

## **PROST 5**

**Weiterentwicklung der  
Analysemethoden zur  
Bewertung des  
Leck-vor-Bruch-  
Verhaltens metallischer  
Komponenten  
einschließlich  
Leckratenbestimmung**

## PROST 5

# Weiterentwicklung der Analysemethoden zur Bewertung des Leck-vor-Bruch- Verhaltens metallischer Komponenten einschließlich Leckratenbestimmung

Klaus Heckmann  
Jürgen Sievers

April 2020

### **Anmerkung:**

Das diesem Bericht zugrunde liegende Forschungsvorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie (BMWi) unter dem Kennzeichen RS 1551 durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Auftragnehmer.

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

**Deskriptoren**

Bruchmechanik, Leckraten, Leck-vor-Bruch, Probabilistik, Reaktordruckbehälter, Rohrleitungen, Zuverlässigkeit

## Kurzfassung

Für die Bewertung der Integrität metallischer Komponenten wurden die Analysemethoden weiterentwickelt und die Rechenprogramme PROST und WinLeck dementsprechend erweitert. Die bruchmechanischen Erweiterungen beziehen sich auf die Bewertung von rissbehafteten Bauteilen unter kombinierten thermischen und mechanischen Lasten, auf die Berücksichtigung von Eigenspannungen und auf die Analyse von Rissen in Zylinderschalen mit variabler Neigung. Die Erweiterungen der Bewertungsmethoden für Leckraten beinhalten lochartige Korrosionsstellen, erdverlegte Rohrleitungen, statische Dichtungen und fluiddynamische Berechnungsmodelle. Die Erweiterungen zur Bewertung der Zuverlässigkeit metallischer Komponenten zielen auf Leck- und Bruchhäufigkeiten in Anlagen der Generation III/III+. Die Methoden wurden an Versuchen, an Fällen aus der Betriebserfahrung und im Rahmen von internationalen Vergleichsstudien validiert. Während bei vielen Themen Methoden entwickelt und bereitgestellt wurden, konnte in einigen Fällen aufgezeigt werden, dass zusätzliche Arbeiten erforderlich sind, die in einem Folgevorhaben umgesetzt werden.

Zur Verbesserung der Aussagefähigkeit werden strukturmechanische Berechnungsmethoden verbessert und die beiden Codes PROST und WinLeck mit diesen Ergebnissen erweitert. Die Forschungsarbeiten umfassen die Untersuchung und den Vergleich von Modellen aus der Literatur, den Vergleich von Modellaussagen mit Versuchen und der Betriebserfahrung realer Anlagen sowie internationale Vergleichsstudien.

Zur bruchmechanischen Thematik werden rissbehaftete Strukturen unter kombinierten thermischen und mechanischen Lasten untersucht, Schweißnahteigenspannungen und ihr Einfluss auf wanddurchdringende Risse behandelt und der Einfluss der Rissneigung von innenliegenden Rissen in Zylinderwandungen auf die Beanspruchung modelliert. Zum Themengebiet der Leckraten werden für Leckagefälle abseits von Rissen Berechnungsmodelle vorgeschlagen sowie Versuche und reale Ereignisse nachgerechnet. In internationalen Gemeinschaftsaktivitäten werden Leck-vor-Bruch-Nachweismethoden angewendet und verglichen, Leckratenmodelle gegenübergestellt sowie Ansätze zur Berechnung von Schadenshäufigkeiten erweitert.



