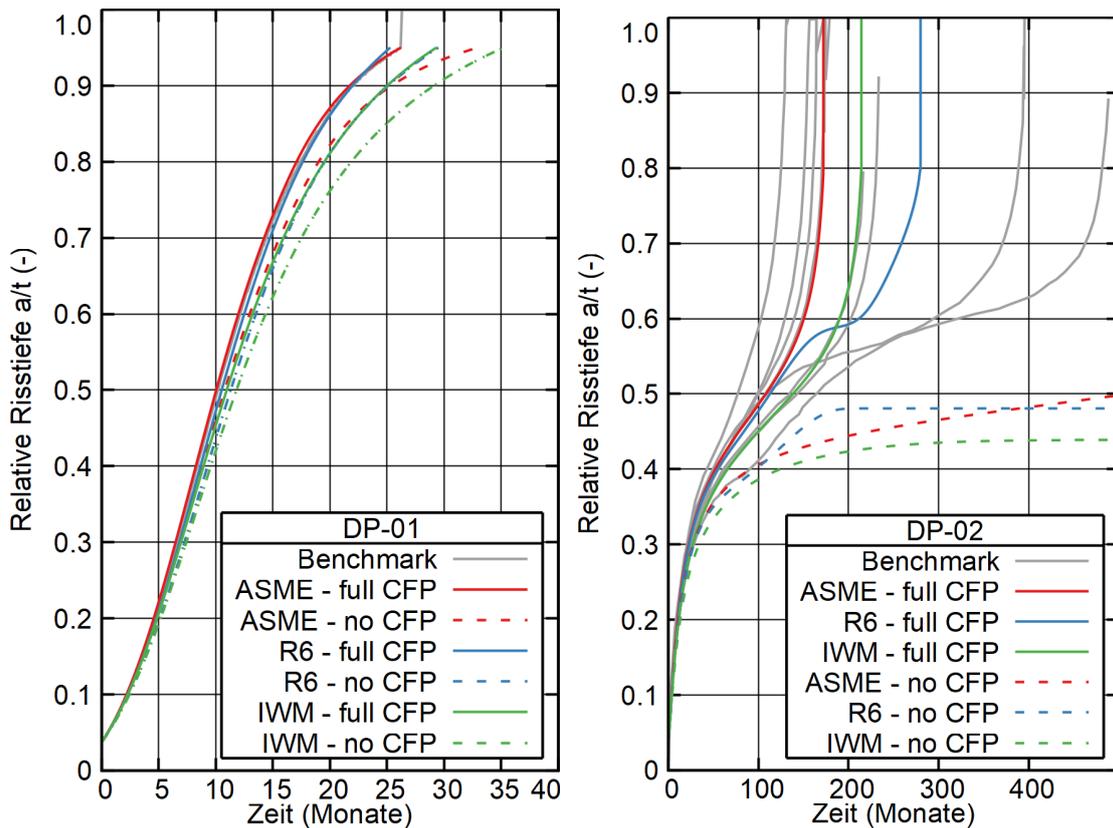


Abb. 3.1 Vergleich verschiedener Rissflankendruck (CFP)-Annahmen beim PFM-Benchmark-Testfall DP-01 (links) und DP-02 (rechts)

Aus diesem Vergleich ist zu sehen, dass die Berechnung der GRS mit vollem Rissflankendruck gut in das Streuband der Benchmark-Ergebnisse der anderen Teilnehmer passt. Dagegen verläuft bei der Berechnung ohne Rissflankendruck das Risswachstum ab ca. 10 Monaten wesentlich langsamer; bei DP-02 führt das sogar dazu, dass eine Leckage nur mit Berücksichtigung des Rissflankendrucks möglich ist, während der Riss sonst in der Wand steckenbleibt.

Beim probabilistischen Testfall PP-01 wie in /HOM 23/ beschrieben ist der Fall ohne Rissflankendruck derart, dass überhaupt keine Leckagen auftreten. Das Ergebnis mit Rissflankendruck dagegen stimmt mit den anderen Benchmark-Teilnehmern überein (Abb. 3.2).

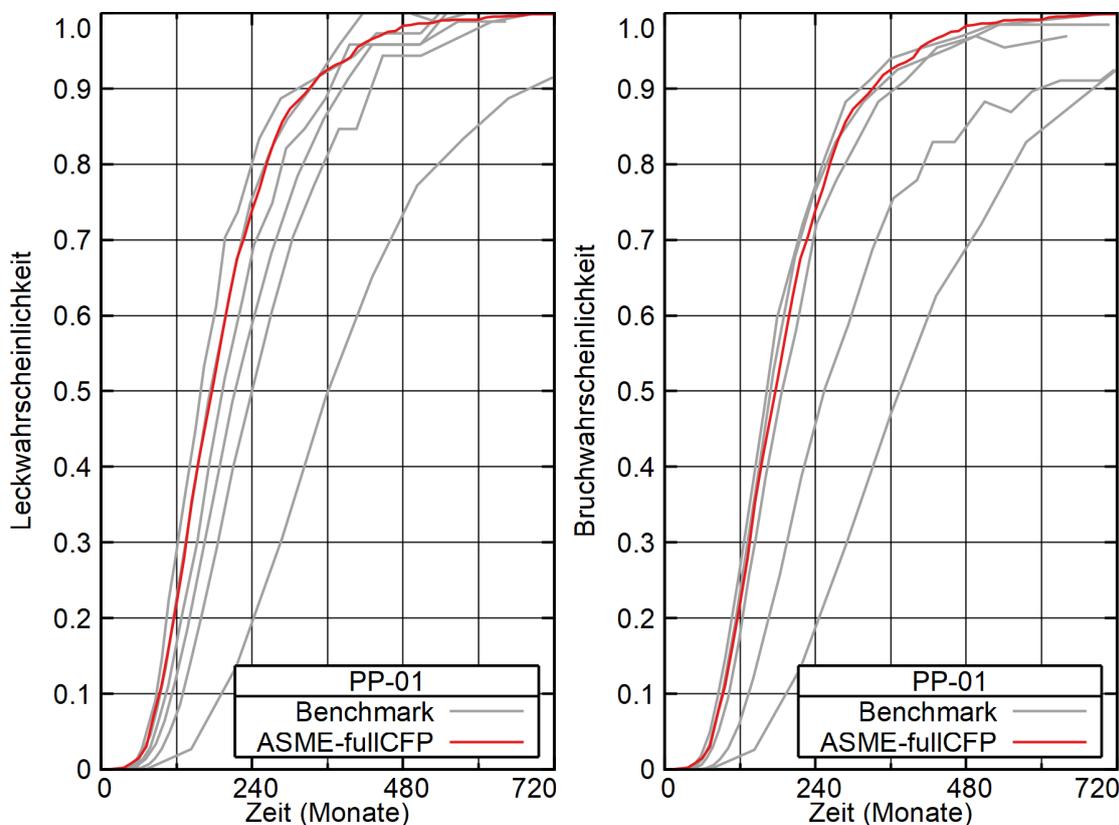


Abb. 3.2 Leckwahrscheinlichkeit (links) und Bruchwahrscheinlichkeit (rechts) für den PFM-Benchmark-Fall PP01 mit Rissflankendruck

Die Bruchwahrscheinlichkeit ist in diesem Beispiel nahezu identisch mit der Leckwahrscheinlichkeit, was damit zu begründen ist, dass die Leckphase sehr kurz ist oder es unmittelbar zu einem Bruch kommt, sobald ein Leck entstanden ist. Diese Testfälle zeigen, dass eine vereinheitlichte Behandlung des Rissflankendrucks eine sinnvolle Erweiterung von PROST ist. Außerdem zeigen sie, dass der Rissflankendruck einen

größeren Einfluss auf das Simulationsergebnis haben kann als die verwendete Formel für den Spannungsintensitätsfaktor.

3.2 Spannungsverteilungen als Polynome verschiedener Ordnungen

3.2.1 Problemstellung

Die verschiedenen analytischen Formeln in PROST verwenden oft eindimensionale Polynome für Spannungsverteilungen /HEC 20b/. Jedoch sind die Ordnungen dieser Polynome unterschiedlich, je nach Verfahren. In PROST wurde zuvor jedoch nur eine einzige Spannungsverteilung einer festen Ordnung verwendet. Diese war in der Verantwortung des Anwenders so zu wählen, dass sie der höchsten benötigten Ordnung entsprach. Mit diesem Ansatz musste also gegebenenfalls die höchstmögliche Ordnung runterskaliert werden und das Polynom musste neu gefittet werden, was systematische Abweichung ermöglichte. Außerdem wurde so das Genauigkeitspotenzial der einzelnen implementierten Methoden nicht ausgeschöpft.

Um für jedes Verfahren jeweils die optimale Ordnung nutzen zu können, wurde PROST so erweitert, dass in PROST nun Polynome vom Grad 1 bis 5 vorgesehen sind (während vorher lediglich ein Polynom unbestimmten Grades eingegeben werden konnte). Die einzelnen Verfahren wählen dann das Polynom mit der für sie passenden Ordnung aus.

3.2.2 Update alter Datensätze

Um nun einen alten Datensatz, der lediglich ein Polynom unbestimmten Grades enthält, mit der neuen PROST-Version einzulesen, muss eine Vorschrift für die Konvertierung der Funktion gefunden werden. Dabei wird eine bisherige Eingabe in das höchste Polynom eingesetzt und alle niedrigeren Polynome leiten dies von ihm ab. Die Fälle einer konstanten Spannung sind noch einfacher zu übersetzen. Für diese Anwendung gibt es einen Test bei den wiederkehrenden Regressionstest mit dem Java-Framework JUnit.

Der gleiche Ansatz lässt sich auch für die Eingabe eines neuen Datensatzes verwenden: Das Polynom wird in der 5. Ordnung vorgegeben, und die niedrigergradigen Polynome werden davon durch ein Refitting abgeleitet.

3.3 ASME-Methode für Spannungsintensitätsfaktoren halbelliptischer Umfangsrisse

Die ASME-Methode, die PRAISE-CANDU implementiert hat, zeigte in verschiedenen Benchmark-Rechnungen bessere Ergebnisse als die in PROST implementierte IWM- und die R6-Methode; zudem sind auch dickwandigere Rohrleitungen unterstützt. Die entsprechenden Methoden sind im ASME-Code von 2017 im Abschnitt A-3532 (halbelliptische Risse) beschrieben [ASM 17]. Die Nomenklatur wird dabei auf die PROST-übliche Terminologie übertragen. Die ganze Oberflächenrisslänge beträgt also $2c$, die Risstiefe a und der halbe Risswinkel θ . Der Vorteil des Verfahrens ist, dass es auch für sehr lange Oberflächenrisse gültig ist. Die zugrundeliegende Annahme für die Spannungsverteilung ist wie folgt beschrieben.

$$\sigma(r) = \sum_{j=0}^4 B_j \left(\frac{r}{t}\right)^j \quad (3.1)$$

Der Spannungsintensitätsfaktor ist als Funktion der Polynomkoeffizienten berechenbar über Proportionalitätsfaktoren G_i , dabei geht auch bei innendruckbeaufschlagten Rissflächen der Koeffizient B_p ein.

$$K_I = \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \left[(B_0 + B_p)G_0 + \sum_{j=1}^4 B_j G_j \left(\frac{a}{t}\right)^j \right] \quad (3.2)$$

Die Größe Q ist dabei ein Formparameter, der neben den Faktoren zusätzlich von der Streckgrenze σ_y abhängt, um die Wirkung der plastischen Zone zu berücksichtigen.

$$Q = 1 + 4.593 \left(\frac{a}{2c}\right)^{1.65} - \frac{\left[\sum_{j=0}^4 B_j G_j \left(\frac{a}{t}\right)^j\right]^2}{6 \sigma_y^2} \quad (3.3)$$

Dieser zweite Term macht das Verfahren nichtlinear und wird daher bei der folgenden Implementierung vernachlässigt.

3.3.1 Verfahren über G -Parameter

Die Werte für G_j liegen tabelliert in den acht Tabellen A-3630-1 bis A-3630-8 (siehe /ASM 17/) für Oberflächenpunkt und tiefsten Punkt vor. Dabei gibt es Einzellösungen für Verhältnisse r_i/t aus der folgenden Liste.

$$\frac{r_i}{t} \in \{1, 5, 10, 20\} \quad (3.4)$$

Es gibt außerdem Verfahren zur Bestimmung der G -Parameter auf für r_i/t -Verhältnisse von 3, 60 und 100 noch formelmäßige Relationen über Hilfsgrößen. Leider sind diese nicht für alle r_i/t -Werte identisch. Der Vorteil ist, dass nur zwei Hilfsgrößen pro Punkt benötigt werden, aus denen die Polynomkoeffizienten berechnet werden. Als Beispiel sei angegeben, wie bei r_i/t von 1 am tiefsten Punkt Y_0 und Y_1 bestimmt werden, die wiederum auf Koeffizienten m_i beruhen (jede der beiden Hilfsfunktionen hat einen eigenen Satz an Koeffizienten).

$$Y_0 = \frac{m_1 + m_2 \left(\frac{a}{t}\right) + m_3 \left(\frac{a}{t}\right)^2 + m_4 \left(\frac{a}{2c}\right) + m_5 \left(\frac{a}{2c}\right)^2}{1 + m_6 \left(\frac{a}{t}\right) + m_7 \left(\frac{a}{2c}\right)} \quad (3.5)$$

$$\begin{aligned} Y_1 = & m_1 + m_2 \left(\frac{a}{t}\right) + m_3 \left(\frac{a}{2c}\right) + m_4 \left(\frac{a}{t}\right)^2 + m_5 \left(\frac{a}{2c}\right)^2 \\ & + m_6 \left(\frac{a}{t}\right) \left(\frac{a}{2c}\right) + m_7 \left(\frac{a}{t}\right)^3 + m_8 \left(\frac{a}{2c}\right)^3 \\ & + m_9 \left(\frac{a}{t}\right) \left(\frac{a}{2c}\right)^2 + m_{10} \left(\frac{a}{t}\right)^2 \left(\frac{a}{2c}\right) \end{aligned}$$

Am Oberflächenpunkt dagegen werden die Koeffizienten F_0 und F_1 berechnet (siehe /ASM 17/, Abschnitt A-3532). Analog zu den halb elliptischen Rissen sind Vollumfangsrisse in Abschnitt A-3531 des ASME-Codes beschrieben /ASM 17/.

3.4 Fortschreitende Wanddickenschwächung

Als neuen Schädigungsmechanismus wurde in PROST der Mechanismus fortschreitender Wanddickenschwächung implementiert.

3.4.1 Berechnungsansatz

Als Beispiel für eine Berechnung von diesem Mechanismus sei /WAN 11/ zitiert, welches auch die Grundlage für die Betrachtung von Gesetzmäßigkeiten sein wird. In diesem Ansatz werden die folgenden Annahmen getroffen:

- Die Wanddickenschwächung ist gleichmäßig über den gesamten Umfang, was eine sehr konservative Annahme ist – in /WAN 11/ wird angeführt, dass sich entsprechende Schäden weniger als 90 ° im Umfang erstrecken und kürzer als 20 mm in Längsrichtung sind.
- Die Ausdünnungsrate ist unabhängig von den Lasten.

Eine Ausdünnungsrate, die lognormal-verteilt ist, basiert auf der Studie /DUA 09/, in der verschiedene Fälle von fortschreitender Wanddickenschwächung und das Versagen der Leitung untersucht wurden. Die gleichförmige Geschwindigkeit \dot{h} , mit der die Wanddicke reduziert wird, sorgt daher für eine einfache Form der Zeitabhängigkeit der Rohrwandstärke w .

$$w(t) = w(0) - t \cdot \dot{h} \quad (3.6)$$

Eine besondere Rolle nimmt bei diesen Untersuchungen das Versagenskriterium ein. Wenn die Axialspannung σ_z und die Azimutalspannung σ_θ als wesentliche Komponenten für das Versagen betrachtet werden, so kann die von Mises-Vergleichsspannung berechnet werden.

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_z^2 + \sigma_\theta^2 - \sigma_z \sigma_\theta} \quad (3.7)$$

Als Versagenskriterium wird in /WAN 11/ angesetzt, dass die Vergleichsspannung die Zugfestigkeit erreicht.

3.4.2 PROST-Implementierung

Die Untersuchung fortschreitender Wanddickenschwächung in PROST stellt erst einmal die Randbedingungen und Vorteile einer Implementierung im bestehenden Code in Frage. Aus Sicht des PROST-Codes ist bei einer Implementierung folgendes zu berücksichtigen.

- Der Schädigungsmechanismus setzt in der ungeschädigten Berechnungsphase ein. Eine Wechselwirkung mit Rissbildung und Rissausbreitung würde sich als sehr schwierig gestalten, da für die bruchmechanischen Verfahren die Strukturgeometrien bereits zum Simulationsstart festgelegt werden.
- Mathematisch ist eine Wanddickenschwächung auf der Innenseite eine Zunahme des Innenradius r_i und gleichzeitig eine Abnahme der Wanddicke w bei Hohlzylindern. Ob sich andere Geometrien für eine Betrachtung eignen, ist eher fraglich. Wanddickenschwächung auf der Außenseite von plattierten Strukturen könnten vom Davis Besse-Ereignis motiviert sein. Dabei kam es im Deckel des Reaktordruckbehälters zu einer starken Wanddickenschwächung durch Korrosion infolge Borsäureaustritt nahe der Steuerstabdurchführung.
- Eine Implementierung in PROST hat den Vorteil, dass die probabilistischen Methoden verfügbar sind, mit denen das Strukturversagen untersucht werden kann. Auch zerstörungsfreie Prüfungen und Druckproben können in eine Implementierung einbezogen werden.

Zur Entwicklung eines Designs dieser Leistung wurde die CalcLoop-Routine des Programms untersucht, in der die zeitliche Entwicklung berücksichtigt wird. Die entsprechende Routine, in der die Entwicklung der Wanddicke berücksichtigt wird, ist performCrackForming. Hier wird der Schädigungsparameter D anhand der dafür festgelegten Differenzialgleichung gelöst. Diese Entwicklung wird bis zum Ende eines festgelegten Zeitpunktes berechnet, nachher dann in der Routine safetyCheck das Versagen getestet wird. Genau diese Routine ist ein möglicher Ansatzpunkt für die Berücksichtigung der Änderung von Wanddicke und Innenradius. Jedoch sind in PROST die Lasten für die Versagensbewertung in Form von Spannungen, Biegemomenten und Innendruck gegeben. Daher wurde die Korrektur der Spannungen ebenfalls noch durch die Wanddickenschwächung realisiert.

3.4.3 Anwendungsbeispiel

Ein Anwendungsbeispiel aus /WAN 11/ wird verwendet. Es geht um eine Speiseleitung von 60,3 mm Außendurchmesser und anfänglicher Wanddicke von 5,54 mm (d. h. Innenradius von 24,61 mm). Die Eigenschaften des Kohlenstoffstahls SA-106 Grade B sind alleine durch die Zugspannung gegeben ($414 \text{ MPa} \pm 10 \%$). Für die Schwächungsrate wird im zitierten Artikel auf Betriebserfahrung verwiesen und den Einfluss des Biegewinkels: Eine Rate von $(0,0906 \pm 0,0198) \text{ mm/a}$ für niedrige und $(0,0949 \pm 0,025) \text{ mm/a}$ für hohe Biegewinkel wird angesetzt (Mittelwert und Standardabweichung). Ein Innendruck von $10,3 \text{ MPa} \pm 10 \%$ für den Betrieb und $13,5 \text{ MPa}$ für den Störfall wird angesetzt; die maximale Biegespannung beträgt $(56,34 \pm 8,04) \text{ MPa}$ (niedrige Biegewinkel) bzw. $(47,39 \pm 0,05) \text{ MPa}$ (hohe Biegewinkel). Im Original wird die Biegelast jedoch nicht als Biegemoment, sondern als Zugkraft angenommen. Es werden 25 Jahre Betrieb simuliert.

3.4.3.1 Deterministischer Fall

Es werden die deterministischen Fälle als Referenzfälle berechnet. Für den niedrigen Biegewinkel sinkt die Wandstärke auf 3,275 mm in 25 Jahren, was jedoch noch nicht ausreicht, um die kritische Vergleichsspannung von 414 MPa zu erreichen. Man kann jedoch mit PROST die in /WAN 11/ dokumentierte Zeit zum Versagen t_f zum Vergleich heranziehen.

$$t_f = \frac{1}{\dot{h}} \left[w(0) - \frac{\sqrt{\sigma_{nom}^2 w(0)^2 + \frac{3}{4} p^2 r_m^2}}{\sigma_{max}} \right] \quad (3.8)$$

Mit der Formel ergibt sich 54,6 Jahre, und mit PROST 54,1 Jahre. Der geringfügige Unterschied kann auf die verschiedenen Berechnungsmethoden der Membranspannung zurückgeführt werden.

3.4.3.2 Probabilistischer Fall

Für die probabilistische Analyse werden die angegebenen Normalverteilungen angesetzt, außer für die Schwundrate, die lognormal-verteilt ist. Mit den angegebenen Werten ergeben sich Log-Normal-Werte von $\mu_{LN} = -2,425$ und $\sigma_{LN} = 0,216$. In 25 Betriebsjahren ergibt sich eine niedrige Versagenswahrscheinlichkeit von ungefähr $2 \cdot 10^{-4}$. Dieses Fallbeispiel hat einen komplexen wahrscheinlichsten Versagenspunkt bei den in Tab. 3.1 gezeigten Werten, der Zuverlässigkeitsindex liegt bei 3,665.

Tab. 3.1 Wahrscheinlichster Versagenspunkt

	Zugfestigkeit	Schwundrate	Druck	Biegespannung
Wert	353 MPa	0,178 mm/a	10,45 MPa	62,48 MPa
<i>u</i> -Wert	-1,5	3,3	0,4	0,8

Mit diesen Parametern wird deutlich, dass ein Bersten infolge von Wanddickenschwächung in diesem Fallbeispiel infolge von beschleunigter Wanddickenschwächung, niedriger Zugfestigkeit und erhöhter Lasten eintritt. Der Verlauf der Monte-Carlo-Simulation mit 100 000 Einzelläufen ist in Abb. 3.3 abgebildet. Hier ist auch ein Vergleich mit den Werten aus der Referenz dargestellt – bei dieser Referenz sind allerdings noch Inspektionen und Reparaturen simuliert.

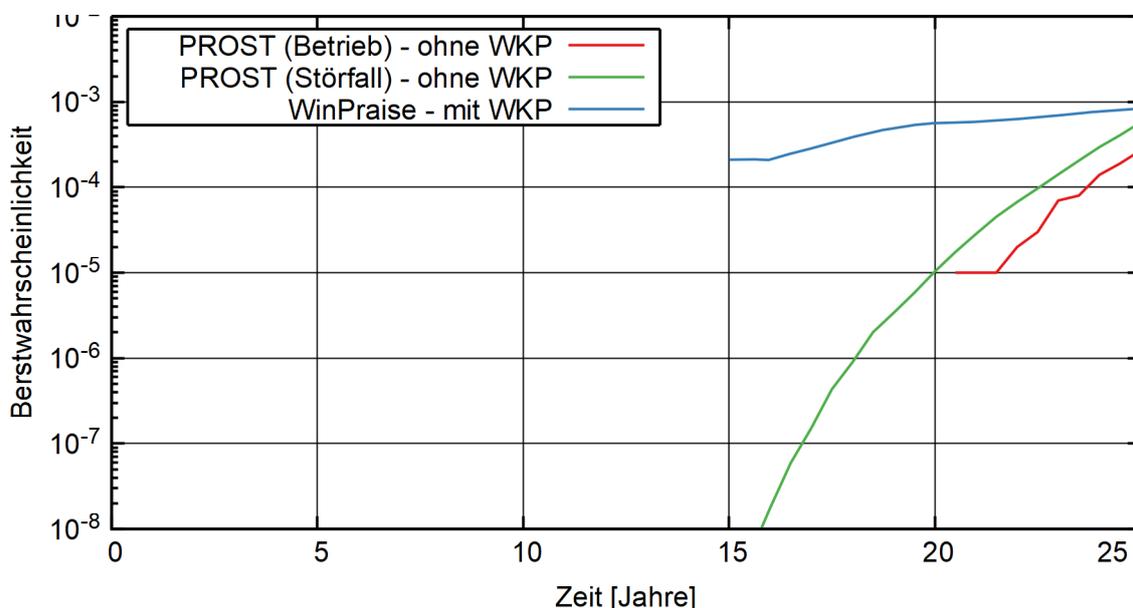


Abb. 3.3 Berstwahrscheinlichkeit als Funktion der Betriebszeit bei der Speisewasserleitung mit niedrigem Biegewinkel

Die in /WAN 11/ durchgeführten Fälle gehen im Detail auf die POD¹-Kurven ein. Die in der Arbeit gezeigten Ergebnisse geben etwas höhere Versagenswahrscheinlichkeiten an, als die mit PROST berechneten, was nicht mit den simulierten Reparaturmaßnahmen erklärt werden kann. Unsicherheiten in der Originalarbeit betreffen die Ergebnisdokumentation, in der probabilistische Rechenergebnisse als dimensionslose Frequenzen angegeben werden. Auch bei der Aufbringung der Lasten wurden in der Originalarbeit möglicherweise unterschiedliche Methoden gewählt. Verlängert man dagegen die Betriebsdauer auf 50 Jahre, so hat man einen signifikanten Anstieg der Berstwahrscheinlichkeit.

3.5 SSM-Grenzlast Verfahren für innenliegende halb elliptische Umfangsrisse

Das in /DIL 18/ beschriebene Verfahren für einen Riss der Tiefe a und der ganzen Länge $2c$ (ganzer Risswinkel 2θ) unter Zugspannung σ_m und maximaler Biegespannung σ_{bg} basiert auf der Lösung eines nichtlinearen Gleichungssystems für die Parameter s_m , s_{bg} und β .

$$\begin{cases} \frac{s_m}{\sigma_Y} = 1 - 2 \frac{\beta}{\pi} - \frac{a}{t} \frac{\alpha(\beta)}{\pi} \\ \frac{s_{bg}}{\sigma_Y} = \frac{4}{\pi} \sin \beta - \frac{2a}{\pi t} \sin \alpha(\beta) \\ 0 = \sigma_m s_{bg} - \sigma_{bg} s_m \end{cases} \quad (3.9)$$

Dabei ist die Funktion $\alpha(\beta)$ durch eine Fallunterscheidung gegeben und abhängig von β – sie entspricht dem Maximum des Risswinkels und $\pi - \beta$.

$$\alpha(\beta) = \begin{cases} \theta & \text{wenn } \theta \leq \pi - \beta \\ \pi - \beta & \text{wenn } \theta > \pi - \beta \end{cases} \quad (3.10)$$

¹ POD - probability of detection

Neben dem allgemeinen Fall muss das Gleichungssystem außerdem für die beiden Sonderfälle $s_{bg} = 0$ und $s_m = 0$ gelöst werden; die Lösungen werden jeweils mit s'_m und s'_{bg} bezeichnet.

Diese Lösung muss numerisch erfolgen. Die Lösung eines nichtlinearen Gleichungssystems ist gar nicht so einfach, und in der verwendeten Apache Commons-Bibliothek gibt es kein Verfahren zur mehrdimensionalen Nullstellensuche. Nun ist es möglich, das Problem in ein mehrdimensionales Optimierungsproblem zu überführen, für das es Lösungsalgorithmen gibt – die Überführung in ein Optimierungsproblem ist tatsächlich eine gängige Methode für Nullstellensuchen. Hier bietet es sich an, als Variablen $z_m = s_m/\sigma_Y$, $z_{bg} = s_{bg}/\sigma_Y$ und β zu wählen und die folgende zu optimierende Funktion zu definieren.

$$\begin{aligned}
 g(z_m, z_{bg}, \beta) = & \left[1 - 2 \frac{\beta}{\pi} - \frac{a}{t} \frac{\alpha(\beta)}{\pi} - z_m \right]^2 \\
 & + \left[\frac{4}{\pi} \sin \beta - \frac{2a}{\pi t} \sin \alpha(\beta) - z_{bg} \right]^2 \\
 & + \left[\frac{\sigma_m}{\sigma_Y} z_{bg} - \frac{\sigma_{bg}}{\sigma_Y} z_m \right]^2
 \end{aligned} \tag{3.11}$$

Auf diese Weise haben sowohl die Argumente von g als auch g selbst die Größenordnung 1. Eine Alternative wäre die Linearisierung des Gleichungssystems und die Iteration der Lösung. Jedoch funktioniert die Optimierung mit einem Simplex-Algorithmus recht gut.

Mit diesen Hilfsgrößen kann der L_r -Parameter berechnet werden.

$$L_r = \frac{\sqrt{\left(\frac{\sigma_m}{s'_m}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{bg}}{s'_{bg}}\right)^2}}{\sqrt{\left(\frac{s_m}{s'_m}\right)^2 + \left(\frac{s_{bg}}{s'_{bg}}\right)^2}} \tag{3.12}$$

Dieser Parameter wird dann im Fehlerbewertungsdiagramm verwendet.

3.6 WRC-Verfahren zur Berechnung der Rissöffnung

Mit Rissöffnungsverfahren sind Verfahren zur Berechnung des Öffnungsquerschnitts (COA) oder der Öffnungsweite (COD) eines wanddurchdringenden Risses gemeint. Das Verfahren des Welding Research Councils (WRC) /AND 03/ stellt eine Methode dar, die Rissöffnung auf der Innen- und Außenseite von Zylinderwandungen (die Lösungen für Kugeloberflächen werden hier nicht betrachtet) zu berechnen. Die Risse können sowohl axial wie auch in Umfangsrichtung orientiert sein.

3.6.1 Allgemeiner Ansatz

Als Grundlage dient jeweils die Öffnung eines Risses in einer unendlichen Platte unter gleichförmiger Last.

$$COA_{\text{plate}} = \frac{2\pi\sigma c^2}{E} \quad (3.13)$$

Diese Lösung wird durch die entsprechenden Lasten mit einer Funktion $H(r_i/t, \lambda)$ multipliziert, um die entsprechende Lösung zu erhalten. Dabei ist λ der Schalenparameter.

$$\lambda = \frac{1.8181 c}{\sqrt{r_i t}} \quad (3.14)$$

Die Werte für die entsprechenden H -Funktionen liegen tabelliert vor; dabei sind jeweils neun Werte für λ sowie $r_i/t \in \{1, 3, 5, 10, 20, 60, 100\}$. Zur Berechnung dieser Funktionen ist außerdem ein funktioneller Zusammenhang mit tabellierten Koeffizienten A_i vorgegeben. Die Koeffizienten A_i liegen jeweils für die festen Stützstellen r_i/t vor und jeweils separat für die Innen- und Außenseite des Rohrs.

Als standardmäßige Lastfälle wird neben üblichen Druck p und Biegemoment M auch eine lineare Überlagerung aus einer konstanten (σ_0) und einer linear variierenden Spannungskomponente (σ_1) angenommen.

$$\sigma(x) = \sigma_0 + \sigma_1 \frac{u}{t} \quad (3.15)$$

Hierbei bezeichnet u die von der Innenseite aus gemessene Radialkoordinate. Mit diesem Ansatz lässt sich auch ein Rissflankendruck durch variierenden Innendruck aufgrund des Druckabfalls bei einer Leckausströmung berücksichtigen.

Zur Berücksichtigung von plastischen Effekten wird das Biaxialitätsverhältnis B verwendet, das zur Berechnung einer Referenzspannung verwendet wird. Das Biaxialitätsverhältnis ist das umgekehrte Verhältnis von rissöffnender Spannung σ_{yy} zu der dazu senkrechten Komponente σ_{xx} .

$$\sigma_{ref} = F \left(B = \frac{\sigma_{xx}}{\sigma_{yy}} \right) \sigma_{yy} \quad (3.16)$$

Tab. 3.2 Geometriefaktor der Referenzspannung

B	0	0.5	1	2
$F(B)$	1,104	0,897	0,938	1,621

Zur einfacheren Berechnung können diese tabellarischen Werte durch eine Funktion angenähert werden (siehe Abb. 3.4).

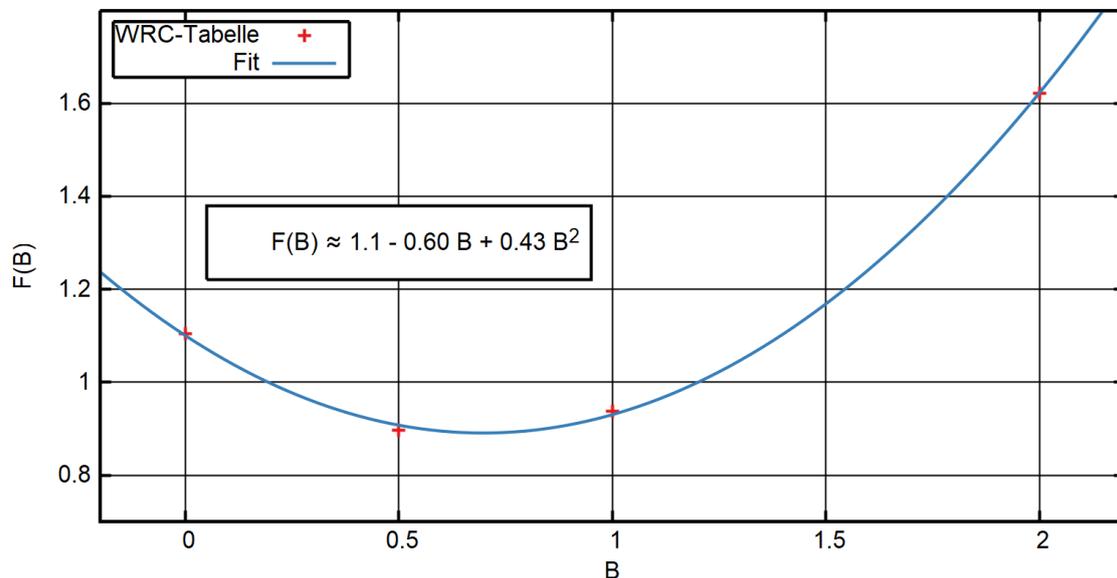


Abb. 3.4 Annäherung der Relation für $F(B)$

Mit dem Lastverhältnis $L_r = \sigma_{ref}/\sigma_Y$ (wobei σ_Y die Streckgrenze bezeichnet) kann ein plastischer Korrekturfaktor γ zur elastischen Rissöffnung angegeben werden.

$$\gamma(L_r) = \sum_{n \in \{0,2,4,6,8\}} g_n L_r^n \quad (3.17)$$

Tab. 3.3 Koeffizienten des plastischen Korrekturfaktors

n	0	2	4	6	8
g_n	1,008	-0,33015	5,53696	-3,96974	2,00844

Wie B aus den einzelnen Lastfällen berechnet werden soll ist in der Originalquelle /AND 03/ nicht vorgegeben. Für Innendrucklast kann bei Umfangsrissen $B = 2$ und bei Axialrissen $B = 0,5$ vermutet werden. Genauer jedoch kann die jeweils anliegende Spannung aus Druck und Biegung jeweils für beide Geometrien ins entsprechende Verhältnis gesetzt werden.

3.6.2 Axialrisse

Bei Axialrissen gibt es drei mögliche Lastfälle (und damit auch H -Koeffizienten), die durch den elastischen Ansatz linear superponiert werden können.

$$COA^{axial} = COA_{Plate} \left[\sigma_0 H_0^{axial} + \sigma_1 H_1^{axial} + p \frac{r_a}{t} H_p^{axial} \right] \gamma(L_r) \quad (3.18)$$

Die Funktionen H_0 , H_1 und H_p werden wie oben beschrieben berechnet. Für jede dieser Funktionen ist eine rationale Funktion zur Approximation gegeben.

$$H_i^{axial} = \frac{A_0 + A_1 \lambda + A_2 \lambda^2 + A_3 \lambda^3}{1 + A_4 \lambda + A_5 \lambda^2 + A_6 \lambda^3 + A_7 \lambda^4} \quad (3.19)$$

Diese Formulierung gibt es zweimal: Für die Innenseite (ID) und die Außenseite (OD); jedoch wurde auf einen weiteren Index hier verzichtet.

3.6.3 Umfangrisse

Bei Umfangsrissen gibt es ebenfalls eine affin lineare Komponente und zusätzlich einen Biegemomentanteil. Die Druckkomponente wird aus dem konstanten Term abgeleitet.

$$COA^{\text{umfang}} = COA_{\text{Plate}} \left[\sigma_0 H_0 + \sigma_1 H_1 + p \frac{r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} H_0 + M \frac{\frac{4}{\pi} r_a}{r_a^4 - r_i^4} H_5 \right] \gamma(L_r) \quad (3.20)$$

Die Funktionen H_0 , H_1 und H_5 werden über eine leicht unterschiedliche rationale Funktion bestimmt.

$$H^{\text{umfang}} = \frac{A_0 + A_1 \lambda + A_2 \lambda^2}{1 + A_3 \lambda + A_4 \lambda^2 + A_5 \lambda^3} \quad (3.21)$$

Auch diese Formulierung gibt es zweimal: Für die Innenseite (ID) und die Außenseite (OD); jedoch wurde auf einen weiteren Index hier verzichtet.

3.6.4 Testfälle

Zur Anwendung der WRC-Methode wurden die WinLeck-Validierungsfälle herangezogen, die Umfangs- und Axialrisse unter verschiedenen Lasten beinhalten. Die Ergebnisse sind in der WinLeck-Dokumentation GRS-P-6 zusammengefasst; hier sollen lediglich die so erhaltenen Ergebnisse bewertet werden.

Die Ergebnisse scheinen eher uneinheitlich. In manchen Fällen sagt die WRC-Methode weitgehend elastische COD-Werte voraus und reiht sich dabei in die Genauigkeit der anderen weitgehend elastischen Methoden ein. In anderen Fällen ist ein deutliches plastisches Verhalten sichtbar, das sich erheblich von den Ergebnissen der EPRI-Verfahren unterscheidet (und auch von den anderen). Bemerkenswert ist, dass beim Versuch MPA BVZ100 das WRC-Verfahren die Messpunkte gut trifft und im Metho-

denvergleich am besten abschneidet; angesichts der Streuung bei den anderen Versuchen sollte das jedoch als „Glückstreffer“ gewertet werden.

3.7 Sehr enge Risse, insbesondere infolge von Spannungsrisskorrosion

3.7.1 Einführung primärwasserbedingte Spannungsrisskorrosion

Eine umfangreiche Untersuchung zu intergranularer Spannungsrisskorrosion (IGSCC) in austenitischen Stählen ist in /HAL 82a/ und /HAL 82b/ gegeben. Die in den zitierten Berichten beschriebenen Fälle sind bei Schweißnähten an Stahl Typ 304 zu finden. Die Bedeutung von Korrosionsphänomenen ist auch in /SCO 04/ herausgestellt. Der Begriff von PWSCC bezeichnet demnach IGSCC bei Alloy-600 in DWR-Primärkreisbedingungen.

Im Bereich der Werkstoffe typischer Dampferzeugerheizrohre gibt es umfangreiche Untersuchungen. So werden in /VAD 12a/ /VAD 12b/ /LEO 10/ /ZHA 17/ die Mechanismen im Fall von Alloy-600 detailliert diskutiert und eine gute Übersicht über die Literatur gegeben.

Darüber hinaus gibt es wissenswerte Eigenschaften von Spannungsrisskorrosionsrissen, wie zum Beispiel typische Größen, Verzweigungsstruktur usw., hier können z. B. /BUR 15/ und /WAL 95/ Interessantes beitragen.

3.7.2 Bewertung von Leckagen infolge Spannungsrisskorrosion

In diesem Abschnitt sind verschiedene Ansätze aus der Literatur zusammengestellt, die für die Bewertung sehr enger Leckagen durch Spannungsrisskorrosion relevant sind.

3.7.2.1 Morphologieparameter

In /RAH 95/ werden Ansätze zur Morphologie von intergranularen Spannungsrisskorrosionsrissen gegeben und verschiedene Literatur dazu verglichen. Daraus werden Mittelwerte, Standardabweichung und Wertebereich angegeben. Die (gerundeten) Werte sind in Tab. 3.4 zusammengefasst.

Tab. 3.4 Rauheitswerte für intergranularer Spannungsrisskorrosion nach /RAH 95/

		Mittelwert	Standard-abweichung	Wertebereich
Lokale Rauheit	[μm]	4,7	3,0	0,64-10,5
Globale Rauheit	[μm]	80,0	39,0	27,9-127,0

Eine weitere Übersicht entstammt dem PROLOCA-Code, wo für verschiedene Schädigungsmechanismen Standardwerte vorgegeben sind.

Tab. 3.5 Parameter für den PROLOCA-Code nach /PAR 15/

		Corrosion fatigue		IGSCC		PWSCC–base		PWSCC–weld	
		Mean	SD	Mean	SD	Mean	SD	Mean	SD
μ_L	[μm]	8,814	2,972	4,70	3,937	10,62	9,870	16,86	13,57
μ_G	[μm]	40,51	17,65	80,0	39,01	92,67	65,26	113,9	90,97
n_L	[1/mm]	6,730	8,070	28,2	18,90	8,043	2,043	5,940	4,540
K_G		1,017	0,0163	1,07	0,100	1,060	0,095	1,009	0,011
K_{GL}		1,060	0,0300	1,33	0,170	1,327	0,249	1,243	0,079

Auch im Bericht /WAL 95/ werden Rissformen und Rissoberfläche verschiedener Defekte untersucht.

3.7.2.2 Verstopfung von Rissen

Ein interessanter Aspekt der Modellierung von engen Spannungsrisskorrosionsrissen ist auch das Verstopfen von Rissen. Hier wird in /PAU 94/ eine Abschätzung zu Partikeln durchgeführt, die zu Verstopfungen führen können. Die dortigen Daten sind in Tab. 3.6 zusammengefasst.

Tab. 3.6 Partikel im Primärkreiswasser nach /PAU 94/

Größenmedian [μm]	Größenbereich [μm]	Konzentration [ppm]
0,5-5	0,01-100	<1,0

Die unterstellten Partikel sind Nickel, Ferrit, Magnetit und Hämatit. Die zitierte Studie kommt zu dem Schluss, dass aufgrund der Konzentration Verstopfungseffekte erst nach Tagen bis Monate relevant werden.

3.7.2.3 Öffnungsuntergrenze durch Kapillardruck

Eine andere Begrenzung von Leckagen durch enge Risse stellt die Dichtheit aufgrund der Oberflächenspannung und damit des Kapillardrucks dar. Der Kapillardruck ergibt sich aus folgender Formel.

$$p_{cap} = 4 \frac{S \cos \vartheta}{d} \quad (3.22)$$

Hierbei stellt S die Oberflächenspannung von Wasser, ϑ der Kontaktwinkel und d der Durchmesser der Kapillare dar. Der Kontaktwinkel mit austenitischem Stahl kann z. B. /SON 20/ entnommen werden (bzw. bereits der grafischen Zusammenfassung dieses Artikels); demnach ist bei Raumtemperatur $\vartheta \approx 80^\circ - 85^\circ$ und bei der höchsten Temperatur im Artikel (210°C) $\vartheta = 45^\circ - 65^\circ$ - der Druck hat nur einen untergeordneten Einfluss. Die lineare Parametrisierung der Messwerte $\vartheta = \theta_0 + \theta_1 T / ^\circ\text{C}$ entsprechend dieser Quelle ist in Tab. 3.7 gegeben.

Tab. 3.7 Parametrisierung der Kontaktwinkel nach Daten aus /SON 20/

Druck	5 MPa		10 MPa		15 MPa	
	θ_0 [°]	θ_1 [°]	θ_0 [°]	θ_1 [°]	θ_0 [°]	θ_1 [°]
T [°C]						
0-120	83,4	-0,0411	81,2	-0,0294	81,7	-0,0214
120-210	96,3	-0,142	99,7	-0,195	100,1	-0,179
210-250	124,0	-0,274	119,5	-0,281	151,0	-0,421

Die Oberflächenspannung kann nach /IAP 14/ aus folgender Relation bestimmt werden.

$$S = 235,8 \frac{\text{mN}}{\text{m}} \left(1 - \frac{T}{T_c}\right)^{1.256} \left[1 - 0,625 \left(1 - \frac{T}{T_c}\right)\right] \quad (3.23)$$

Dabei ist die kritische Temperatur ca. $T_c = 627 \text{ K}$. Mit diesen Eingangsgrößen kann der kritische (hydraulische) Durchmesser bestimmt werden, der bei gegebenen Druck- und Temperaturbedingungen mindestens für eine Leckage durch austenitischen Stahl gegeben sein muss. Die Ergebnisse sind in Tab. 3.8 dargestellt.