# Inhaltsverzeichnis

	<b>Kurzfassung.....</b>	<b>I</b>
<b>1</b>	<b>Zielsetzung.....</b>	<b>1</b>
1.1	Arbeiten zum Gesamtziel.....	1
1.2	Arbeiten zu den wissenschaftlichen und technischen Arbeitszielen .....	1
<b>2</b>	<b>Stand der Wissenschaft und Technik; bisherige Arbeiten .....</b>	<b>5</b>
2.1	Einführung .....	5
2.2	Bruchmechanik.....	5
2.3	Leckraten.....	6
2.4	Leck-vor-Bruch .....	8
2.5	Zuverlässigkeit.....	10
<b>3</b>	<b>Durchgeführte Arbeiten gemäß dem Arbeitsplan.....</b>	<b>13</b>
3.1	AP 1: Erweiterung der analytischen Bruchmechanik.....	13
3.2	AP 2: Erweiterungen Leckratenbestimmung .....	14
3.3	AP 3: Analysen zu Versuchen mit Rissen und Lecks .....	15
3.4	AP 4: Methoden zum Leck-vor-Bruch-Verhalten .....	15
3.5	AP 5: Projektmanagement und Projektcontrolling .....	16
3.6	AP 6: Schadenshäufigkeiten.....	16
<b>4</b>	<b>Bruchmechanische Bewertung bei thermomechanischen Lasten.....</b>	<b>19</b>
4.1	Einführung .....	19
4.2	Methodik nach R6.....	21
4.2.1	Additive und multiplikative Methodik: $\rho$ und $V$ .....	21
4.2.2	Vereinfachte Methodik .....	22
4.2.3	Detaillierte Methodik .....	23
4.3	Methodik nach AFCEN .....	24
4.3.1	Rein primäre Lasten .....	24
4.3.2	Rein sekundäre Lasten.....	25

4.3.3	Kombinierte Lasten.....	27
4.4	Anwendungsfälle .....	28
4.4.1	Vollumfangriss unter thermischer Last .....	28
4.4.2	Halbelliptischer Riss unter rein thermischer Last.....	28
4.4.3	Vollumfangriss unter kombinierter thermischer und mechanischer Last.....	31
<b>5</b>	<b>Eigenspannungen.....</b>	<b>35</b>
5.1	Einführung .....	35
5.2	Schweißnahteigenspannungsprofile .....	35
5.3	Spannungsintensitätsfaktor.....	37
5.3.1	Analytische Formulierungen für polynomiale Spannungsverläufe .....	37
5.3.2	Oberflächenriss-Phase .....	39
5.3.3	Spannungsintensitätsfaktor von Durchrissen .....	40
5.3.4	Spannungsintensitätsfaktor von Vollumfangrissen .....	43
<b>6</b>	<b>Bewertungsmethodik für geneigte Risse.....</b>	<b>45</b>
6.1	Einführung .....	45
6.1.1	Hintergrund.....	45
6.1.2	Übersicht über andere Forschungsarbeiten .....	45
6.2	Voruntersuchung: Bruchmechanik mit ANSYS Mechanical.....	45
6.2.1	Testbeispiel .....	46
6.2.2	Erstellung der Rissgeometrie.....	48
6.3	Rissneigungsuntersuchungen Quader mit Kreisriss.....	49
6.3.1	Einführung und Definition der Koordinaten .....	49
6.3.2	FEM-Ergebnis für K-Faktor und J-Integral .....	51
6.3.3	Glättung.....	52
6.3.4	Bewertungsansatz .....	54
6.4	Reaktordruckbehälter-Segment mit Kreisriss .....	55
6.4.1	Fallbeschreibung .....	56
6.4.2	Modellierung.....	57
6.4.3	Innendruck-Belastung.....	58

6.4.4	Belastung durch einen linearen Temperaturgradienten.....	69
6.4.5	Belastung durch einen quadratischen Temperaturterm.....	80
<b>7</b>	<b>Leckraten-Berechnungsmethoden .....</b>	<b>89</b>
7.1	Einführung .....	89
7.2	Leckagen durch lochartige Korrosionsstellen.....	90
7.2.1	Einführung .....	90
7.2.2	Modellbildung zu Leckraten .....	92
7.2.3	Auswertung der CODAP-Datenbank zu Leckagen durch Lochfraß- Schäden .....	94
7.2.4	Größere Korrosionslöcher.....	96
7.3	Leckagen von erdverlegten Rohrleitungen und Behälter.....	97
7.3.1	Skizzierung der Problemstellung.....	98
7.3.2	Bedeutung der Leckage.....	99
7.3.3	Berechnung und Bewertung .....	99
7.4	Leckagen an Flanschverbindungen .....	100
7.4.1	Einführung, Bauformen und technische Dichtheit.....	101
7.4.2	Leckagetypen .....	102
7.4.3	Spaltleckagen .....	104
7.4.4	Permeationsleckage .....	107
7.4.5	Vergleich mit Versuchen .....	107
7.5	Leckagen durch Haarrisse .....	108
7.5.1	Einführung .....	108
7.5.2	Schließung eines Lecks und verbessertes Rissmorphologie-Modell .....	110
7.5.3	Das Fraktale Rissmorphologie-Modell .....	111
7.6	Berechnungsmodelle .....	119
7.6.1	Verbesserte Implementierung des Pana-Modells.....	119
7.6.2	Delayed Equilibrium Model (Feburie-Modell) .....	123
7.7	Leckagen durch Schäden in Dampferzeuger-Heizrohren.....	140
7.7.1	Einführung .....	140
7.7.2	Schäden und Leckagen aus der Betriebserfahrung .....	142
7.7.3	Rechnerische Modellierung .....	142

<b>8</b>	<b>Nachrechnung von Leckratenversuchen und Lecks aus der Betriebserfahrung.....</b>	<b>145</b>
8.1	Rissartige Leckagen aus der Betriebserfahrung .....	145
8.1.1	Einführung .....	145
8.1.2	Axialer Riss in einem Reduzierstück.....	145
8.1.3	180°-Umfangrisse an Schweißnähten.....	146
8.1.4	Korrosionsleckage im Speisewassersystem eines SWR.....	146
8.1.5	Sperrwasser-Leckage (Siemens SDM) .....	147
8.2	Kalte UNSCHRO-Daten.....	147
8.2.1	Berechnung der Probengeometrie .....	147
8.2.2	Klassifizierung .....	148
8.2.3	Strömungswiderstand .....	149
8.2.4	Reibungsfaktor .....	150
8.2.5	Nachrechnung mit Ausströmungsmodellen.....	152
8.3	FSI-UNSCHRO Daten .....	157
8.3.1	Probenübersicht .....	158
8.3.2	Klassifizierung .....	158
8.3.3	Strömungswiderstand .....	160
8.3.4	Reibungsfaktor .....	160
8.3.5	Nachrechnung der Versuche mit Ausströmmodellen .....	162
<b>9</b>	<b>Leck-vor-Bruch-Benchmark.....</b>	<b>169</b>
9.1	Einführung und Methodik.....	169
9.1.1	Problematik der regelwerksgetreuen Bewertung in einer internationalen Vergleichsstudie .....	169
9.1.2	Kritische Risslänge .....	170
9.1.3	Detektierbare Risslänge.....	170
9.2	Grundlegende Auswertungen .....	171
9.2.1	Aufgabenstellung.....	171
9.2.2	Berechnung der kritischen Risslänge.....	173
9.2.3	Berechnung der detektierbaren Risslänge .....	175
9.2.4	Leck-vor-Bruch-Bewertung .....	178

9.3	Spezifische Auswertungen.....	178
9.3.1	Leckratenberechnung .....	178
9.3.2	Kritische Last .....	184
<b>10</b>	<b>Leckratenbenchmark.....</b>	<b>187</b>
10.1	Einführung und Zielsetzung .....	187
10.2	Erste Phase .....	187
10.2.1	Ausströmung durch einen künstlichen Schlitz .....	187
10.2.2	Ausströmung durch einen Ermüdungsriss .....	189
10.2.3	Nachrechnung eines realen Befundes .....	191
10.2.4	Sensitivitätsstudie zum Leck-vor-Bruch-Benchmark .....	192
10.3	Planung der zweiten Phase .....	194
<b>11</b>	<b>Leck- und Bruchhäufigkeiten für GenIII/GenIII+ .....</b>	<b>195</b>
11.1	Einführung .....	195
11.2	Methodenkategorisierung .....	196
11.3	Methodenentwicklung .....	198
11.4	Erster Benchmark: Anwendungsdemonstration der Methoden an Testfällen.....	201
11.4.1	Vorbereitung.....	201
11.4.2	PFM-Fall.....	202
11.4.3	DDM-Fall .....	213
11.5	Ausblick: Zweite Benchmark-Phase.....	221
<b>12</b>	<b>Codeentwicklung .....</b>	<b>223</b>
12.1	PROST .....	223
12.1.1	Neue Leistungen.....	223
12.1.2	Automatisches Testen .....	226
12.1.3	Validierungskonzept .....	226
12.2	WinLeck.....	229
<b>13</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick.....</b>	<b>231</b>