Tab. 3.8 Mindestleckagegröße aufgrund des Kapillardrucks

	P [MPa]	T [°C]	d [nm]
Trinkwasserleitung	1	20	42
Siedewasserreaktor	7,6	250	8,5
Druckwasserreaktor	15,4	250	4,8

Bei diesen Rechnungen wurde die Temperatur auf 250 °C begrenzt, da dies die höchste Temperatur aus der Quelle für den Kontaktwinkel ist – da der Trend zu kleineren Winkeln geht, kann die Mindestgröße auch um einen Faktor von ca. 2 größer sein (Abschätzung der Kosinus-Funktion). Aus diesem Vergleich geht hervor, dass die Mindestleckagegröße im Bereich von einigen Nanometern liegt. Dies liegt deutlich unter den lokalen Rauheitswerten im Bereich von Mikrometern.

3.7.3 Untersuchungsansätze zu engen Rissen

In diesem Abschnitt werden einige eigene Ansätze vorgestellt, mit der enge Risse untersucht werden können, und die Verwendung der Ergebnisse wird diskutiert.

3.7.3.1 Skalierung der Leckrate bei kleinen Öffnungen

Es ist lohnenswert, die Ausströmung durch enge Risse (hier im Nachfolgenden vorrangig einphasig betrachtet, um die Phänomenologie nicht unnötig zu erweitern) im Hinblick auf die Abhängigkeit der Ausströmrate von der Rissöffnung zu betrachten. So ist bei sehr weiten Rissen die Abhängigkeit der Ausströmrate von der Rissöffnung ein rein geometrischer Effekt, der von der Vergrößerung der Querschnittsfläche herrührt. Ähnliche Untersuchungen wurden bereits in /HEC 18c/ beschrieben. Bei kleineren Öffnungen ändert sich zusätzlich der Strömungswiderstand zunehmend deutlich; einerseits durch die Verlängerung des relativen Strömungswegs L/d_h und andererseits durch die Veränderung des Widerstandsbeiwerts λ .

$$\dot{m}(d_h) = \frac{d_h}{\sqrt{1 + \zeta_{in} + \lambda \left(\frac{d_h}{2R_z}\right) \frac{L}{d_h}}} c \sqrt{2 \Delta p \rho} \quad (3.24)$$

Diese Abhängigkeit wurde bereits in /HEC 17/ aufgezeigt, vor dem Hintergrund von Trinkwasserleckagen und einer innendruckbedingten Rissöffnung. (In der Gleichung wurde eine elliptische Leckfläche angenommen und der Limes $COD \ll c$ angesetzt.) Im Limes des dominierenden Reibungswiderstands und der auf /JOH 88/ zurückgehenden Relation $\lambda(d_h/2R_z)$, die auch nach /PAU 94/ für kleine $d_h/2R_z$ gilt, lässt sich der Ausdruck vereinfachen.

$$\dot{m}(d_h) \begin{matrix} d_h \approx R_z \\ \approx \\ d_h \ll L \end{matrix} d_h^{1.5} \left| 3.39 \log_{10} \frac{d_h}{R_z} - 0.866 \right| \frac{c}{\sqrt{L}} \sqrt{2 \Delta p \rho} \quad (3.25)$$

In der Nähe der Nullstelle sinkt nach dieser Überlegung (Entwicklung des Terms im Betrag bis zur ersten Ordnung) die Leckrate wie $d_h^{2.5}$, allerdings in der Nähe der Singularität wie $(d_h - d_{crit})^1$. Die grafische Auftragung von $\lambda(d_h/R_z)$ ist in Abb. 3.5 dargestellt.

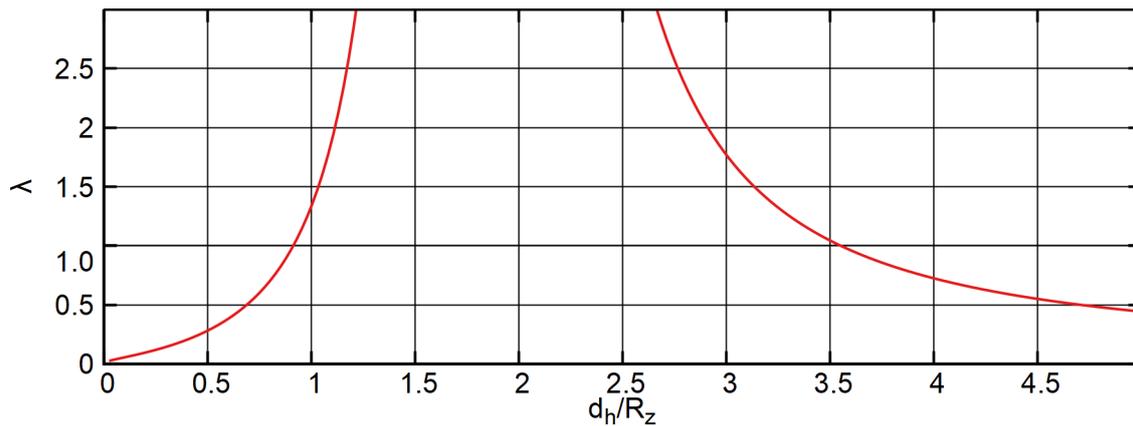


Abb. 3.5 Widerstandsbeiwertsfunktion $\lambda(d_h/R_z)$ und die Divergenz

Dies ist jedoch nur für den Fall richtig, dass bei konstantem R_z der hydraulische Durchmesser immer näher an die Divergenz des Widerstandsbeiwertsmodells heranrückt. Anders sieht es dagegen aus, wenn die effektive Rauheit gemäß des Rissmorphologiemodells abhängig von der Rissöffnung ist. In diesem Bereich ist das Verhältnis d_h/R_z (und damit λ) ungefähr konstant, aber die relative hydraulische Länge L/d_h wächst immer weiter. Außerdem kann vermutet werden, dass auch die Zahl der Knicke weiter linear mit L/d_h anwächst; der Beitrag aus diesen Knicken zum Gesamtwiderstand wird mit bL/d_h angesetzt.

$$\dot{m}(d_h) \frac{d_h}{R_{eff}} = const. \approx \frac{d_h}{\sqrt{(\lambda + b)L \frac{1}{d_h}}} c \sqrt{2 \Delta p \rho} \quad (3.26)$$

Bei diesem Ansatz ist die Skalierung der Leckraten mit dem hydraulischen Durchmesser mit einer anderen Potenz als zuvor (hier $\dot{m} \propto d_h^{1.5}$).

3.7.3.2 Untersuchung des zweiphasigen Strömungswiderstands

Bei einphasigen (kalten) Ausströmversuchen gehört die Bestimmung des empirischen Strömungswiderstands ζ_m aus der gemessenen Flussdichte G_m mit Hilfe der Bernoulli-Gleichung zu den Standardverfahren.

$$\zeta_m = 2 \Delta p \rho G_m^2 - 1 \quad (3.27)$$

Für zweiphasige Strömungsmodelle ist diese Relation nicht mehr anwendbar. Auch stellt sich bei komplexeren Modellen (wie dem Henry-Modell) mit mehreren Einflussgrößen die Frage, wie mehrere Größen der Flussdichte G zugeschlagen werden sollen. Einfacher ist es jedoch beim Pana-Modell, das im Prinzip eine Relation für G aus p_0 , p_u , T_0 und ζ herstellt. So kann numerisch aus einer Messreihe bei verschiedenen Fluidbedingungen der Strömungswiderstand bestimmt werden.

$$G_m = G_{Pana}(p_0, p_u, T_0; \zeta_m) \quad (3.28)$$

Diese Bestimmungsgleichung für den gemessenen Strömungswiderstand ζ_m kann numerisch gelöst werden.

3.7.3.3 Phänomenologie von Leckagen in verschiedenen Größenordnungen

Die betrachteten Zusammenhänge können in der Größenordnung der Rissöffnung oder des hydraulischen Durchmessers eingeordnet werden. Dieser Vergleich ist in Abb. 3.6 dargestellt. In diesem Diagramm lassen sich auch Leck-vor-Bruch-Betrachtungen (LvB) und Kühlmittelverluststörfall-Rechnungen (KMV) einordnen.

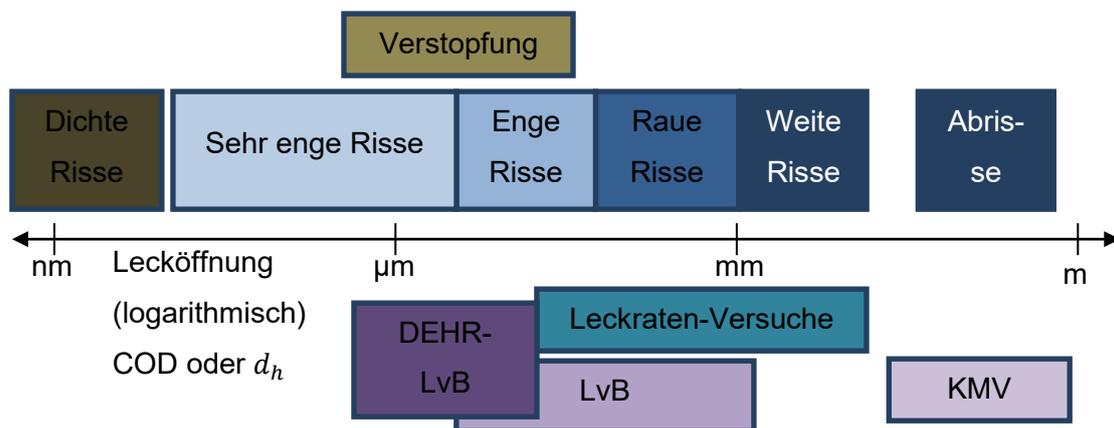


Abb. 3.6 Phänomene auf unterschiedlichen Größenskalen bei der Rissöffnung (oberhalb der Skala) und Anwendungsrelevanz (unterhalb)

Dieser Abbildung kann entnommen werden, dass man zwischen verschiedenen Phasen unterscheiden kann.

- Abrisse entsprechen dem 2F-Bruch der Leitung oder dem Abriss einer Anschlussleitung. Während alle weiteren genannten Defekte fließend ineinander übergehen, kann man aufgrund von Stabilitätsargumenten davon ausgehen, dass bestimmte Größen zwischen Abrissen und stabilen Rissen nicht auftreten.
- Bei weiten Rissen spielen Reibungseinflüsse während der Ausströmung keine Rolle. Besonders weite Risse haben auch ein kurzes L/d_h -Verhältnis, was auf die Verdampfung bei der Ausströmung einen Effekt besitzt. Ähnliche Betrachtungen gelten auch für 2F-Brüche eines Dampferzeugerheizrohrs, dessen Querschnitt in diesem Bereich liegt und für das das Restrohr den Leckkanal darstellt.
- Raue Risse unterliegen der Strömung innerhalb eines geraden Kanals mit rauen Wänden; der Strömungswiderstand aus der Wandreibung ist ein wesentlicher Teil der Modellierung.
- Enge Risse liegen so dicht, dass der Strömungsweg Knicke besitzt; die Rauheit entlang des Strömungspfades ist eine effektive Rauheit, die z. B. beim verbesserten Morphologiemodell auf der lokalen Rauheit beruht.
- Bei sehr engen Rissen unterschreitet die Rissöffnung auch die lokale Rauheit, und der lokale Morphologieansatz bricht zusammen.
- Dichte Risse sind Risse, die aufgrund der Kapillarkräfte der Oberflächenspannung nicht mehr von flüssigem Wasser durchströmt werden können.

Aus dieser Überlegung ergibt sich, dass die sehr engen Risse einen Bereich von 2-3 Größenordnungen umfassen und (potenziell) eine Rolle für Leck-vor-Bruch-Betrachtungen insbesondere bei Dampferzeugerheizrohren spielen.

Es kann auch instruktiv sein, die Größenverhältnisse an Dehnungen zu vergleichen und die erforderlichen Spannungen dazu abzuschätzen. Im Prinzip ist dies mit einem generischen Elastizitätsmodul für Stahl möglich, jedoch ist dafür noch eine zusätzliche Referenzlänge erforderlich. Alternativ könnte die Rissöffnung für verschiedene Defekte mit den Längen in Beziehung gesetzt werden.

3.8 Leckratenberechnung

Im Folgenden sind Leckratenmodelle beschrieben, die in WinLeck implementiert wurden und damit die bereits vorhandenen Modelle ergänzen.

3.8.1 Abdollahian-Chexal-Modell

Das Abdollahian-Chexal-Modell /ABD 83/ (in Abs. 4.3 des zitierten Berichts beschrieben) ist als vereinfachter Ansatz konstruiert, der eine iterative Lösung vermeidet. Es handelt sich um einen Ansatz ähnlich zum modifizierten Bernoulli-Modell, d. h. ein Druckabfall auf den Sättigungsdruck wird angesetzt.

$$\dot{m} = A \sqrt{\frac{2\rho(p_0 - p_{sat})}{v_m + v_m \lambda \frac{L}{d_h} + \frac{v_0}{c_a^2}}} \quad (3.29)$$

Dabei bezeichnet v das spezifische Volumen; v_0 das spezifische Volumen unter Stagnationsbedingungen und v_m ein mittleres Volumen, das mit dem mittleren Druck berechnet wird.

$$v_m = v_L(\bar{p}) + x(\bar{p}) [v_G(\bar{p}) - v_L(\bar{p})] \quad (3.30)$$

$$\bar{p} = \frac{p_0 + p_{sat}(T_0)}{2} \quad (3.31)$$

$$x(\bar{p}) = \frac{h_0 - h_F(\bar{p})}{h_{FG}(\bar{p})} \quad (3.32)$$

Der Ansatz kombiniert also Gleichgewichtsannahmen mit einer Abschätzung einer effektiven Dichte, und berücksichtigt dabei Reibung und Einströmverlust.

3.8.2 Burnell-Modell

Das Burnell-Modell /BUR 47/ /ZAL 63/ ist ein Ansatz für kurze Strömungswege, das von einer sehr geringen Verdampfung und vernachlässigbarer Reibung ausgeht. Die Verdampfung des Fluids wird durch die Oberflächenspannung begrenzt; dieses Verhalten ist z. B. auch in /THO 55/ beschrieben.

$$\dot{m} = c_d A \sqrt{2\rho[p_0 - [1 - C_{\text{Burnell}}(p_{\text{sat}})]p_{\text{sat}}]} \quad (3.33)$$

Da die Oberflächenspannung γ vom Sättigungsdruck p_{sat} abhängt, ist der Koeffizient C_{Burnell} für eine bestimmte Oberflächenspannung $\gamma(p_{\text{sat}}^{\text{ref}})$ bestimmt und wird mit einer einfachen Relation für andere thermodynamische Bedingungen übertragen.

$$C_{\text{Burnell}}(p_{\text{sat}}) = K \frac{\gamma(p_{\text{sat}})}{\gamma(p_{\text{sat}}^{\text{ref}})} \quad (3.34)$$

In /ZAL 63/ sind die beiden Varianten $K = 0,264$ für $p_{\text{sat}}^{\text{ref}} = 175$ psia and $K = 0,284$ für $p_{\text{sat}}^{\text{ref}} = 200$ psia angegeben.

3.8.3 Henry-Fauske-Modell bei hohem Strömungswiderstand

Ein numerisches Problem bei der Java-Implementierung des Henry-Modells tritt bei sehr hohen Strömungswiderständen auf, bei denen der Druckabfall bereits bei kleinen Durchflussraten sehr stark ist. In WinLeck wird das Leckratenmodell auf ungewöhnliche Weise gelöst: nicht durch ein Iterationsverfahren, sondern durch eine Nullstellensuche, wie es auch in /RAH 95/ nahegelegt wird. Dazu werden die folgenden Gleichungen nach dem Druck p_c gelöst.

$$G_c^2 = \frac{1}{F(p_c)} \quad (3.35)$$

$$p_0 - \sum_j \Delta p_j = p_c$$

Dabei ist der praktische Ansatz, zunächst das Intervall zu bestimmen, in dem $G_c^2 > 0$ erfüllt ist. Zur Untersuchung ist für den betrachteten Fall G_c^2 und der berechnete Druck p_c als Funktion des angenommenen Drucks p_c in Abb. 3.7 dargestellt.

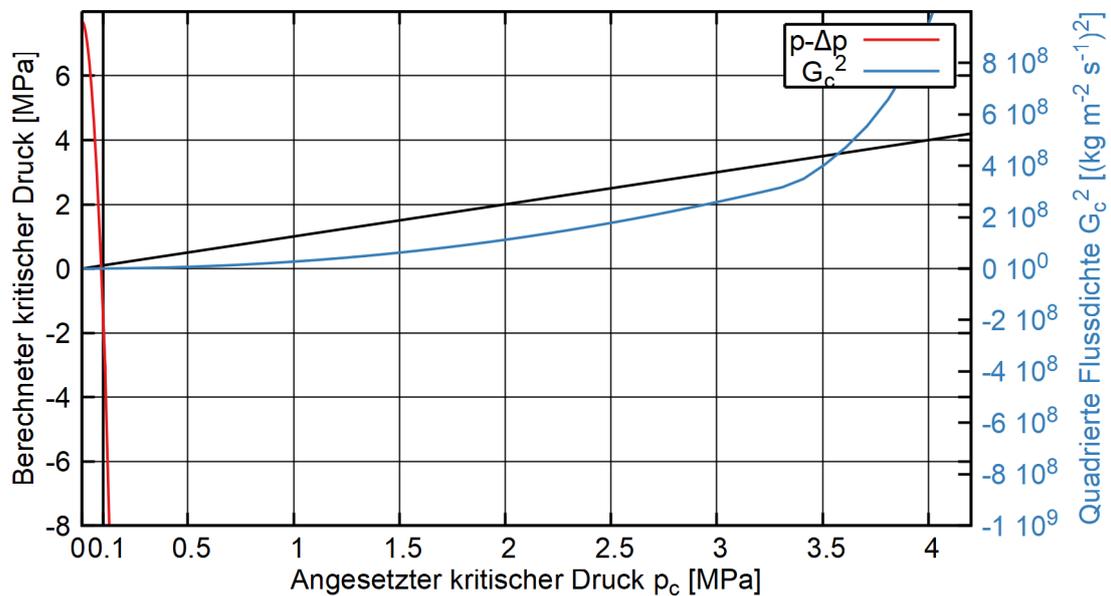


Abb. 3.7 Problem der Lösung des Henry-Fauske-Modells bei hohen Strömungswiderständen

Wie der Abbildung zu entnehmen ist, ist die Lösung jenseits des Umgebungsdrucks. Daher würde das Henry-Modell hier annehmen, dass keine kritischen Ausströmbedingungen erreicht werden und das Modell nicht verwendet werden kann.

4 Probabilistik

4.1 Verteilungsfunktionen

Für die Erweiterung der probabilistischen Leistungen ist die Implementierung zusätzlicher Verteilungsfunktionen erforderlich. Diese Erweiterungen sind im Folgenden dokumentiert.

4.2 Beta-Verteilung

Die Beta-Verteilung ist auf dem Einheitsintervall definiert und hat die zwei Formparameter p und q . Ihre Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion ist wie folgt gegeben.

$$f_{\text{Beta}}(x) = \frac{\Gamma(p+q)}{\Gamma(p)\Gamma(q)} x^{p-1}(1-x)^{q-1} \quad (4.1)$$

Die kumulierte Wahrscheinlichkeit lässt sich nicht analytisch angeben; das Integral wird unvollständige regularisierte Beta-Funktion genannt und mit I_x bezeichnet. Der Mittelwert der Beta-Verteilung beträgt $p/(p+q)$. Die Besonderheit ist, dass sie die konjugierte Wahrscheinlichkeitsdichte für die Binomialverteilung ist.

Umgekehrt ist es möglich, anhand von Charakterisierungen einer Verteilung die Parameter einer Beta-Verteilung zu schätzen. Für einen Erwartungswert \bar{x} und die Varianz σ^2 können die Parameter der Beta-Funktion wie folgt angegeben werden.

$$\begin{aligned} p &= \bar{x} \left[\frac{\bar{x}(1-\bar{x})}{\sigma^2} - 1 \right] \\ q &= (1-\bar{x}) \left[\frac{\bar{x}(1-\bar{x})}{\sigma^2} - 1 \right] \end{aligned} \quad (4.2)$$

Diese Ausdrücke setzen $\sigma^2 < \bar{x}(1-\bar{x})$ voraus. Ebenfalls lassen sich die Parameter anhand von zwei Quantilen bestimmen, was allerdings nur numerisch und nicht analytisch lösbar ist.

Für Parameterschätzungen ist die Ableitung der Beta-Funktion nach den Parametern p und q von Interesse. Dabei kann die Ableitung der Gamma-Funktion verwendet werden.

$$\frac{d}{dx}\Gamma(x) = \Gamma(x)\psi_0(x) \quad (4.3)$$

Hier ist ψ_0 die Digamma-Funktion oder erste Polygamma-Funktion.

4.3 Nichtzentrale Chi-Quadrat-Verteilung

Die nichtzentrale Chi-Quadrat-Verteilung ist eine Verallgemeinerung der Chi-Quadrat-Verteilung. Die durch die Anzahl der Freiheitsgrade n und den Mittelwert λ (Nichtzentralitäts-Parameter) gegebene Dichtefunktion ist wie folgt definiert.

$$f_{n\chi^2} = e^{-\lambda/2} {}_0F_1\left(\frac{n}{2}; \frac{\lambda x}{4}\right) \frac{1}{2^{k/2}\Gamma\left(\frac{k}{2}\right)} x^{k/2-1} \exp -\frac{x}{2} \quad (4.4)$$

Dabei ${}_0F_1$ eine hypergeometrische Funktion ist. Alternativ kann die Dichtefunktion auch über die modifizierte Besselfunktion erster Art I_q dargestellt werden.

$$f_{n\chi^2} = \frac{1}{2} \exp\left[-\frac{1}{2}(x + \lambda)\right] \left(\frac{x}{\lambda}\right)^{\frac{n}{4}-\frac{1}{2}} I_{\frac{n}{2}-1}(\sqrt{\lambda x}) \quad (4.5)$$

Die kumulierte Wahrscheinlichkeitsverteilung kann angegeben werden als Funktion einer Hilfsfunktion Q bzw. der regularisierten Gamma-Funktion P .

$$Q(x, n) = \frac{\gamma\left(\frac{n}{2}, \frac{x}{2}\right)}{\Gamma\left(\frac{n}{2}\right)} = P\left(\frac{n}{2}, \frac{x}{2}\right) \quad (4.6)$$

Dabei ist γ die untere unvollständige Gamma-Funktion. Die regularisierte Gamma-Funktion ist in der Standard-Java-Bibliothek implementiert. Die kumulierte Wahrscheinlichkeitsverteilung kann dann mit Q angegeben werden.

$$F_{n\chi^2} = \exp\left(-\frac{\lambda}{2}\right) \sum_{j=0}^{\infty} \frac{\left(\frac{\lambda}{2}\right)^j}{j!} Q(x, k + 2j) \quad (4.7)$$

Diese Version lässt sich in Java implementieren.

4.4 Gamma-Verteilung mit Raten-Parameter

Während die Gamma-Verteilung mit Form- und Skalenparameter k und θ bereits in PROST implementiert ist, gibt es auch eine Formulierung mit einem Formparameter α und einem Ratenparameter β .

$$F_{\Gamma}(x) = \frac{\gamma(\alpha, \beta x)}{\Gamma(\alpha)} = P(\alpha, \beta x) \quad (4.8)$$

Hierbei ist γ die untere unvollständige Gamma-Funktion, und P ist die regularisierte untere unvollständige Gamma-Funktion. Die Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion lässt sich ebenfalls analytisch angeben.

$$f_{\Gamma}(x) = \frac{\beta^{\alpha}}{\Gamma(\alpha)} x^{\alpha-1} \exp(-\beta x) \quad (4.9)$$

Der Mittelwert ist α/β . Der Zusammenhang zwischen Skalenparameter und Ratenparameter ist mit $\theta = 1/\beta$ gegeben.

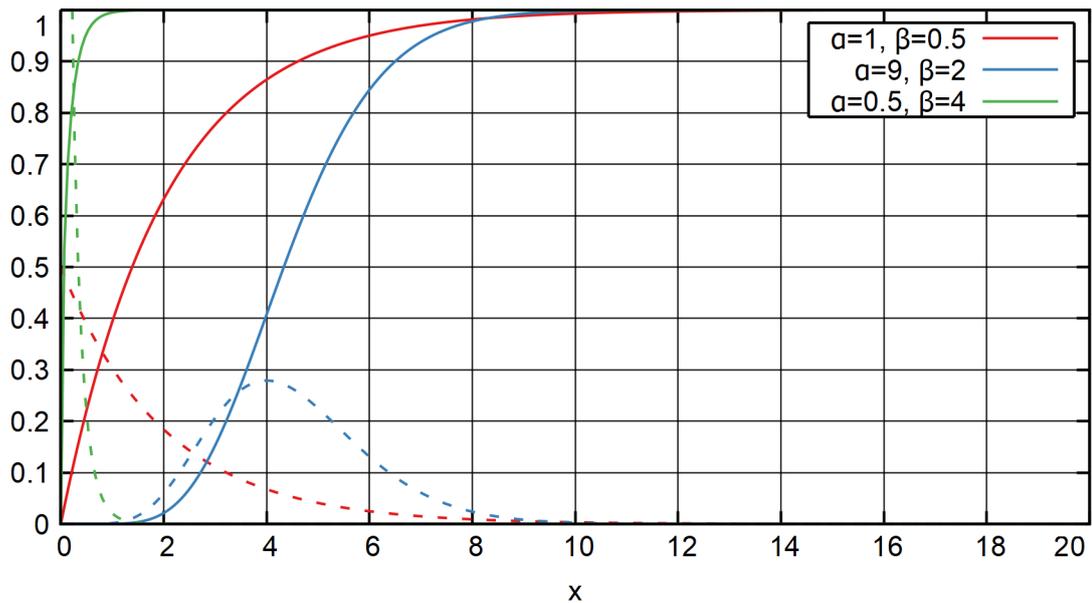


Abb. 4.1 Kumulierte Wahrscheinlichkeitsverteilungen (durchgezogene Linien) und Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen (gestrichelt) der Gamma-Verteilung mit verschiedenen Form- und Ratenparametern

4.5 Aleatorische und epistemische Zufallsvariable

In diesem Abschnitt wird die Implementierung von epistemischen und aleatorischen Zufallsvariablen in PROST vorgestellt. Mit diesem Ansatz lassen sich aleatorische und epistemische Unsicherheiten separat behandeln.

4.5.1 Einführung

Die Bewertung einer Versagenswahrscheinlichkeit einer Struktur, wie sie in der probabilistischen Bruchmechanik oder der Strukturzuverlässigkeit verankert ist, basiert auf den Unsicherheiten der Eingabegrößen. Die theoretischen Grundlagen dieser Unsicherheiten sowie die Interpretation der Versagenswahrscheinlichkeiten ist z. B. in /HSE 01/ /CRO 11/ /GRE 04/ beschrieben.

Zwei verschiedene Arten von Unsicherheiten können unterschieden werden: Aleatorische Unsicherheiten, die auch stochastische Unsicherheiten, inherente Unsicherheiten und Typ-1-Unsicherheiten genannt werden, rühren von Schwankungen her, die von inherenter Zufälligkeit stammen. Diese machen es unmöglich, die Zufälligkeit weiter einzugrenzen. Epistemische Unsicherheiten (auch Wissensunsicherheiten oder Typ-2-Unsicherheiten genannt) sind durch fehlendes Wissen verursacht; eine Verbesserung

des Kenntnisstandes würde die Unsicherheiten reduzieren. Ein Schema zu der Klassifizierung von Unsicherheiten, angelehnt an /HSE 01/, ist in Abb. 4.2 gegeben.

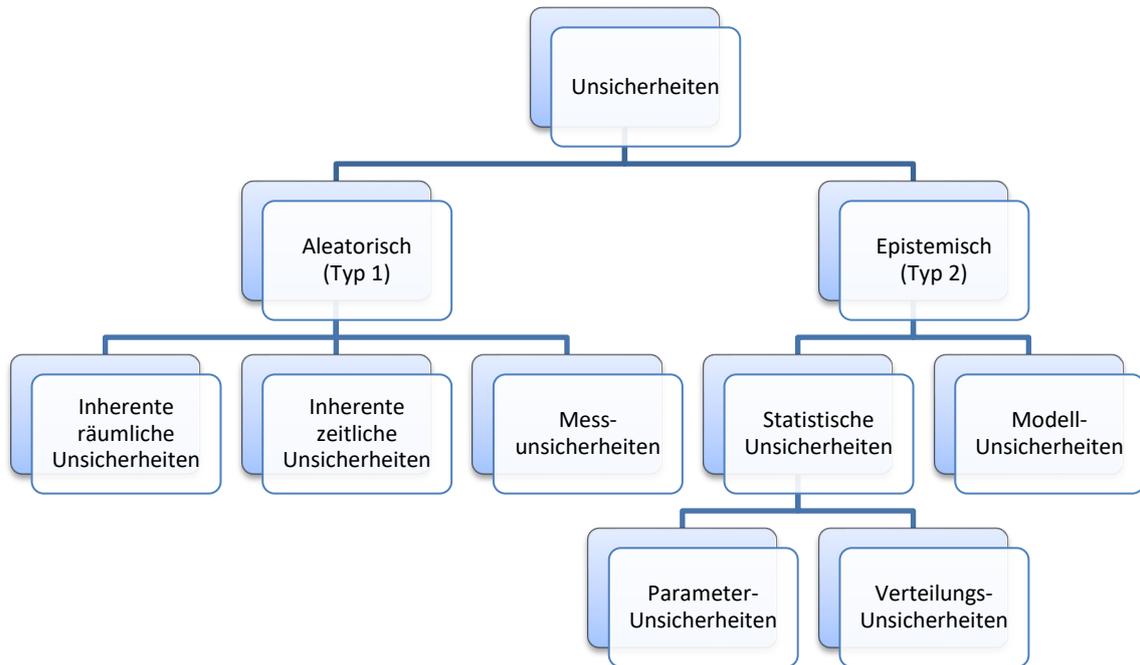


Abb. 4.2 Klassifizierungsschema für Unsicherheiten nach /HSE 01/

In PROST wird wie in der probabilistischen Bruchmechanik üblich eine Trennung der epistemischen und aleatorischen Zufallsvariablen vorgenommen. Für einen festen Wert der epistemischen Größen wird eine Zuverlässigkeitsanalyse mit den übrigen aleatorischen Größen durchgeführt. Dies wird für weitere epistemische Variablen wiederholt. Wenn die Ergebnisse (z. B. Häufigkeitshistogramme) zusammen dargestellt werden, erhält man dadurch eine Vielzahl von Linien, die bei vielen epistemischen Proben eine Ähnlichkeit mit Haaren haben. Daher wird eine einzelne epistemische Realisierung auch „Haar“ genannt.

4.5.2 Implementierung

In PROST ist die Verwendung von epistemischen Unsicherheiten dadurch möglich, dass Zufallsvariablen als epistemischen Unsicherheiten zugehörig gekennzeichnet werden. Bei der Simulation wird eine Zweischleifen-Architektur verwendet: Die äußere Schleife sampelt die epistemischen Unsicherheiten mit einem Monte-Carlo-Verfahren, während die innere Schleife mit den aleatorischen Unsicherheiten die übliche PROST-Rechnung vornimmt. Für die Ausgabe werden Verteilungsfunktionen für die Ergebnisse ermittelt.

4.5.3 Fallbeispiel

Als Beispiel für eine Verwendung von aleatorischen und epistemischen Zufallsvariablen wird der Basisfall der kleinen Rohrleitung aus dem NURBIM-Benchmark verwendet /SCH 04/. Das Verhältnis von halber Risslänge zu Risstiefe c/a wird als epistemische Unsicherheit gewählt, die mit einer Exponentialverteilung mit einem Mittelwert von $c/a = 3$ beschrieben ist. Die bruchmechanische Analyse wird mit Design-Point-basiertem Importance Sampling durchgeführt, bei der 1000 produktive Simulationen verwendet werden. 21 epistemische Proben („Haare“) werden berechnet, was einer niedrigen Zahl entspricht, die aber ausreicht, um die statistischen Methoden anzuwenden. Das Ergebnis dieser Rechnungen ist in Abb. 4.3 dargestellt.

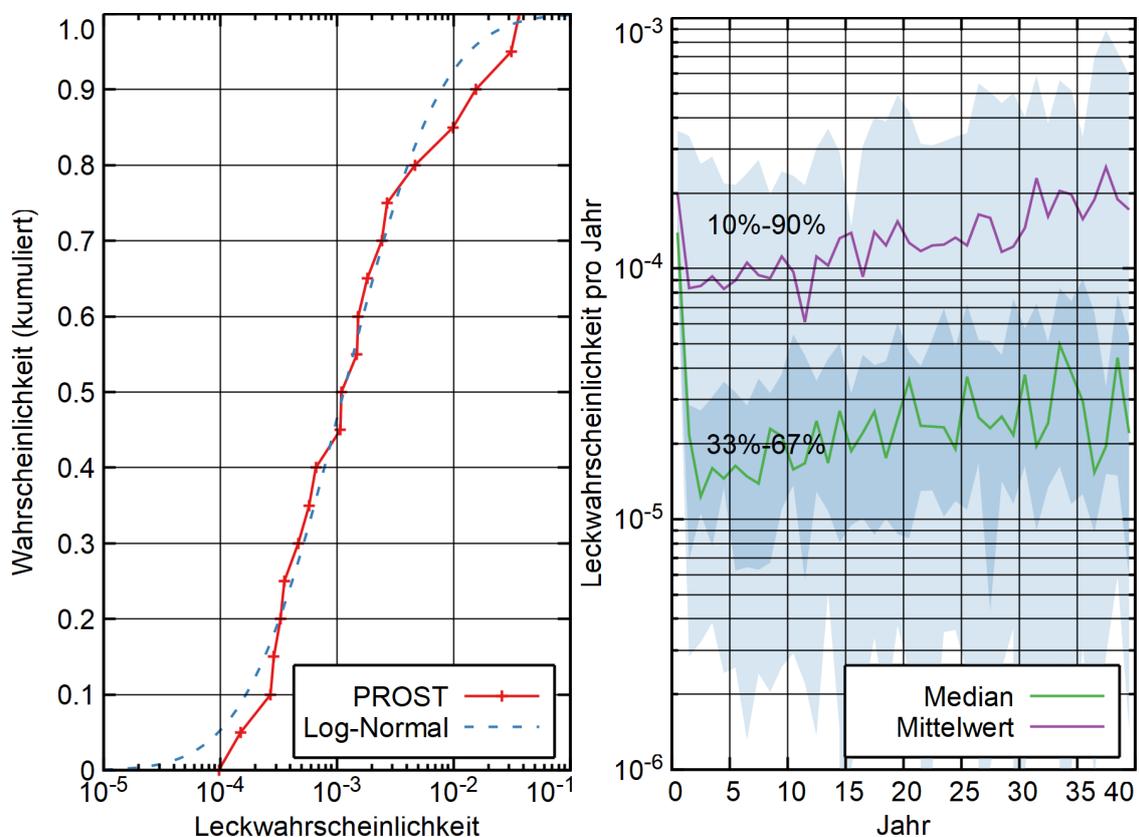


Abb. 4.3 Fallbeispiel für epistemische und aleatorische Unsicherheiten

Für die Leckwahrscheinlichkeit kann mit den epistemischen Unsicherheiten eine Wahrscheinlichkeitsverteilung angegeben werden. Im Bereich um den Median ähnelt die Wahrscheinlichkeitsverteilung einer Lognormal-Verteilung, an den Rändern gibt es jedoch deutliche Unterschiede.

Das Histogramm mit der Zeitabhängigkeit der jährlichen Leckwahrscheinlichkeit ist ebenfalls dargestellt. Dargestellt sind die Bereiche von 10 % - 90 % sowie 33 % - 67 %. Ebenfalls dargestellt sind Median (50 %-Quantil) und Mittelwert. Diesen ermittelten Werten liegen die einzelnen „Haare“ der Untersuchung zu Grunde.

4.6 Korrelationen von Zufallsvariablen

4.6.1 Einführung in Korrelationen und Kovarianzmatrix

Bei einer Zufallsvariablen X_1 ist der Erwartungswert $E(X_1)$ und die Varianz $Var()$ entsprechend definiert.

$$Var(X_1) = E[(X_1 - \mu_1)^2] \quad (4.10)$$

Bei zwei verschiedenen Zufallsvariablen X_1 und X_2 kann die Kovarianz $Cov()$ beider Variablen als Verallgemeinerung der Varianz ausgedrückt werden.

$$Cov(X_1, X_2) = E[(X_1 - \mu_1)(X_2 - \mu_2)] \quad (4.11)$$

Offensichtlich gilt $Cov(X_1, X_2) = Cov(X_2, X_1)$. Die Kovarianzmatrix $Cov()$ ist eine mehrdimensionale Erweiterung dieses Begriffs, die auf einen Vektor von Variablen $X = (X_1, \dots, X_n)$ angewendet werden kann.

$$Cov(X) = E[(X - \mu)(X - \mu)^T] \quad (4.12)$$

Diese Matrix ist symmetrisch und sogar positiv-semidefinit, auf der Hauptdiagonalen stehen die einzelnen Varianzen. In Abwesenheit von Korrelationen zwischen verschiedenen Variablen ist sie diagonal.

$$Cov(X) = \begin{pmatrix} Var(X_1) & Cov(X_1, X_2) & \dots \\ Cov(X_2, X_1) & Var(X_2) & \dots \\ \vdots & \vdots & \ddots \end{pmatrix} \quad (4.13)$$

Aufgrund dieser Eigenschaften existiert von der Kovarianzmatrix eine Cholesky-Zerlegung mit einer unteren Dreiecksmatrix L

$$\text{Cov}(X) = L L^T \quad (4.14)$$

Diese Cholesky-Zerlegung spielt eine Rolle für das Sampling der Zufallsvariablen.

4.6.2 Sampling von Zufallsvariablen bei Standardnormalverteilung

Um nun aus Zufallsvariablen einen Vektor von Zufallsvariablen mit vorgegebener Korrelation (Kovarianzmatrix) zu erzeugen, ist etwas Aufwand nötig. In diesem Abschnitt wird zunächst von der erheblichen Einschränkung ausgegangen, dass alle Variablen standardnormalverteilt sind. Zunächst wird ein Vektor Y von unkorrelierten standardnormalverteilten Zufallsgrößen generiert, mit den üblichen Verfahren. Der Vektor der korrelierten Variablen X ergibt sich durch eine Projektion mit der unteren Dreiecksmatrix der Cholesky-Zerlegung.

$$X = LY \quad (4.15)$$

Mit dieser Standardmethode können korrelierte standardnormalverteilte Zufallsvariablen aus unkorrelierten derselben Anzahl erzeugt werden.

4.6.3 Verallgemeinerung auf andere Verteilungen

Die Generierung von Zufallsvariablen anderer Verteilungsfunktionen wirft zunächst Fragen auf. Eine naheliegende Methode für Strukturzuverlässigkeitsbetrachtungen ist das Betrachten einer Kovarianzmatrix $\text{Cov}()$ im u -Raum der auf Standardnormalverteilungen transformierten Basisparameter. So wird aus einem unkorrelierten Vektor u_Y ein korrelierter Vektor X beliebiger Verteilungsfunktion F_i .

$$X_i = F_i^{-1}(\Phi(L_u u_Y)|_i) \quad (4.16)$$

Die Schwierigkeit wird somit auf die Eingabe der Kovarianzmatrix $Cou = L_u L_u^T$ im u -Raum geschoben, die sich auf nicht triviale Weise aus der Kovarianzmatrix im Parameterraum ergibt.

$$Cou(i, j) = Cov(\Phi^{-1}(F_i(X_i)), \Phi^{-1}(F_j(X_j))) \quad (4.17)$$

Insbesondere ist also zur numerischen Berechnung der u -Raum Kovarianzmatrix bereits ein Verfahren erforderlich, dass die korrelierten Parameter im direkten Raum erzeugt, um eben die Kovarianz numerisch zu sampeln, da die in Gleichung (4.17) definierte Berechnung des Erwartungswerts nicht analytisch geschehen kann.

Noch allgemeiner könnte man natürlich auch von allgemeineren Verteilungen ausgehen, bei denen die Gesamtverteilungsfunktion nicht durch ein Produkt dargestellt werden kann.

4.6.4 Auswirkung auf Samplingverfahren

Wenn ein Verfahren gegeben ist, um korrelierte Zufallsvariablen zu erzeugen, muss die Verwendung von Sampling-Verfahren neu beleuchtet werden. Selbstverständlich lässt sich mit dem Verfahren das Standard-Monte-Carlo-Verfahren einsetzen.

$$p_t = \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N \chi_{g_f(X^{(n)}) \leq 0} (X^{(n)}) \quad (4.18)$$

Dabei werden die korrelierten Zufallsvariablen-Vektoren $X^{(n)}$ mit dem Cholesky-Verfahren aus unkorrelierten Vektoren $Y^{(n)}$ erzeugt (bzw. aus standardnormalverteilten Größen). Andere Verfahren sind jedoch schwieriger umzusetzen. Bei FORM² gibt es indes eine Möglichkeit, dies zu berücksichtigen, sollte man glauben. Jedenfalls wird dies hin und wieder behauptet. Es gibt hier den Hasofer-Lind-Ansatz mit eigenem Zuverlässigkeitsindex. Für die Lage des Designpunktes x^* sind Korrelati-

² FORM - first-order reliability method

onen erst einmal unerheblich. Aber so ganz stimmt das nicht. Eigentlich definiert die Korrelationsmatrix Cou eine eigene Metrik im u -Raum. Vielleicht sollte man darüber den FORM-Ansatz definieren.

Eigentlich kann man direkt FORM anwenden, wenn man einfach nicht in den u_X -Raum geht, sondern im u_Y -Raum bleibt. In diesem Raum würde das keinen Unterschied machen. Man könnte vielleicht sogar alle Sampling-Verfahren im u_Y -Raum formulieren. Die Übersetzung in den X -Raum ist ja gar nicht so wichtig. Analog lässt sich auch das Monte-Carlo-Verfahren im u_Y -Raum formulieren.

$$p_t = \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N \chi_{g_t(X(u_X(u_Y^{(n)}))) \leq 0} (X(u_X(u_Y^{(n)}))) \quad (4.19)$$

Da die genaue Formulierung von g_t ohnehin nicht festgelegt ist, ist die Ersetzung durch die zusätzliche Verknüpfung über die L -Matrix und die Transformation vom Standardnormalraum in den Parameterraum nur eine Änderung der konkreten Grenzzustandsfunktion. Als Folge ließen sich dann eigentlich alle im u -Raum formulierten Samplingverfahren dergestalt umsetzen.

- FORM
- Importance Sampling
- Spherical Sampling

In der Tat ist die Schnittstelle bei FORM einheitlich die Methode `simDataFromSrv()`. In diese Schnittstelle kann daher auch problemlos die Kovarianzmatrix integriert werden.

Eine Herausforderung stellt allerdings das Schichtungsverfahren dar. Hier könnte als Kompromiss erlaubt werden, dass die Stützpunkte der Schichtung durch die Kovarianzmatrix verschoben werden dürfen. Die komplizierter scheinende Alternative würde darin bestehen, die Gewichte anzupassen.