**Abbildungsverzeichnis..... 233**

**Tabellenverzeichnis..... 241**

**Literaturverzeichnis..... 245**

# **1 Zielsetzung**

## **1.1 Arbeiten zum Gesamtziel**

Gesamtziel der Arbeiten war die Weiterentwicklung analytischer Methoden zur Beschreibung des Verhaltens von Rissen und Lecks in metallischen druckführenden Komponenten. In diesem Zusammenhang wurden die Analysemethoden auch auf sogenannte quasi-laminare rissartige Fehlstellen, die quasi-parallel zur Oberfläche der drucktragenden Wand liegen, erweitert. Ferner wurde der Einfluss von Eigenspannungen auf das Verhalten von Lecks untersucht und im Hinblick auf die Bewertung des Leck-vor-Bruch-Verhaltens die Leckratenbeschreibung verbessert. Dabei wurden neben rissartigen Lecks auch andere Typen von Wasser-/Dampf-Leckagen (z. B. Dichtungsleckagen) in der druckführenden Umschließung berücksichtigt. Die weiterentwickelten Analysemethoden wurden in das bestehende Codesystem PROST / WinLeck eingebunden.

## **1.2 Arbeiten zu den wissenschaftlichen und technischen Arbeitszielen**

Die bruchmechanische Beschreibung des Verhaltens von Rissen und Lecks mit analytischen Methoden wurde weiterentwickelt. Hier wurden insbesondere internationale Entwicklungen, wie sie sich in Vergleichsstudien (z. B. BENCH-KJ, siehe Kapitel 2) manifestiert haben, aufgegriffen. Für die verbesserte Bewertung der Initiierung, des Wachstums und der Stabilität von Rissen und rissartigen Lecks wurden Ansätze zur Berücksichtigung von Eigenspannungen infolge von Schweiß- und Plattierungsprozessen bereitgestellt und erprobt. Weiterhin wurden in Anbetracht der Problematik zur Bewertung quasi-laminarer rissartiger Fehlstellen in Reaktordruckbehältern in Belgien und in der Schweiz (Wasserstoffflocken bzw. nicht-metallische Einschlüsse) eine Berechnungsmethodik zur Bestimmung der Rissbeanspruchung in Abhängigkeit des Rissneigungswinkels bereitgestellt.

Ein weiteres Ziel war die Verbesserung der Beschreibung von Leckageausströmung durch wanddurchdringende, rissartige Defekte basierend auf den in KTA 3206 beschriebenen Modellansätzen. Hauptanwendungsfall sind hier druckführende Komponenten von Leichtwasserreaktoren. Die Ansätze für die verschiedenen Druckverluste wurden in den etablierten Modellen (Henry, Pana, Estorf, ATHLET-CDR und entsprechenden Varianten) verbessert und alternative Ansätze wie z. B. das „verzögerte Gleichgewichtsmodell“ nach Feburie /FEB 93/ erprobt.

Die Problematik von rissartigen Leckagen wurde auf Bereiche mit Wanddickenschwächung ausgedehnt und darüber hinaus auch Methoden zur Bewertung anderer Typen von Lecks /BAL 14/, insbesondere im Bereich von Dichtungen und Armaturen bereitgestellt und erprobt. Ferner wurden die Analysemethoden derart erweitert, damit Lecks in Komponenten untersucht werden können, die auf der Austrittsseite keine freien Atmosphärenbedingungen haben, sondern z. B. durch Kühlmittel, Isolierungen, Einbetonierung oder Erdverlegung umgeben sind.

Zur verbesserten Validierung der Verfahren wurden weitere Experimente zum Verhalten von Rissen und Lecks, basierend auf den verfügbaren Informationen, nachgerechnet. Dazu dienten insbesondere Ergebnisse aus einem Versuchsprogramm an der MPA Universität Stuttgart und dem IKE Universität Stuttgart, bei dem Versuche mit Messungen von Ausströmraten rissartiger Lecks durchgeführt wurden, wobei der Massestrombereich in der Nähe typischer Detektionsschwellwerte liegt. Die erweiterten Kenntnisse auf dem Gebiet der Leckratenbestimmung, die relativ neue kerntechnische Regel KTA 3206, der Fortschritt in der Messtechnik sowie die an der Universität Stuttgart vorhandenen experimentellen Möglichkeiten dienten somit der Absicherung der Berechnungsmethoden. Aus diesen Erkenntnissen wurden Empfehlungen abgeleitet, um verfeinerte Leck-vor-Bruch-Analysen mit den weiterentwickelten Rechenwerkzeugen durchführen zu können.