4.6.5 Implementierung in PROST

Aufgrund dieser Schwierigkeiten wurde eine stückweise und schrittweise Implementierung in PROST verwendet. Als Eingabe wird die standardnormal-Kovarianzmatrix Cov verlangt; für die Cholesky-Zerlegung gibt es in der Apache Commons Math-Bibliothek eine Methode. Die Implementierung in PROST beschränkt sich zunächst auf folgende Aspekte:

- Eingabe von standardnormal-Kovarianzen
- Verwendung des einfachen Monte-Carlo-Verfahren

Weitere können folgen, wenn es Fälle gibt, die zeigen, dass die Erweiterung erforderlich ist.

So ist die Generierung von Zufallsvariablen durch folgende Funktionalität der abstrakten Klasse `RndParGenerator` abgedeckt:

- `getNextValue`: zufällig generierter Wert x_i .
- `getProbability`: Kumulierte Wahrscheinlichkeit $F_i(x)$ sowie innerhalb eines Intervalls.
- `getProbabilityDensity`: Wahrscheinlichkeitsdichte in einem Punkt.
- `getMean`, `getMedian`: Mittelwert und Median.

Eine kumulierte Wahrscheinlichkeit und eine Wahrscheinlichkeitsdichte scheint schwierig, jedoch könnte auch hier eine Betrachtung der u_Y -Variablen Abhilfe schaffen.

4.6.6 Alternativansatz über Funktionen von Zufallsvariablen

Ein alternativer Weg in PROST wäre es, anstatt einzelnen Parametern Zufallsparameter zuzuweisen, auch Gleichungen mit mehreren Zufallsparametern zuzulassen. Dies würde das Sampling erleichtern und ließe die technische Basis unverändert; die Komplexität der Korrelationen würde auf den Eingabebereich geschoben.

Technisch würde ein solcher Ansatz das Parsen von Text als Gleichungen erfordern. In Java gibt es hier z. B. `mXparser` (mathparser.org), `ParserNG` und `Apache JEXL`. Hierbei würden zunächst Variablennamen durch die in der jeweiligen Simulation ausgewür-

felten Werte ersetzt und im zweiten Schritt der Ausdruck zu einem numerischen Wert ausgewertet.

4.7 Verfahren zur Berechnung von Schadenshäufigkeiten

In diesem Kapitel werden verschiedene Verfahren zur Berechnung von Schadenshäufigkeiten beschrieben, die in PROST implementiert wurden und nicht auf probabilistischer Bruchmechanik beruhen.

4.7.1 Einführung: Markov-Modelle

Als Einführung in diese Berechnung wird eine Einführung in die Berechnung von typischen Markov-Modellen gegeben. Dieses ist anschaulich beschrieben durch Übergangsraten zwischen verschiedenen diskreten Zuständen. Eine solche kann durch Zustände und der Benennung von Übergangsraten, wie in Abb. 4.4 gezeigt, visualisiert werden.

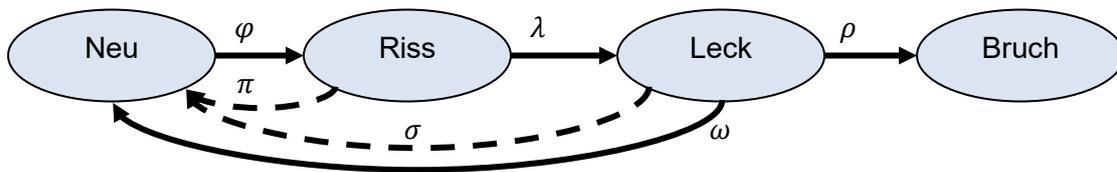


Abb. 4.4 Einfaches Markov-Modell mit vier Zuständen, vier kontinuierlichen Übergängen (durchgezogene Pfeile) und zwei diskreten Übergängen (gestrichelte Pfeile)

Mathematisch lässt sich der Zustandsvektor schreiben als vierkomponentiger (allgemein natürlich beliebiger endlicher Dimension) Vektor p . Die Übergangsraten entsprechen linearen Beziehungen und lassen sich daher schreiben als Matrix Q . Im Fall von kontinuierlichen Übergängen ist die Entwicklung des Systems beschrieben durch eine Differenzialgleichung.

$$\frac{d}{dt}p(t) = Q_c p(t) \quad (4.20)$$

Im Falle von diskreten Übergängen ist dagegen eine instantane Transformation die korrekte Beschreibung, mit einer Matrix Q_d anstatt von Q_c .

$$p_{n+1} = (1 + Q_d)p_n \quad (4.21)$$

Da in dem beschriebenen Fall die Vektoren Besetzungswahrscheinlichkeiten eines Zustands angeben, sollte eine bestimmte Normierungsbedingung gelten.

$$1 = \sum_i p_i \stackrel{p_i \geq 0}{=} \sum_i |p_i| = \|p\|_1 \quad (4.22)$$

Aus dieser Eigenschaft ergeben sich Bedingungen an die Ermittlung der Matrix Q . So ergibt sich aus dem in Abb. 4.4 gezeigten Modell eine kontinuierliche Übergangsmatrix, die die vier Raten φ , λ , ρ und ω enthält.

$$Q_c = \begin{pmatrix} -\varphi & 0 & \omega & 0 \\ \varphi & -\lambda & 0 & 0 \\ 0 & \lambda & -\rho - \omega & 0 \\ 0 & 0 & \rho & 1 \end{pmatrix} \quad (4.23)$$

Die im gleichen Modell enthaltene diskrete Übergangsmatrix dagegen ist einfacher, da nur zwei Übergangsraten eingehen.

$$Q_d = \begin{pmatrix} 1 & \pi & \sigma & 0 \\ 0 & -\pi & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\sigma & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (4.24)$$

Um Gleichung (4.22) zu genügen, müssen die Spaltensummen normiert sein, was im Beispiel offensichtlich erfüllt ist.

Dieses Modell lässt sich nun lösen, indem das Modell zwischen den Zeitpunkten der diskreten Übergänge $T_d = \{t_{d1}, \dots, t_{dm}\}$ numerisch integriert wird und an den Übergangszeiten die diskrete Übergangsvorschrift umgesetzt wird.

4.7.2 GRS-Methode

4.7.2.1 Einführung

Die GRS-Methode zur Schätzung von Schadenshäufigkeiten /GRE 09/ /GER 09/ basiert auf der Gruppierung von Ereignissen nach Nennweiten und der Bestimmung der Anzahl leckrelevanter Stellen in verschiedenen Anlagengruppen. Die in PROST implementierte Variante berechnet eine Rate basierend auf einer Nennweite D und der Zahl gefundener Lecks N_L .

$$\lambda_{L,D,k} = \frac{N_L}{\sum_{j \in P} T_j L_{D,j}} \quad (4.25)$$

Die Population der Anlagen wird in Gruppen unterteilt, wobei die Menge der Gruppen mit P bezeichnet wird. Für alle $j \in P$ ist eine Betriebszeit (Reaktorbetriebsjahre T_j) und eine Zahl von leckrelevanten Stellen $L_{D,j}$ zu bestimmen, die in diese Schätzung eingeht. Alternativ dazu können auch mehrere Nennweitenklassen $d \in \mathcal{D}$ in die Schätzung einbezogen werden. Hierbei ist die Umrechnung über die Wandstärke $t_{D,j}$ und den Exponenten X gegeben.

$$\lambda_{L,D} = \frac{\sum_{d \in \mathcal{D}} N_{L,d}}{\underbrace{\sum_{j \in P} \sum_{d \in \mathcal{D}} \frac{L_{d,j} D T_{d,j}}{t_{d,j}^X}}_{C_X}} \frac{L_D D}{t_D^X} \quad (4.26)$$

Für die Häufigkeit pro relevanter Stelle lässt sich $L_D = 1$ setzen. Die Bruchhäufigkeit lässt sich aus der Leckhäufigkeit berechnen.

$$\lambda_{B,D} = \frac{2,5}{DN} \lambda_{L,D} \quad (4.27)$$

Der Faktor $2,5/DN$ (bedingte Wahrscheinlichkeit) wurde aus generischen Auswertungen von vergleichbaren austenitischen Rohrleitungen mit überwiegendem Schadensmechanismus Ermüdung gewonnen /BEL 90/.

4.7.2.2 Anwendungsbeispiel

Als Anwendungsbeispiel eignet sich der 1. DDM-Benchmark aus dem CRP. Die zu Grunde liegenden Anlagengruppen sind in Tab. 4.1 aufgeführt.

Tab. 4.1 Anlagengruppen

Gruppe	Betriebsjahre	Anlagen	DN50	DN80	DN100
Gruppe A	176	5	43	52	17
Gruppe B	228	8	72	106	12
Gruppe C	37	1	118	3	0

Die Zahl der Ereignisse wird aus der Betriebserfahrung ermittelt. Hier wird eine Schätzung der Wandstärke ebenfalls gegeben.

Tab. 4.2 Ereignisse in den verschiedenen Nennweiten

DN	50	80	100
Ereignisse	7	9	6
Wandstärke [mm]	3.2	3.2	5.6

In der PROST-Implementierung wurde ein spezielles Datenformat entwickelt, um diese Parameter speichern zu können.

```
Plant Group List:
Plant Group Information:
Plant Group Name : A
Number of Plants in Group : 5.0
Total operation time : 176.0
DN List:
  DN : 50.0 | LD : 43.0 | wt : 3.2
  DN : 80.0 | LD : 52.0 | wt : 3.2
  DN : 100.0 | LD : 12.0 | wt : 5.6
End of DN List
End of Plant Group Information
Plant Group Information:
Plant Group Name : B
Number of Plants in Group : 8.0
Total operation time : 228.0
DN List:
  DN : 50.0 | LD : 72.0 | wt : 3.2
  DN : 80.0 | LD : 106.0 | wt : 3.2
  DN : 100.0 | LD : 12.0 | wt : 5.6
End of DN List
End of Plant Group Information
Plant Group Information:
Plant Group Name : C
Number of Plants in Group : 1.0
Total operation time : 37.0
DN List:
  DN : 50.0 | LD : 118.0 | wt : 3.2
  DN : 80.0 | LD : 3.0 | wt : 3.2
  DN : 100.0 | LD : 0.0 | wt : 5.6
```

```

End of DN List
End of Plant Group Information
End of Plant Group List
Event Group List
  DN : 50.0 | N : 7 | wt : 0.0
  DN : 80.0 | N : 9 | wt : 3.2
  DN : 100.0 | N : 6 | wt : 3.2
End of Event Group List
Exponent x : 2.0

```

In diesem Beispiel ergibt sich für C_X aus den jeweiligen Anlagengruppen ein Beitrag von 117994, 277693 und 22186. Damit ergibt sich eine Punktschätzung von $2,56e-4$ für die Leckwahrscheinlichkeit und $1,3e-5$ für die Bruchwahrscheinlichkeit einer DN50-Leitung.

4.7.2.3 Unsicherheiten

Zur Berechnung einer Wahrscheinlichkeitsverteilung werden verschiedene Eingangsgrößen für die Berechnung als Verteilungsfunktionen angenommen. Die Begründung für diese Festlegung bzw. der allgemeine Ansatz ist in /GRE 09/ beschrieben und wird im Folgenden kurz zusammengefasst.

4.7.2.3.1 Bedingte Bruchwahrscheinlichkeit

Das Verhältnis von Bruchereignissen zu Leckereignissen wird als Beta-Verteilung 1. Art gewählt. Die Verteilungsfunktion auf dem Einheitsintervall ist im Folgenden gegeben.

$$f_{\text{Beta}}(x) = \frac{1}{B(p, q)} x^{p-1} (1-x)^{q-1} \quad (4.28)$$

Der Vorfaktor ergibt sich aus der Normierungsbedingung und lässt sich über die Gammafunktion darstellen.

Wird eine fiktive Statistik mit N_G Ereignissen insgesamt mit einem Verhältnis λ_B/λ_L angenommen, so ergeben sich die Parameter p und q der Beta-Verteilung mit den folgenden Gleichungen.

$$p = N_G \frac{\lambda_B}{\lambda_L} + 0.5 \quad (4.29)$$

$$q = N_G \left(1 - \frac{\lambda_B}{\lambda_L}\right) + 0.5 \quad (4.30)$$

Hierbei ist N_G geeignet zu wählen z. B., indem $N_G \lambda_B/\lambda_L > 1$ gilt. Für den PROST-Default-Wert wird $N_G = 2 \lambda_L/\lambda_B$ angesetzt, damit gilt $p = 2,5$.

4.7.2.3.2 Anzahl der leckrelevanten Stellen

Die Anzahl der leckrelevanten Stellen im Auswertesystem (nicht in der Population) werden mit einer Lognormal-Verteilung geschätzt.

$$f_{\text{LogN}}(x) = \frac{1}{x\sigma\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{(\ln x - \mu)^2}{2\sigma^2}\right) \quad (4.31)$$

Dabei wird der Median der Verteilung $\exp \mu$ auf die Zahl der leckrelevanten Stellen L_D im Auswertebereich gesetzt. Außerdem wird das $Q_{95}/Q_{50} = 2$ gesetzt, d. h. das Verhältnis des 95 %-Quantils (2σ) zum 50 %-Quantil.

$$\mu = \ln L_D \quad (4.32)$$

$$\sigma = \frac{1}{2} \ln 2 \quad (4.33)$$

Mit diesen Beziehungen lässt sich die Verteilungsfunktion zum konkreten Auswertebereich leicht angeben.

4.7.2.3 Anzahl der Leckereignisse

Auch die Zahl der Leckereignisse wird als verteilt angenommen. Hier wird eine nichtzentrale Chi-Quadrat-Verteilung angesetzt.

$$f_{\chi^2} = \frac{1}{2} \exp\left[-\frac{1}{2}(x + \lambda)\right] \left(\frac{x}{\lambda}\right)^{\frac{n}{4} - \frac{1}{2}} I_{\frac{n}{2}-1}(\sqrt{\lambda x}) \quad (4.34)$$

Die Anzahl der Freiheitsgrade n wird nach /GRE 09/ unter Berücksichtigung der Zahl der Leckereignisse N geschätzt³.

$$n = 2N + 1 \quad (4.35)$$

Der Nichtzentralitätsparameter λ dagegen wird mit $(N + 0,5)/T$ angesetzt – nicht der Erwartungswert $n + \lambda$, wie in /GRE 09/ beschrieben, was nicht erfüllbar wäre da beide Parameter der Verteilung positiv sind.

$$\lambda = \frac{\left(N + \frac{1}{2}\right)}{T} \quad (4.36)$$

Die Betriebsjahre T ergeben sich aus den Betriebsjahren aller Anlagengruppen und der Zahl aller Ereignisse. Tatsächlich hat λ damit die Einheit 1/Zeit, wie von der Verteilung gefordert.

4.7.2.4 Anwendungsbeispiel mit Unsicherheiten

Die vorgeschlagenen Verteilungsfunktionen für das Fallbeispiel sind in Tab. 4.3 zusammengefasst, dabei beträgt die Betriebszeit 441 Jahre.

³ Man beachte einen Fehler in Gl. 8-5 in Ref. /GRE 09/, der hier korrigiert wurde. Außerdem ist es wichtig, dass es sich um eine nichtzentrale Chi-Quadrat-Verteilung handelt.

Tab. 4.3 Verteilungsfunktionen bei der Berechnung

Größe	Symbol	Verteilung	Parameter	
Bedingte Bruchwahrscheinlichkeit	$\frac{\lambda_{B,D}}{\lambda_{L,D}}$	Beta-Verteilung		$p = 5.5$ $q = 95.5$
Leckrelevante Stellen	\tilde{L}_D	Log-Normal Verteilung	Mittelwert: 43 Q95/Q50=2	$\mu = 3.65$ $\sigma^2 = 0.223$
Anzahl von Lecks	N_L	Nicht-zentrale Chi-Quadrat-Verteilung	$\mu = (7 + 0,5) / 441$ $v = 2(7 + 0,5)$	

Diese Ergebnisse bieten eine gute Referenz auch für alternative Methoden.

4.7.3 Bayessches Updating nach Lydell und Fleming

4.7.3.1 Punktschätzung der Übergangsraten

Die Berechnung der Leckhäufigkeit λ aus der Betriebserfahrung ist hierbei von zentraler Bedeutung. Dazu wird die Anlagenpopulation der Betriebserfahrung wie auch die dort enthaltenen Leckereignisse nach drei Kategorien unterschieden.

- Rohrleitungsgröße (Index i)
- Anlagensysteme (Index j)
- Schädigungsmechanismus (Index k)

Sodann wird eine Punktschätzung der allgemeinen Versagenshäufigkeit (was lokale Lecks und Brüche umfasst) gegeben, in die die Zahl der verzeichneten Ereignisse n_{ijk} , die gesamte Expositionszeit (d. h. Betriebsjahre) T_{ij} , die Zahl der Komponenten N_{ij} sowie der Anteil der für den Schädigungsmechanismus k anfälligen Komponenten f_{ijk} .

$$\lambda_{ijk} = \frac{n_{ijk}}{f_{ijk} N_{ij} T_{ij}} \quad (4.37)$$

Aus der Problematik, die Population korrekt zu schätzen, ergibt sich der Ansatz der Berücksichtigung von Unsicherheiten durch Bayessche Inferenz. Außerdem kann diese

Formel nicht berücksichtigen, dass z. B. Änderungen in der Betriebsweise Verbesserungen erzielen.

4.7.3.2 Bayessche Inferenz

Der Startpunkt ist eine a-priori Verteilungsfunktion für λ , die auf der Zahl der Ereignisse n_{prior} und der Betriebszeit T_{prior} basiert.

$$\lambda^{\text{prior}} \sim \text{Gamma}\left(\alpha^0 = \frac{1}{2}, \beta^0 = \frac{1}{2} \frac{T_{\text{prior}}}{n_{\text{prior}}}\right) \quad (4.38)$$

Der Mittelwert der Gamma-Funktion ist α/β , d. h. gerade das Verhältnis von Ereignissen zu Betriebszeit. Die Wahl einer Gamma-Funktion hat praktische Vorteile beim Bayesschen Updating. Diese Verteilung repräsentiert die ältere Betriebserfahrung; der Auswertebereich der Ereignisse, die zu n_{prior} und T_{prior} führen, sollte dafür geeignet gewählt sein. Die danach noch hinzukommende Betriebserfahrung geht in das Update der Verteilungsfunktion ein, die über eine Multiplikation mit der Likelihood-Funktion L realisiert ist.

$$\lambda^{\text{post}} = \lambda^{\text{prior}} L \quad (4.39)$$

Als Likelihood-Funktion bietet sich die konjugierte Verteilungsfunktion zur Gamma-Verteilung an, die Poisson-Verteilung. Diese enthält die nachträgliche Betriebserfahrung n_{post} und die zugehörige Betriebszeit T_{post} .

$$L \sim \text{Pois}\left(\lambda = \frac{n_{\text{post}}}{T_{\text{post}}}\right) \quad (4.40)$$

Da das Produkt aus Poisson-Verteilung und Gamma-Verteilung wieder eine Gamma-Verteilung ist, lässt sich das Ergebnis der aktualisierten Leckwahrscheinlichkeitsverteilung wie folgt darstellen.

$$\lambda^{\text{post}} \sim \text{Gamma}\left(\alpha^0 + n_{\text{post}}, \beta^0 + T_{\text{post}}\right) \quad (4.41)$$

Alternativ dazu lässt sich auch die Definition der Apriori-Verteilung direkt einsetzen. Hier kann auch der Mittelwert $\alpha^{\text{post}}/\beta^{\text{post}}$ der Aposteriori-Verteilung abgelesen werden, der sich eben von einer naiven Betrachtung des gesamten Zeitraums als Einheit unterscheidet.

$$\lambda^{\text{post}} \sim \text{Gamma} \left(\alpha^{\text{post}} = \frac{1}{2} + N_{\text{post}}, \beta^{\text{post}} = \frac{1}{2} \frac{T_{\text{prior}}}{n_{\text{prior}}} + T_{\text{post}} \right) \quad (4.42)$$

Das Ergebnis der Bayesschen Inferenz lässt sich demnach in einer kompakten Formel ausdrücken. Diese berücksichtigt jedoch lediglich die statistischen Unsicherheiten. Unsicherheiten hinsichtlich der Populationszählung werden damit nicht erfasst.

4.7.3.3 Anwendungsbeispiel

Es wurde die GRS-Auswertung von 2009 und 2019 genommen. Dabei werden nur Leckereignisse im Bereich von DN50-Leitungen betrachtet. Die relevanten Zahlen sind in Tab. 4.4 zusammengefasst.

Tab. 4.4 Auswertung der Betriebserfahrung für das Bayessche Updating

Gruppe	n_{LD}	2006		2019		Δ
		ROY	T	ROY	T	T
Gruppe A	43	151	6 493	176	7 568	1 075
Gruppe B	72	153	11 016	228	16 416	5 400
Gruppe C	118	37	4 366	37	4 366	0
		Σ	21 875	Σ	28 350	6 475

Im Sinne des Verfahrens beträgt nun die effektive Betriebszeit für die Apriori-Betrachtung 21 875 Jahre und die Posteriori-Betriebszeit 6 475 Jahre. Die Apriori-Zahl der Ereignisse beträgt 7, und die Zahl der Posteriori-Ereignisse beträgt 0.

Für eine einfache Berechnung wurde ein Gnuplot-Skript zur Generierung der Werte erstellt. Hier kann die Gamma-Verteilung mit Hilfe der Gamma-Funktion und der regularisierten unteren unvollständigen Gamma-Funktion programmiert werden. Das Ergebnis ist in Abb. 4.5 gezeigt.

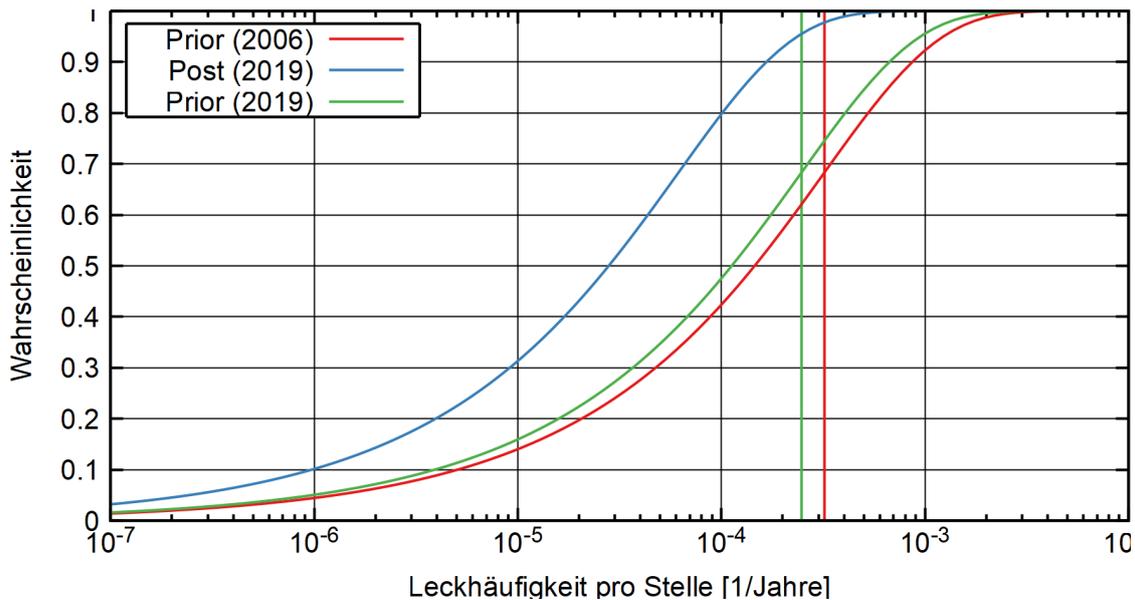


Abb. 4.5 Kumulierte Wahrscheinlichkeitsverteilung des Bayesschen Inferenz-Beispiels

Hier kann festgestellt werden, dass die Bayessche Inferenz für eine Verschiebung der Wahrscheinlichkeit zu kleineren Leckhäufigkeiten sorgt, verglichen mit einer naiven Zusammenfassung der alten und neuen Betriebserfahrung.

4.7.4 Unsicherheitsberücksichtigung der Population nach Lydell und Fleming

4.7.4.1 Populationsschätzung

Die Schwierigkeit bei der Anwendung der Leckwahrscheinlichkeitsverteilungs-Methode mit Bayesscher Inferenz ist die Schätzung der Population, d. h. die Zahl der vergleichbaren leckrelevanten Stellen. Diese Unsicherheit wird dadurch behoben, dass anstatt einer festen Zahl von leckrelevanten Stellen drei Schätzungen gemacht werden:

- Eine untere Grenze (L).
- Eine best-estimate-Schätzung (B).
- Eine obere Grenze (U).

Diese Schätzungen resultieren dann in drei Verteilungsfunktionen für entsprechende Betriebszeitparameter T_{upper} , T_{best} und T_{lower} . Diese werden einfach mit Gewichten linear kombiniert.

$$\lambda = 0.2 \cdot \lambda_{\text{upper}} + 0.6 \cdot \lambda_{\text{best}} + 0.2 \cdot \lambda_{\text{lower}} \quad (4.43)$$

Da die skalierte Summe der Gamma-Funktionen keine Gamma-Funktion ist, lässt sich das Ergebnis nicht in einer geschlossenen Form ausdrücken.

4.7.4.2 Anwendungsbeispiel

Wie bereits zuvor wurde das Anwendungsbeispiel aus der deutschen Betriebserfahrung herangezogen. Die Unsicherheiten der leckrelevanten Stellen werden ohne genauere Kenntnis der Anlage geschätzt; dabei werden die zuvor verwendeten Werte als best-estimate-Angabe angenommen. Die verwendeten Werte sind in Tab. 4.5 dargestellt.

Tab. 4.5 Auswertung der Betriebserfahrung für das Bayessche Updating

	n_{LD}			2006			2019		
	L	B	U	L	B	U	L	B	U
A	35	43	55	5285	6493	8305	6160	7568	9680
B	60	72	85	9180	11016	13005	13680	16416	19380
C	100	118	140	3700	4366	5180	3700	4366	5180
			Σ	18165	21875	26490	23540	28350	34240

Die mit diesem Verfahren berechnete Wahrscheinlichkeitsverteilung ist in Abb. 4.6 dargestellt, zusammen mit der Apriori-Verteilung aus den Jahren bis 2006.

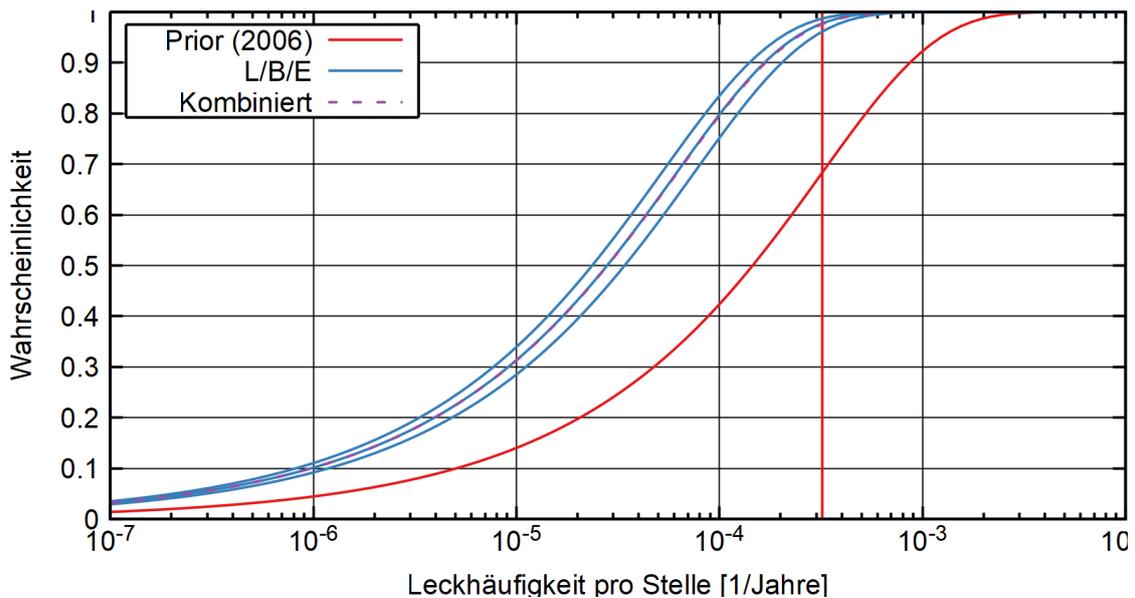


Abb. 4.6 Konstruktion der kombinierten Leckhäufigkeitsverteilung aus verschiedenen Annahmen zur Population

In diesem Beispiel ist deutlich, dass die kombinierte Wahrscheinlichkeitsverteilung sehr nahe am best-estimate-Fall liegt. Der Grund liegt darin, dass die Unsicherheiten der Population sehr symmetrisch angenommen wurden.

4.7.5 Bruchwahrscheinlichkeit nach Lydell

4.7.5.1 Herleitung der Verteilung der bedingten Bruchwahrscheinlichkeit

Da meist nicht die Leck-, sondern die Bruchwahrscheinlichkeit berechnet werden soll, kommt der Berechnung der Bruchhäufigkeit ρ eine besondere Bedeutung innerhalb der Schadenshäufigkeitsschätzungsmethodik zu. Die Basis für die Berechnungen bildet stets die bedingte Bruchwahrscheinlichkeit $P(R|F)$, also die Wahrscheinlichkeit für einen Bruch im Falle eines Lecks.

$$\rho = P(R|F)\lambda \tag{4.44}$$

Die Berechnung von λ wurde in den vorangegangenen Abschnitten diskutiert, somit bleibt die Berechnung der bedingten Wahrscheinlichkeit als Aufgabe. Eine Schätzung der bedingten Bruchwahrscheinlichkeit ist hier als Eingabe erforderlich, und zwar in der Form von 5 %, 50 %, und 95 %-Perzentilen. Diese Schätzungen $P(R|F)^{est}(q)$ für das

Quantil $q \in \{5\%, 50\%, 95\%\}$ ergeben dann eine Implizite Definition für eine Apriori-Beta-Verteilung für die bedingte Bruchwahrscheinlichkeit.

$$F_{\text{Beta}(\alpha, \beta), \text{prior}} = P(R|F)^{\text{est}}(q), q \in \{5\%, 50\%, 95\%\} \quad (4.45)$$

Diese implizite Definition ist nicht analytisch nach α und β auflösbar. Jedoch ist es möglich, dieses überbestimmte System (es genügen zwei Quantile zur Bestimmung) numerisch approximativ zu lösen. Alternativ wäre eine Berechnung aus Mittelwert und Varianz analytisch möglich. Die Bestimmung der Parameter der Beta-Verteilung ist ein nichtlineares Optimierungsproblem. Hier kann allerdings eine Bibliothek zum Fit von Funktionen verwendet werden.

Auch von der bedingten Bruchwahrscheinlichkeit kann ein Bayessches Updating durchgeführt werden. Hierbei gehen die Zahl der in der Betriebserfahrung vorhandenen Defektbefunde und Strukturversagen, n_{Def} und n_{Struc} , ein.

$$P(R|F)^{\text{post}} \sim \text{Beta}(\alpha^{\text{prior}} + n_{\text{Struc}}, \beta^{\text{prior}} + n_{\text{Def}}) \quad (4.46)$$

Entsprechend des Mittelwerts der Beta-Verteilung nähert sich der Mittelwert der Beta-Verteilung mit vermehrten neuen Ereignissen dem Wert $n_{\text{Struc}}/(n_{\text{Struc}} + n_{\text{Def}})$ an.

4.7.5.2 Bruchwahrscheinlichkeit

Die gesamte Bruchhäufigkeit ist das Produkt aus der Leckhäufigkeit und der Bruchwahrscheinlichkeit. Die Verteilungsfunktion dafür muss durch Sampling ermittelt werden: Die Beta-Verteilung, multipliziert mit der Linearkombination aus Gamma-Verteilungen, ist nicht analytisch ausdrückbar.

4.7.5.3 Anwendungsbeispiel

Als Anwendungsbeispiel wird der Schätzwert der bedingten Versagenswahrscheinlichkeit nach der GRS-Methode für DN50-Rohrleitungen verwendet. Hier wird eine Beta-Verteilung mit $p = 5.5$ und $q = 95.5$ verwendet. Daraus ergeben sich die 5%/95%-Quantilen von 0.023 und 0.096; der Median beträgt 0.05. Der Fit der Beta-Verteilung

ergibt dann $p = 5.48$ und $q = 94.3$. Ein Updating ist allerdings bei dieser Apriori-Verteilung nicht sinnvoll, daher wird darauf verzichtet.

Per Monte Carlo Sampling wird daraus die Wahrscheinlichkeitsverteilung für die Bruchhäufigkeit bestimmt. Zusammen mit der Verteilung für die Leckhäufigkeit ist das Ergebnis in Abb. 4.7 dargestellt.

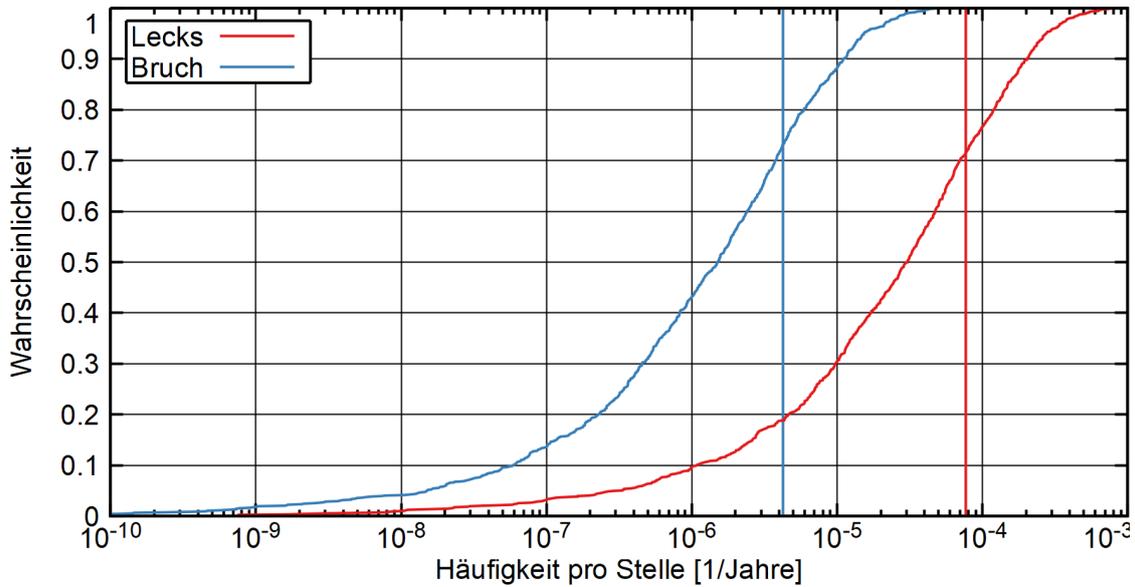


Abb. 4.7 Berechnung der Bruchhäufigkeit, basierend auf Bayesscher Inferenz und der bedingten Bruchwahrscheinlichkeit

In der Abbildung sind auch die berechneten Erwartungswerte als vertikale Linien vermerkt; die Mediane und Quantile lassen sich direkt ablesen.

4.7.6 Markov-Modell nach Lydell und Fleming

Bei der DDM-Methode nach Lydell und Fleming wird eine statistische Auswertung der Betriebserfahrung in ein Markov-Modell integriert. Natürlich gehen hier ursprünglich die Raten nach dem Bayesschen Updating ein.

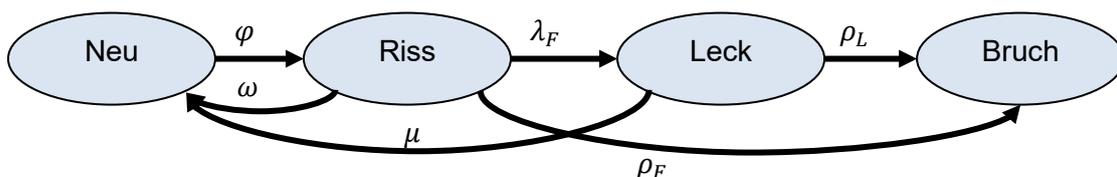


Abb. 4.8 Markov-Modell des Lydell-Fleming-DDM

Die sechs Übergangsraten sind alle kontinuierlich; die Reparaturraten ω und μ sind entsprechend auf die Zeiten normiert.

$$\omega = \frac{p_{loc}p_{FD}}{T_F + T_R} \quad (4.47)$$

$$\mu = \frac{p_{LD}}{T_L + T_R} \quad (4.48)$$

Hierbei ist p_{FD} die Auffindwahrscheinlichkeit für Oberflächenrisse bei einer Prüfung (POD), p_{LD} die für Leckagen (Ansprechwahrscheinlichkeit des Lecküberwachungssystems), p_{loc} die Wahrscheinlichkeit, dass die entsprechende Stelle bei einer Prüfung ausgewählt wird, T_R die Reparaturzeit und T_F bzw. T_L die für die Identifizierung erforderlichen Zeiten.

5 Validierung der Programme PROST und WinLeck

In diesem Abschnitt sind einzelne Versuchsreihen nachgerechnet. Die Unterabschnitte sind entsprechend der Versuchsprogramme sortiert. Gemäß des Special Safety Guides SSG-2 der IAEA /IAE 19/ ist der Vergleich von Codeergebnissen mit Messungen in Versuchen, soweit verfügbar, ein essentieller Bestandteil der Validierung. Die Erweiterung des Validierungsumfangs von PROST und WinLeck erfolgte insbesondere durch Vergleiche mit Finite-Elemente-Rechnungen und Code-zu-Code-Vergleiche.

5.1 Einführung: Phänomenorientierte Identifizierung von Versuchen und Referenzfällen

In diesem Abschnitt werden die einzelnen zur Validierung vorgeschlagenen Phänomene vorgestellt und geeignete Versuche identifiziert. Die eigentliche Nachrechnung wird in den folgenden Kapiteln aufgegriffen.

5.1.1 Rissöffnung

Die oberflächliche Öffnung von Rissen, also die Klaffung der beiden Rissflanken, in einer Struktur unter Last ist ein gut messbares Phänomen. Insbesondere bei wanddurchdringenden Rissen ist dies oft untersucht, weil es einen wichtigen Bestandteil der Leckratenberechnung darstellt. Die Berechnung von COD innerhalb von PROST ermöglicht einen Vergleich mit Versuchen, wie sie z. B. in /BLÄ 15/ übersichtsmäßig dokumentiert sind. Im Rahmen des LBB-Benchmarks (siehe Abschnitt 7.2) wurden Rissöffnungsprofile unter dem Einfluss von Schweißnahteigenspannungen dokumentiert.

5.1.2 Versagenslast bzw. Initiierungszeitpunkt

Es gibt eine Reihe von Versuchen, die das Versagen einer gerissenen Struktur unter einer langsam ansteigenden Last untersuchen. Die Korrelation von aufgebrachter Last und Strukturversagen ist gut messtechnisch erfassbar und kann als Validierungsfall herangezogen werden. Analog kann auch der Zeitpunkt der duktilen Rissinitiierung bestimmt werden.

Eine aktuelle Studie zu verschiedenen Bewertungsverfahren zum Berstdruck von Rohrleitungen mit außenliegenden axialen Oberflächenrissen ist in /GUO 21/ gegeben. Die Quellen für derartige Versuche werden in /YAN 14/ angegeben.

5.1.3 Kritische Risslänge

Frühere Arbeiten zeigen eine große Streuung bei der Bewertung der kritischen Risslänge von Durchrissen. Als Folge sollten verschiedene Verfahren mit Versuchen verglichen werden. Als Quelle für Versuche bieten sich im Grund ähnliche Aktivitäten an, wie sie auch für die Rissöffnung angeführt werden – wenn sie eben bis zum Versagen der Struktur untersucht wurden. So bieten die Versuche nach /HIP 85/ /HIP 87/diese Möglichkeit (insbesondere BVZ161, BVZ091, BVZ100, BVS060), wie auch /GER 82/.

5.1.4 Leckraten durch Spannungsrissskorrosionsrisse in Dampferzeugerheizrohren

Aus der Literatur sind verschiedene verwendbare Versuche bekannt, um die Methoden zur Berechnung von Leckraten durch Spannungsrissskorrosionsdefekte in Dampferzeugerheizrohren zu validieren. Weil es dabei auf die Erkennbarkeit der Leckagen ankommt, sind besonders enge Risse, bei denen es einen Einfluss der Oberflächenmorphologie gibt, von Interesse. Eine Übersicht über die Versuchsprogramme und ihre Eignung ist in Tab. 5.1 gegeben.

Tab. 5.1 Übersicht über Versuche zu Dampferzeugerheizrohrlecks

Versuchsprogramm	Quelle	Eng	SCC	DEHR	pT
BCL 1984	/COL 84/	ja	ja	nein	ja
Argonne 2002	/KAS 02/	ja	ja	ja	(ja)
Purdue 2019	/REV 19/	(nein)	ja	ja	ja
Xi'an 2019	/ZHA 19a/	ja	nein	(ja)	ja
Xi'an 2019b	/ZHA 19b/	nein	nein	(ja)	nein
Xi'an 2020	/ZHA 20/	(ja)	nein	(ja)	nein

Bei den Versuchen Purdue 2019 ist die Probe Sample 3 mit einem L/dh^4 -Verhältnis von 6.1 und einem hydraulischen Durchmesser von 200 μm eventuell verwendbar. Ähnliches gilt für Xi'an 2020, wo die Versuche 3-7 verwendbar sind. Die Versuchsprogramme Xi'an 2019 und Xi'an 2020 wurden bei der Nachrechnung nicht berücksichtigt, da einerseits kein Bezug zur relevanten Spannungsrissskorrosion besteht und anderer-

⁴ Verhältnis aus Strömungslänge und hydraulischem Durchmesser

seits die Rissgeometrien der Versuche nur niedrige L/dh-Verhältnisse im Bereich von 4.38 aufweisen.

Aus dieser Übersicht geht hervor, dass sich eine Nachrechnung der Versuche Argonne 2002, Purdue 2019, Sample 3 sowie der Xi'an-Versuche 2020 zur Untersuchung von engen Rissen in Dampferzeugerheizrohren eignet. Die Versuche „Phase 2“ aus BCL 1984 könnten zur Bestimmung des Einflusses der Oberflächenmorphologie verwendet werden.

5.2 FALSIRE-Versuchsprogramm

In QUAMET /SIE 06/ werden die Versuche aus den beiden FALSIRE-Phasen (FALSIRE I und FALSIRE II) bei den Referenzfällen erwähnt. Die erste Phase ist in /SIE 94/ dokumentiert, während die zweite Phase in /SIE 96/ beschrieben ist. FALSIRE steht für *Fracture Analysis of Large-Scale International Reference Experiments* und daher sind die Fälle durchaus als Standard-Referenzfälle zu betrachten. Die Versuche wurden in Deutschland, USA, im Vereinigten Königreich und in Japan durchgeführt. In der ersten Phase wurden Vergleichsanalysen zu den Versuchen NKS-3, NKS-4, PTSE-2A, PTSE-2B, SC-I, SC-II und Step B PTS durchgeführt.

5.2.1 NKS-3-Versuch

Der NKS-3 Versuch wurde an der MPA Stuttgart durchgeführt und ist in /SIE 94/ dokumentiert. Ein dickwandiger Hohlzylinder mit einem Vollumfangriss aus dem Werkstoff 22 Ni Mo Cr 37 von 200 mm Innenradius und 200 mm Wanddicke steht im Zentrum der Untersuchungen. Werkstoffeigenschaften sind in Tab. 5.2 und Tab. 5.3 zusammengefasst.

Tab. 5.2 Temperaturabhängige Werkstoffeigenschaften von 22 Ni Mo Cr 37 nach /SIE 94/

Temperatur		20 [°C]	160 [°C]	260 [°C]	320 [°C]
E-Modul	[GPa]	210	200	190.3	184.4
Streckgrenze	[MPa]	563	519	536	523
Fließgrenze	[MPa]	643	595,5	617,5	612,5
Zugfestigkeit	[MPa]	723	672	699	702
Therm. Leitf.	[W m ⁻¹ K ⁻¹]	40			
Spez-. W-Kap.	[kJ kg ⁻¹ K ⁻¹]	0,55			
Therm. Ausd.-K.	[10 ⁻⁶ K ⁻¹]	14,4			

Tab. 5.3 Temperaturabhängige Bruchzähigkeit von 22 Ni Mo Cr 37 nach /SIE 94/

Temperatur		0 [°C]	100 [°C]	200 [°C]	300 [°C]
K_{Ic}	[MPa mm ^{1/2}]	1950	4720	4975	4955

Der Körper steht unter einer extern aufgetragenen axialen Last von 100 MN und gleichzeitig einem Innendruck von 30 MPa. Die Temperatur beträgt dabei anfangs 330 °C. Die Tiefe des Risses ist ca. 62,8 mm. Durch schnelle Abkühlung entstehen thermische Spannungen im Zylinder. Die Temperaturverteilung zu unterschiedlichen Zeiten des Versuchs durch die Wand ist in Abb. 5.30 reproduziert.

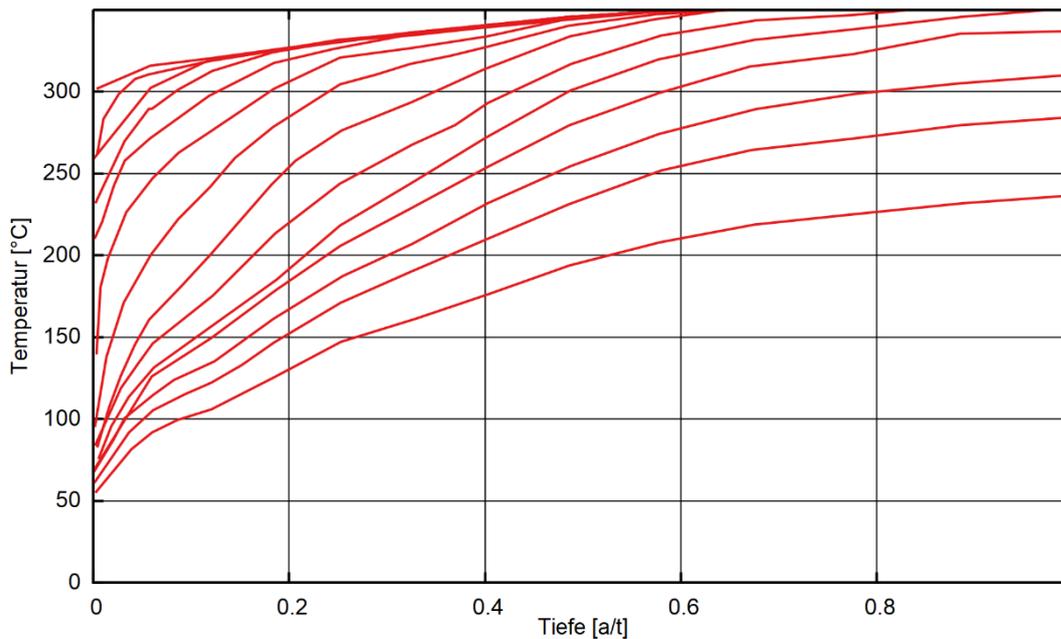


Abb. 5.1 Temperaturverteilung zu verschiedenen Zeiten (0 s bis 30 min) im Versuch NKS3

Der Innendruck und die Axialkraft sind während des Versuchs weitgehend konstant und wirken senkrecht zum Riss. Weiterhin wirkt der Innendruck auch auf die Rissflanken. Betrachtet man die Größenverhältnisse der Lasten, so ist der Innendruck von ca. 30 MPa eher untergeordnet, während die Axialkraft von 100 MN den weit größeren Beitrag zur axialen Last liefert (Nennspannung von ca. 265 MPa gegenüber 10 MPa, entspricht also ca. 3,8 %). Um den PTS⁵-Editor von PROST zu nutzen, der lediglich zu den Temperaturprofilen eine Druckvariation berücksichtigen kann, werden beide Lasten zu einer resultierenden Kraft zusammengefasst: Dann wird dieser Axialspannungs-Zeitverlauf im PTS-Editor als Druckverlauf eingelesen, eine Lastsituation für die Axialkraft eingeführt, im PROST-Inputfile das Codewort für die Druck-Lastsituation durch die Kraft-Lastsituation ersetzt und die Druck-Lastsituation gelöscht.

Bei der Betrachtung der bruchmechanischen Ergebnisse stellt sich heraus, dass der Spannungsintensitätsfaktor über der Bruchzähigkeit liegt. Zur besseren Vergleichbarkeit dieser Ergebnisse wird in Abb. 5.2 das linear-elastisch berechnete J -Integral mit den Ergebnissen aus /SIE 94/ verglichen. Dabei ist das stabile Risswachstum nicht berücksichtigt.

⁵ PTS pressurized thermal shock

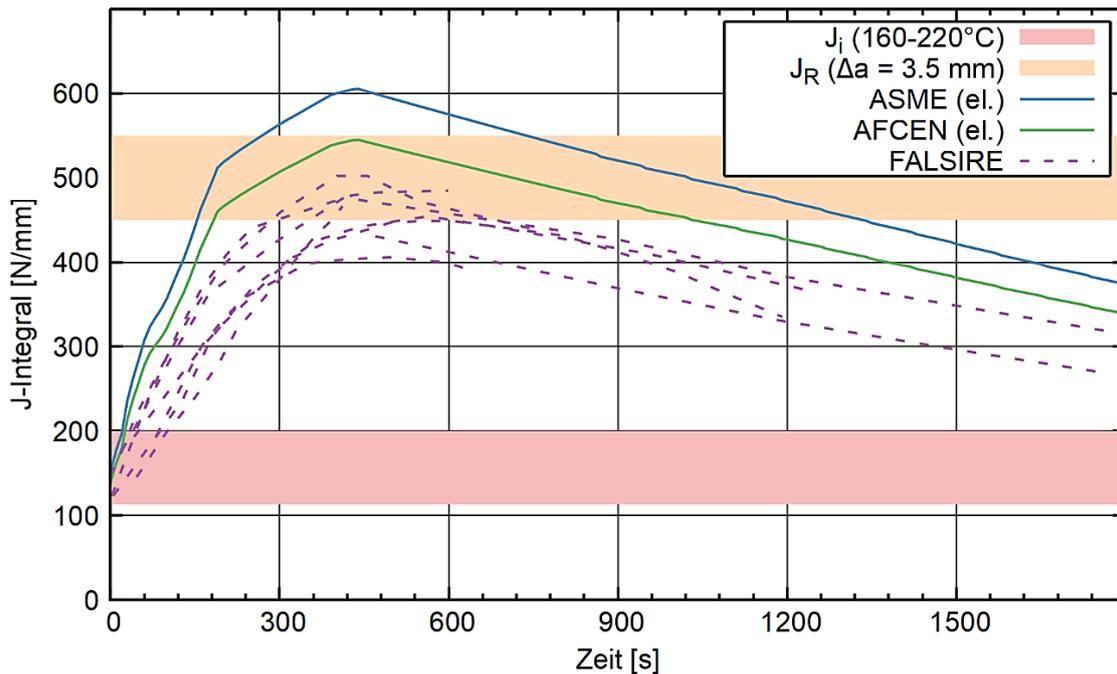


Abb. 5.2 J-Integral und Vergleich mit den Berechnungsergebnissen aus /SIE 94/

Die Berechnungsergebnisse aus dem Bericht zeigen einen sehr ähnlichen Verlauf. Dies liegt daran, dass die aufgebrauchte Zugkraft noch deutlich unter der Grenzlast liegt. Nach /ALL 98/ kann die Grenzkraft ausgerechnet werden wie folgt.

$$F_L = 2\pi r_m(t - a)\sigma_y \left[\frac{a}{2(t - a)} + \sqrt{1 - \frac{3}{4} \left(\frac{a}{t - a} \right)^2} \right] \quad (5.1)$$

Für tiefere Risse (ab ca 37 % relative Risstiefe) ist der Term in eckigen Klammern durch $2/\sqrt{3}$ zu ersetzen. Zwar ist dies für dickwandige Strukturen eher konservativ als genau, aber für eine Abschätzung sollte es genügen. Bei einer Spannung von 256 MPa entsprechend der 100 MN ergibt das einen Wert von $L_r = 0.4$. Die plastischen Effekte sollten also noch nicht so groß sein.

Mit diesem Wert für das J -Integral kann dann das duktile Risswachstum berechnet werden. Dabei wird also in jedem Iterationsschritt das J -Integral nach stabilem Risswachstum neu berechnet. In Abb. 5.3 ist das Ergebnis dieser Nachrechnung mit den Daten für eine R-Kurve bei 220 °C dargestellt.

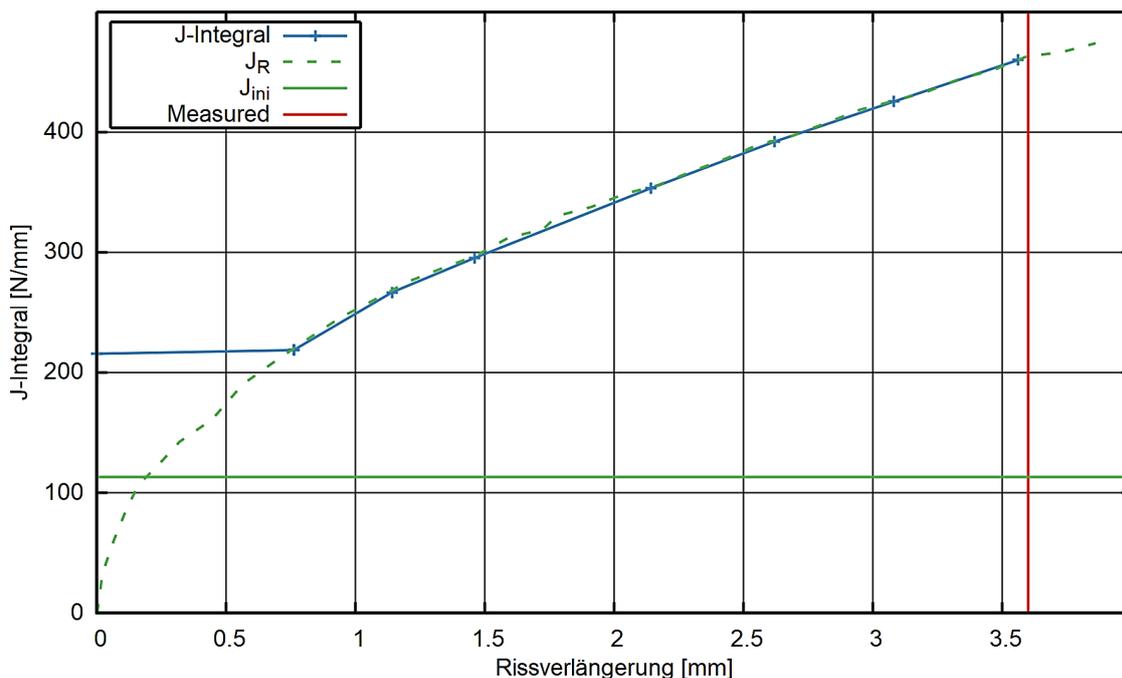


Abb. 5.3 Berechnung der duktilen Rissverlängerung im Versuch NKS-3

Bereits zu Versuchsbeginn ist das J -Integral größer als der in einer CT⁶-Probe bei 220 °C gemessene Initiierungswert. Der Riss verlängert sich zunächst stabil (wodurch das J -Integral weiter ansteigt), bis er nach 3.5 mm Tiefe und 1 Minute Versuchsdauer in das instabile Risswachstum übergeht und ein Bruch des Zylinders angenommen wird. Im Vergleich dazu ist auch die nach dem Versuch gemessene Rissverlängerung von durchschnittlich 3.6 mm eingetragen. Wie der Auftragung zu entnehmen ist, ist die J -Integral-Kurve im Einklang mit der Bewertungskurve. Die höheren J -Integrale der vereinfachten Rechnung gegenüber den FE-Ergebnissen führen zu dem qualitativ unterschiedlichen Bewertungsergebnis. Im FALSIRE-I-Bericht wird keine rechnerische Analyse des Rissfortschritts durchgeführt, sondern der erreichte J -Wertebereich mit dem J_R -Wertebereich verglichen und daraus stabiles Risswachstum abgeleitet, was immerhin qualitativ mit dem experimentellen Ergebnis übereinstimmt.

5.3 Degraded Piping Program

Das Degraded Piping Program aus den Jahren 1984-1989 ist in /WIL 89/ /RAH 98a/ /RAH 98b/ /RAH 98c/ beschrieben.

⁶ CT compact tension

5.3.1 Versuch 4111-1

Der Versuch 4111-1 wurde mit einer Rohrleitung (Außendurchmesser 114 mm, Wanddicke 8.89 mm) durchgeführt. Die Rohrleitung ist aus A333 Gr. 6 gefertigt. Die Werkstoffdaten bei der Versuchstemperatur von 228 °C sind in Tab. 5.4 zusammengefasst.

Tab. 5.4 Werkstoffdaten für A333 Gr. 6 nach /RAH 98b/

E-Modul [GPa]	Streckgrenze [MPa]	Zugfestigkeit [MPa]	RO⁷-α	RO-n
179.3	198	494	1,96	4,16

Ein wanddurchdringender Umfangsriss mit einem ganzen Winkel von 133,2° (entspricht 122,5 mm) ist eingebracht. Im Versuch wird der Riss durch ein Biegemoment belastet, dass über eine Kraft dokumentiert ist (der effektive Hebelarm beträgt 0,178 m).

Die Ergebnisse der Nachrechnungen mit den Methoden nach KTA3206 und Wüthrich sind in Abb. 5.4 dargestellt, wobei auch Ergebnisse aus /RAH 98b/ mit zwei analytischen Methoden eingetragen sind. Für die Anwendung des Wüthrich-Verfahrens in PROST bei einem Fall mit reiner Biegelast wurde eigens die Lasteingabe erweitert.

⁷ RO Ramberg-Osgood Näherungsformel für Spannungs-Dehnungs-Kurve mit Parameter α und n

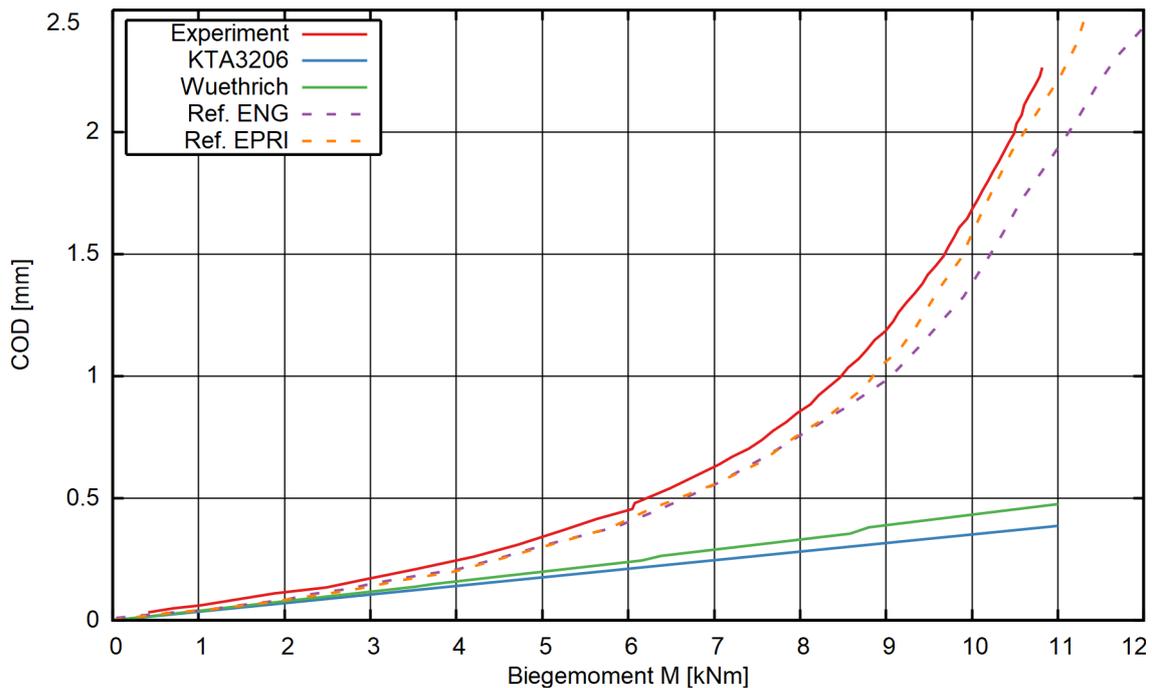


Abb. 5.4 Vergleich der in PROST berechneten Rissöffnung mit dem Versuch 4111-1

Der Auftragung ist zu entnehmen, dass die in PROST implementierten analytischen Methoden ein weitgehend elastisches Verhalten prognostizieren und die experimentellen Werte deutlich unterschätzen.

5.3.2 Versuch 4131-3

Im Versuch 4131-3 wird eine zylindrische Rohrleitung (Innenradius 118,4 mm, Wanddicke 18,7 mm) untersucht, die aus dem Werkstoff A333 Gr. 6 gefertigt ist. Ein wanddurchdringender Riss von 297 mm Länge (Winkel 133,2°) ist eingebracht. Im Versuch beträgt die Temperatur 228 °C und ein konstanter Innendruck von 12,45 MPa liegt an. Über eine Biegeeinrichtung mit einem effektiven Hebelarm von 1,14 m wird ein Biegemoment aufgebracht und während des Versuchs gesteigert. Gemessen wird der COD-Wert, jedoch sind die dokumentierten Werte auf einen Wert von Null ohne Biegemoment kalibriert, obwohl bereits durch den Innendruck eine endliche Rissöffnung zu erwarten wäre. Daher wird die initiale Rissöffnung der Messung mit einer Unsicherheit versehen und die Rissöffnung unter reinem Innendruck auf 0,3-0,7 mm geschätzt. Die Messungen und der Vergleich mit der PROST-Rechnung (Methoden: KTA3206, Wüthrich, GRS PB) sind in Abb. 5.5 dargestellt.

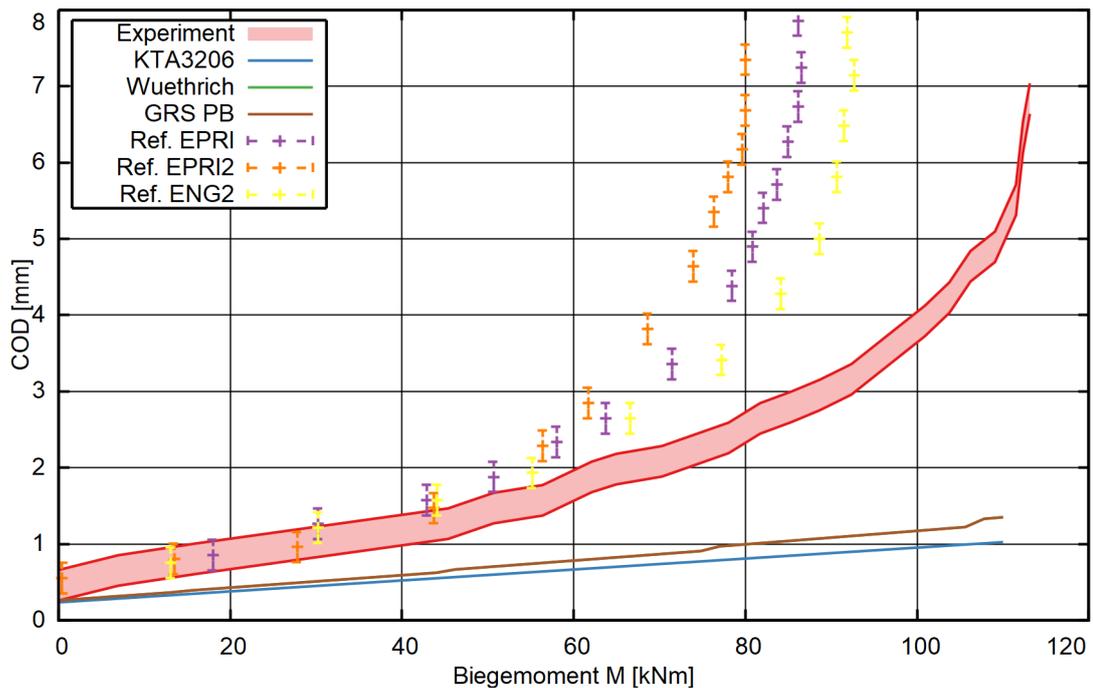


Abb. 5.5 Nachrechnung des Versuchs 4131-3 mit drei Methoden in PROST (die Kurven Wüthrich und GRS-PB liegen übereinander)

Wie dieser Auftragung zu entnehmen ist unterschätzen die in PROST implementierten Methoden die Rissöffnung deutlich. Ein durchaus ähnliches Verhalten wurde für diese drei Wüthrich-basierten Methoden auch in /BLÄ 15/ festgestellt. Es ist zu beachten, dass die Lasten in diesem Versuch recht hoch sind und somit nennenswerte Plastifizierung stattfindet, vermutlich sogar Rissinitiation eintritt.

5.4 EPRI Battelle Pipe Tests

Die EPRI Battelle pipe tests sind in /GER 82/ beschrieben. In dem Versuchsprogramm wurden Grenzlaster von austenitischen Rohrleitungen bestimmt und auch Rissöffnungen gemessen.

5.4.1 Versuch 4''-45°-axial No.1

Bei diesem Versuch wird ein 4-Zoll-Rohr mit eingebrachten 45°-Umfangsriss unter einer axialen Zugkraft belastet und die Rissöffnung gemessen. Das Rohr hat einen Innenradius von 48,5 mm und eine Wanddicke von 8,6 mm und ist aus 304 stainless steel gefertigt. Die Werkstoffparameter sind in Tab. 5.5 aufgeführt. Der Risswinkel entspricht einer ganzen Länge $2c$ von 41,5 mm.

5.4.1.1 Rissöffnung

Die Rissöffnung wird mit den verschiedenen in PROST verfügbaren Verfahren berechnet. Der Vergleich von Berechnungsergebnissen mit dem Versuch ist in Abb. 5.6 dargestellt.

Tab. 5.5 Werkstoffparameter für 304 Stainless Steel

Elastizitätsmodul [GPa]	Streckgrenze [MPa]	Zugfestigkeit [MPa]	Querkontr.-Zahl	α	n
197	286	627	0,3	1,0	6,71

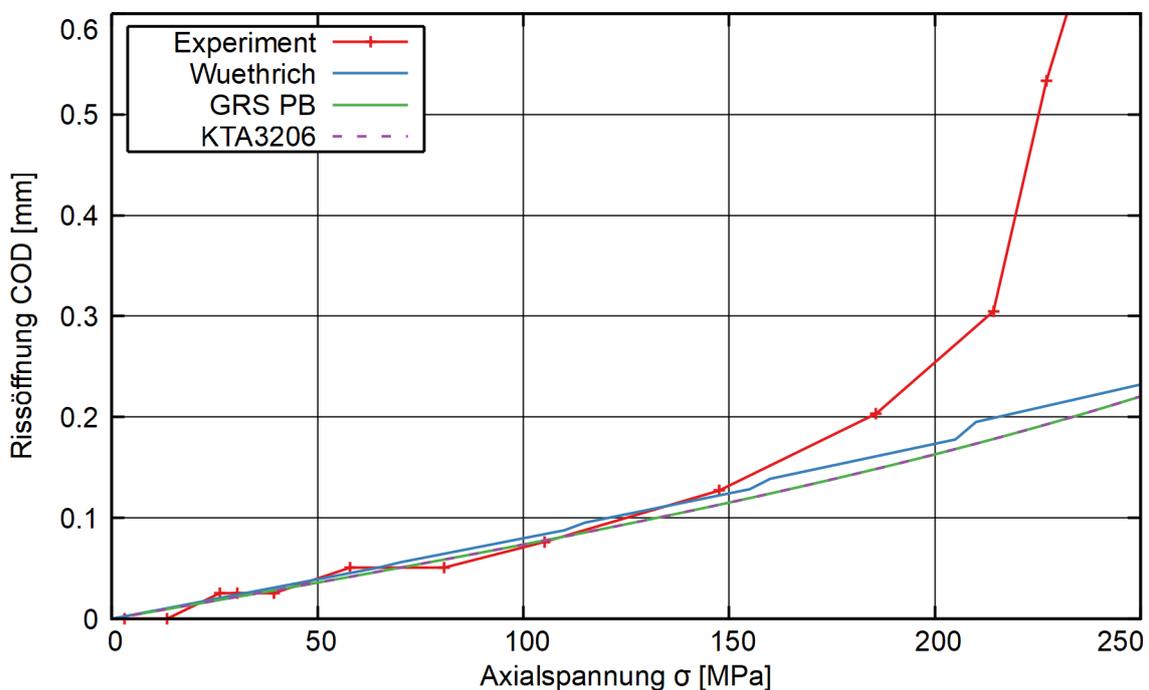


Abb. 5.6 Vergleich der PROST-Ergebnisse beim EPRI Battelle-Versuch 4-Zoll 45° Axial No. 1

Bei den Ergebnissen fällt die gute Übereinstimmung der Berechnung mit der Messung im elastischen Bereich auf. Für die reine Axialspannung sind die KTA3206-Berechnungen und die GRS PB-Berechnungen identisch, da sie sich nur bei Biegebelastungen unterscheiden.

5.4.1.2 Kritische Risslänge

Die kritische Risslänge kann mit den verschiedenen Verfahren in PROST berechnet werden. Dafür eignen sich das PGL- und das FSK-KWU-Verfahren – das FSK-MPA-Verfahren nicht, da es für einen Innendruck definiert ist. Die kritische Risslänge kann, mit der im Versuch berichteten Last, bei Beginn der Rissvergrößerung (354 MPa) verglichen werden. In Abb. 5.7 ist dieser Vergleich dargestellt.

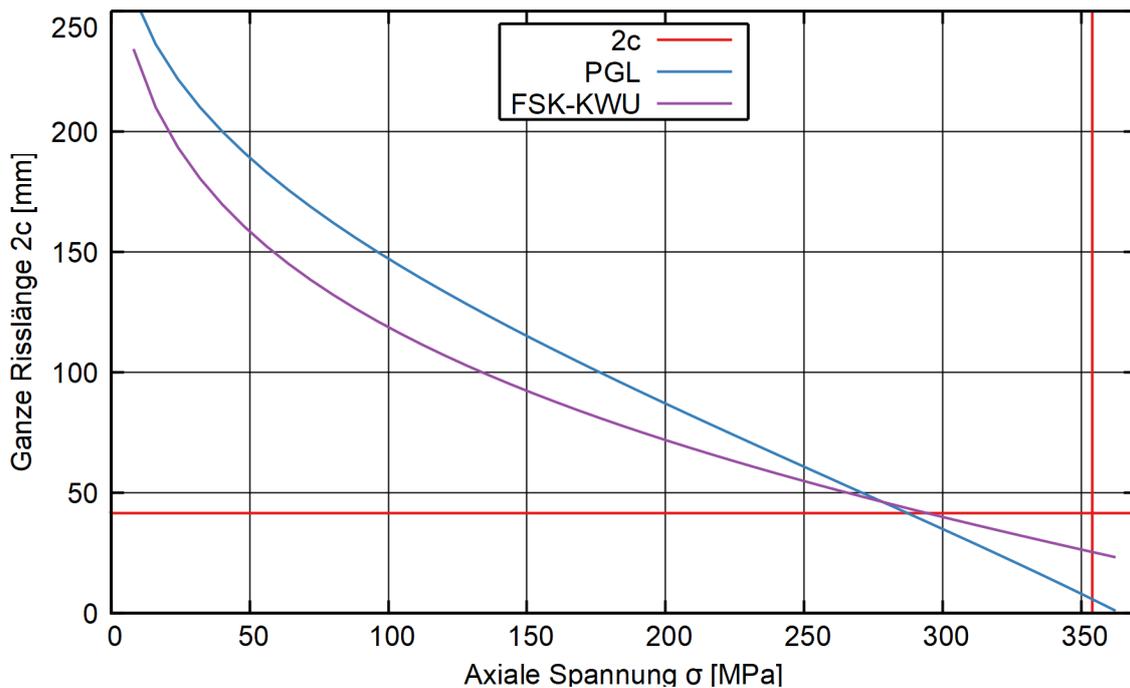


Abb. 5.7 Berechnete kritische Risslängen mit PGL- und FSK-KWU-Verfahren und Vergleich mit der Last bei Rissverlängerung

Die so definierte „Versagens“-Last beträgt bei den Verfahren ca. 288 MPa bzw. 295 MPa, was eine Unterschätzung von ca. 18 % gegenüber dem Versuch entspricht. Dagegen ist die Schätzung der kritischen Risslänge zum Zeitpunkt der Initiierung im Versuch 7 mm bzw. 2 x 13 mm, was eine Unterschätzung um ca. 83 % bzw. 37 % bedeutet.

5.4.2 Versuch 4“-45°-axial No. 2

Dieser Test ist von den Bedingungen identisch zu dem im vorigen Unterabschnitt beschriebenen Aufbau. Daher können auch die Rechnungen direkt übernommen werden. Im Versuch wurde eine Rissverlängerung ab einer Last von 219 kip festgestellt, das ist etwas weniger als beim Test No 1 und entspricht 974,16 kN oder 341 MPa.

5.4.3 Versuch 10“-180°-bend No. 3

Bei diesem Versuch wird ein 10-Zoll-Rohr mit 180°-Umfangriss einer Biegung unterzogen. Der Versuch ist in Tab. G-9 von /GER 82/ beschrieben. Ab einer Kraft von -51,4 kip ist eine Verlängerung des Risses beschrieben. In der Dokumentation wird die Rissverlängerung als „stabil“ beschrieben, d. h. eine endliche Rissverlängerung wurde während des Versuchs gemessen. Zur Umrechnung der aufgebrachten Kraft F_{tot} in einem Vierpunkt-Biegeversuch in ein Biegemoment M kann die folgende Konversionsformel verwendet werden.

$$M = \frac{1}{4}(s_a - s_i)F_{tot} \quad (5.2)$$

Dabei ist s_a bzw. s_i der Abstand der äußeren Auflagepunkte bzw. inneren Einleitungspunkte der Kraft.

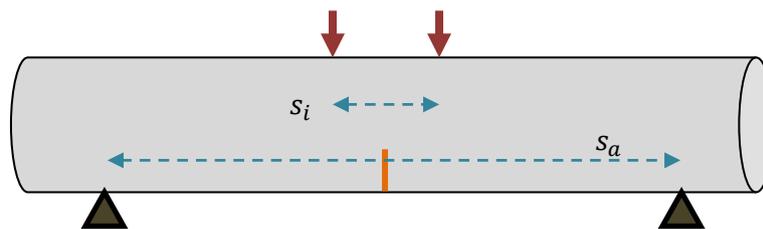


Abb. 5.8 Schema für Vierpunkt-Biegeversuch

Im Bericht wird angegeben, dass der Momentenarm dem vierfachen Rohrdurchmesser entspricht; die Längen der Auflagepunkte sollen in /GER 82/, Fig. 4-4b angegeben sein, was jedoch nicht den Tatsachen entspricht. Da die Angaben zu den Auflagepunkten fehlen, wird ein Hebelarm von der vierfachen Nennweite angenommen, um die Kraft in ein Biegemoment zu konvertieren. Die Wandstärke beträgt einen halben Zoll (siehe /GER 82/, Fig. 4.2), bei einem Außendurchmesser von 10,75 Zoll.

5.4.3.1 Kritische Risslänge

Im Versuch beginnt das stabile Risswachstum bei 232 kNm, das Biegemoment wird bis zu einem Maximum von 254 kNm gesteigert und dann wieder gesenkt. Die kritische Risslänge wird dabei berechnet. Die Ergebnisse dieser Rechnungen und der Vergleich mit dem Versuch ist in Abb. 5.9 dargestellt.

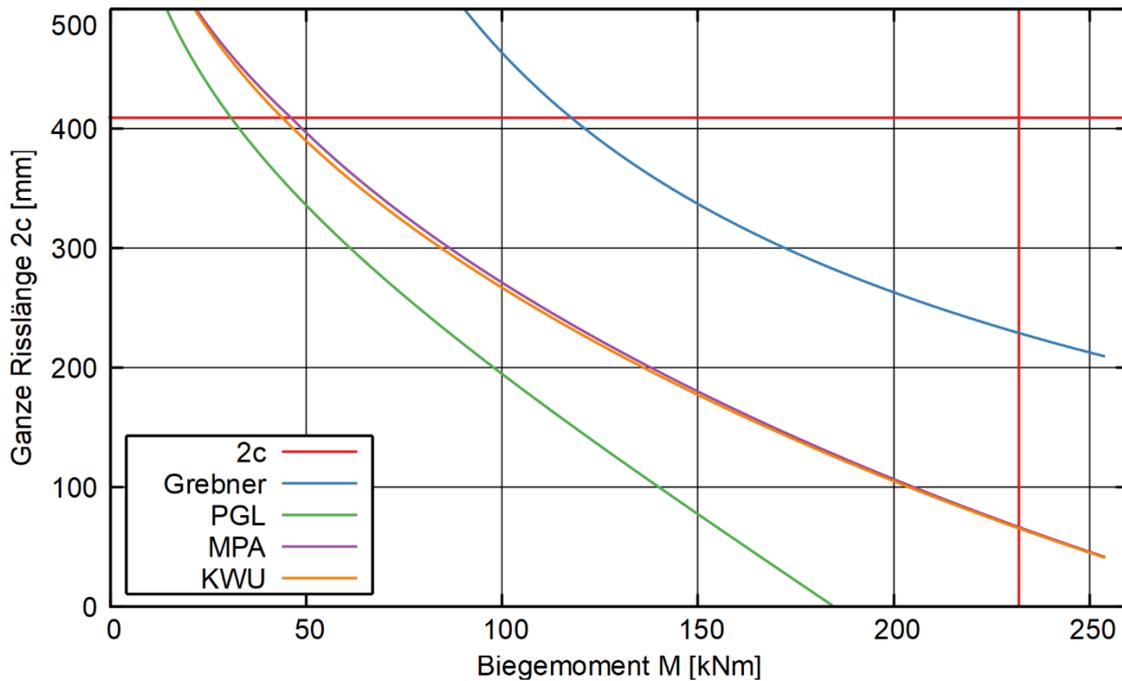


Abb. 5.9 Nachrechnung des EPRI Battelle Versuchs 10“ 180° bend No. 3

Es ist deutlich zu sehen, dass alle Bewertungsverfahren konservativ sind. MPA und KWU ähneln sich stark. Die Unterschätzung des kritischen Biegemoments für den 180°-Riss beträgt -80 % bzw. -81 % (KWU, MPA), -49 % (Grebner) und -87 % (PGL). Die Unterschätzung der kritischen Risslänge ist -44 % (Grebner), -84 % (MPA und KWU) – PGL geht von einem Versagen selbst ohne Riss bereits bei kleineren Biegemomenten aus.

5.4.4 Versuch 10“-180°-bend No. 4

Die Versuchsbedingungen sind mit dem Versuch 10“-180°-bend No. 3 identisch, daher bleibt die Nachrechnung zum genannten Versuch gleich. Eine Rissverlängerung wird ab 54,6 kip Biegekraft beobachtet, gegenüber 51,4 kip bei Versuch No 3. Das gemessene kritische Biegemoment ist daher 246 kNm.

5.4.4.1 Kritische Risslänge

Beginn der Rissverlängerung ist 54,9 kip vermerkt, das entspricht einem Biegemoment von 248 MNm. Das Lastmaximum beträgt 271 MNm. Diese Werte sind etwas höher als im Versuch No 3.

5.5 Phänomenologische Behälterberstversuche

Aus dem Vorhaben zu phänomenologischen Behälterberstversuchen /HIP 85/ wurden Messungen der Rissöffnung ausgewählt.

5.5.1 Versuch BVS010

Der Versuch BVS010 wurde mit einem zylindrischen Behälter (Außendurchmesser 792 mm, Innenradius 348,5 mm, Wanddicke 47,5 mm) durchgeführt, der einen Längsschlitz (Axialriss) von 800 mm ganzer Länge hatte. Die Eigenschaften des Werkstoffs 22 NiMoCr37 (Sonderschmelze) sind ebenfalls in /HIP 85/ dokumentiert. Die zur Nachrechnung gewählten Parameter basierend auf diesen Angaben sind in Tab. 5.6 aufgeführt.

Tab. 5.6 Werkstoffparameter für 22 NiMoCr37 Sonderschmelze

Elastizitätsmodul [GPa]	Streckgrenze [MPa]	Zugfestigkeit [MPa]	Querkontr.- Zahl	α	n
210	420	544	0,3	1,0	9,2

Im Versuch wurde bei einer Temperatur von 155 °C der Innendruck bis zu einem Maximum von 17,5 MPa gesteigert und die Rissöffnung gemessen.

5.5.1.1 Rissöffnung

Die Nachrechnung dieses Versuchs mit PROST ist in Abb. 5.10 dargestellt.

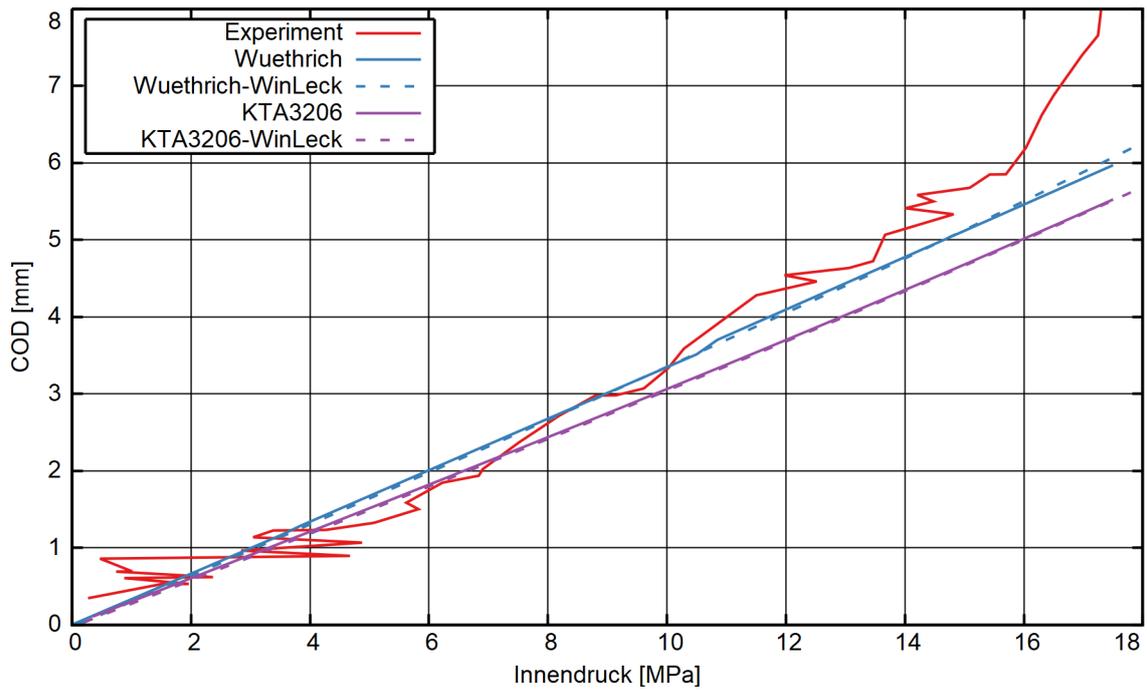


Abb. 5.10 Nachrechnung des Versuchs BVS010

In dieser Auftragsung ist zu erkennen, dass die in PROST implementierten Verfahren die tatsächliche Lecköffnung gut einschätzen, und auch die Übereinstimmung mit der WinLeck-Implementierung ist gegeben.

5.5.1.2 Kritische Risslänge

Die kritische Risslänge lässt sich ebenfalls als Funktion des Innendrucks in PROST berechnen. Für den Axialriss sind die zwei Verfahren nach Grebner und nach KTA verfügbar. Das Ergebnis der Nachrechnung ist in Abb. 5.10 dargestellt.

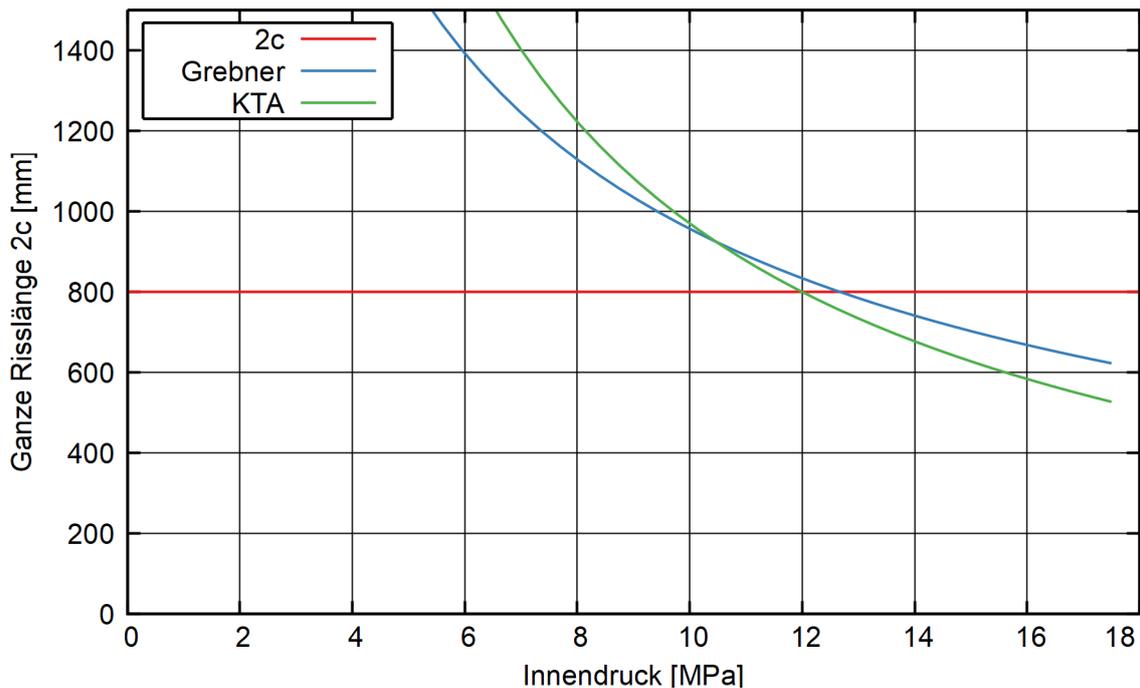


Abb. 5.11 Untersuchung der kritischen Risslänge für den Versuch BVS010

Wird der Maximaldruck von 17,4 MPa im Versuch als Versagenslast angesetzt, so können die Rechenmethoden mit der Realität verglichen werden. Beim Grebner-Verfahren tritt das Versagen bei 12,7 MPa auf, beim KTA-Verfahren bei ca. 12,1 MPa. Die (ganze) kritische Risslänge bei 17,5 MPa beträgt 622 mm bzw. 526 mm. Somit wird die Last um ca. 30 % bzw. 27 % unterschätzt, während die Risslänge um ca. 22 % bzw. 34 % unterschätzt wird.

5.5.2 Versuch BVS060

Der Versuch BVS060 ist ein Biegeversuch, der mit einem Bruch bei einem Biegemoment von 5,51 MNm endet. Das Versuchsrohr aus einer NiMoCr-Schmelze hatte einen 60°-Schlitz (417 mm) in Umfangsrichtung. Bei einem Innendruck von 15,6 MPa (oder 15,8, beide Angaben existieren) wurde eine Temperatur von 140 °C eingestellt. Die Wanddicke des Zylinders beträgt 47,4 mm bei einem Außendurchmesser von 795,9 mm (beides Mittelwerte).

5.5.2.1 Kritische Risslänge

Für die Nachrechnung werden die verschiedenen Verfahren für Umfangsrisse herangezogen.