Anwendungsfälle zum Leck-vor-Bruch-Verhalten wurden analysiert und untersucht. In diesem Zusammenhang wurde an einem CSNI Benchmark der Arbeitsgruppe Integrity and Ageing of Components and Structures (IAGE) zum Thema Leck-vor-Bruch teilgenommen, um die Analysemethoden im Vergleich zu Ansätzen anderer Berechnungsprogramme zu validieren.

Die weiterentwickelten Analysemethoden wurden in das bestehende Codesystem PROST / WinLeck eingebunden. Diese Analysewerkzeuge enthalten Methoden zur Beschreibung von riss- und leckbehafteten Komponenten, die auch von externen Benutzern für bruchmechanische Analysen und zur Leckratenbestimmung unter Berücksichtigung kerntechnischer Regeln angewendet werden können. Die grafische Bedienoberfläche, die jeweils mehrbändige Dokumentation und die Validierungsberichte wurden entsprechend weiterentwickelt bzw. fortgeschrieben. Das damit zur Verfügung stehende Leistungsspektrum wurde im Rahmen des Vorhabens angewendet, um die dokumentierten Ergebnisse zu erzielen.

Die GRS hat begonnen, an dem von der IAEA initiierten Coordinate Research Project (CRP) „Methodology for Assessing Pipe Failure Rates in Advanced Water Cooled Reactors“ teilzunehmen. Das zentrale Thema des IAEA-CRP, das in der Zeit vom 01.01.2018 – 08.02.2022 durchgeführt wird, sind Versagenshäufigkeiten (d. h. Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten) von Rohrleitungen in (fortschrittlichen) wassergekühlten Reaktoren. Die Leck- und Bruchhäufigkeiten von Rohrleitungen sind für verschiedene Fragestellungen von Interesse. Einerseits können derartige Aussagen zur Priorisierung von Wartungsmaßnahmen und Wiederkehrenden Prüfungen zu Rate gezogen werden. Andererseits gehen sie auch in die probabilistische Sicherheitsanalyse (PSA) ein.



## **2 Stand der Wissenschaft und Technik; bisherige Arbeiten**

### **2.1 Einführung**

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

Grundlage in Deutschland für Auslegung und Herstellung von Komponenten des Primärkreislaufs ist das Basissicherheitskonzept /KUS 84/, welches Qualitätsstandards für diese Schritte definiert. Es verhindert das Versagen einer Komponente dadurch, indem Ursachen möglicher Schädigungen vermieden werden. Das Integritätskonzept baut darauf auf, indem die Festigkeit, Bruchsicherheit und Dichtheit im Betrieb sichergestellt werden. Der Ausschluss des instabilen Versagens und der Überschreitung vorgegebener Leckagegrößen ist in Deutschland im Konzept des Bruchausschlusses enthalten. Die Nachweisschritte zum Bruchausschluss für Rohrleitungen und Behälter laut KTA 3206 /KTA 16b/ umfassen, aufbauend auf Basissicherheitskonzept und Integritätskonzept, bruchmechanische Analysen und effektive wiederkehrende Prüfungen sowie insbesondere im Fall von Rohrleitungen auch den Einfluss von Lecküberwachungssystemen auf das Leck-vor-Bruch-Verhalten.

### **2.2 Bruchmechanik**

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

suchungen waren auch Gegenstand verschiedener Vorhaben zu Fragen der Reaktorsicherheit, vgl. z. B. /AZO 87/, /SIE 88/, /IVA 11/, /LAM 13/.