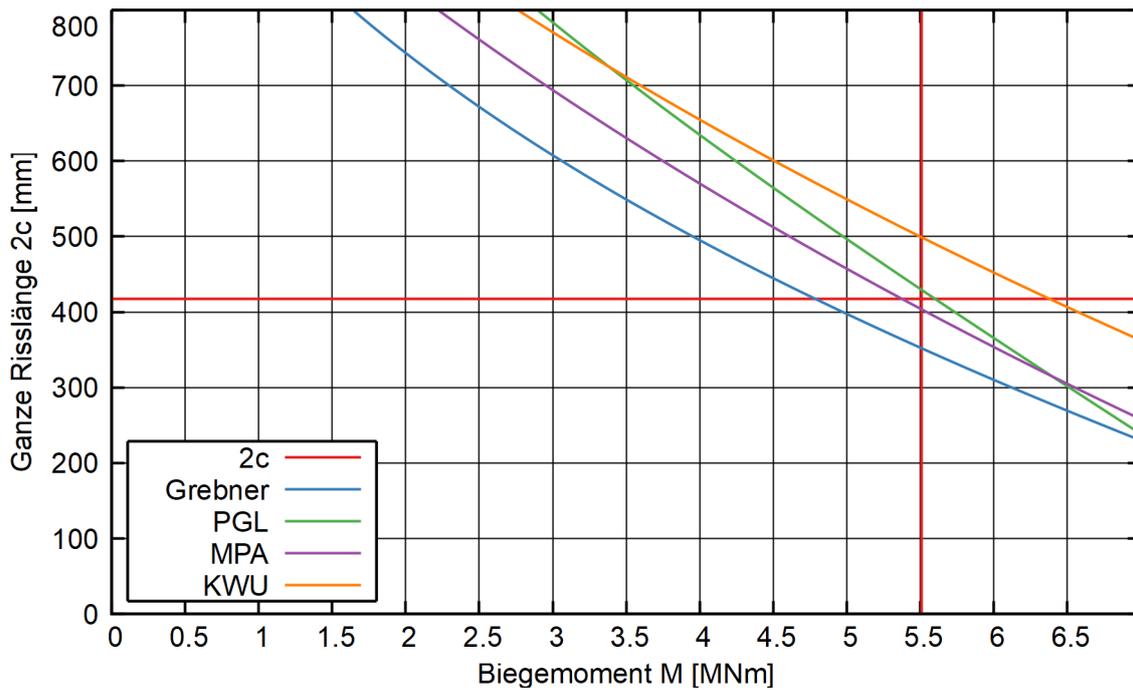


Abb. 5.12 Nachrechnung der kritischen Risslänge des Versuchs BVS060

Bei der Auswertung ergibt sich, dass nur MPA und Grebner die Risslänge unterschätzen; KWU und PGL haben eine leichte Überschätzung.

Tab. 5.7 Auswertung der BVS060 Versuche

Method	$2c_{crit}$ [mm]	Δc_{crit}	M_{crit} [MNm]	ΔM_{crit}
Grebner	325	-22 %	4,79	-13 %
PGL	428	+2,6 %	5,61	+1,8 %
MPA	404	-3,1 %	5,38	-2,4 %
KWU	499	+20 %	6,38	+16 %

Auffällig ist das gute und geringfügig konservative Verhalten des FSK-MPA-Verfahrens bei diesem ausgewählten Versuch. Bemerkenswerterweise unterschätzen nicht alle Verfahren die kritische Risslänge bzw. das kritische Biegemoment.

5.5.3 Versuch BVZ091

Der Versuch ist mit einem geschlossenen Versuchsrohr aus 20 MnMoNi 55 durchgeführt worden. Die mittlere Wanddicke betrug 47,2 mm bei einem mittleren Außendurchmesser von 792,9 mm. Ein 420 mm langer Schlitz in Umfangsrichtung befand sich im Rohr. Die Versuchstemperatur betrug 20 °C.

5.5.3.1 Kritische Risslänge

Bei einem Innendruck von 15,2 MPa trat das Versagen bei 12,11 MNm ein; Fließbeginn wurde bei 9,25 MNm festgestellt (andere Angabe: 9,65 MNm).

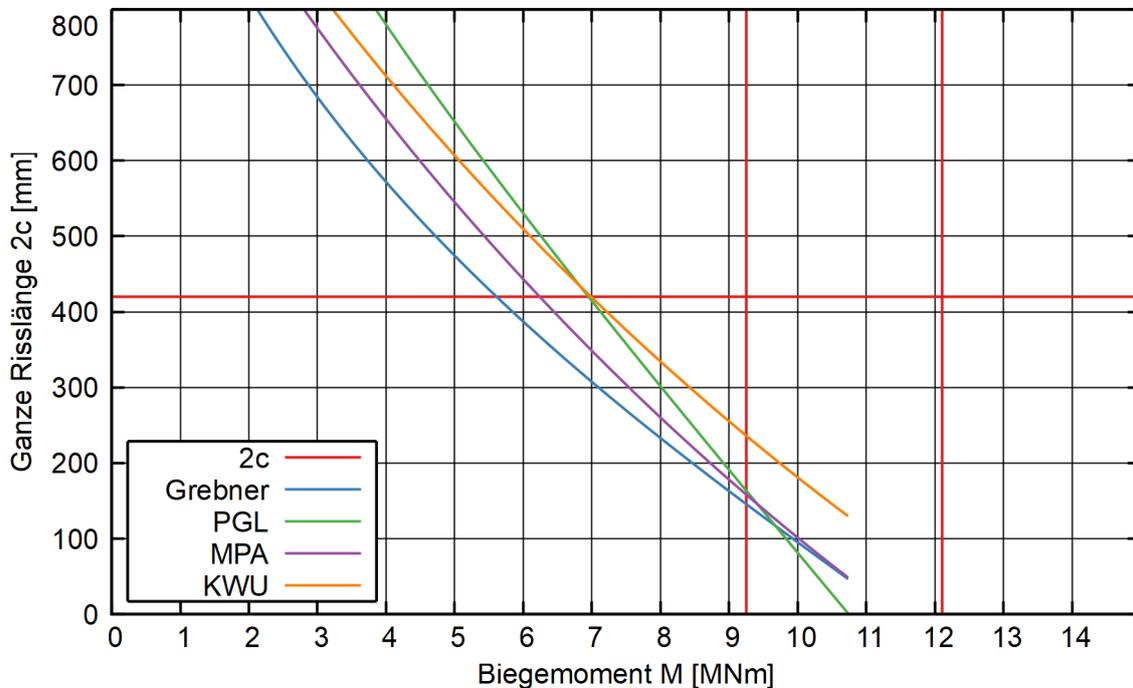


Abb. 5.13 Kritische Risslänge für den Versuch BVZ091

Die Margen der einzelnen Methoden in Bezug auf Risslänge und Biegemoment sind in der folgenden Tabelle dargestellt. Erwartungsgemäß unterschätzen alle vier Verfahren die reale Last bzw. die reale Rissgröße.

Tab. 5.8 Auswertung der BVZ091 Versuche

Methode	$2c_{crit}$ [mm]	Δc_{crit}	M_{crit} [MNm]	ΔM_{crit}
Grebner	146	-65 %	5,6	-39 %
PGL	162	-61 %	7,0	-24 %
MPA	158	-62 %	6,2	-33 %
KWU	236	-44 %	7,0	-24 %

Beim Vergleich der einzelnen Kurven fällt auf, dass das KWU-Verfahren etwas aus der Reihe schlägt und die anderen in bestimmten Bereichen sehr ähnliche Ergebnisse erzielen.

5.5.4 Versuch BVZ161

Versuch BVZ 161 ist mit einem 20 MnMoNi55 Rohr mit 139 mm (20°) Schlitz durchgeführt worden. Allerdings ist dies die Länge auf der Außenseite; auf der Innenseite beträgt die Länge 6° oder 42 mm. Bei einem Außendurchmesser von 800 mm beträgt die Wanddicke 47 mm. Der Versuch wurde bei 130°C durchgeführt, durch Aufbringung eines Biegemoments ohne Innendruck.

5.5.4.1 Kritische Risslänge

Die kritische Risslänge im Versuch kann mit den üblichen Verfahren berechnet werden. Dabei stellt sich heraus, dass die Verfahren das reale Biegemoment erheblich unterschätzen.

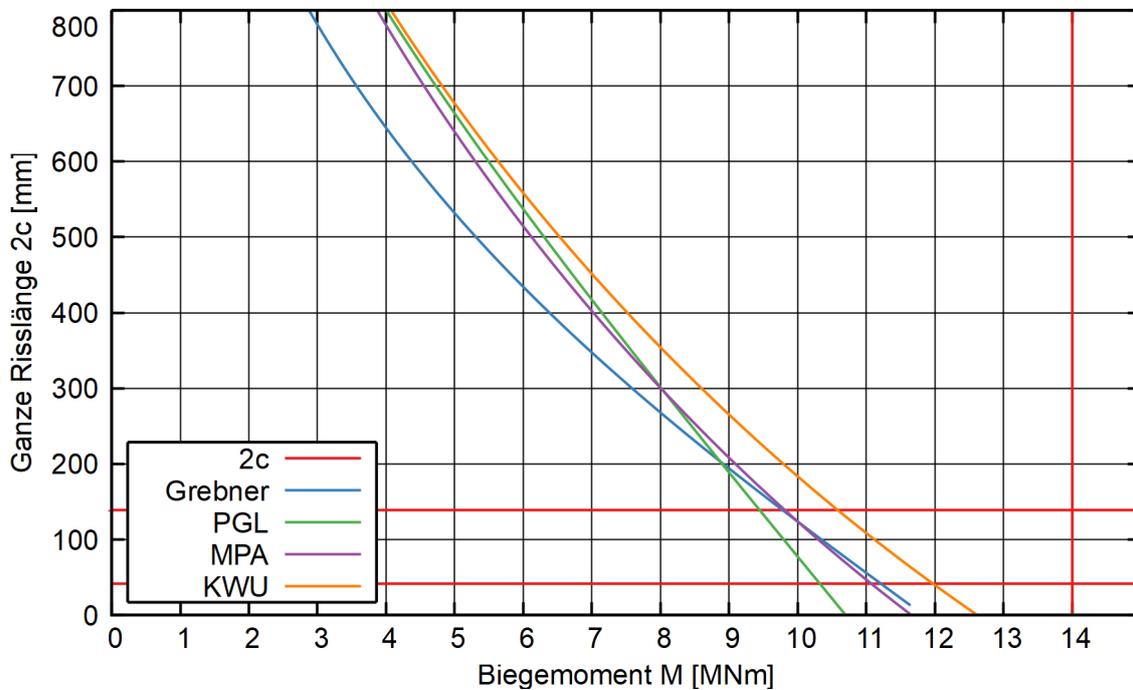


Abb. 5.14 Nachrechnung von Versuch BVZ161

Bei dem letztlich aufgebrauchten maximalen Biegemoment sagen sogar alle Verfahren ein Versagen bereits ohne Riss vorher.

5.6 Argonne-Versuche zu Rissen in Dampferzeuger-Heizrohren

Die Versuche am Argonne National Lab beinhalten Versuche mit Dampferzeugerheizrohren /MAJ 00/ /MAJ 01/ /KAS 02/. Für die Untersuchung der kritischen Risslänge sind die Versuche mit wanddurchdringenden Rissen nach Table 2 in /MAJ 00/ geeignet, für die ein Berstdruck dokumentiert ist. Die Geometrie wird auf S. 4 in /MAJ 00/ dokumentiert. Damit bleibt T14E übrig. Die Hochtemperaturversuche nach Table 6 in /MAJ 00/ eignen sich für die Fragestellung hier nicht.

Eine weitere Versuchsreihe am Argonne National Lab ist in /KAS 02/ dokumentiert. Tab. 5.9 führt einige Versuchsparameter auf. Die Versuche unterscheiden sich unter anderem durch die Form der Innenauskleidung der Rohre. Der Einfluss der Innenauskleidung auf den Berstdruck scheint gering zu sein. Der Außendurchmesser beträgt jeweils 22,2 mm.

Tab. 5.9 Versuche zum Innendruckversagen bei Raumtemperatur mit axialem Riss (/KAS 02/, Table 3) bei verschiedenen Innenauskleidungen des DEH

Versuch	Risstiefe / % Wanddicke	Risslänge (initial) / mm	Berstdruck / MPa
OM120	80	12,7	26,9*
OM121	80	12,7	29,0
OM123	80	19,1	21,9
OM113	60	12,7	40,7
OM112	60	12,7	41,4
OM102	100	12,7	29,6
OM101	100	12,7	29,6
OM133	100	12,7	30,0
OM134	100	12,7	30,7

* Versagen des Rissligaments

5.6.1 Versuch T14E

Probe T14E wurde bei 20 °C geprüft. Ein 25 mm (1 in) langer wanddurchdringender axialer Riss wurde eingebracht. Der Berstdruck betrug 15,9 MPa.

Die Wanddicke beträgt 1,27 mm (0,005 in). Der angenommene Außendurchmesser beträgt 22 mm (7/8 in), d. h. der Innenradius beträgt 9,73 mm.

Tab. 5.10 Eingabedaten für das Werkstoffmodell zur Berechnung von T14E (Table 1, aus /ALZ 79/)

Parameter	Streckgrenze	Bruchdehnung	Zugfestigkeit	E-Modul
Wert	337,84 MPa (49 ksi)	45 %	648,1 MPa (98 ksi)	207 GPa (geschätzt)

Das Rechenergebnis ist in Abb. 5.15 aufgetragen. Die berechnete kritische Risslänge gemäß KTA (17,24 mm) beim Druck von 15,9 MPa bzw. der berechnete Berstdruck von 11,1 MPa bei einer Risslänge von 25 mm entsprechen einem konservativen Ergebnis.

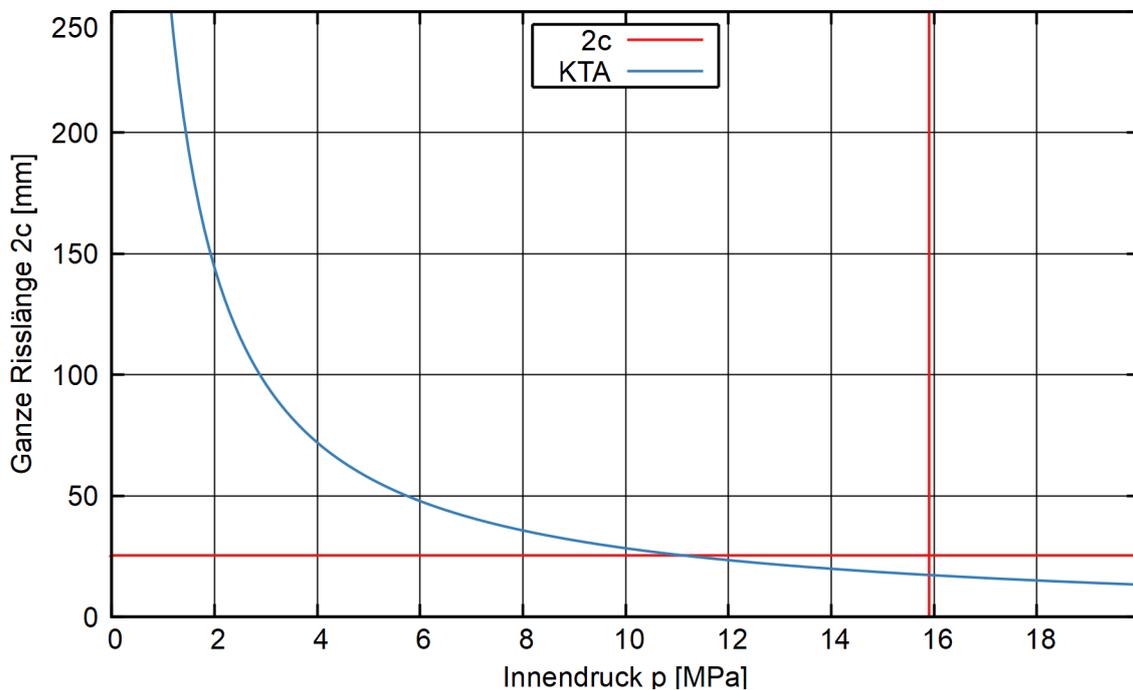


Abb. 5.15 Ergebnis T14E mit KTA

5.6.2 Versuchsreihe OM

Die Versuche der OM-Reihe wurden bei Raumtemperatur durchgeführt. Vorschwächungen mit Wanddurchdringung sind in axiale Richtung eingebracht. Der Innenradius beträgt 9,83 mm und die Wanddicke 1,27 mm. Vermutlich handelt es sich bei der OM-Reihe um die gleiche Geometrie des Probekörper wie bei Versuch T14E.

Abb. 5.16 stellt die Ergebnisse dar. Die berechnete kritische Risslänge gemäß KTA (7,6 mm) beim Druck von 30,0 MPa bzw. der berechnete Berstdruck von 21,0 MPa bei einer Risslänge von 12,7 mm entsprechen einem konservativen Ergebnis.

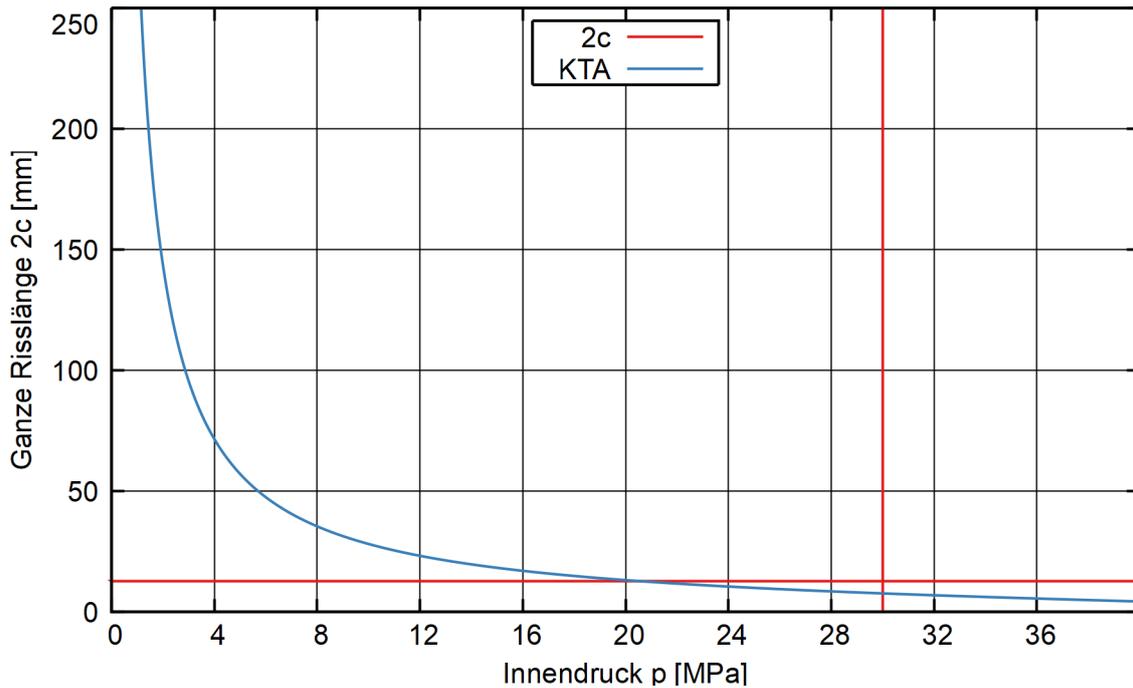


Abb. 5.16 Ergebnis OME mit KTA

5.6.3 Leckratenversuch SGL195

In /KAS 02/ wird der Leckratenversuch SGL195 beschrieben, bei dem ein durch Spannungsrisskorrosion entstandener unregelmäßig geformter Axialriss der Länge 13,7 mm bei Raumtemperatur durch Innendruck belastet wird. Durch einen Versuch mit Luft wird gezeigt, dass der Defekt in der Tat teilweise wanddurchdringend ist. Der Druck wird wie in Tabelle Tab. 5.11 dargestellt schrittweise gesteigert, doch erst bei der letzten dargestellten Druckstufe kann eine Leckage beobachtet werden.

Tab. 5.11 Druckabhängigkeit der Leckage beim Versuch SGL195

Druck [MPa]	2,1	4,1	6,3	8,4	10,5	12,6	14,7
Leckrate [g/s]	0	0	0	0	0	0	0,67

Danach wird der Druck auch weiter gesteigert. Bei mehrstündigen Halteversuchen bei konstantem Druck wird beobachtet, dass sich die Leckage durch Versagen weiterer Ligamentteile spontan erheblich vergrößern kann (auf ca. 500 g/s bei 17,2 MPa). Bei der Untersuchung des Risses nach dem Versuch kann eine Vergrößerung des Rissbildes an der Oberfläche festgestellt werden.

5.6.4 Leckratenversuch SGL177

In /KAS 02/ wird der Leckratenversuch SGL177 beschrieben, bei dem ein durch Spannungsrisskorrosion entstandener unregelmäßig geformter Axialriss der Länge 12,2 mm bei Raumtemperatur durch Innendruck belastet wird. Durch einen Versuch mit Luft wird gezeigt, dass der Defekt in der Tat teilweise wanddurchdringend ist. Der Druck wird noch weiter gesteigert, bis eine deutliche Zunahme der Leckrate durch Versagen weiterer Ligamentteile zu beobachten ist.

5.7 Framatome-Versuche zu Rissen in Dampferzeuger-Heizrohren

Die Firma Framatome hat insgesamt 690 Versuche zum Versagen von Dampferzeugerheizrohren durchgeführt /COC 91/. Diese umfassen Versuche mit wanddurchdringenden Vorschädigungen, sowohl in Längsrichtung als auch in Umfangsrichtung. Die äußeren Rohrdurchmesser betragen 19,05 mm und 22,22 mm. Dies entspricht Außenradien R_1 von 9,525 mm und 11,11 mm. Das Verhältnis von Wandstärke zu Innenradius t/R wird mit 0,13 angegeben. Dies ergibt Wandstärken $t=0,13 \cdot R_1/1,13$ von 1,10 mm und 1,28 mm bzw. Innenradien R von 8,43 mm und 9,83 mm.

Es wurde Alloy 600 mit der Markenbezeichnung Nicral Z (Inconel 600) des Herstellers Vallourec verwendet. Die nominalen Abmessungen für äußeren Durchmesser \emptyset und Wanddicke t der beiden verwendeten Typen von Rohren betragen:

- $\emptyset = 22 \text{ mm} + 0,13 \text{ mm} / -0,18 \text{ mm}$ und $t = 1,27 \text{ mm} \pm 0,12 \text{ mm}$.
- $\emptyset = 19,05 \text{ mm} + 0,1 \text{ mm} / -0,15 \text{ mm}$ und $t = 1,09 \text{ mm} \pm 0,1 \text{ mm}$.

Die Tabellen Tab. 5.12 und Tab. 5.13 fassen die Materialdaten und Arten der durchgeführten Versuchstypen zusammen. Für die Berechnung mit PROST wird als Fließspannung σ_f der Mittelwert aus Zugfestigkeit R_m und Streckgrenze R_e verwendet.

Tab. 5.12 Überblick über Materialparameter zu Rohren mit nominalem Durchmesser von 22,22 mm und durchgeführte Versuchstypen aus /COC 91/

Charge	R _e / MPa	R _m / MPa	σ _f / MPa	A / %	Versuchs-typen	T / °C
WB 540	369	742	555,5	38	längs	20
WB 594	369	742	555,5	38	längs	20
WB 578	360	748	554	35	längs, umfang	20
NX 3332	346	725	554,5	39	längs, umfang	20
WD 704	340	740	540	49		20
WF 422	318	699	508,5	46		20
WD 707	325	710	517,5	41		20
WF 422	262	690	476	37,5		300
WD 707	266	669	467,5	38,5		300

Tab. 5.13 Überblick über Materialparameter zu Rohren mit nominalem Durchmesser von 19,05 mm und durchgeführte Versuchstypen aus /COC 91/

Charge	R _e / MPa	R _m / MPa	σ _f / MPa	A / %	Versuchs-typen	T / °C
WA 544	371	768	569,5	38		20
WA 748	371	768	569,5	42		20
WA 624	343	732	537,5	39		20
WB 305	363	764	563,5	39		20
WB 186	345	743	544	39		20
WB 942	361	741	551	39	längs	20
WE 282	361	754	557,5	39	längs	20
WF 439	332	731	531,5	40,7		20
WE 282	302	693	498	-	längs	343

5.7.1 Einfluss der Materialparameter

Für Fälle mit Längsrissen scheint das Material einen gewissen Einfluss zu haben.

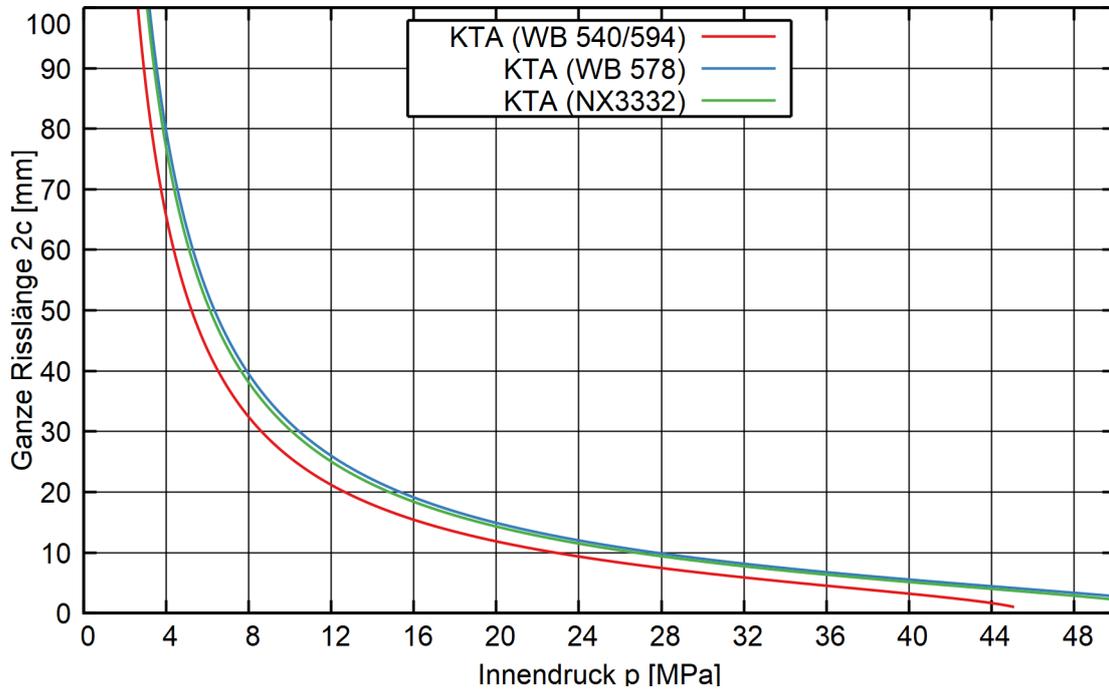


Abb. 5.17 Ø 22,22 mm Rohre, Risse in Längsrichtung

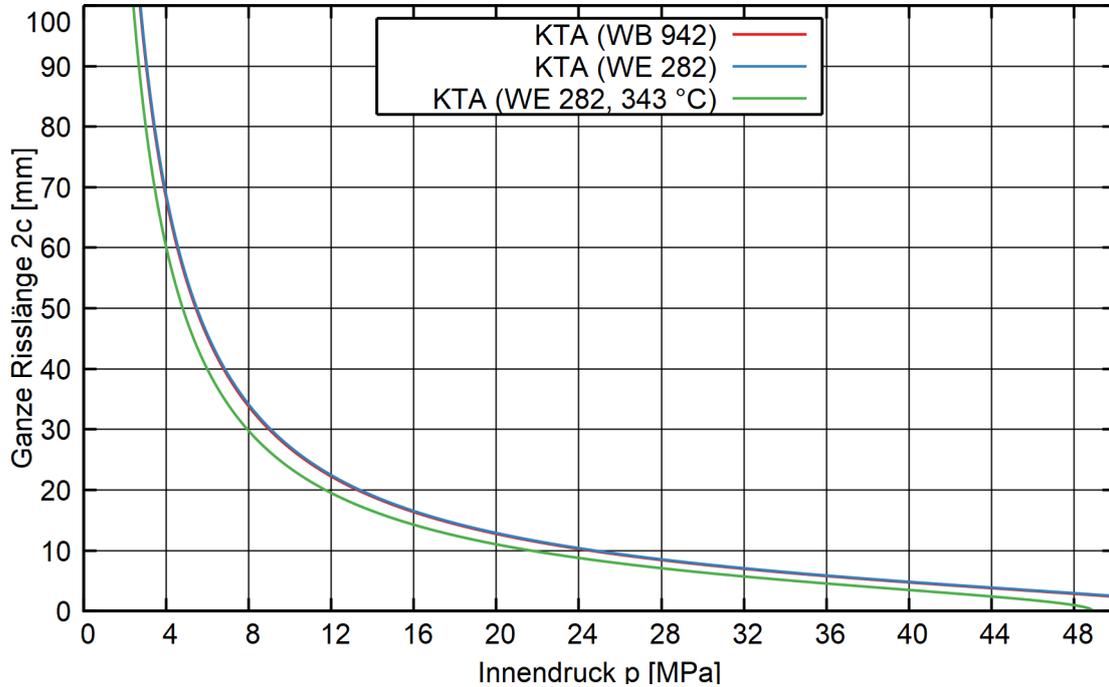


Abb. 5.18 Ø 19,05 mm Rohre, Risse in Längsrichtung

Für Fälle mit Rissen in Umfangsrichtung scheinen die Materialparameter für alle Verfahren keinen Einfluss zu haben; auf eine Darstellung wird verzichtet. Auch der Einfluss der Rohrgeometrie ist nur gering.

5.7.2 Risse in Längsrichtung mit $\varnothing = 22,22$ mm Rohren

Der Vergleich der berechneten und im Versuch bestimmten kritischen Risslänge ist in Abb. 5.19 (Charge NX 3332) dargestellt. Bei Versuchspaaren mit gleicher Anfangsrisslänge sind Sensitivitäten bezüglich der Druckaufbringung erkennbar. Wird der Druck vor dem Bruch auf den wanddurchdringenden Defekt aufgebracht, hat dies eine Verringerung des Berstdrucks zur Folge. Sämtliche Rechenergebnisse sind konservativ.

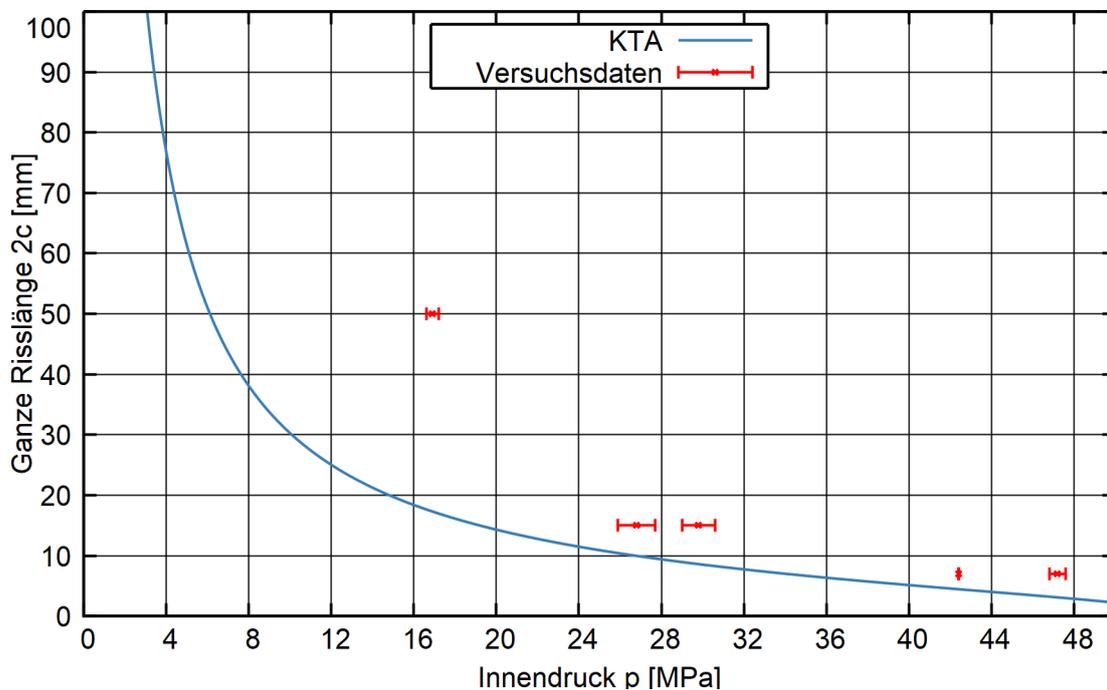


Abb. 5.19 Ergebnis für die kritische Risslänge für 22,22 mm Durchmesser, Charge NX 3332

Der gleiche Befund ergibt sich für die Chargen 540 und 594 (dargestellt in Abb. 5.20): Auch hier ist das KTA-Verfahren konservativ.

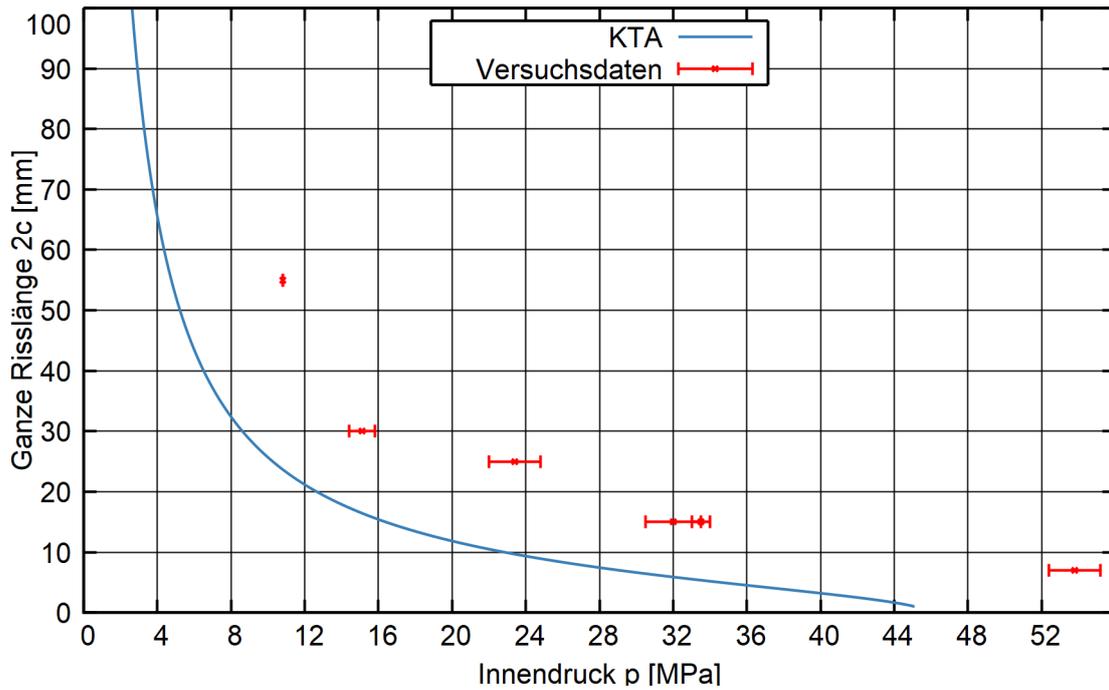


Abb. 5.20 Chargen WB 540 und WB 594

Die Charge 578 (Abb. 5.21) beinhaltet nur zwei Versuche. Wieder ist eine Abhängigkeit der Druckaufbringungsmethode erkennbar; die KTA-Methode ist konservativ.

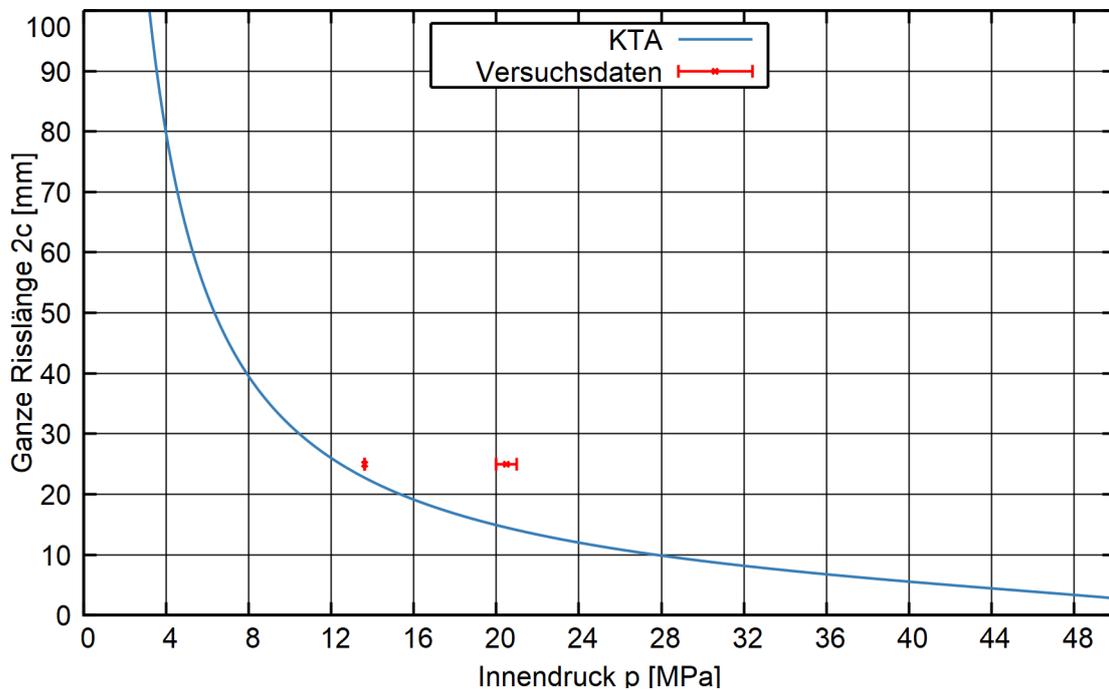


Abb. 5.21 Charge WB 578

Zusammengefasst kann also festgestellt werden, dass für Axialrisse in Dampferzeugerheizrohren mit 22,22 mm Durchmesser die verwendete Bewertungsmethodik konservativ ist.

5.7.3 Risse in Längsrichtung mit $\varnothing = 19,05$ mm Rohren

Bei Dampferzeugerheizrohren des Durchmessers 19,05 mm werden zwei Chargen untersucht. Die Ergebnisse sind in Abb. 5.22 und Abb. 5.23 dargestellt.

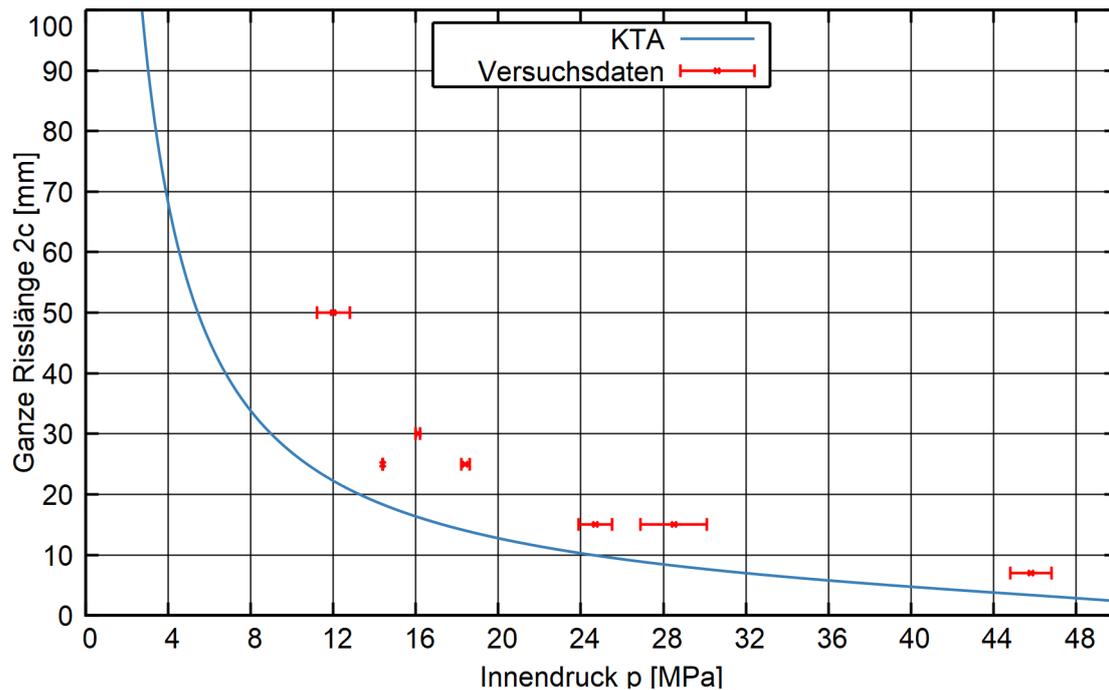


Abb. 5.22 Charge WB 942

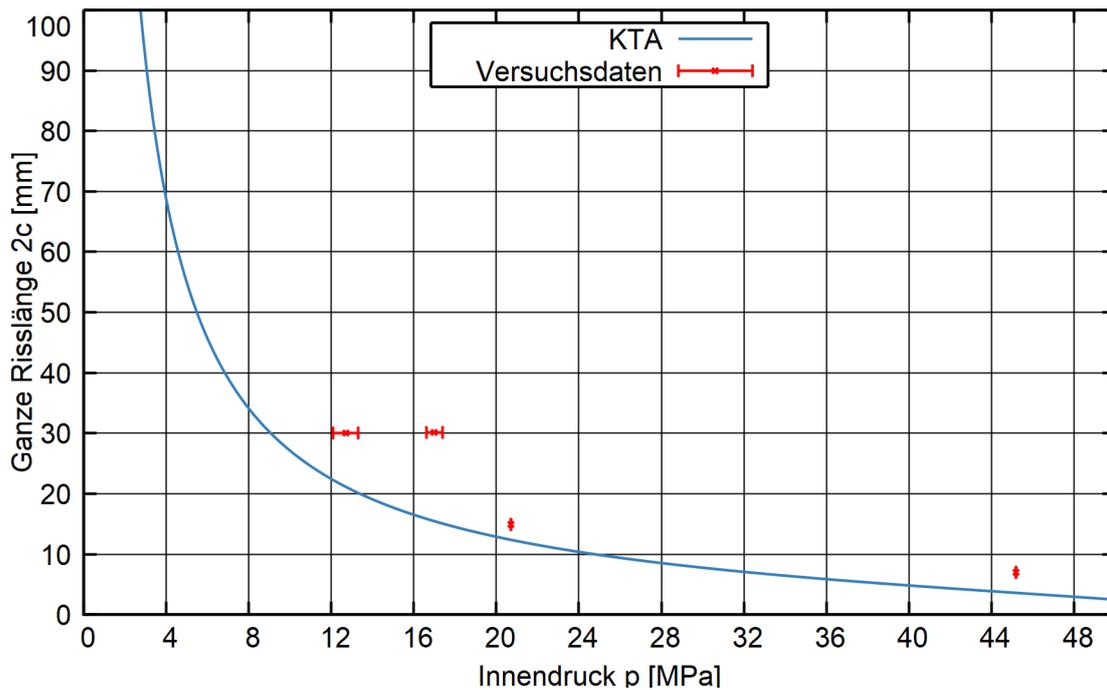


Abb. 5.23 Charge WE 282

In diesen Versuchsreihen sind bei Versuchspaaren mit gleicher Anfangsrisslänge Sensitivitäten bezüglich der Druckaufbringung erkennbar. Wird der Druck vor dem Bruch auf den wanddurchdringenden Defekt aufgebracht, hat dies eine Verringerung des Berstdrucks zur Folge. Sämtliche Rechenergebnisse sind konservativ.

5.7.4 Risse in Umfangsrichtung mit $\varnothing = 22,22$ mm Rohren

Der Berstdruck hängt maßgeblich von den Lagerungsbedingungen der Versuchskörper ab. Bei Versuchen ohne Lagerung des Rohres wird ein starkes Abknicken beobachtet, was den Versagensdruck deutlich herabsetzt. Dieser Effekt tritt bei einer Lagerung nicht auf.

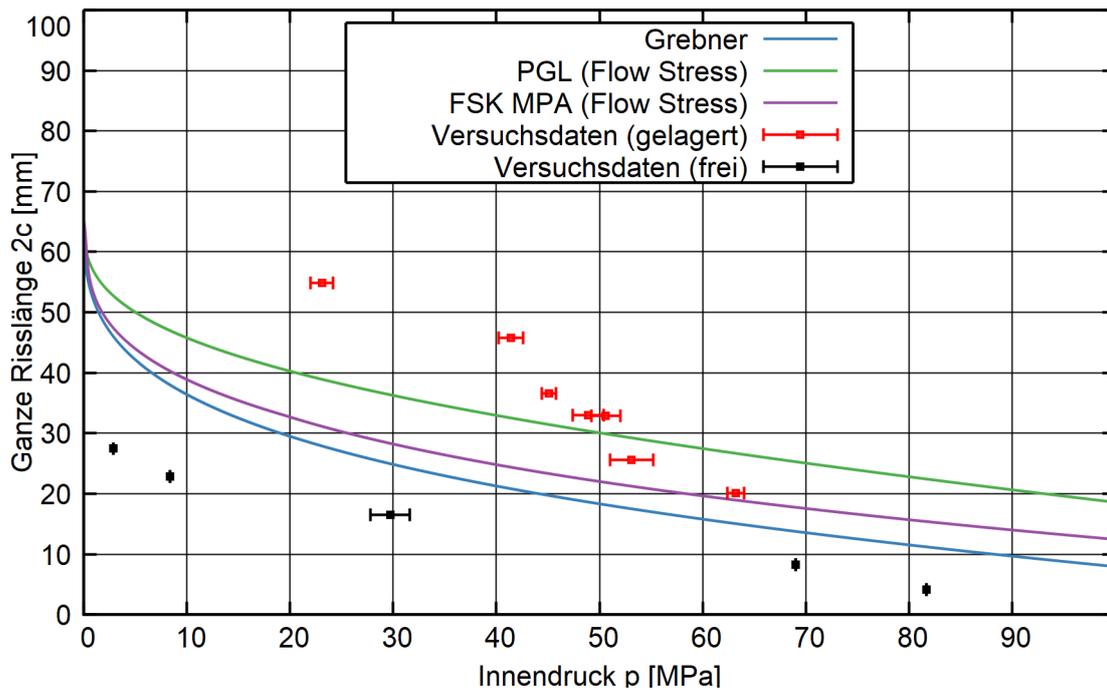


Abb. 5.24 Ergebnisse zu Versuchen mit Rissen in Umfangsrichtung

Das Verfahren nach Grebner ergibt in Einzelfällen kein konservatives Ergebnis für Versuche mit gelagertem Probenkörper. Für nicht gelagerte Probenkörper wurden deutlich geringere Berstdrücke gemessen. Sie werden in allen Fällen jeweils durch jedes Verfahren überschätzt.

5.8 Purdue 2019 Versuche zu Leckraten aus Dampferzeugerheizrohrissen

In der Veröffentlichung /REV 19/ werden drei Versuche zu Leckraten durch Spannungsrisskorrosionsrisse in Dampferzeugerheizrohren beschrieben. Aufgrund der Geometrie eignet sich für die Validierung von Leckraten nahe der Erkennbarkeit nur Sample 3.

5.8.1 Sample 3

Es handelt sich beim Probekörper um ein Dampferzeugerheizrohrstück aus dem Werkstoff Alloy 600 mit dem Außendurchmesser 22,2 mm und einer Wandstärke von 1,27 mm. Der chemisch erzeugte, elliptische Riss verläuft in Längsrichtung und hat eine Querschnittsfläche (COA) von 1,712 mm²; die Leckbreite (COD) beträgt 0,133 mm und der hydraulische Durchmesser 209 µm. Das L/d_h -Verhältnis beträgt 6,1. Die Gesamtlänge ist nicht dokumentiert. Bei einem elliptischen Querschnitt ergibt sich eine

Gesamtlänge von 16,4 mm. Für die Oberflächenmorphologie wird auf die Parameter von /PAR 15/ zurückgegriffen.

In der Abb. 5.25 werden ein experimentell ermittelter Massenfluss mit der der Nachrechnung des Versuchs mit WinLeck verglichen. Während für geringe Drücke bis zu 2 MPa eine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Berechnung ersichtlich ist, sind für Drücke oberhalb von 2 MPa erheblich Diskrepanzen zu beobachten. Diese lassen sich durch eine Vergrößerung der Leckfläche infolge eines Aufreißens während der Versuchsdurchführung erklären. Eine vergrößerte Leckfläche verursacht einen größeren Massenflussdichte, da dieser sich auf die ursprünglichen, geringerer Leckfläche bezieht. Dieser Effekt wird innerhalb von WinLeck durch Auswahl der Leckflächenmethode nach Wüthrich simuliert. Hierzu müssen mechanische Eigenschaften des eingesetzten Werkstoffs bekannt sein (siehe Tab. 5.14) und in WinLeck eingegeben werden.

Tab. 5.14 Relevante mechanische Eigenschaften der Nickelbasislegierung Alloy 600

E-Modul	Zugfestigkeit R_m	Dehngrenze $R_{p0.2}$
214 GPa	605 MPa	258 MPa

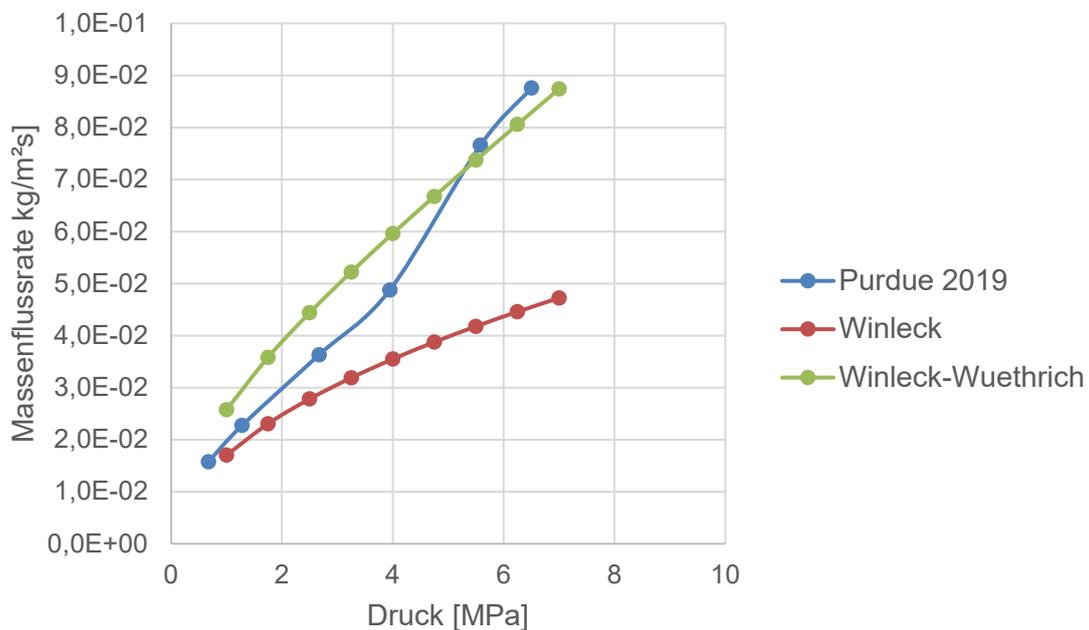


Abb. 5.25 Vergleich zwischen Versuchsdaten von Purdue 2019 und WinLeck

Wie in der Abb. 5.25 zu sehen, kann damit der Effekt der erhöhten Massenflussrate infolge der vergrößerten Rissfläche gut angenähert werden. In der Nachrechnung ohne die variable Rissöffnung dagegen ist die berechnete Leckrate deutlich zu niedrig.

5.9 Xian 2020 Versuche zu Leckraten aus Dampferzeugerheizrohrissen

In der Veröffentlichung /ZHA 20/ werden Versuche zu Leckraten durch künstliche Schlitze in Dampferzeugerheizrohren beschrieben. Aufgrund der Geometrie eignet sich für die Validierung von Leckraten nahe der Erkennbarkeit nur Sample 6.

5.9.1 Sample 6

Es handelt sich beim Probekörper um ein Dampferzeugerheizrohrstück aus dem Stahlwerkstoff 316L (1.4404) mit dem Außendurchmesser 17,48 mm und einer Wandstärke von 1,01 mm. Der mit einem erosiven Fertigungsverfahren erzeugte, 12 mm lange, rechteckige wanddurchdringende Riss verläuft in Längsrichtung und hat eine Querschnittsfläche (COA) von 0,324 mm²; die Leckbreite (COD) beträgt 0,027 mm der hydraulische Durchmesser 102 µm. Das L/d_h -Verhältnis beträgt 11,75. Der Versuch wurde einmal wiederholt, es existieren also zwei Messreihen zu diesem Probekörper.

In der Abb. 5.26 werden ein experimentell ermittelter Massenfluss mit der Nachrechnung des Versuchs mit WinLeck verglichen. Während für geringe Drücke bis zu 3 MPa eine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Berechnung ersichtlich ist, sind für Drücke oberhalb von 3 MPa erhebliche Diskrepanzen zu beobachten. Diese lassen sich durch eine Vergrößerung der Leckfläche infolge Plastifizierung bzw. eines Aufreißens während der Versuchsdurchführung erklären. Eine vergrößerte Leckfläche verursacht eine größere Massenflussdichte. Dieser Effekt wird innerhalb von WinLeck durch Auswahl der Leckflächenmethode nach Wüthrich simuliert. Hierzu müssen relevante mechanische Eigenschaften des eingesetzten Werkstoffs (Stahls 316L) bekannt sein (siehe Tab. 5.15) und in WinLeck eingegeben werden. Wie in Abb. 5.16 zu sehen, kann damit der Effekt der erhöhten Massenflussrate infolge der vergrößerten Rissfläche über einen Druckbereich bis ca. 6 MPa ausreichend angenähert werden.

Tab. 5.15 Relevante mechanische Eigenschaften des Stahls 316L (1.4404)

E-Modul	Zugfestigkeit R_m	Dehngrenze $R_{p0.2}$
185 GPa	596 MPa	350 MPa

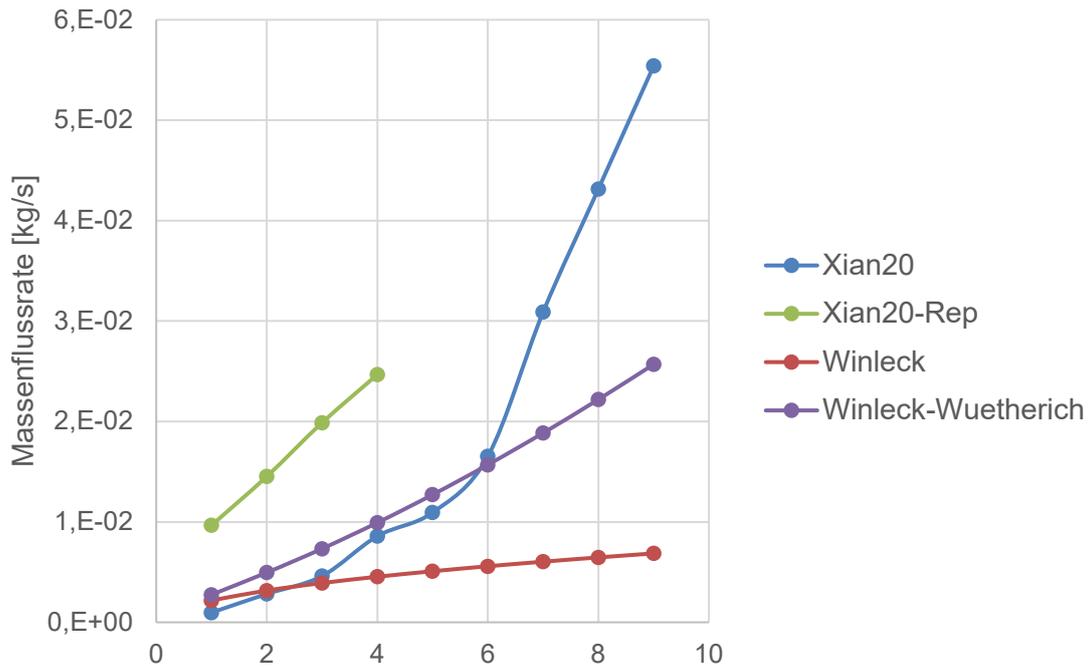


Abb. 5.26 Vergleich zwischen Versuchsdaten von Purdue 2020 mit WinLeck

Der stärkere Anstieg der Leckraten bei höherem Druck könnte mit einem plastischen Effekt erklärt werden, der vom vereinfachten Rissöffnungsverfahren nur ungenau erfasst wird. Für den plastischen Effekt spricht auch die stark erhöhte Leckrate beim wiederholten Versuch („-Rep“ in der Legende).

5.10 Argonne National Lab, 1983

In /KUP 83/ werden zwei Leckagen durch PWSCC-Risse beschrieben. Hierbei wird durch aufgebrachte Lasten die Rissweite variiert und der Massenstrom gemessen. Die Rissöffnung selbst wurde nicht gemessen. Allein die Rekonstruktion der Versuchsbedingungen gestaltet sich als schwierig; als zusätzliche Quelle wird /CHE 87/ herangezogen. Die beiden Proben werden im Original *first/second field induced intergranular stress corrosion crack* bezeichnet; hier wird im Folgenden die Abkürzung FIIGSCC-1 und FIIGSCC-2 verwendet.

5.10.1 FIIGSCC-1

Im Versuch wird ein Rohrstück mit Außendurchmesser von 273,05 mm und Wanddicke 12,5 mm verwendet. Der Korrosionsriss hat eine ganze Länge von 19 mm auf der Innenseite und 2 mm auf der Außenseite. Die Rissöffnung muss aus den mechanischen Eigenschaften und der aufgetragenen Last ermittelt werden (es wird außerdem dokumentiert, dass es eine endliche plastische Rissöffnung auch ohne Last gibt). Allerdings ist der Werkstoff nicht genau bezeichnet; es wird vom Stahl 304 ausgegangen und die folgenden Werkstoffkennwerte werden angesetzt.

Tab. 5.16 Werkstoffeigenschaften für die Analyse des Versuchs FIIGSCC-1

E-Modul [GPa]	Streckgrenze [MPa]	Zugfestigkeit [MPa]	Fließspannung [MPa]	Querk.-zahl [-]
197	286	627	456,5	0,29

Die Fluidbedingungen im Bereich vor dem Riss sind 260 °C /CHE 87/ oder 275 °C /KUP 83/, der Druck wird mit 7,6 bzw. 7,7 MPa angegeben. Zusätzlich wird eine hydraulisch gesteuerte rissöffnende Zuglast aufgebracht.

Tab. 5.17 Versuchsbedingungen und gemessene Leckrate für den Versuch FIIGSCC-1 der Versuchsreihe ANL 1983 mit umgerechneten Einheiten

Zuglast [MPa]	Leckrate [g/s]
0,0	0,042
13,6	0,086
27,5	0,141
41,8	0,202
55,1	0,247
69,6	0,266
82,9	0,328
97,4	0,404
110,1	0,416
125,2	0,447

Interessant an diesem Versuchslauf ist, dass bereits ohne Last eine (kleine) Leckage dokumentiert wird. Insgesamt sind alle Leckratenwerte sehr klein (unterhalb von 1 g/s). Die Abhängigkeit von der Leckrate zur Zuglast ist eher linear, was auf vorrangig geometrische Einflüsse bei der Leckratenänderung hindeutet.

Die Berechnung der Leckrate kann mit dem Rissmorphologiemodell und den entsprechenden Parametern für IGSCC-Risse durchgeführt werden. Aus den Überlegungen der lokalen Rauheit von ca. 5 μm ergibt sich eine minimale Rissöffnung von ca. 10 μm , unter der der Strömungswiderstand schnell divergiert. Als Geometrie wird die Außenlänge des Risses (2 mm) bei variablem COD angesetzt; außerdem wird die Querschnittsänderung mitberücksichtigt.

Für die Nachrechnung mit vereinfachten Methoden ist der Unterschied zwischen Innen- und Außenseite der Risslänge nicht berücksichtigbar; hier müsste mit Finiten Elementen gerechnet werden. Eine Testrechnung mit einer mittleren Risslänge kann eine Abschätzung der Rissöffnung COD ergeben. Aus dem Grund dieser Schwierigkeit ist bei der Auswertung in Abb. 5.27 eine doppelte Abhängigkeit gegeben: Die Abhängigkeit von COD von der Zugspannung ist durch rote Linien und die rechte Skala gegeben, während die Abhängigkeit der Leckraten von COD auf der linken Skala gegeben ist. Die Messwerte sind als gestrichelte schwarze Verbindungslinien von Punkten auf den beiden vertikalen Skalen dargestellt.

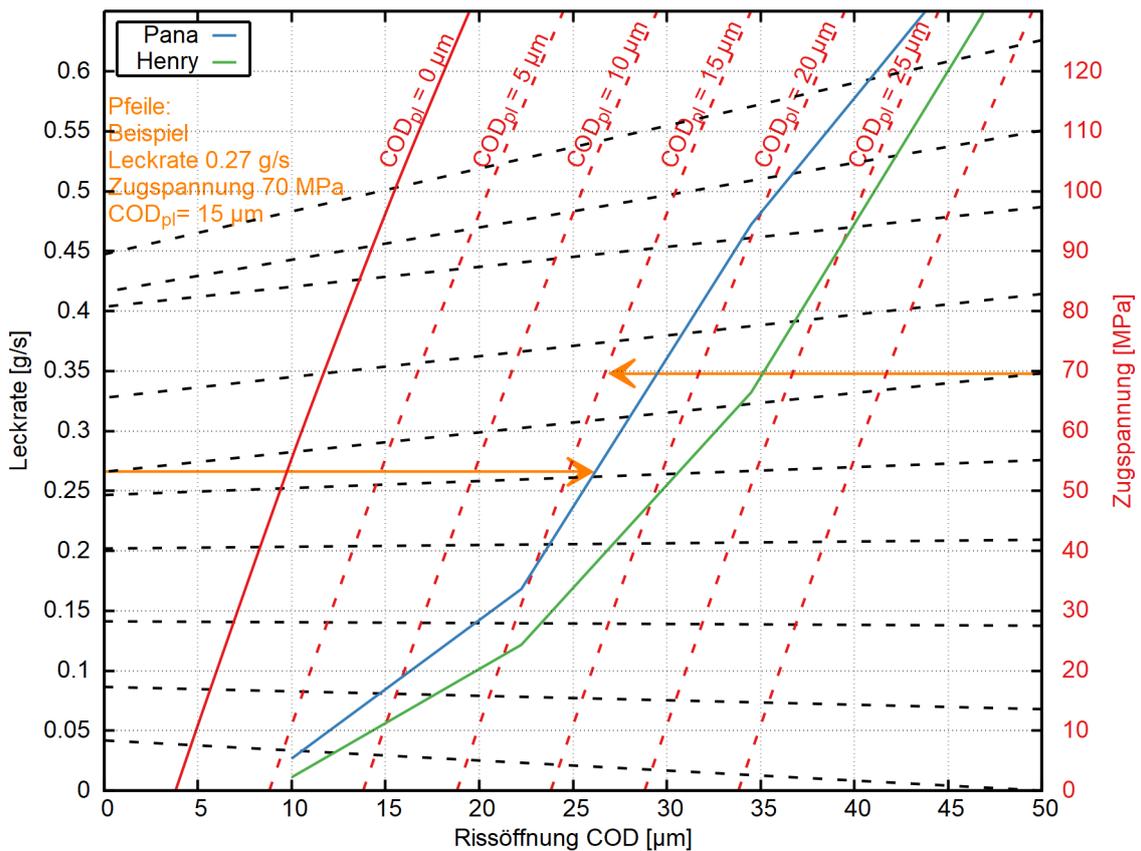


Abb. 5.27 Nachrechnung des Versuchs FIIGSCC-1

In der Abbildung ist mit Pfeilen ein Anwendungsbeispiel gezeigt: Von einem Lastwert von 70 MPa auf der rechten Skala wird bei einem vermuteten plastischen COD von 15 µm die daraus resultierende Gesamtrissöffnung abgelesen (ca. 27 µm). Der zugehörige Leckratenwert von ca. 0,27 g/s ist mit dem Pana-Modell mit einem COD-Wert von ca. 26 µm vereinbar (etwa 31 µm mit dem Henry-Modell). Wichtig ist auch, dass die Leckratenmessungen auf COD-Werte von 15-45 µm hindeuten, was im Bereich zwischen lokaler und globaler Rauheit liegt.

5.10.2 FIGSCC-2

Die zweite Probe unterscheidet sich von der ersten hinsichtlich der Rissgröße, hier ist eine Innenlänge von 13 mm und eine Außenlänge von 10 mm angegeben. Es wird davon ausgegangen, dass sich die Fluidbedingungen nicht von dem ersten Versuchslauf unterscheiden. Bei der Extraktion der Leckraten wurde aufgrund der eingezeichneten Linie mit einem Knick bei kleinen Lasten ein zusätzlicher Messwert ohne Last hinzugefügt, andererseits ist dokumentiert, dass es keine plastische Öffnung ohne Last gibt.

Tab. 5.18 Versuchsbedingungen und gemessene Leckrate für den Versuch FIGSCC-2 der Versuchsreihe ANL 1983 mit umgerechneten Einheiten

Zuglast [MPa]	Leckrate [g/s]
0,0	0,227
27,6	0,261
46,8	0,301
69,1	0,324
82,9	0,389
96,4	0,424
123,8	0,525
137,6	0,560

Auch hier ist die Leckagemenge sehr klein, im Bereich von weniger als ein Gramm pro Sekunde. Die Nachrechnung ist in Abb. 5.28 gezeigt.

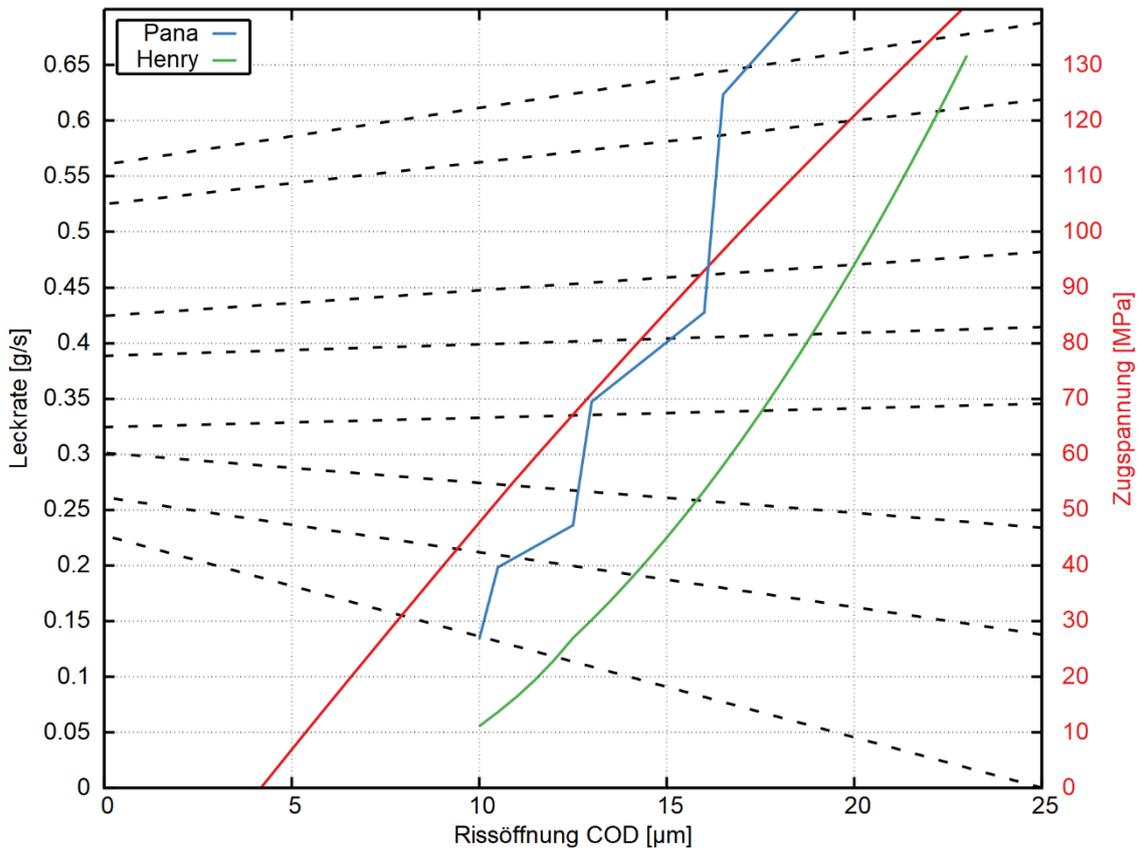


Abb. 5.28 Nachrechnung des Versuchs FIIGSCC-2

Diese Nachrechnung zeigt, dass die rechnerische Vorhersage der Rissöffnung im Bereich von 5-25 μm liegt; Leckratenberechnungen mit diesen Öffnungswerten sind ebenfalls im gemessenen Bereich. Diese COD-Werte sind ebenfalls nahe der lokalen Rauheit.

5.11 Battelle, 1984

Leckratenversuche mit Korrosionsrissen sind in /COL 84/ und auch in /COL 83/ beschrieben. In diesen Versuchen wurden korrosionsbedingte Oberflächenrisse von der gegenüberliegenden Wandseite her durch Abtragung geöffnet; aufgrund der verschiedenen Tiefen ergaben sich unterschiedliche Risslängen. Die COD-Werte sind bis im Bereich von 20 μm dokumentiert. Daraus ergeben sich 82 Messpunkte. Diese Datenreihe wurde auch in /CHE 87/ erwähnt und wird in /ABD 83/ analysiert.

5.11.1 Phase II

Der für diese Überlegung entscheidende Versuchslauf trägt die Bezeichnung Phase II. In dieser Arbeit sind eine Reihe von Leckraten durch einen Spannungsrissskorrosions-Spalt dokumentiert, die sich hinsichtlich Druck- und Temperaturbedingungen wie auch in Spaltweite (die nur indirekt gemessen wurde und daher eine gewisse Unsicherheit beinhaltet) und Spaltlänge unterscheiden.

Die Leckraten in diesem Versuch decken einen weiten Bereich ab. Es gibt sogar einige Messungen, die (nominell?) im Dampfbereich stattgefunden haben. Bei der Nachrechnung wird wieder das verbesserte Rissmorphologiemodell verwendet. In Abb. 5.29 ist das Ergebnis dargestellt – entsprechend der zentralen Fragestellung als Funktion der dokumentierten Rissöffnung COD.

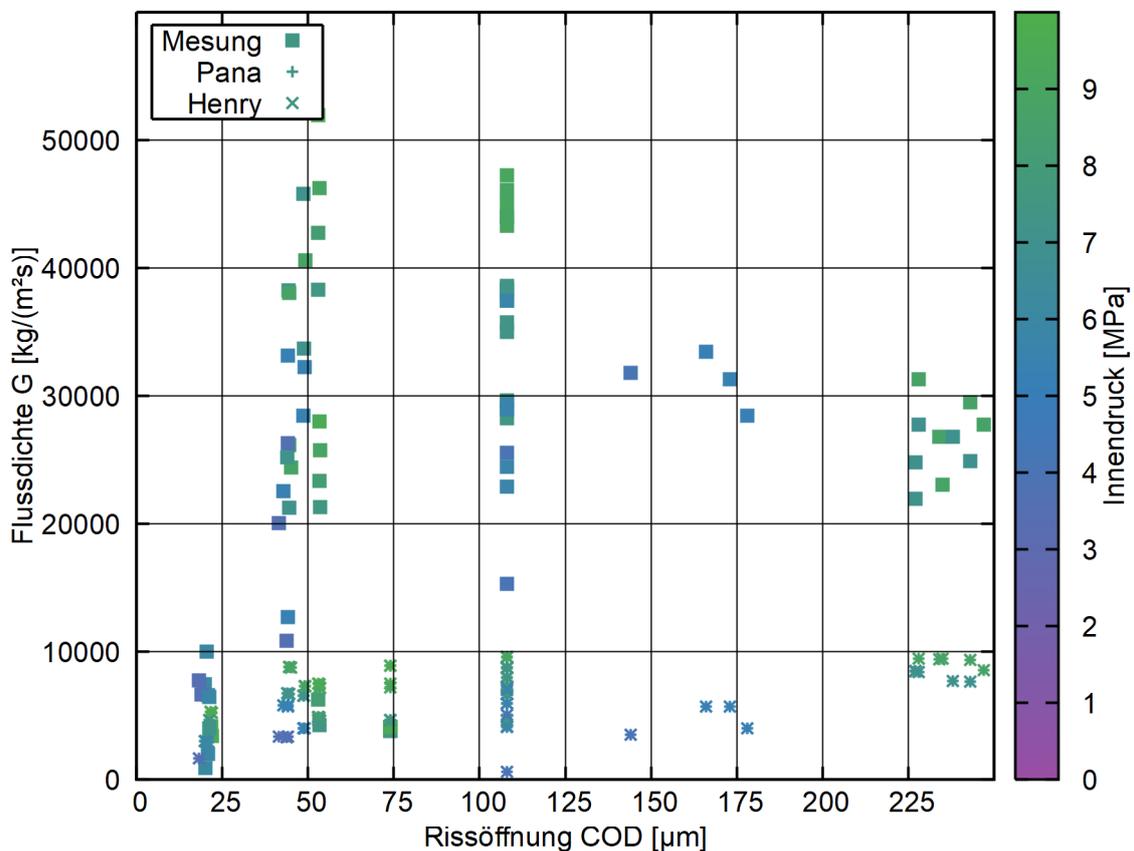


Abb. 5.29 Nachrechnung der Versuchsreihe Phase II

In der Abbildung sind die Druckbedingungen farbkodiert, die Punktformen symbolisieren Messung und Modelle, während die Temperatur in dieser Auftragsangabe gar nicht angezeigt wird. Dementsprechend entsteht der Eindruck größerer Streubreiten und die Zuordnung einzelner Punkte zueinander gelingt nicht. Allerdings kann dieser Abbildung

gut entnommen werden, dass die Flussdichte bei sehr kleinen Rissöffnungen deutlich kleiner wird. In dieser Rechnung unterschätzen beide Modelle die gemessene Leckrate deutlich.

Alternativ zu der direkten Nachrechnung kann auch versucht werden, einen zweiphasigen Strömungswiderstand zu bestimmen. Dabei muss beachtet werden, dass die Rissöffnung im Versuch anhand von Vergleichsmessungen geschätzt wird. Zur Berechnung der Querschnittsfläche wird ein elliptischer Querschnitt angenommen, im Gegensatz zur Originalarbeit, die einen rechteckigen Querschnitt ansetzt. Außerdem wird eine Parameterstudie mit einer Variation der Rissweite von 50 % durchgeführt, um den Einfluss dieses Parameters abzuschätzen.

Dazu wird bei bekannter Rissweite und bekannter Querschnittsfläche das Pana-Modell benutzt. Der Strömungswiderstand wird so weit angepasst, dass die mit Pana berechnete Leckrate mit dem im Versuch gemessenen Wert übereinstimmt. Dabei ist zu beachten, dass die Implementierung des Pana-Modells bei sehr hohen Strömungswiderständen den Widerstandswert nicht genau berücksichtigen kann, es ist daher ein möglicher Wertebereich angegeben. Dieser Vergleich ist in Tab. 5.19 dargestellt.

Tab. 5.19 Zweiphasiger Strömungswiderstand für Phase-II-Battelle-Versuche

Run	2c [mm]	COD _{exp} [µm]	P [MPa]	T [°C]	\dot{m}_{exp} [g/s]	Pana [g/s]	ζ
1+2	3,63	74	7,417	272,8	1,02	0,98-1,3	100-200
		-50 %				1,04	30
		+50 %				1,03	190-350
4+5	3,63	74	9,513	260,6	1,1	1,1	150-310
		-50 %				1,1	70-80
		+50 %				1,2	400-610
45	1,59	53,4	7,451	278,3	0,74	0,72-0,78	23-24
		-50 %					3
		+50 %					60

Aus den drei ausgewählten Versuchen geht hervor, dass die Unsicherheiten des zweiphasigen Strömungswiderstands erheblich sind. Eine überzeugende Abhängigkeit des Widerstandswerts von der Rissöffnung COD kann nicht festgestellt werden.

5.12 Code-Vergleiche

In diesem Abschnitt werden verschiedene Möglichkeiten zum Code-Vergleich diskutiert, die ergänzend zu den Versuchsnachrechnungen betrachtet werden.

5.12.1 RPV PTS ICAS

Obwohl aus der RPV PTS ICAS⁸-Vergleichsstudie /SIE 99/ bereits wichtige Validierungsfälle entnommen wurden /HEC 20b/ gibt es noch zusätzlichen Validierungsbedarf. So ist der Fall von innenliegenden Vollumfangsrissen unter radialen Spannungsänderungen, entsprechend dem Fall T1C1 nicht untersucht, obwohl PROST die *K*-Methoden nach AFCEN und ASME dafür implementiert hat. Der Unterschied zum vollen ICAS-Fall besteht in der Vernachlässigung der Unterschiede des Werkstoffs in der Plattierung.

Der Fall T1C1 beschreibt einen Vollumfangriss von 16 mm Tiefe in einem RDB, der infolge der Notkühltransiente T1 /SIE 99/ rotationssymmetrisch belastet wird. Die hier beschriebene Untersuchung zielt auf den Vergleich der *K*-Faktor-Methoden. Das Ergebnis der Nachrechnung ist in Abb. 5.30 in Form des Spannungsintensitätsfaktors als Funktion der Rissspitzentemperatur dargestellt, wobei der zeitliche Verlauf von anfangs hohen Temperaturen zu niedrigen erfolgt.

⁸ RPV PTS ICAS Reactor Pressure Vessel Pressurized Thermal Shock International Comparative Assessment Study

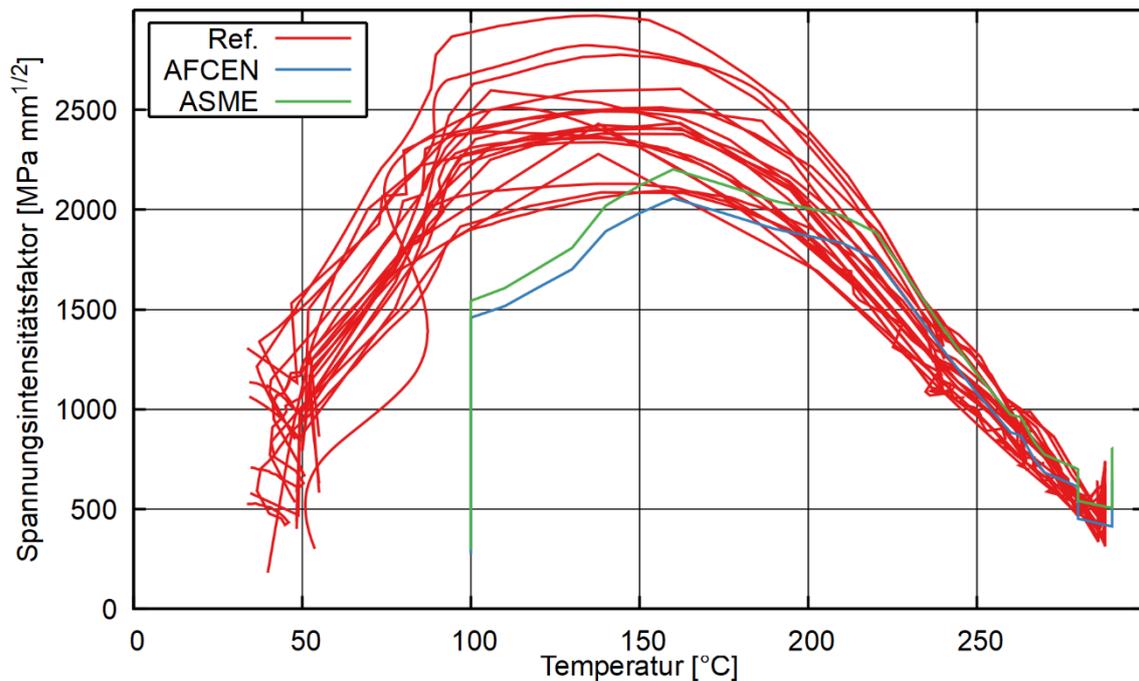


Abb. 5.30 Nachrechnung des RPV PTS ICAS-Falls T1C1

In dieser Darstellung wird deutlich, dass die AFCEN- und die ASME-Methode den Verlauf der Spannungsintensitätsfaktoren im KT -Diagramm insbesondere im Bereich der Anfangstemperatur von 288 °C bis etwa 200 °C gut reproduzieren können. Für Temperaturen unter 100 °C sind im Testfall keine Temperaturverteilungen berücksichtigt. Es fällt auf, dass die Methoden anfangs die K -Faktoren eher hoch bewerten und ab etwa 150 °C etwas zu niedrig. Dies kann auf die Vernachlässigung der Plattierung zurückgeführt werden. Der Fall wurde bis zu Temperaturen von etwa 100 °C in die Auswahl von Regressionstests in PROST aufgenommen.

5.12.2 Doel/Tihange Safety Case

Der belgische Safety Case /ELE 15a/, /ELE 15b/ enthält Bewertungen zu Reaktor-druckbehältern mit Rissen. Es gibt insbesondere Untersuchungen zu den beobachteten Rissneigungen und ebenso statistische Aussagen zur Rissgröße und zur Lage der Fehlstellen (Tiefe unterhalb der Oberfläche, im Bericht mit „Ligament“ und der Variablen S bezeichnet). Die strukturmechanische Integritätsbewertung (Kapitel 6 in /ELE 15a/) hebt insbesondere auf die Definition der Geometrie mit der Definition einer

Ersatzgeometrie bei Mehrfachrissen ab. In die Bewertung werden sowohl LOCA⁹- als auch Cool-down-Transienten herangezogen, leider finden sich keine genauen Angaben zu diesen Transienten.

Bei der Sicherheitsbewertung wird der Abstand bezüglich RTNDT angegeben. Berechnete maximale Spannungsintensitätsfaktoren sind ebenfalls angegeben, leider nur als Funktion der Ligamentvariablen S (kürzeste Entfernung vom Riss zur Plattierung) und nicht mit der Angabe der Rissgröße.

Für den Vergleich bietet sich das Simulationsergebnis zu der ICAS-Transiente T1 (siehe /SIE 99/) an. Der Ligamentparameter ist in der PROST-Methodik ein Viertel der Wanddicke, d. h. 62,5 mm. Die Ergebnisse aus /HEC 21c/ sind im Vergleich zu den Safety Cases in Abb. 5.31 dargestellt.

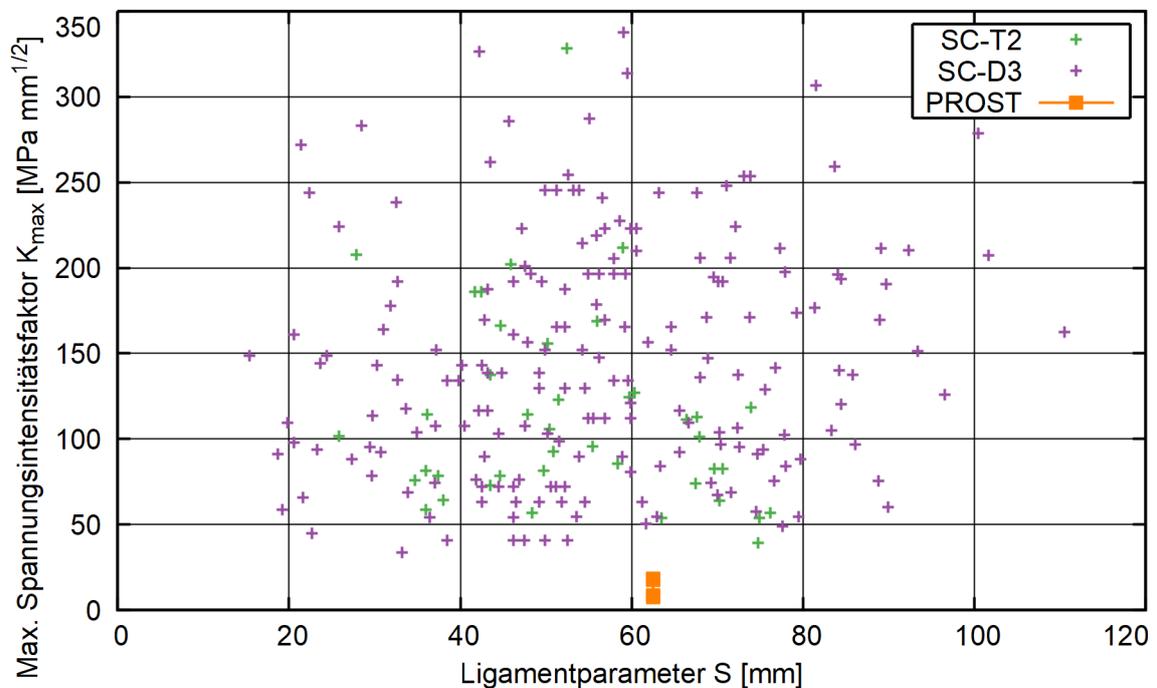


Abb. 5.31 Vergleich der maximalen K -Faktoren aus /ELE 15a/, /ELE 15b/ mit PROST-Ergebnissen aus /HEC 21c/

⁹ LOCA Loss of Coolant Accidents

Der für PROST eingezeichnete Wertebereich gibt die Variation des maximalen K -Faktors aufgrund der Rissneigung wieder. Aus diesem Vergleich wird deutlich, dass die PROST-Ergebnisse am unteren Rand der möglichen Werte angesiedelt sind. Allerdings unterscheiden sich sowohl die Rissgrößen als auch die Transienten, so dass mehr als diese Plausibilitätsprüfung nicht möglich ist.

6 Systematische Auswertung der Versuchsergebnisse

Durch zusätzliche Validierungsfälle konnte die Qualitätssicherung des PROST-Codes verbessert werden. Bei der Erweiterung der Validierungsmatrix wurden Empfehlungen des GRS-internen SWEP¹⁰-Audits von 2021 umgesetzt. Unter den neuen Testfällen sind auch Nachrechnungen von Versuchen.

6.1 Systematische und statistische Auswertung der Verfahren zur Bestimmung der kritischen Risslänge

Die Ergebnisse der kritischen Risslänge lassen sich auch systematisch auswerten. Dazu wurden Ergebnisse aus dem Kapitel 5 gesammelt und gemeinsam ausgewertet. Das Ergebnis ist als relative Grenzlast gegenüber der relativen Rissgröße für die einzelnen Verfahren und Versuchstypen in Abb. 6.1 dargestellt.