Die Sicherheit und Belastung von Rissen wird durch bruchmechanische Kenngrößen beschrieben, wie die linear-elastischen Spannungsintensitätsfaktoren oder das elastisch-plastische J-Integral. Diese lassen sich exakt nur für einfachste Situationen in geschlossener Form angeben, während relevante Fälle in realen Komponenten numerische Lösungsmethoden erfordern. Neben der Finiten-Elemente-Methode (FEM) zur Berechnung der Kenngrößen wurden auch für wichtige Spezialfälle (z. B. Oberflächenrisse in zylindrischen Strukturen unter Innendruck und Biegemoment) Formeln hergeleitet, die eine geschlossene und hinreichend genaue Berechnung erlauben. Derartige analytische bruchmechanische Lösungen (z. B. /CHA 15a/) beziehen sich vor allem auf den linear-elastischen  $K$ -Faktor und sind in verschiedenen Kompendien gebündelt. Für die Berechnung von elastisch-plastischen Effekten mit analytischen Methoden wurde einerseits die EPRI-Methode der  $h$ -Funktion entwickelt /KUM 81/, /KUM 84/, andererseits mit dem Fehlerbewertungsdiagramm (FAD) und dem Crack-driving-Force-Ansatz (CDF) im R6-Code eine Alternative aufgezeigt /R6P 01/. Der Vergleich von international eingesetzten analytischen bruchmechanischen Verfahren war auch ein Ziel des Benchmarks BENCH-KJ /NEA 17a/, an dem 29 Teilnehmer aus 16 Ländern teilgenommen haben. Als wesentliche Herausforderungen hat sich die Berücksichtigung von Schweißbeigenspannungen in der bruchmechanischen Bewertung und die Bewertung kombinierter thermischer und mechanischer Belastungen herausgestellt, die in den Regelwerken unterschiedlicher Teilnehmerländer anders behandelt werden. Beide Fälle sind auch wesentlich für bruchmechanische Analysen nach deutschem Regelwerk, da Schweißnahtstellen üblicherweise als postulierte Risspositionen gelten und übliche Betriebslasten eine Überlagerung aus Wärmedehnungen und Innendruck enthalten.

Eine weitere aktuelle Herausforderung an bruchmechanische Bewertungsmethoden geht von den Anzeigen im Grundwerkstoff einzelner Reaktordruckbehälter in Belgien und in der Schweiz aus. In diesem Zusammenhang wurden bereits umfangreiche Arbeiten durchgeführt /GAU 17/.

### **2.3 Leckraten**

Für eine genaue sicherheitstechnische Bewertung und eine Analyse des Anlagenverhaltens ist auch eine Beschreibung des Leck-vor-Bruch-Verhaltens notwendig, die die

Berechnung der Ausströmung durch Leckagen einschließt. Strömt heißes Wasser, das in einem Behälter durch hohen Druck flüssig gehalten wird, durch einen Strömungskanal in einen Behälter mit niedrigerem Druck, so wird abhängig vom Druckunterschied das Wasser teilweise verdampfen, und eine zweiphasige Strömung aus flüssigem Wasser und gasförmigem Dampf stellt sich ein. Wird der Druck im zweiten Behälter immer weiter verkleinert, so steigt die Ausströmrate bis zum kritischen Massenstrom an und bleibt dann konstant. Dabei erreicht die Strömungsgeschwindigkeit lokal die Schallgeschwindigkeit.

Die rechnerische Beschreibung der Leckage erfordert eine Bestimmung der geometrischen Öffnung eines Risses, einen Ansatz zur Behandlung von Eintritts- und Austrittsdruckverlusten sowie Druckverluste durch Reibung und Geometrieeffekte und schließlich eine Modellierung des Strömungsvorgangs.