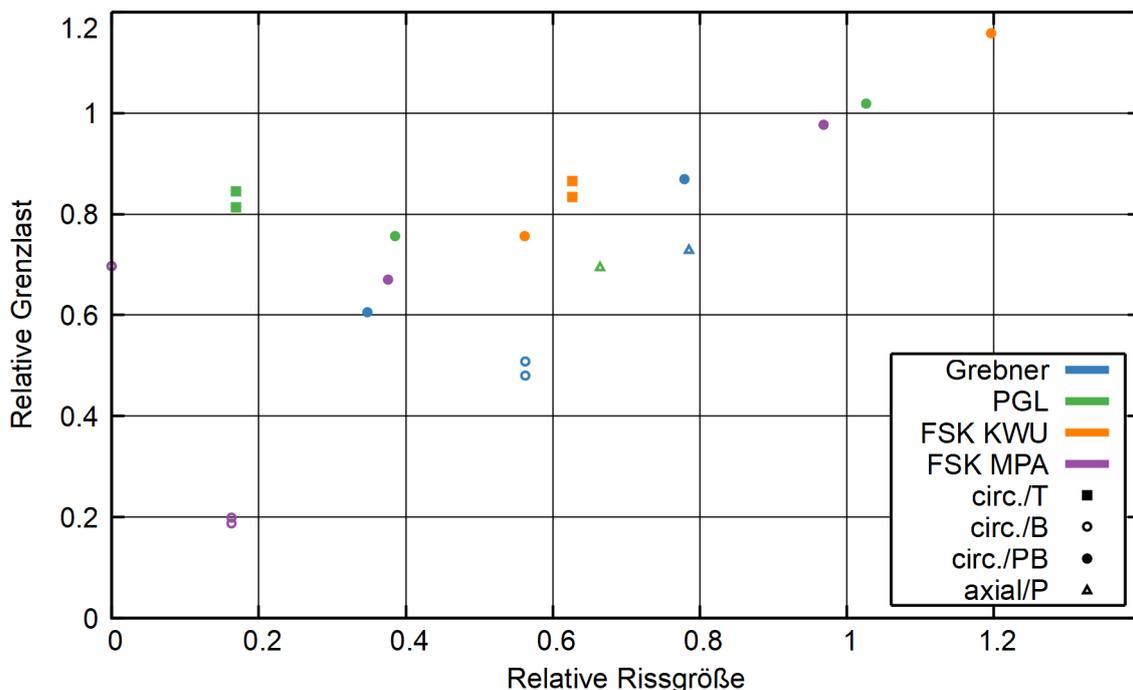


Abb. 6.1 Auswertung der Versuche zur kritischen Risslänge

Es lässt sich nur schwer ein Trend ausmachen – Zufriedenstellend wirkt die Vorhersage der Grenzlast für Umfangsrisse unter Zug, und außerdem die Bewertung von Axialrissen unter Innendruck. Bei allen anderen Geometrien wirkt die Streuung sehr groß.

¹⁰ SWEP Software-Entwicklungs-Projekt

Dazu sind beispielsweise in /GUO 21/ /LIN 22/ verschiedene Parameter vorgeschlagen, mit denen eine Vorhersage gegenüber dem Versuch charakterisiert werden kann. Die Basis für diese Vorhersagen ist stets die empirische Verteilungsfunktion für die relative Grenzlast, P_L – jedoch werden hier analog auch die Verteilungsfunktionen für die relative Rissgröße, P_C , betrachtet.

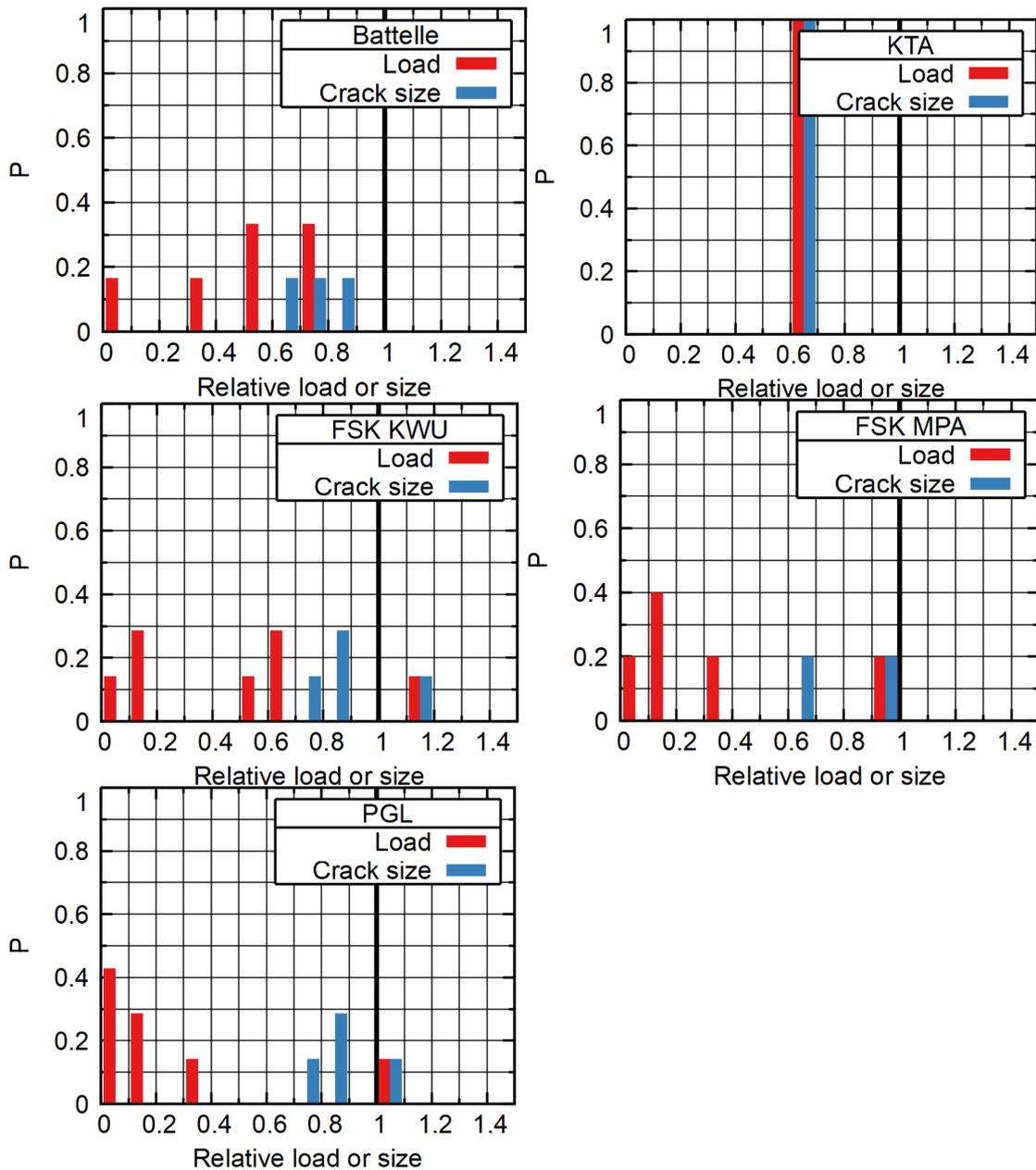


Abb. 6.2 Histogramme der P_L - und P_C -Verteilungen

Die verschiedenen Kennwerte für die Lage sind wie folgt definiert:

- Risiko: $C4=P(r>1)$
- Konservativität: $C5=P(r<0,5)$
- Robustheit: $C6=P(0,5<r<1)$
- Genauigkeit: $C7=1-<P>$

Diese Parameter kann man sowohl für die L- als auch für die C-Verteilungen ermitteln. Allerdings sind diese Ergebnisse erst für größere Stichproben aussagekräftig.

6.2 Kritische Risslänge von Dampferzeugerheizrohren

Aus der Auswertung der Berstversuche in den Kap. 5.6 und 5.7 kann eine experimentell bestimmte kritische Risslänge für Dampferzeugerheizrohre für den relevanten Lastfall im Fall einer drucklosen Sekundärseite abgeleitet werden. Diese beträgt für Axialrisse ca. 25-30 mm ganze Risslänge. Für Umfangsrisse liegt dagegen die kritische Risslänge für den Fall ohne Lagerung (konservativer, aber auch unrealistischer ist) zwischen 16,5 mm und 22,9 mm – beim Fall mit Lagerung dagegen wurde für Betriebsdruck selbst bei sehr langen Rissen kein Bersten beobachtet, man muss daher von einer kritischen Risslänge größer als 55 mm ausgehen.

6.3 Leckratenberechnung für Leck-vor-Bruch-Analysen von Dampferzeugerheizrohren

Zur systematischen Auswertung der Versuche in Dampferzeugerheizrohren wird zunächst für alle Versuche zusammengestellt, welche absolute Risslänge vorlag und welche Leckrate gemessen wurde. Zusammen mit der Schätzung der kritischen Risslänge wird dieses Ergebnis in eine Auftragung rechnerischer Ergebnisse eingetragen (Abb. 6.3). Wegen der höheren Umfangsspannungen gegenüber den Axialspannungen ist die Leckrate von Axialrissen höher.

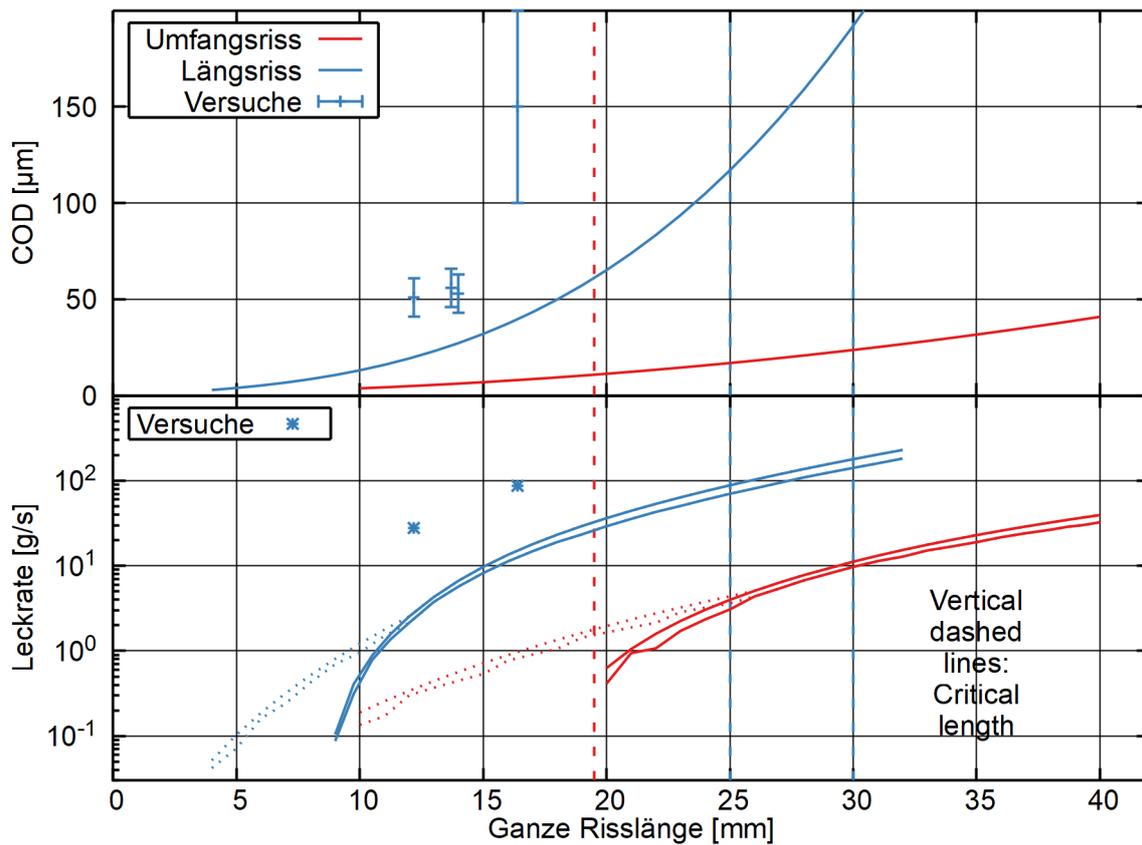


Abb. 6.3 Auswertung der gemessenen Leckraten in Dampferzeugerheizrohren

Problematisch bei dieser Auswertung ist einerseits, dass die Rissöffnung nicht allein durch Last, sondern auch durch permanente Verformung oder Materialabtrag entstand. Andererseits sind auch die Fluidbedingungen äußerst unterschiedlich. Dennoch zeigt diese Auftragung eindrucksvoll, dass im Bereich sehr enger Risse mit COD-Werten unterhalb von 50 µm eigentlich keine Messdaten mehr vorliegen. Diese COD-Werte sind im Versuch erst bei Risslängen im Bereich von ca. 20 mm langen Axialrissen oder weitaus größeren Umfangsrissen zu erwarten.

Um das Problem der unterschiedlichen Fluidbedingungen zu umgehen, wird in einer weiteren Auswertung aus kalten Versuchsdaten ein Strömungswiderstand berechnet. Dieser wird als Funktion der Rissweite COD in Abb. 6.4 dargestellt.

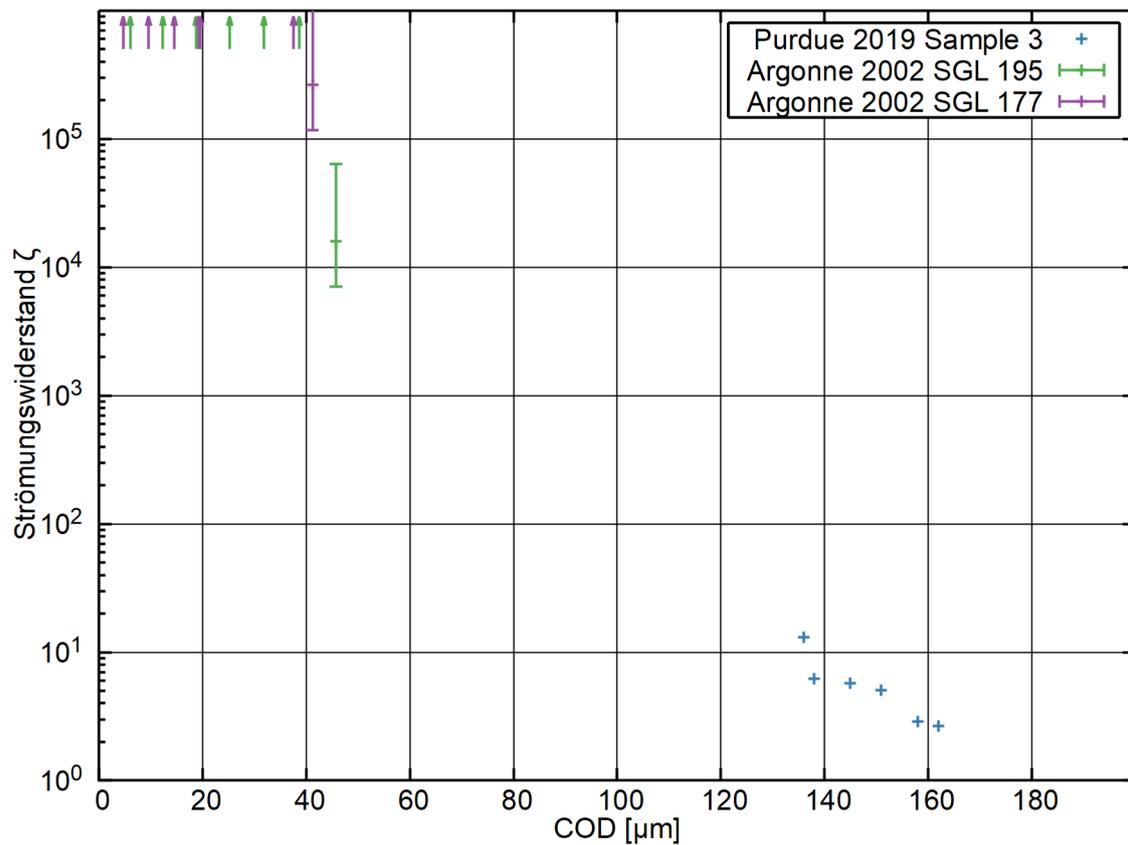


Abb. 6.4 Auswertung des Strömungswiderstands als Funktion von COD

Hier kann abgelesen werden, dass die Argonne-Versuche nahelegen, dass unterhalb einer Rissweite von 40 μm die Risse dicht für Wasser-Ausströmung werden. Auch wenn dieser Befund unter dem Vorbehalt der nur ungenau erfassten Rissöffnung und möglicher Messfehler steht und der Druckeinfluss möglicherweise nicht korrekt erfasst wird, so erhält man aus dieser Untersuchung eine Schätzung der Gültigkeitsgrenze des Morphologiemodells und eine Quantifizierung der technischen Dichtigkeit von Spannungsrissskorrosionsrissen in Dampferzeugerheizrohren.

7 Internationale Aktivitäten

7.1 Leckraten-Benchmark

Im Jahr 2019 fand die erste Beitragsphase des Leckratenbenchmarks in der Untergruppe für metallische Strukturen der WGIAGE in der CSNI der OECD/NEA statt (vgl. /HEC 20b/). Im Jahr 2021 (nach Verlängerung der Einsendefrist bis Januar 2022) wurden die Ergebnisse der zweiten Phase beigetragen.

Aus den Ergebnissen konnte geschlussfolgert werden, dass eine zufriedenstellende Genauigkeit der Berechnungsergebnisse erzielt wurde. Unterschiede zwischen Teilnehmern konnten auf verschiedene Modellansätze zurückgeführt werden. Die Genauigkeit ist bei offenen Fallbeispielen etwas besser als bei den blinden Rechnungen. Die Nachrechnung von realen Leckageereignissen erwies sich trotz der vorliegenden Unsicherheiten als besonders interessant.

Anfang 2021 wurde von der GRS der Methodenband zu den Berechnungen erstellt. Diese aufwändige Kompilation der verwendeten Methoden erlaubt es, die Unterschiede zwischen verschiedenen Berechnungsansätzen nachzuvollziehen und gibt Literaturhinweise zum Nachvollziehen der vollständigen Methoden. Mitte 2021 wurde von den Teilnehmern eine Dokumentation der eigenen Rechnung geliefert, die von der GRS in ein Dokument zusammengestellt wurde.

Der Bericht der Aktivität wurde Ende 2021 fertig gestellt und zunächst den Teilnehmern und dann den WGIAGE-Mitgliedern zur Diskussion gestellt. Auf dem WGIAGE-Meeting im März 2022 wurde er dann der PRG empfohlen und in der Folge auch bestätigt. Im August wurde im Zusammenhang mit der Publikation seitens der OECD weitere Arbeiten am Bericht durchgeführt. Der Bericht /NEA 22/ befindet sich bei der OECD/NEA in der Vorbereitung der Publikation.

Außerdem wurden von den Teilnehmern zwei Konferenzbeiträge erstellt, die die Arbeiten vorstellen. Die erste Phase des Leckratenbenchmarks ist in /HEC 22d/ /TRE 22/ publiziert, für die zweite Phase ist /HEC 23/ vorgesehen.

7.2 Leck-vor-Bruch-Benchmark

7.2.1 Übersicht

Die erste Phase des Leck-vor-Bruch-Benchmarks in der Untergruppe für metallische Strukturen der WGIAGE in der CSNI der OECD/NEA ist abgeschlossen, der Abschlussbericht befindet sich im Publikationsprozess der OECD/NEA /NEA 21/, eine Zusammenfassung ist in /TRE 22/ publiziert (vgl. auch /HEC 20b/). Für eine zweite Phase wurden vier lohnenswerte Themenfelder identifiziert: Variation der Rohrleitungsgröße, Schweißnahtzugspannungen, mechanische Randbedingungen und unterkritisches Risswachstum. Zur Vorbereitung von entsprechenden Fallbeispielen wurden Interessenten zur Mitarbeit eingeladen; die GRS war dabei gemeinsam mit der amerikanischen Behörde NRC für die Rohrleitungsgrößenvariation zuständig.

Mit den daraus entstandenen Fallbeispielen wurde erneut zur Einsendung von Beiträgen aufgerufen. Diese Analysephase war ursprünglich von Mai 2022 bis Anfang September 2022 vorgesehen. Innerhalb dieses Zeitraums wurden seitens der GRS auch die Pflichtaufgaben und optionale Aufgaben zur Rohrleitungsvariation durchgeführt. Nicht bearbeitet werden konnten Aufgaben mit Änderung des Leckquerschnitts im Strömungskanal, da hier noch Anpassungen der Leckratenmodelle erforderlich wären.

Allerdings wurde in einem virtuellen Meeting Ende Februar 2023 deutlich, dass nur wenige Beiträge eingegangen sind. Da einige Teilnehmer auch noch signalisiert haben, Analysen einzusenden, wurde die Beitragsfrist verlängert, d. h. diese internationale Aktivität konnte nicht bis zum Abschluss des Vorhabens RS1584 beendet werden.

7.2.2 Aufgaben zur Rohrleitungsvariation

Als grundlegende Aufgabe wird die Rohrleitungsgröße in den Beispielfällen variiert – zwischen einem Außendurchmesser von 150, 400 und 800 mm. Für jeden Fall ist die detektierbare Risslänge, COD, kritische Lasten und die kritische Rissgröße zu bestimmen. Für jeden Größe wird die erkennbare Leckrate variiert (im Rahmen von 0.1, 1 und 10 gal/min, 1 gal/min entspricht 0.063 g/s), außerdem wird die Annahmen zu den Zugspannungen variiert. Die komplette Aufgabenmatrix ist in Tab. 7.1 gezeigt.

Tab. 7.1 Aufgabenmatrix für die Variation der Rohrleitungsgröße

ID	Außendurchmesser [mm]	Leckrate [gal/min]	WRS
DPS1	400	1	0
DPS2	400	0.1	0
DPS3	400	10	0
DPS4	400	1	WRS1
DPS5	800	1	0
DPS6	800	0.1	0
DPS7	800	10	0
DPS8	800	1	WRS2
DPS9	150	1	0
DPS10	150	0.1	0
DPS11	150	10	0
DPS12	150	1	WRS3

Es gibt somit Gemeinsamkeiten bei DPS1-4, DPS5-8 und DPS9-12, gerade hinsichtlich der kritischen Rissgröße. Daher werden die folgenden Untersuchungen auch getrennt nach Nennweite durchgeführt. Die jeweilige Berechnung wird unterschiedlich durchgeführt.

1. Unter Betriebslasten

- a. Detektierbare Risslänge LCS: Variation der Risslänge in WinLeck, entweder mit der eingebauten Funktionalität zur Berechnung der Leckgröße eines bestimmten Erkennungswerts oder per Reihenberechnung.
- b. Rissöffnung COD bei der LCS (innen, Mitte, außen): Auswertung des WinLeck-Datensatzes bei der entsprechenden Risslänge (nur mittlerer COD).
- c. Optional: Das kritische Biegemoment bei LCS bei konstanter Spannung.

2. Unter Störfalllasten

- a. Kritische Rissgröße.

3. Optional, unter Betriebslasten

- a. Leckrate für CCS.
- b. COD für CCS.

Im Folgenden sind die Ergebnisse kurz mit einigen Zwischenergebnissen aufgeführt, sortiert nach Aufgabenstellung.

7.2.2.1 Detektierbare Risslänge

Zunächst wird mit WinLeck die detektierbare Risslänge berechnet. Zunächst wird eine best-estimate-Rechnung durchgeführt.

- Rissöffnungsmodell: LBB.ENG2.
- Widerstandsmodell: Verbessertes Morphologiemodell und SQUIRT-Kurve.
- Strömungsmodell: jPana.

Die Ergebnisse dieser Rechnung sind in Tab. 7.2 dargestellt. In WinLeck ist keine Berücksichtigung von Schweißnahteigenspannungen möglicher; daher sind die entsprechenden Fälle DPS4, DPS8 und DPS12 nicht aufgeführt – die Ergebnisse entsprechen DPS1, DPS5 und DPS9.

Tab. 7.2 Ergebnisse unter Normalbedingungen, berechnet best-estimate

ID	OD [mm]	DLR [gpm]	Detektierbare Leckgröße		Leckweite COD (2c) [mm]
			2c [mm]	2θ [°]	
DPS1	400	1	158.3	50.4	0.115
DPS2	400	0.1	77.0	24.5	0.047
DPS3	400	10	343.8	109.48	0.516
DPS4	400	0.1			
DPS5	800	1	200.5	31.9	0.128
DPS6	800	0.1	86.4	13.8	0.050
DPS7	800	10	518.3	82.5	0.496
DPS8	800	0.1			
DPS9	150	1	90.3	75.0	0.101
DPS10	150	0.1	53.3	44.3	0.044
DPS11	150	10	165.7	137.6	0.466
DPS12	150	0.1			

Im Sinne einer Detektionsschwelle ist allerdings die Bewertungsgröße für die kritische Risslänge nicht best-estimate zu rechnen. Die Konsequenz eines Sicherheitsfaktors von 10 lässt sich aus der obigen Tabelle direkt ablesen für 0.1 gal/min und 1 gal/min. Nach KTA werden folgende Modelle für die Berechnung gewählt.

- Lecköffnung: KTA3206-Modell basierend auf Wüthrich-Modell, ohne Rissflankendruck.
- Strömungswiderstand: Globaler Rauheitswert und KTA-Kurve.
- Strömungsmodell: jPana.

Die Ergebnisse sind in Tab. 7.3 aufgeführt. Die Ergebnisse für Leckraten von 0.1 gal/min befinden sich knapp außerhalb des Gültigkeitsbereichs ($d_h/(2R_z) = 1$), aber sind dennoch aufgeführt.

Tab. 7.3 Ergebnisse unter Normalbedingungen, berechnet nach KTA

ID	OD [mm]	DLR \dot{m} [gpm]	Detektierbare Leckgröße		Leckweite COD ($2c$) [mm]
			$2c$ [mm]	2θ [°]	
DPS1	400	1	177.4	56.3	0.103
DPS2	400	0.1	84.6	26.9	0.043
DPS3	400	10	317.6	101.1	0.236
DPS4	400	0.1			
DPS5	800	1	221.8	35.3	0.116
DPS6	800	0.1	94.2	15.0	0.046
DPS7	800	10	420.2	66.9	0.257
DPS8	800	0.1			
DPS9	150	1	117.5	97.6	0.110
DPS10	150	0.1	52.4	43.5	0.035
DPS11	150	10	182.4	151.5	0.232
DPS12	150	0.1			

Man sieht an den Ergebnissen eine gewisse Abhängigkeit der detektierbaren Leckgröße von der Rohrleitungsgröße, jeweils verglichen auf einem Schwellenniveau.

7.2.2.2 Kritische Risslänge

Um die kritische Risslänge zu berechnen, wird das Fehlerbewertungsdiagramm nach SINTAP Level 3 verwendet, also unter Berücksichtigung der Spannungs-Dehnungs-Kurve. Die duktile Rissinitiierung wird als Versagen gewertet, d. h. stabiles Risswachstum wird nicht noch genauer untersucht. Als Vergleich werden auch noch das plastische Grenzlastverfahren und das FSK-KWU-Verfahren angewendet.

Tab. 7.4 Kritische Risslänge, berechnet mit SINTAP Level 3

Verfahren		SINTAP-Level 3		PGL		FSK-KWU	
	OD	Ganze Risslänge	Risswinkel	Ganze Risslänge	Risswinkel	Ganze Risslänge	Risswinkel
DPS		CCS	$2 \theta_{crit}$	CCS	$2 \theta_{crit}$	CCS	$2 \theta_{crit}$
-ID		[mm]	[°]	[mm]	[°]	[mm]	[°]
1-3	400	422.4	134.5	383.0	121.9	380.2	121.0
4	400	378.2	120.4	376.4	119.8	368.2	117.2
5-7	800	737.2	117.3	766.2	121.9	760.4	121.0
8	800	529.8	84.3	751.0	119.5	733.2	116.7
9-11	150	170.6	141.7	172.0	142.8	137.2	113.9
12	150	172.6	143.3	174.2	144.7	141.4	117.4

Wie aus der Darstellung zu entnehmen ist, ist nach den kritische-Risslänge-Verfahren der Risswinkel bei DPS1-3 und DPS5-7 identisch. Dieses Verhalten ist zu erwarten, da ja die Geometrien skaliert und die Spannungen identisch sind. Das SINTAP-Verfahren berücksichtigt dagegen auch die intrinsisch größenabhängigen bruchmechanischen Werte und liefert daher ein anderes Ergebnis.

Bei den Fällen mit Eigenspannungen sind die kritischen Risslängen-Verfahren fast unverändert gegenüber den Fällen ohne Eigenspannungen. Die leichte Zunahme der kritischen Risslänge ist durch geringe Abweichungen von der Ausbalancierung der Verteilung zu erklären, die von der Diskretisierung stammen könnten. Die kritische Risslänge nach dem zwei-Kriterien-Verfahren dagegen ist bei den großen Rohrleitungen deutlich kleiner, was wieder ein bruchmechanischer Effekt ist. Das Ausbleiben bei der OD150-Leitung kann auch im FAD-Diagramm beobachtet werden: Das Versagen tritt in L_r -Richtung auf und nicht in K_r -Richtung, wie bei den großen Rohren.

7.2.2.3 Kritisches Biegemoment für die detektierbare Risslänge

Die Berechnung des kritische Biegemoments bei normalen Betriebslasten und einem Durchriss der Größe der detektierbaren Risslänge ist eine optionale Aufgabenstellung. Dabei wird die Risslänge konstant gelassen und eine Laststeigerung wird definiert, bei der Druck und die zusätzliche Axialspannung entsprechend des Normalbetriebs aufgebracht wird und dann die Biegespannung gesteigert wird – bis weit über die 24.4 MPa, die als Biegespannung im Normalbetrieb vorgesehen sind.

Zur Berechnung wird das SINTAP Level 3 verwendet und die mit dem gleichen Verfahren ermittelte kritische Risslänge verwendet. Die Ergebnisse sind in der Tab. 7.5 dargestellt.

Tab. 7.5 Kritisches Biegemoment, berechnet mit SINTAP Level 3

	OD	Ganze Risslänge	Kritische Biegespannung	Kritisches Biegemoment
DPS		LCS		CBM
-ID		[mm]	[MPa]	kNm
1	400	158.3	315.7	1171
2	400	77.0	415.7	1542
3	400	343.8	157.0	582.6
CCS	400	422.4	102.9	382
4				
4CCS	400	378.2	102.9	382
5	800	200.5	332.4	9864
6	800	86.4	531.9	12818
7	800	518.3	173.1	5137
CCS	800	737.2	102.9	3053
8	800			
8CCS	800	529.8	102.8	3052
9	150	90.3	279.6	46.5
10	150	53.3	380.0	63.2
11	150	165.7	112.0	18.6
CCS	150	170.6	103.1	17.1
12CCS	150	172.6	103.1	17.2

Wie der Tabelle zu entnehmen ist, variieren die kritischen Biegespannungen entgegengesetzt der Risslänge, wie zu erwarten. Ebenfalls eingetragen ist die kritische Biegespannung bei der kritischen Risslänge, die stets sehr nahe an 103 MPa liegen.

7.2.2.4 Leckrate für die kritische Risslänge

Eine weitere optionale Aufgabe ist die Berechnung der Leckrate für die berechnete kritische Risslänge. Das Ergebnis ist in Tab. 7.6 dargestellt.

Tab. 7.6 Leckrate für die kritische Risslänge

	OD	Ganze Risslänge	COD	Leckrate
DPS		CCS		
-ID		[mm]	[mm]	Kg/s
1-3	400	422.4	0.898	4.937
4	400	378.2	0.670	3.30
5-7	800	737.2	1.251	9.04
8	800	529.8	0.514	0.668
9-11	150	170.6	0.503	0.699
12	150	172.6	0.518	1.905

In dieser Darstellung fällt insbesondere der Unterschied zwischen den Fällen 9-11 und 12 auf: In der Tat weist WinLeck einen Sprung des Widerstandswerts auf, wenn lediglich eine lokale Biegedichte vorgegeben ist und der hydraulische Durchmesser die globale Rauheit unter- oder überschreitet.

7.3 Probabilistischer Bruchmechanik-Benchmark

7.3.1 Übersicht

Die Vergleichsstudie zur probabilistischen Bruchmechanik in der Untergruppe für metallische Strukturen der WGIAGE in der CSNI der OECD/NEA gliedert sich in mehrere Phasen. Zunächst wurde eine Übersicht über die verschiedenen Code-Fähigkeiten der teilnehmenden Partner erstellt /DUA 22/.

Bei den deterministischen Analysefällen trat zunächst eine größere Streuung der Ergebnisse auf, und auch die mit PROST berechneten Risswachstumsverläufe unterschieden sich von den aktuellen amerikanischen Codes. Da als Ursache sowohl die Berechnungsformel für den Spannungsintensitätsfaktor als auch die Behandlung des Rissflankendrucks in Frage kam, wurde eine neuere ASME-Formel für die Spannungs-

intensitätsfaktoren implementiert (siehe Kap. 3.3) und es wurden Optionen für den Rissflankendruck eingeführt (siehe Kap. 3.1). Mit diesen Erweiterungen konnte gezeigt werden, dass die wesentliche Einflussgröße der Rissflankendruck ist. Diese Schlussfolgerung wurde auch in der Publikation dieses Kapitels der Vergleichsstudie hervorgehoben, unter Verwendung der PROST-Ergebnisse /HOM 22/.

Im nächsten Abschnitt wurden probabilistische Fälle vorgeschlagen. Bei diesen Fällen konnte erkannt werden, dass die deterministischen Studien (s. o.) entscheidend zum Verständnis der Ergebnisse beitragen können. Auffällig ist auch die Diversität bei der Umsetzung von Unsicherheiten von Schweißnahtspannungen in den verschiedenen Codes. Für PROST wurde hier auch ein eigener Ansatz entwickelt, der auf einer Linearkombination von selbst-balancierten Spannungsverteilungen beruht, bei der die Vorfaktoren Zufallsvariablen sind. Dieser Ansatz wird in der Publikation der probabilistischen Phase beschrieben /HOM 23//.

7.4 Coordinate Research Project zu Schadenshäufigkeiten

Im Coordinate Research Project 31030 der IAEA zu Schadenshäufigkeiten wurden Methoden entwickelt, um Leck- und Bruchhäufigkeiten in Gen III/III+-Anlagen bewerten zu können. Die Arbeiten wurden in Kapitel 11 von /HEC 20b/ sowie /DUA 19/ /LYD 19/ /CHE 20/ /HEC 21b/ /HEC 21d/ /MOH 21/ vorgestellt.

Es wurde eine Pilotstudie durchgeführt, um eine bestimmte Stelle im Kühlkreislauf einer Anlage vom Typ AP-1000 zu untersuchen. Dabei kamen nebeneinander datengestützte Methoden, probabilistische Bruchmechanik und probabilistische Schadensphysik (PPOF) zum Einsatz. Die Ergebnisse wurden in Form eines Zeitschriftenartikels von der GRS zusammengestellt /HEC 22a/.

Das Ergebnis des gesamten Coordinate Research Projekt mündete in zwei IAEA-Berichte: Einen TECDOC-Bericht, der die Vergleichsstudien dokumentiert /IAE 21/, und einen NES-Bericht, der die Methodik beschreibt /IAE 23/. Für beide Berichte wurden Beiträge erstellt.

7.5 Dampferzeugerheizrohr-Integritätsprogramm TIP-6

Im Rahmen des von der amerikanischen Behörde NRC organisierten Programms zur Integrität von Dampferzeugerheizrohren (TIP-6) fanden Treffen in Paris (Frankreich) im November 2019, in Charlotte/NC (USA) im November 2022 und in Garching (Deutschland) im Mai 2023 statt. Weitere ursprünglich geplante Präsenztreffen wurden zugunsten von virtuellen Treffen abgesagt, aufgrund der Beschränkungen von Reisen und Veranstaltungen während der COVID-19-Pandemie.

Die Plattform wurde seitens der GRS genutzt, um Forschungsergebnisse zu diskutieren. So wurde das metastabile Freistrahlmmodell /HEC 20a/ /HEC 22c/ mit den Expertinnen und Experten zunächst im Juni 2020 bei einem special topic online meeting diskutiert – ein neues Format für das TIP-6-Programm, bei dem die GRS damit den ersten Beitrag beisteuerte. Beim TIP-6-Treffen in Charlotte wurden offene Punkte bei der Interpretation von Leckratenversuchen mit sekundärseitigem Druck diskutiert, die in /HEC 22b/ /SIL 22/ angesprochen werden.

Außerdem wurden die Treffen genutzt, um Details zum Betrieb und der Situation von Dampferzeugern und Dampferzeugerheizrohren in Erfahrung zu bringen. Dazu gehört der Stand der Technik bei der Wirbelstromprüfung und den verwendeten Sonden sowie auch der allgemeine Zustand und bekannte Undichtigkeitsphänomene bei Dampferzeugerheizrohren aus dem Werkstoff Alloy-600.

7.6 SMILE¹¹ - Projekt

Seit dem Start im Jahr 2021 beteiligt sich die GRS im Rahmen des Projekts an der Program Review-Group des OECD Joint Projects SMILE. Dabei geht es um Harvesting, d. h. die Untersuchung von aus abgeschalteten Anlagen entnommenen Komponenten. Aus dieser Beteiligung können Diskussionen zu relevanten Alterungsphänomenen und der Anwendbarkeit von Modellen entnommen werden, die der Weiterentwicklung von Analysemethoden zur Berechnung des Alterungsverhaltens zugutekommen.

¹¹ SMILE - Studsvik Material Integrity Life Extension

8 Codeentwicklung (Zusammenfassung)

8.1 PROST

Das Programm PROST wurde im Rahmen des Vorhabens umfangreich erweitert. Die Modellerweiterungen sind in den Kap. 3 und 4 ausführlich beschrieben. Mit den zusätzlichen Leistungen wurde auch der Umfang der automatisiert ablaufenden Tests erweitert. Das Datenformat wurde ebenfalls angepasst, unter größtmöglicher Kompatibilität mit früheren Versionen. Somit können auch alte Datensätze in PROST wieder eingelesen werden. Die neuen Leistungen wurden in der Codedokumentation verankert. Diese besteht aus vier Bänden.

- Benutzerhandbuch
- Theorie-Handbuch
- Validierungsbericht
- Entwickler-Handbuch

Die ersten drei Bände können als Benutzerdokumentation mit der ausführbaren Codeversion an interessierte Organisationen für Forschungszwecke ausgeliefert werden. Hinzu kommen noch die automatisch erzeugten Dokumentationen des Quellcodes und der Testergebnisse.

8.2 WinLeck

Das Programm WinLeck wurde im Rahmen des Vorhabens nur geringfügig angepasst – insbesondere hinsichtlich der Integration des metastabilen Freistrahlmotells. Außerdem wurden erkannte Fehler behoben, wie Anzeigefehler und Probleme der Modelle bei extremen Parameterkombinationen. Die WinLeck-Dokumentation besteht aus zwei Bänden.

- Benutzerhandbuch
- Validierungsbericht

Diese beiden Berichte können an interessierte Organisationen für Forschungszwecke als Benutzerdokumentation mit der ausführbaren Codeversion ausgeliefert werden. Hinzu kommen noch die automatisch erzeugten Dokumentationen des Quellcodes und der Testergebnisse.

9 Zusammenfassung und Ausblick

In den beschriebenen Arbeiten wurden zahlreiche Modelle zur Bewertung der Integrität und Alterung metallischer Rohrleitungen und Behälter untersucht, erprobt, teilweise verbessert oder weiterentwickelt und in der PROST-Software implementiert. Diese beinhalten die genauere bruchmechanische Bewertung von Oberflächenrissen in Rohrleitungen unter Innendruckbelastung, die fortschreitende Wanddickenschwächung infolge von Erosionskorrosion sowie die Berechnung von Leckraten, wobei die Schwerpunkte bei letzterem Punkt auf Dampferzeugerheizrohrleckagen und Leckagen an Schweißnähten liegen. Zur Verbesserung der Aussagen zur Zuverlässigkeit wurden die probabilistischen Funktionalitäten von PROST erheblich erweitert: Neben zusätzlichen Verteilungsfunktionen wurde eine Unterscheidung verschiedener Unsicherheitstypen sowie die Korrelation von Zufallsvariablen implementiert. Außerdem wurden datengestützte Methoden für die Berechnung von Schadenshäufigkeiten implementiert, die nun mit PROST direkt anwendbar sind. Die Nachrechnung von verschiedenen Versuchen erlaubt eine Aussage zur Genauigkeit der Methoden. Hier konzentrierten sich die Arbeiten auf kritische Rissgrößen von Durchrissen bzw. kritische Lasten, auf Lecköffnungen und Leckagen durch Dampferzeugerheizrohr-Leckagen.

Durch die Teilnahme an internationalen Vergleichsstudien im Rahmen der OECD/NEA und der IAEA wurden die Codes PROST und WinLeck mit anderen Werkzeugen verglichen, es wurden aktuelle Entwicklungen nachvollzogen und Verbesserungen durchgeführt. Diese Arbeiten haben die vielfältigen Einsatzmöglichkeiten der Codes demonstriert und auch die Erweiterbarkeit für zusätzliche Fragestellungen unter Beweis gestellt.

Zwei größere methodische Entwicklungen wurden durchgeführt: Bewertungsmethode für Schadenshäufigkeiten in Abwesenheit von Betriebserfahrung und Leck-vor-Bruch-Analysen von Dampferzeugerheizrohren. In beiden Fällen sind durch die Verknüpfung von Methoden, betrieblichen Daten oder Versuchsergebnissen Herangehensweisen entstanden, die künftige Analysen erlauben.

Die vielfältigen Arbeiten schlagen sich auch in den Publikationen nieder, die im Rahmen des Projekts entstanden sind oder auf Arbeiten aus diesem Projekt zurückgreifen /HEC 21a/ /HEC 21b/ /NEA 21/ /IAE 21/ /MOH 21/ /DUA 22/ /HEC 22a/ /SIL 22/ /HEC 22c/ /HEC 22d/ /HOM 22/ /TRE 22/ /IAE 23/ /NEA 22/ /HEC 23/ /HOM 23/.

Bei den Entwicklungen lässt sich absehen, dass die genauere Bewertung von Leckagen an Bedeutung zunimmt. Dazu gehört dann auch eine genauere Berechnung der Rissöffnung mit Berücksichtigung der Querschnittsänderung auf beiden Seiten der Öffnung, die Berücksichtigung von radialen Spannungsprofilen, und eventuell auch eine verbesserte Berücksichtigung der Plastifizierung.

Probabilistische Techniken gewinnen ebenfalls an Bedeutung und es sind Tendenzen zu beobachten, probabilistische Nachweisführungen weiter zu regulieren und zu formalisieren /CHA 21/ /HUN 21/ /NRC 22/. Validierungsmaßnahmen werden ebenfalls systematischer angegangen /LIN 22/. Hierbei sind komplexere Unsicherheiten, wie sie z. B. durch die Spannungsprofile von Schweißnaht eigenspannungen gegeben sind, auch berücksichtigt, wobei sie die Ansätze derzeit stark unterscheiden /HOM 23/.

Die Datenlage bei der Bewertung von Leckagen durch enge Risse, die infolge von Spannungsrisskorrosion entstanden sind, ist gering – nicht nur, aber auf für Dampferzeugerheizrohre. Eine Verbesserung der Datenlage durch neue Versuche würde analytische Arbeiten ermöglichen, die ein verbessertes Verständnis der Situation und so auch eine verbesserte Bewertung ermöglichen würden.

Ein vielversprechendes Feld für künftige Arbeiten ist die Verknüpfung von Simulationsmodellen mit Ereignissen aus der Betriebserfahrung. Die Übersicht über die Rohrleitungs-bezogenen Vergleichsstudien zeigt, dass teils nur rein rechnerische Vergleichsstudien durchgeführt wurden, und andererseits die Betrachtung realer Fälle überraschende Einsichten ermöglicht hat.

Literaturverzeichnis

- /ABD 83/ Abdollahian, D., Chexal, B.: Calculation of Leak Rates Through Cracks in Pipes and Tubes. Technischer Bericht, Electric Power Research institute, Campbeil, California, Project 1757-19, Dezember 1983.
- /ALL 98/ Al Laham, S.: Stress Intensity Factor and Limit Load Handbook. British Energy Generation Ltd, SINTAP Task 2.6, EPD/GEN/REP/0316/98, Issue 2, 1998.
- /ALZ 79/ Alzheimer, J. M., Clark, R. A., Morris, C. J., Vagins, M.: Steam generator tube integrity program Phase I report. Technischer Bericht, Battelle-Pacific Northwest Laboratory, United States, PNL-2937, 1979.
- /AND 03/ Anderson, T. L.: Stress intensity and crack growth opening area solutions for through-wall cracks in cylinders and spheres. Technischer Bericht, New York, WRC Bulletin 478, Januar 2003.
- /ASM 17/ American Society of Mechanical Engineers (ASME): Rules for Inservice Inspection of Nuclear Power Plant Components. In: ASME Boiler and Pressure Vessel Code (BPVC), Band XI. American Society of Mechanical Engineers (ASME), BPVC-XI-2017, ISBN 9780791871027, 2017.
- /BEL 90/ Beliczey, S., Schulz, H.: Comments on probabilities of leaks and breaks of safety-related piping in PWR plants. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 43(1-3):219–227, ISSN 0308-0161, Januar 1990.
- /BLÄ 15/ Bläsius, C., Heckmann, K., Sievers, J.: Methoden zur Leckflächenberechnung. Technischer Bericht, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS), Köln, GRS-V-3613R01332-1/2015, 2015.
- /BLÄ 19/ Bläsius, C., Heckmann, K., Sievers, J.: Quality Management, Verification, and Validation of Structure Mechanical Computer Codes at GRS. In: Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-25), Division III, Charlotte, NC, USA. August 2019.

- /BUR 47/ Burnell, J. G.: Flow of boiling water through nozzles, orifices and pipes. *Engineering*, 164:572–576, Dezember 1947.
- /BUR 15/ Burnett, T. L., Holroyd, N. J. H., Scamans, G. M., Zhou, X., Thompson, G. E., Withers, P. J.: The role of crack branching in stress corrosion cracking of aluminium alloys. *Corrosion Reviews*, 33(6):443–454, ISSN 0334-6005, eISSN 2191-0316, November 2015.
- /CAS 17/ Caserez, C., Ligon, T., Burkardt, M., White, G., Harrington, C.: Global Sensitivity Analysis of xLPR using Metamodeling. In: 2nd International Seminar on Probabilistic Methodologies for Nuclear Applications, Ottawa, Ontario, Canada. Oktober 2017.
- /CHA 21/ Chavoshi, S. Z., Booker, J., Bradford, R., Martin, M.: A review of probabilistic structural integrity assessment in the nuclear sector and possible future directions. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 2021:1–31, ISSN 8756-758X, eISSN 1460-2695, September 2021.
- /CHE 87/ Chexal, B., Horowitz, J.: A critical flow model for flow through cracks in pipes. In: 24th ASME/AIChE National Heat Transfer Conference, United States. American Institute of Chemical Engineers, 1987.
- /CHE 20/ Cheng, W.-C., Sakurahara, T., Zhang, S., Farshadmanesh, P., Reihani, S., Kee, E., Mohaghegh, Z., Heckmann, K., Sievers, J., Lydell, B., Zammali, C., Yuan, X.-X., Duan, X., Alzbutas, R., Lee, G.-G., Karim, J. A., Morozov, V., Takasugi, C., Jevremovic, T.: Review and Categorization of Existing Studies on the Estimation of Probabilistic Failure Metrics for Reactor Coolant Pressure Boundary Piping and Steam Generator Tubes in Nuclear Power Plants. *Progress in Nuclear Energy*, 118:103105, ISSN 0149-1970, Januar 2020.
- /CLU 17/ Cluever, J., Bruck, P.: Gaussian Process Regression for Classification of Baffle Bolts Failures for Prediction of Spatially Correlated Bolt Failures in Similar Pressurized Water Reactors. In: 2nd International Seminar on Probabilistic Methodologies for Nuclear Applications, Ottawa, Ontario, Canada. Oktober 2017.

- /COC 91/ Cochet, B.: Steam Generator Tube Integrity. Volume 1: Burst Test Results and Validation of Rupture Criteria (Framatome Data). Technischer Bericht, Electric Power Research Institute, EPRI NP-6865-L, Juni 1991.
- /COL 83/ Collier, R. P., Norris, D. M.: Two-Phase Flow Through Intergranular Stress Corrosion Cracks. In: CSNI Specialist Meeting on Leak-Before-Break in Nuclear Reactor Piping, CSNI-Report No 82, Monterey, California. U.S. Nuclear Regulatory Commission, 1983.
- /COL 84/ Collier, R. P., Stulen, F. B., Mayfield, M. E., Pape, D. B., Scott, P. M.: Two-Phase Flow Through Intergranular Stress Corrosion Cracks and Resulting Acoustic Emissions. Technischer Bericht, Battelle Columbus Laboratories, Columbus, Ohio, USA, Research Project T118-2, April 1984.
- /CRO 11/ Cronvall, O.: Structural lifetime, reliability and risk analysis approaches for power plant components and systems. Technischer Bericht, VTT Publications 775, 2011.
- /DIL 18/ Dillström, P., Gunnars, J., von Unge, P., Mangard, D.: Procedure for Safety Assessment of Components with Defects: Handbook Edition 5. Technischer Bericht, Kiwa Inspecta Technology AB, 2018:18, 2018.
- /DUA 09/ Duan, X., Kozluk, M. J., Li, M.: Comprehensive Integrity Assessment of Carbon Steel Feeder Pipes/Elbows Subject to Wall Thinning. In: ASME 2009 Pressure Vessels and Piping Conference, Seiten 847–858. American Society of Mechanical Engineers (ASME), Januar 2009.
- /DUA 19/ Duan, X., Heckmann, K., Alzbutas, R., Ahn, D.-H.: Phase 1 PFM Benchmark of the IAEA CRP I31030 Pipe Failure Rate Estimate. In: 3rd International Seminar on Probabilistic Methodologies for Nuclear Applications, Rockville, MD, USA. Oktober 2019.

- /DUA 22/ Duan, X., Homiack, M., Tregoning, R., Alzbutas, R., Dedhia, D., Dillström, P., Dubyk, Y., Heckmann, K., Kim, Y.-B., Kurth, R., Li, Y., Nagai, M., Oinonen, A., Sallaberry, C., Shim, D. J., Stefanini, L., Stumpfrock, L.: Overview of International Probabilistic Fracture Mechanics Code Models and Capabilities for Piping Applications. In: Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-26), Juli 2022.
- /ELE 15a/ Electrabel: Doel 3 Reactor Pressure Vessel Assessment. Technischer Bericht, Brussel, Belgium, Safety Case 2015, Oktober 2015.
- /ELE 15b/ Electrabel: Tihange 2 Reactor Pressure Vessel Assessment. Technischer Bericht, Brussel, Belgium, Safety Case 2015, Oktober 2015.
- /FLE 04/ Fleming, K. N., Lydell, B. O. Y.: Database development and uncertainty treatment for estimating pipe failure rates and rupture frequencies. Reliability Engineering & System Safety, 86(3):227–246, ISSN 0951-8320, Dezember 2004.
- /FLE 16/ Fleming, K. N., Lydell, B. O. Y.: Insights into location dependent loss-of-coolant-accident (LOCA) frequency assessment for GSI-191 Risk-informed applications. Nuclear Engineering and Design, 305:433–450, ISSN 0029-5493, 2016.
- /GER 82/ German, M. D., Andrews, W. R., Kumar, V., Shih, C. F., deLorenzi, H. G., Mowbray, D. F.: Elastic-Plastic Fracture Analysis of Stainless Steel Pipes. Technischer Bericht, Electric Power Research Institute, Schenectady, NY, EPRI NP-2608-LD, September 1982.
- /GER 09/ Gersinska, R., Grebner, H., Sievers, J., Weil, L.: Estimation of Leak and Break Frequencies for Probabilistic Safety Analyses of Piping Systems. In: 20th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 20), Paper 2529, August 2009.
- /GIL 18/ Gill, P., Sharples, J., Aird, C.: Simplified LBB Guidance: Stage 1 — Development of a New Software Tool and Initial Scoping Calculations. In: ASME Pressure Vessel and Piping Conference, ISBN 978-0-7918-5168-5, Prague, Czech Republic. ASME, 2018.

- /GRE 04/ Grebner, H., Schimpfke, T., Peschke, J., Sievers, J.: Weiterentwicklung der struktur-mechanischen Analysemethodik zur Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit passiver Komponenten. Technischer Bericht, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS), Köln, GRS-A-3236, November 2004.
- /GRE 09/ Grebner, H., Sievers, J.: Fachliche Unterstützung des Facharbeitskreises Probabilistische Sicherheitsanalyse für Kernkraftwerke Teilvorhaben: „Aktualisierung und Ergänzung der Angaben zu Leckhäufigkeiten im Methoden- und Datenband PSA“. Projektbericht, GRS, Köln, GRS - V - SR 2608 - 1/2008, November 2009.
- /GRE 10/ Grebner, H., Wang, Y., Schimpfke, T., Sievers, J.: Weiterentwicklung der strukturmechanischen Analysemethodik zur Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit passiver Komponenten, Phase II. Technischer Bericht, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS), Köln, GRS-A-3544, Juni 2010.
- /GUO 21/ Guo, L., Niffenegger, M., Jing, Z.: Statistical inference and performance evaluation for failure assessment models of pipeline with external axial surface cracks. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 194:104480, ISSN 0308-0161, Dezember 2021.
- /HAL 82a/ Hale, D. A., Heald, J. D., Horn, R. M., Jewett, C. W., Kass, J. N., Mehta, H. S., Ranganath, S., Sharma, S. R.: Growth and stability of stress corrosion cracks in large-diameter BWR piping. Volume 1: Summary. Final report. Technischer Bericht, General Electric Company, San Jose, California, USA, EPRI NP-2472-SY Vol. 1, Juli 1982.
- /HAL 82b/ Hale, D. A., Heald, J. D., Horn, R. M., Jewett, C. W., Kass, J. N., Mehta, H. S., Ranganath, S., Sharma, S. R.: Growth and stability of stress corrosion cracks in large-diameter BWR piping. Volume 2: Appendixes. Final report. Technischer Bericht, General Electric Company, San Jose, California, USA, EPRI-NP-2472 Vol.2, Juli 1982.

- /HEC 13/ Heckmann, K., Grebner, H., Sievers, J.: Weiterentwicklung probabilistischer Analysemethoden zur Lebensdauerbestimmung von Rohrleitungen und Behältern. Technischer Bericht, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS), Köln, GRS-A-3709, Juli 2013.
- /HEC 15/ Heckmann, K., Ma, K., Sievers, J.: Probabilistic aspects on break preclusion assessment in nuclear piping. In: 41st MPA-Seminar, Stuttgart. Oktober 2015.
- /HEC 16a/ Heckmann, K., Saifi, Q.: Comparative analysis of deterministic and probabilistic fracture mechanical assessment tools. Kerntechnik, 81(5):484–497, ISSN 0932-3902, Oktober 2016.
- /HEC 16b/ Heckmann, K., Sievers, J.: Analysis methods for leakage rates in pressurized components. In: 42nd MPA-Seminar, Seiten 283–301, Stuttgart, Germany. Oktober 2016.
- /HEC 16c/ Heckmann, K., Sievers, J., Arndt, J., Bläsius, C.: Weiterentwicklung und Erprobung des Rechenprogramms PROST zur probabilistischen und deterministischen Bewertung von Rohrleitungen und Behältern im Rahmen von Leck-vor-Bruch Nachweisen. Technischer Bericht, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS), Köln, GRS-422, ISBN 978-3-946607, Juli 2016.
- /HEC 17/ Heckmann, K., Sievers, J.: Leakage Modelling: High Leakage Exponents Due to Friction Effects. In: CCWI 2017 - Computing and Control for the Water Industry, CCWI2017: F151, Sheffield, UK. September 2017.
- /HEC 18a/ Heckmann, K., Elmas, M., Sievers, J.: Investigations on various leak types from operational experience and consequences for leak-before-break assessment of the pressure boundary. In: 44th MPA-Seminar, Stuttgart, Germany. Oktober 2018.
- /HEC 18b/ Heckmann, K., Sievers, J.: Leak-before-break analyses of PWR and BWR piping concerning size effects. Nuclear Engineering and Design, 326:383–391, ISSN 00295493, 2018.

- /HEC 18c/ Heckmann, K., Sievers, J.: Limits and Challenges of Leak-Before-Break. In: 8th International Conference & Workshop Quest for Energy (REMOO2018), 03.056, Venice, Italy. Mai 2018.
- /HEC 18d/ Heckmann, K., Sievers, J., Weyermann, F.: Leak Rate Computation: Flow Resistance vs. Thermal-Hydraulic Aspect. In: ASME Pressure Vessel and Piping Conference, PVP2018-84534, Juli 2018.
- /HEC 19a/ Heckmann, K., Bläsius, C., Arndt, J., Sievers, J.: PROST Documentation. Cologne, Germany, GRS-P-7 Vol. 1-4, September 2019.
- /HEC 19b/ Heckmann, K., Bläsius, C., Sievers, J.: WinLeck 5.0: User's Manual and Validation Report. Cologne, Germany, Vol. 1-2, Rev. 9, Januar 2019.
- /HEC 19c/ Heckmann, K., Sievers, J.: Leakage Assessment in Leak-Before-Break Analysis. atw, 64(10):482–385, Oktober 2019.
- /HEC 20a/ Heckmann, K., Sievers, J.: Absicherung der Leckratenbestimmung bei Leckagen in Dampferzeuger-Heizrohren. Technischer Bericht, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS), Abschlussbericht zum Vorhaben: 4719R01326 AP3, November 2020.
- /HEC 20b/ Heckmann, K., Sievers, J.: Weiterentwicklung der Analysemethoden zur Bewertung des Leck-vor-Bruch-Verhaltens metallischer Komponenten einschließlich Leckratenbestimmung. Technischer Bericht, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS), GRS-584, ISBN 978-3-947685-70-7, April 2020.
- /HEC 21a/ Heckmann, K.: CSNI/WGIAGE leak rate benchmark. In: FESI virtual seminar on latest developments in leak-before-break, November 2021.
- /HEC 21b/ Heckmann, K., Alzbutas, R., Wang, M., Jevremovic, T., Lydell, B. O. Y., Sievers, J., Duan, X.: Comparison of sensitivity measures in probabilistic fracture mechanics. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 192:104388, ISSN 0308-0161, 2021.

- /HEC 21c/ Heckmann, K., Sievers, J.: Development of an analytical stress intensity factor solution for embedded inclined circular cracks in cylinder shells under pressure and thermal gradients. In: 46th MPA Seminar, Stuttgart. Oktober 2021.
- /HEC 21d/ Heckmann, K., Sievers, J.: Schätzung der Schadenshäufigkeiten in Rohrleitungen von Kernkraftwerken der Generation III/III+. In: DVM-Workshop Probabilistik, Ulm, Germany. Deutscher Verband für Materialforschung (DVM), November 2021.
- /HEC 22a/ Heckmann, K., Ahn, D.-H., Beal, J., Cheng, W.-C., Duan, X., Jevremovic, T., Kee, E., Mohaghegh, Z., Lydell, B., Reihani, S., Sakurahara, T., Wang, M.: Estimation of pipe failure frequencies in the absence of operational experience data: A pilot study. Nuclear Engineering and Design, 398:111990, ISSN 0029-5493, September 2022.
- /HEC 22b/ Heckmann, K., Sievers, J., Silber, F., Weihe, S.: Discussion of phenomena and computational modeling for flow through steam generator tube leaks. In: Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-26), Juli 2022.
- /HEC 22c/ Heckmann, K., Silber, F., Sievers, J., Stumpfrock, L., Weihe, S.: A Metastable Jet Model for Leaks in Steam Generator Tubes. Nuclear Engineering and Design, 389:111673, ISSN 0029-5493, April 2022.
- /HEC 22d/ Heckmann, K., Silber, F. E., Bass, R., Dillström, P., Duan, X., Kang, S. Y., Kim, Y.-B., Kim, Y., Krhounek, V., Mao, G., Niffenegger, M., Samohyl, P., Sievers, J., Singh, P. K., Tregoning, R., Wallace, J., Williams, P.: International leak rate benchmark: Phase one result of the OECD/NEA/CSNI activity. In: Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-26), Juli 2022.
- /HEC 23/ Heckmann, K., Silber, F. E., Arndt, J., Bass, R., Dillström, P., Duan, X., Kim, Y.-B., Mao, G., Niffenegger, M., Shipsha, A., Sievers, J., Singh, P. K., Tregoning, R., von Unge, P., Wallace, J., Williams, P.: International Leak Rate Benchmark: Phase Two Results of the OECD/NEA/CSNI Activity. In: 47th MPA Seminar, Februar 2023.

- /HIP 85/ Hippelein, K. W., Julisch, P., Muz, J., Schniedermaier, J.: Forschungsprogramm Phänomenologische Behälterberstversuche, Abschlussbericht Phase I. Technischer Bericht, MPA Universität Stuttgart, 150279, Juli 1985.
- /HIP 87/ Hippelein, K., Muz, J., Schiedermaier, J.: Phänomenologische Behälterberstversuche Phase II. Technischer Bericht, Universität Stuttgart, Stuttgart, Forschungsvorhaben 1500279, Dezember 1987.
- /HOM 22/ Homiack, M., Duan, X., Wang, M.: Probabilistic Fracture Mechanics Codes for Piping International Benchmark – Part 1: Deterministic Comparisons. In: ASME 2022 Pressure Vessels & Piping Conference, Las Vegas, Nevada, USA. American Society of Mechanical Engineers, Juli 2022.
- /HOM 23/ Homiack, M., Duan, X., Wang, M., Heckmann, K.: Probabilistic fracture mechanics codes for piping international benchmark: Part 2: Probabilistic comparisons. In: ASME Pressure Vessel and Piping Conference, Atlanta, Georgia, USA. Juli 2023.
- /HSE 01/ BOMEL Limited: Probabilistic methods: Uses and abuses in structural integrity. Technischer Bericht, Health and Safety Executive (HSE), United Kingdom, Contract Research Report 398/2001, ISBN 0 7176 2238 X, 2001.
- /HUN 21/ Hund, L., Lewis, J. R., Martin, N., Starr, M. J., Brooks, D. M., Zhang, A., Dingreville, R. P. M., Eckert, A. C., Mullins, J.: Guidance on performing and documenting probabilistic fracture mechanics (PFM) analyses. Technischer Bericht, Sandia National Laboratories, SAND2021-1471R 693925, 2021.
- /IAE 19/ International Atomic Energy Agency (IAEA): Deterministic Safety Analysis for Nuclear Power Plants. Technischer Bericht, Specific Safety Guide No. SSG-2 (Rev. 1), 2019.

- /IAE 21/ International Atomic Energy Agency (IAEA): Technical Insights from Benchmarking Different Methods for Predicting Pipe Failure Rates in Water Cooled Reactors. Nummer 1988 aus TECDOC Series. International Atomic Energy Agency (IAEA), Vienna, Austria, ISBN 978-92-0-141121-1, 2021.
- /IAE 23/ International Atomic Energy Agency (IAEA): Methodologies for assessing pipe failure rates in advanced water cooled reactors. Technischer Bericht, Vienna, Austria, IAEA Nuclear Energy Series No. NR-T-2.16, 2023.
- /IAP 14/ The International Association for the Properties of Water and Steam (IAPWS): Revised Release on Surface Tension of Ordinary Water Substance. Technischer Bericht, Moscow, Russia, IAPWS R1-76(2014), Juni 2014.
- /JOH 88/ John, H., Reimann, J., Westphal, F., Friedel, L.: Critical two-phase flow through rough slits. International Journal of Multiphase Flow, 14(2):155–174, ISSN 03019322, 1988.
- /KAS 02/ Kasza, K., Majumdar, S., Park, J., Franklin, J.: Results From Pressure and Leak-Rate Testing of Laboratory-Degraded Steam Generator Tubes. Technischer Bericht, Argonne National Laboratory, NUREG/CR-6789, 2002.
- /KTA 16/ Sicherheitstechnische Regel des KTA: KTA 3206 Nachweise zum Bruchausschluss für druckführende Komponenten in Kernkraftwerken. Technischer Bericht, Sicherheitstechnische Regel des KTA, November 2016.
- /KUP 83/ Kupperman, D., Shack, W. J., Claytor, T.: Leak Rate Measurements and Detection Systems. In: CSNI Specialist Meeting on Leak-Before-Break in Nuclear Reactor Piping, CSNI Report No. 82, 1983.
- /LEO 10/ Léonard, F.: Study of Stress Corrosion Cracking of Alloy 600 in High Temperature High Pressure water. PhD Thesis, University of Manchester, 2010.

- /LIN 22/ Lingyun, G., Markus, N., Jing, Z.: A novel procedure to evaluate the performance of failure assessment models. *Reliability Engineering & System Safety*, 226:108667, ISSN 0951-8320, Oktober 2022.
- /LYD 17/ Lydell, B. O. Y.: A Review of the Progress with Statistical Models of Passive Component Reliability. *Nuclear Engineering and Technology*, 49(2):349–359, ISSN 1738-5733, März 2017.
- /LYD 19/ Lydell, B. O. Y.: IAEA Coordinated Research Project (I31030): Methodology for Developing Pipe Failure Rates for Advanced Water Cooled Reactors. In: 3rd International Seminar on Probabilistic Methodologies for Nuclear Applications, Rockville, MD, USA. Oktober 2019.
- /MAJ 00/ Majumdar, S., Kasza, K., Franklin, J.: Pressure and Leak-Rate Tests and Models for Predicting Failure of Flawed Steam Generator Tubes. Technischer Bericht, Argonne National Laboratory, NUREG/CR-6664 ANL-99/23, August 2000.
- /MAJ 01/ Majumdar, S., Bakhtiari, S., Kasza, K., Park, J. Y.: Validation of Failure and Leak Rate Correlations for Stress Corrosion Cracks in Steam Generator Tubes. Technischer Bericht, Argonne National Laboratory, NUREG/CR-6774 ANL-01/34, 2001.
- /MAY 19/ Mayer, G., Utschick, M., Babst, S., Heckmann, K.: PSA der Stufe 1 für einen Forschungsreaktor. Technischer Bericht, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS), Köln, GRS-544, ISBN 978-3-947685-29-5, Juli 2019.
- /MOH 21/ Mohaghegh, Z., Lydell, B., Heckmann, K., Alzbutas, R.: PSA 2021 Workshop: Risk-Informed Analysis for Advanced Reactors: Methodological Needs & Challenges. In: 2021 International Topical Meeting on Probabilistic Safety Assessment and Analysis (PSA 2021). American Nuclear Society (ANS), November 2021.

- /NEA 21/ Nuclear Energy Agency, Organisation for Economic Cooperation and Development (NEA-OECD): OECD/NEA Leak-before-break Benchmark Phase I Final Report. Technischer Bericht, NEA/CSNI/R(2021)13, April 2021.
- /NEA 22/ Nuclear Energy Agency, Organisation for Economic Cooperation and Development (NEA-OECD): OECD/NEA Leak Rate Benchmark Final Report. Technischer Bericht, Paris, France, NEA/CSNI/R(2022)9, 2022.
- /NRC 07/ US Nuclear Regulatory Commission (NUREG): Leak-before-break evaluation procedures. Technischer Bericht, 3.6.3, März 2007.
- /NRC 22/ U.S. Nuclear Regulatory Commission: Preparing probabilistic fracture mechanics submittals. Technischer Bericht, Regulatory Guide 1.245 Revision 0, Januar 2022.
- /O'S 16/ O'Shea, N., Mohaghegh, Z., Reihani, S. A., Kee, E.: Estimating Loss-of-coolant Accident (LOCA) Frequencies via Spatio-temporal Methodology. In: 13th International Conference on Probabilistic Safety Assessment and Management (PSAM 13), Seoul, Korea. Oktober 2016.
- /O'S 17/ O'Shea, N.: Spatio-temporal Probabilistic Methodology to Estimate Location-specific Loss-of-coolant Accident Frequencies for Risk-informed Analysis of Nuclear Power Plants. Thesis, University of Illinois at Urbana-Champaign, 2017.
- /PAR 15/ Park, J. H., Cho, Y. K., Kim, S. H., Lee, J. H.: Estimation of leak rate through circumferential cracks in pipes in nuclear power plants. Nuclear Engineering and Technology, 47(3):332–339, ISSN 1738-5733, April 2015.
- /PAU 94/ Paul, D. D., Ahmad, J., Scott, P. M., Flanigan, L. F., Wilkowski, G. M.: Evaluation and refinement of leak-rate estimation models. Revision 1. Technischer Bericht, Battelle, Columbus, Ohio, BMI-2164-Rev.1, 1994.
- /R6P 01/ R6 Panel: R6: Assessment of the integrity of structures containing defects. Technischer Bericht, United Kingdom, April 2001.

- /RAH 95/ Rahman, S., Ghadiali, N., Paul, D., Wilkowski, G.: Probabilistic Pipe Fracture Evaluations for Leak-Rate-Detection Applications. Technischer Bericht, Battelle, BMI-2174, April 1995.
- /RAH 98a/ Rahman, S., Brust, F. W., Ghadiali, N., Wilkowski, G. M.: Crack-opening-area analyses for circumferential through-wall cracks in pipes—Part I: analytical models. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 75(5):357-373, ISSN 0308-0161, 1998.
- /RAH 98b/ Rahman, S., Brust, F. W., Ghadiali, N., Wilkowski, G. M.: Crack-opening-area analyses for circumferential through-wall cracks in pipes—Part II: model validations. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 75(5):375-396, ISSN 0308-0161, 1998.
- /RAH 98c/ Rahman, S., Ghadiali, N., Wilkowski, G. M., Moberg, F., Brickstad, B.: Crack-opening-area analyses for circumferential through-wall cracks in pipes—Part III: off-center cracks, restraint of bending, thickness transition and weld residual stresses. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 75(5):397-415, ISSN 0308-0161, 1998.
- /REV 13/ Revankar, S. T., Wolf, B., Vadlamani, A.: Assessment of Leak Rates through Steam Generator Tubes. Technischer Bericht, Canadian Nuclear Safety Commission Purdue University, RSP-0294 PU/NE-13-11, 2013.
- /REV 19/ Revankar, S. T., Riznic, J.: An experimental investigation of subcooled choked flow in actual steam generator tube cracks. Nuclear Engineering and Design, 354:110144, ISSN 0029-5493, Dezember 2019.
- /RSK 18/ Reaktor-Sicherheitskommission: Kurzbericht von der 506. RSK-Sitzung. Technischer Bericht, Reaktor-Sicherheitskommission, November 2018.
- /RUD 12/ Rudland, D., Harrington, C.: xLPR Pilot Study Report. Technischer Bericht, United States Nuclear Regulatory Commission, NUREG-2110, Mai 2012.

- /SAK 19/ Sakurahara, T., O'Shea, N., Cheng, W.-C., Zhang, S., Reihani, S., Kee, E., Mohaghegh, Z.: Integrating Renewal Process Modeling with Probabilistic Physics-of-Failure: Application to Loss of Coolant Accident (LOCA) Frequency Estimations in Nuclear Power Plants. *Reliability Engineering & System Safety*, 190:106479, ISSN 0951-8320, Oktober 2019.
- /SAL 17/ Sallaberry, C. J., Kurth, R. E., Brust, F. W., Kurth-Twombly, E. A.: Sensitivity and Uncertainty Analyses for Probabilistic LBB Analyses: Methods and Applications. In: 2nd International Seminar on Probabilistic Methodologies for Nuclear Applications, Ottawa, Ontario, Canada. Oktober 2017.
- /SCA 18/ Scarth, D., Gutkin, L.: Acceptance Criteria for Probabilistic Fracture Protection Evaluations of CANDU Zr-Nb Pressure Tubes. In: Volume 1B: Codes and Standards, Seite V01BT01A004, PVP2018-85086, ISBN 978-0-7918-5159-3. ASME, Juli 2018.
- /SCH 04/ Schimpfke, T.: Fatigue benchmark study. Technischer Bericht, Fifth Framework of the European Atomic Energy Community (EURATOM), WP-4 Appendix B, Mai 2004.
- /SCH 17/ Schmid, S., Kulenovic, R., Laurien, E.: Leakage Flow Investigations on a Through-Wall Crack Related to Thermal Fatigue of Nuclear Power Plant Piping. In: 25th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE), V006T08A085. ASME, Juli 2017.
- /SCO 04/ Scott, P. M.: An overview of materials degradation by stress corrosion in PWRs. In: EUROCORR 2004: long term prediction and modeling of corrosion, 2004.
- /SIE 94/ Sievers, J., Schulz, H., Bass, B. R., Pugh, C. E., Keeney, J.: CSNI Project For Fracture Analyses of Large-Scale International Reference Experiments (FALSIRE Phase I) Comparison Report. Technischer Bericht, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS), Köln, Germany, NEA/CSNI/R(94)12, NUREG/CR-5997, ORNL/TM-12307, ISBN 3-923875-58-4, April 1994.

- /SIE 96/ Sievers, J., Schulz, H., Bass, B. R., Pugh, C. E., Keeney, J.: CSNI Project For Fracture Analyses of Large-Scale International Reference Experiments (FALSIRE Phase II) Comparison Report. Technischer Bericht, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS), Köln, Germany, NEA/CSNI/R(96)1, NUREG/CR-6460, ORNL/TM-13207, ISBN 3-923875-91-6, November 1996.
- /SIE 99/ Sievers, J., Schulz, H., Bass, R., Pugh, C.: Final Report on the International Comparative Assessment Study of Pressurized-Thermal-Shock in Reactor Pressure Vessels (RPV PTS ICAS). Technischer Bericht, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS), GRS-152, ISBN 3-931995-14-3, Juni 1999.
- /SIE 06/ Sievers, J., Schimpfke, T.: QuaMet: Qualifizierungsmethodik für strukturelle Integritätsbewertungen von Reaktordruckbehältern, QuaMet Version 1.0, Februar 2006.
- /SIL 17/ Silber, F. E., Schuler, X., Weihe, S., Laurien, E., Kulenovic, R., Schmid, S., Heckmann, K., Sievers, J.: Investigation of Leakage Rates in Pressure Retaining Piping. In: ASME 2017 Pressure Vessels and Piping Conference. ASME, Juli 2017.
- /SIL 22/ Silber, F., Weihe, S., Heckmann, K., Sievers, J.: Specimen testing for steam generator tube leaks with measurement of flow patterns. In: Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-26), Juli 2022.
- /SON 20/ Song, J.-W., Zeng, D.-L., Fan, L.-W.: Temperature dependence of contact angles of water on a stainless-steel surface at elevated temperatures and pressures: In situ characterization and thermodynamic analysis. Journal of Colloid and Interface Science, 561:870-880, ISSN 0021-9797, März 2020.
- /THO 55/ Thomson, J.: On certain curious motions observable on the surfaces of wine and other alcoholic liquours. Philosophical Magazine, 10:330-333, 1855.

- /TRE 08/ Tregoning, R., Abramson, L., Scott, P.: Estimating Loss-of-Coolant Accident (LOCA) Frequencies Through the Elicitation Process. Technischer Bericht, US Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC 20555-0001, NUREG-1829 Vol. 1, April 2008.
- /TRE 22/ Tregoning, R., Wallace, J., Bouydo, A., Costa-Garrido, O., Dillström, P., Duan, X., Heckmann, K., Kang, S. Y., Kim, Y.-B., Kim, Y., Kuutti, J., Mano, A., Niffenegger, M., Samohyl, P., Singh, P. K., Kurth Twombly, E., Yang, S.: CSNI Leak-Before-Break Benchmark Summary – Phase 1. In: Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-26), Berlin/ Potsdam, Germany. Juli 2022.
- /Umw 18/ Umweltministerium Baden-Württemberg: Zusammenfassender Bericht des Umweltministeriums zum Meldepflichtigen Ereignis GKN II ME 04/2018 Lineare Anzeigen bei Wirbelstromprüfung von Dampferzeugerheizrohren. Technischer Bericht, Ministererium für Umwelt, Klima und Energiewirtschaft Baden-Württemberg, Stuttgart, Germany, November 2018.
- /VAD 12a/ Vadlamani, R. A., Revankar, S., Riznic, J.: Stress Corrosion Cracking Models and Mechanisms for Inconel 600, Part 1: SCC Mechanism and Crack Initiation. International Journal of Advanced Engineering Applications, 1(5):64-72, ISSN 2321-7723, 2012.
- /VAD 12b/ Vadlamani, R. A., Revankar, S., Riznic, J.: Stress Corrosion Cracking Models and Mechanisms for Inconel 600, Part 2: Crack Growth. International Journal of Advanced Engineering Applications, 1(6):1-17, 2012.
- /WAL 95/ Wale, J., Ekström, P.: Crack characterization for in-service inspection planning. Technischer Bericht, SAQ Kontroll AB, Stockholm, Sweden, SAQ/FoU-Rapport 95/07, Dezember 1995.
- /WAN 11/ Wang, M., Li, M., Lehockey, E., Duan, X., Kozluk, M. J.: Determination of rupture frequency for feeders subject to flow accelerated corrosion. Nuclear Engineering and Design, 241(6):2234-2239, ISSN 0029-5493, Juni 2011.

- /WIL 89/ Wilkowski, G. M., Ahmad, J., Barnes, C. R., Brust, F., Ghadiali, N., Guerrieri, D., Jones, D., Kramer, G., Landow, M., Marschall, C. W.: Degraded piping program – Phase II: Summary of technical results and their significance to leak-before-break and in-service flaw acceptance criteria, March 1984–January 1989. Technischer Bericht, Technical Information Center, U.S. Department of Energy, NUREG/CR-4082 BMI-2120 Vol. 8, März 1989.
- /YAN 14/ Yan, Z., Zhang, S., Zhou, W.: Model error assessment of burst capacity models for energy pipelines containing surface cracks. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 120-121:80-92, ISSN 0308-0161, August 2014.
- /ZAL 63/ Zaloudek, F. R.: The critical flow of hot water through short tubes. Technischer Bericht, Hanford Atomic Products Operation, Richland, Washington, HW-77594, Mai 1963.
- /ZHA 17/ Zhai, Z., Toloczko, M. B., Olszta, M. J., Bruemmer, S. M.: Stress corrosion crack initiation of alloy 600 in PWR primary water. Corrosion Science, 123:76-87, ISSN 0010-938X, Juli 2017.
- /ZHA 19a/ Zhang, J., Yu, H., Wang, M. J., Wu, Y. W., Tian, W. X., Qiu, S. Z., Su, G. H.: Experimental study on the flow and thermal characteristics of two-phase leakage through micro crack. Applied Thermal Engineering, 156:145-155, ISSN 1359-4311, Juni 2019.
- /ZHA 19b/ Zhang, K., You, H. B., Zhou, Y. K., Zhao, X. H., Zhang, J., Hou, Y. D., Tian, W. X., Su, G. H., Qiu, S. Z.: Experimental investigations on leak flow rate characteristics of water through axial artificial microcracks of steam generator tubes under back pressure conditions. Nuclear Engineering and Design, 353:110285, ISSN 0029-5493, November 2019.
- /ZHA 20/ Zhang, K., Shi, Y. G., You, H. B., Zhao, X. H., Tian, W. X., Su, G. H., Qiu, S. Z.: Experimental study on leak flow rate characteristics of high pressure subcooled water through axial and circumferential microcracks of steam generator tubes under high back pressure conditions. Annals of Nuclear Energy, 145:107551, ISSN 0306-4549, September 2020.

Abbildungsverzeichnis

Abb. 3.1	Vergleich verschiedener Rissflankendruck (CFP)-Annahmen beim PFM-Benchmark-Testfall DP-01 (links) und DP-02 (rechts)	18
Abb. 3.2	Leckwahrscheinlichkeit (links) und Bruchwahrscheinlichkeit (rechts) für den PFM-Benchmark-Fall PP01 mit Rissflankendruck.....	19
Abb. 3.3	Berstwahrscheinlichkeit als Funktion der Betriebszeit bei der Speisewasserleitung mit niedrigem Biegewinkel	26
Abb. 3.4	Annäherung der Relation für $F(B)$	30
Abb. 3.5	Widerstandsbeiwertsfunktion $\lambda(dh/Rz)$ und die Divergenz	38
Abb. 3.6	Phänomene auf unterschiedlichen Größenskalen bei der Rissöffnung (oberhalb der Skala) und Anwendungsrelevanz (unterhalb).....	39
Abb. 3.7	Problem der Lösung des Henry-Fauske-Modells bei hohen Strömungswiderständen	43
Abb. 4.1	Kumulierte Wahrscheinlichkeitsverteilungen (durchgezogene Linien) und Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen (gestrichelt) der Gamma-Verteilung mit verschiedenen Form- und Ratenparametern	48
Abb. 4.2	Klassifizierungsschema für Unsicherheiten nach /HSE 01/	49
Abb. 4.3	Fallbeispiel für epistemische und aleatorische Unsicherheiten.....	50
Abb. 4.4	Einfaches Markov-Modell mit vier Zuständen, vier kontinuierlichen Übergängen (durchgezogene Pfeile) und zwei diskreten Übergängen (gestrichelte Pfeile)	56
Abb. 4.5	Kumulierte Wahrscheinlichkeitsverteilung des Bayesschen Inferenz-Beispiels	66
Abb. 4.6	Konstruktion der kombinierten Leckhäufigkeitsverteilung aus verschiedenen Annahmen zur Population.....	68
Abb. 4.7	Berechnung der Bruchhäufigkeit, basierend auf Bayesscher Inferenz und der bedingten Bruchwahrscheinlichkeit	70
Abb. 4.8	Markov-Modell des Lydell-Fleming-DDM	70
Abb. 5.1	Temperaturverteilung zu verschiedenen Zeiten (0 s bis 30 min) im Versuch NKS3	77
Abb. 5.2	J-Integral und Vergleich mit den Berechnungsergebnissen aus /SIE 94/	78

Abb. 5.3	Berechnung der duktilen Rissverlängerung im Versuch NKS-3.....	79
Abb. 5.4	Vergleich der in PROST berechneten Rissöffnung mit dem Versuch 4111-1	81
Abb. 5.5	Nachrechnung des Versuchs 4131-3 mit drei Methoden in PROST (die Kurven Wüthrich und GRS-PB liegen übereinander).....	82
Abb. 5.6	Vergleich der PROST-Ergebnisse beim EPRI Battelle-Versuch 4-Zoll 45° Axial No. 1.....	83
Abb. 5.7	Berechnete kritische Risslängen mit PGL- und FSK-KWU-Verfahren und Vergleich mit der Last bei Rissverlängerung	84
Abb. 5.8	Schema für Vierpunkt-Biegeversuch.....	85
Abb. 5.9	Nachrechnung des EPRI Battelle Versuchs 10“ 180° bend No. 3.....	86
Abb. 5.10	Nachrechnung des Versuchs BVS010	88
Abb. 5.11	Untersuchung der kritischen Risslänge für den Versuch BVS010	89
Abb. 5.12	Nachrechnung der kritischen Risslänge des Versuchs BVS060.....	90
Abb. 5.13	Kritische Risslänge für den Versuch BVZ091.....	91
Abb. 5.14	Nachrechnung von Versuch BVZ161	92
Abb. 5.15	Ergebnis T14E mit KTA	94
Abb. 5.16	Ergebnis OME mit KTA.....	95
Abb. 5.17	Ø 22,22 mm Rohre, Risse in Längsrichtung.....	98
Abb. 5.18	Ø 19,05 mm Rohre, Risse in Längsrichtung.....	98
Abb. 5.19	Ergebnis für die kritische Risslänge für 22,22 mm Durchmesser, Charge NX 3332	99
Abb. 5.20	Chargen WB 540 und WB 594.....	100
Abb. 5.21	Charge WB 578	100
Abb. 5.22	Charge WB 942	101
Abb. 5.23	Charge WE 282	102
Abb. 5.24	Ergebnisse zu Versuchen mit Rissen in Umfangsrichtung	103
Abb. 5.25	Vergleich zwischen Versuchsdaten von Purdue 2019 und WinLeck	104
Abb. 5.26	Vergleich zwischen Versuchsdaten von Purdue 2020 mit WinLeck	106

Abb. 5.27	Nachrechnung des Versuchs FIIGSCC-1	108
Abb. 5.28	Nachrechnung des Versuchs FIIGSCC-2	110
Abb. 5.29	Nachrechnung der Versuchsreihe Phase II.....	111
Abb. 5.30	Nachrechnung des RPV PTS ICAS-Falls T1C1	114
Abb. 5.31	Vergleich der maximalen K -Faktoren aus /ELE 15a/, /ELE 15b/ mit PROST-Ergebnissen aus /HEC 21c/.....	115
Abb. 6.1	Auswertung der Versuche zur kritischen Risslänge	117
Abb. 6.2	Histogramme der PL - und PC -Verteilungen	118
Abb. 6.3	Auswertung der gemessenen Leckraten in Dampferzeugerheizrohren ..	120
Abb. 6.4	Auswertung des Strömungswiderstands als Funktion von COD.....	121

Tabellenverzeichnis

Tab. 3.1	Wahrscheinlichster Versagenspunkt.....	26
Tab. 3.2	Geometriefaktor der Referenzspannung.....	30
Tab. 3.3	Koeffizienten des plastischen Korrekturfaktors	31
Tab. 3.4	Rauheitswerte für intergranularer Spannungsrisskorrosion nach /RAH 95/.....	34
Tab. 3.5	Parameter für den PROLOCA-Code nach /PAR 15/	34
Tab. 3.6	Partikel im Primärkreiswasser nach /PAU 94/	35
Tab. 3.7	Parametrisierung der Kontaktwinkel nach Daten aus /SON 20/	35
Tab. 3.8	Mindestleckagegröße aufgrund des Kapillardrucks.....	36
Tab. 4.1	Anlagengruppen	59
Tab. 4.2	Ereignisse in den verschiedenen Nennweiten.....	59
Tab. 4.3	Verteilungsfunktionen bei der Berechnung.....	63
Tab. 4.4	Auswertung der Betriebserfahrung für das Bayessche Updating	65
Tab. 4.5	Auswertung der Betriebserfahrung für das Bayessche Updating	67
Tab. 5.1	Übersicht über Versuche zu Dampferzeugerheizrohrlecks.....	74
Tab. 5.2	Temperaturabhängige Werkstoffeigenschaften von 22 Ni Mo Cr 37 nach /SIE 94/	76
Tab. 5.3	Temperaturabhängige Bruchzähigkeit von 22 Ni Mo Cr 37 nach /SIE 94/.....	76
Tab. 5.4	Werkstoffdaten für A333 Gr. 6 nach /RAH 98b/	80
Tab. 5.5	Werkstoffparameter für 304 Stainless Steel	83
Tab. 5.6	Werkstoffparameter für 22 NiMoCr37 Sonderschmelze	87
Tab. 5.7	Auswertung der BVS060 Versuche.....	90
Tab. 5.8	Auswertung der BVZ091 Versuche.....	91
Tab. 5.9	Versuche zum Innendruckversagen bei Raumtemperatur mit axialem Riss (/KAS 02/, Table 3) bei verschiedenen Innenauskleidungen des DEH.....	93

Tab. 5.10	Eingabedaten für das Werkstoffmodell zur Berechnung von T14E (Table 1, aus /ALZ 79/)	94
Tab. 5.11	Druckabhängigkeit der Leckage beim Versuch SGL195	95
Tab. 5.12	Überblick über Materialparameter zu Rohren mit nominalem Durchmesser von 22,22 mm und durchgeführte Versuchstypen aus /COC 91/	97
Tab. 5.13	Überblick über Materialparameter zu Rohren mit nominalem Durchmesser von 19,05 mm und durchgeführte Versuchstypen aus /COC 91/	97
Tab. 5.14	Relevante mechanische Eigenschaften der Nickelbasislegierung Alloy 600	104
Tab. 5.15	Relevante mechanische Eigenschaften des Stahls 316L (1.4404)	105
Tab. 5.16	Werkstoffeigenschaften für die Analyse des Versuchs FIIGSCC-1	107
Tab. 5.17	Versuchsbedingungen und gemessene Leckrate für den Versuch FIIGSCC-1 der Versuchsreihe ANL 1983 mit umgerechneten Einheiten	107
Tab. 5.18	Versuchsbedingungen und gemessene Leckrate für den Versuch FIIGSCC-2 der Versuchsreihe ANL 1983 mit umgerechneten Einheiten	109
Tab. 5.19	Zweiphasiger Strömungswiderstand für Phase-II-Battelle-Versuche	112
Tab. 7.1	Aufgabenmatrix für die Variation der Rohrleitungsgröße	125
Tab. 7.2	Ergebnisse unter Normalbedingungen, berechnet best-estimate	127
Tab. 7.3	Ergebnisse unter Normalbedingungen, berechnet nach KTA	128
Tab. 7.4	Kritische Risslänge, berechnet mit SINTAP Level 3	129
Tab. 7.5	Kritisches Biegemoment, berechnet mit SINTAP Level 3	131
Tab. 7.6	Leckrate für die kritische Risslänge	132

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

Schwertnergasse 1
50667 Köln

Telefon +49 221 2068-0

Telefax +49 221 2068-888

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