Die Ausströmraten werden in der Regel mit eindimensionalen Modellen beschrieben. Eindimensional bedeutet hierbei, dass lediglich die Koordinate entlang der Strömungsrichtung als Variable aufgefasst wird, entlang der sich Strömungsgeschwindigkeit, Druck, Dampfgehalt etc. verändern. Systematisch untersucht und implementiert wurden im WinLeck-Code der GRS die Ansätze nach Henry /HEN 70/, dessen Modifikation nach Chexal und Horowitz /CHE 87/, das Modell nach Pana /PAN 76/, /PAN 78/, und das Verfahren nach Estorf /EST 11/ sowie verschiedene Modellansätze des Thermohydraulik-Codes ATHLET /AUS 16/. Ferner wurden auch systematisch über- oder unterschätzende Methoden validiert, wie die unmodifizierte Bernoulli-Gleichung oder das unterschätzende Estorf-Verfahren. In diesem Zusammenhang sei auch die modifizierte Bernoulli-Gleichung /PAN 75/, die Müller-Vier-Faktoren-Formel /GRE 99/ und das Verfahren zur Beschreibung von Dampfleckagen nach Keim und Rippel erwähnt /KEI 91/. WinLeck bietet grundsätzlich die Möglichkeit, die ausgewählten Methoden miteinander zu vergleichen. Weiterhin wurden aus den Untersuchungen zur Validierung Empfehlungen bezüglich Eignung der Modelle in Abhängigkeit vom Anwendungsfall abgeleitet.

Die Morphologie des rissartigen Strömungskanals, die das Strömungsmodell beeinflusst, ist vereinfacht gegeben durch eine Charakterisierung der Risskante an der Oberfläche, den Öffnungsquerschnitt, den hydraulischen Durchmesser des Risskanals, die Strömungslänge und eine Oberflächenrauheit. Aus der Öffnungs- und Rauheitsinformation kann der reibungsbedingte Widerstandsbeiwert bestimmt werden, der gemeinsam mit dem Formverlust beim Eintritt in den Spalt den Strömungswiderstand bedingt. Eine Übersicht zu den Ansätzen zur Bestimmung des Reibungsdruckverlusts ist z. B. in

/GRE 14/ und /HEC 19b/ gegeben. Annahmen zu Formverlusten sind in /SIE 15a/ diskutiert. Viele Ausströmmodelle wurden mit spezifischen Annahmen konstruiert, die sie explizit oder implizit enthalten. Im Zuge der WinLeck-Entwicklung gelang es, diese Annahmen in verschiedenen Modellansätzen konsistent zu machen.

Beim Vergleich vieler Berechnungsverfahren (mit konsistenten Annahmen) zu einer ganzen Reihe unterschiedlicher Experimente /HEC 16a/ konnten Effekte durch einzelne Versuchsumstände, Besonderheiten einzelner Strömungsmodelle und Modellierungen der Druckverluste voneinander getrennt werden. Dabei wurden die Modelle in vielen Bereichen validiert; es wurde jedoch auch deutlich, dass einige wichtige Fragestellungen ungeklärt sind. Ein Beispiel ist die Abschätzung des Einströmverlusts und seine Bedeutung gerade bei dünnwandigen Komponenten, wie sie bei mittleren und kleineren Nennweiten von Rohren auftreten, insbesondere beim Dampferzeugerheizrohr. Der Vergleich mit Messungen zeigt (z. B. /REV 13/), dass die Methodik für diese Komponenten gegenwärtig noch nicht ausgereift zu sein scheint. Ein Versuchsprogramm am IKE und an der MPA der Universität Stuttgart lieferte neue Messwerte im Bereich der typischen Lecküberwachungssysteme.

Die vorgestellten Betrachtungen von Leckraten beziehen sich auf rissartige Leckagen in freiliegenden Rohrleitungen. Es gibt jedoch auch weitere wesentliche Leckagetypen, die von betrieblicher Bedeutung sind, wie Lecks infolge zunehmender Wanddickenschwächung. Eine umfassende Untersuchung von Leckagen durch Dichtungen und Armaturen sowie der Einfluss der Umschließungsumgebung bei Isolierungen und Erdverlegung stehen noch aus. Letzteres ist auch ein aktuelles Thema der CSNI-Arbeitsgruppe WGIAGE /NEA 18/.

## **2.4 Leck-vor-Bruch**

Die Lecküberwachungssysteme selbst sind ein Bestandteil des Leck-vor-Bruch-Konzepts: Ein lokales Leck in einer druckführenden Komponente kann über ein Monitoring-system leichter erkannt werden als ein flacher Riss, und somit kann ein Bauteil repariert bzw. ausgetauscht werden, bevor es zu einem Versagen durch Bruch kommt. Gemäß KTA 3206 /KTA 16b/ ist das Leck-vor-Bruch-Konzept Bestandteil des umfassenderen Nachweises zum Bruchausschluss, der auf dem Basissicherheitskonzept /KUS 84/ und dem Integritätskonzept sowie bruchmechanischen Analysen basiert. Das Leck-vor-Bruch-Verhalten von kerntechnischen Komponenten ist gegenwärtiges Thema von

Positionspapieren internationaler Organisationen (wie /NEA 16/ und /SHA 15/) und wissenschaftlichen Untersuchungen /BHI 15/, /HEC 15a/, /HEC 15b/, /LV 15/. In diesem Zusammenhang ist auch eine internationale Vergleichsstudie in der CSNI-Arbeitsgruppe WGIAGE geplant, um verschiedene Ansätze, Sicherheitsregeln und Regulierungen in den Teilnehmerländern beispielhaft zu vergleichen.

Die Beschreibung von Leckraten in Rohrleitungen und Komponenten des Kühlkreislaufes von Leichtwasserreaktoren war Thema verschiedener Forschungsvorhaben (z. B. /GRE 94/, /GRE 99/, /SIE 13/, /SIE 15a/, /HEC 16c/). Hierbei konnten viele Einflussfaktoren und Modelle überprüft und validiert werden.

Für bruchmechanische Analysen und zur Leckratenberechnung, insbesondere im Rahmen von Leck-vor-Bruch-Nachweisen unter Berücksichtigung der KTA-Regel 3206 /KTA 16b/ wurden die GRS-Codes PROST /HEC 19a/ und WinLeck /HEC 19b/ entwickelt, die verschiedene Modelle für die Beschreibungen von Komponenten mit rissartigen Defekten und Leckagen einschließlich Anwendungsgrenzen beinhalten. Ausgewählte Ergebnisse wurden in verschiedenen Beiträgen publiziert /SIE 15b/, /BLÄ 15/, /HEC 18/. Über eine grafische Oberfläche werden dem Benutzer die verschiedenen Berechnungsmethoden zur Verfügung gestellt und erlauben somit Vergleichsanalysen und Aussagen zur Genauigkeit der Methoden. Neben reinen Leckageanalysen mit WinLeck sind über die Kopplung an PROST Rissbildungs-, Risswachstums- sowie Leckwachstumsanalysen möglich, unter Berücksichtigung der Schädigungsmechanismen Ermüdung, Korrosion, und zähes Risswachstum. Verschiedene Versagenskriterien können zur Fehlerbewertung angewendet werden. Komplexe Last- und Temperaturverläufe können bezüglich ihrer Konsequenzen für das simulierte Bauteil untersucht werden, der Temperatureinfluss auf das Materialverhalten wird hierbei berücksichtigt. Auch Druckproben und Ergebnisse wiederkehrender zerstörungsfreier Prüfungen können berücksichtigt werden, ebenso wie Leckagen und die Wirkung von Lecküberwachungssystemen. Ferner ermöglicht PROST die Berücksichtigung von Unsicherheiten und statistischen Verteilungen zur Durchführung probabilistischer Simulationen und Sensitivitätsanalysen. Mit diesem Leistungsspektrum war es möglich, erfolgreich an mehreren internationalen Vergleichsstudien teilzunehmen /SCH 04/, /NEA 17a/, /HEC 16b/. Zu Validierungs- und Entwicklungszwecken wurden weitere Fallbeispiele aus der Literatur analysiert /HEC 16c/.

## 2.5 Zuverlässigkeit

Das Einsatzfeld des Codesystems PROST / WinLeck ist einerseits die Analyse und Bewertung einzelner Rohrleitungen und Behälter und ihres Verhaltens in bestimmten Lastfällen hinsichtlich Integrität. Andererseits zielt der probabilistische Teil des PROST-Codes auf die Berechnung von Wahrscheinlichkeiten bzw. Häufigkeiten von Schäden wie Lecks oder Brüchen. Die entsprechenden Methoden zur Berechnung sehr kleiner Versagenswahrscheinlichkeiten bei vielen unsicherheitsbehafteten Parametern und zur Berücksichtigung des Leck-vor-Bruch-Verhaltens waren wesentliches Ergebnis des Forschungsvorhabens RS1516 /HEC 16c/. Das Coordinate Research Project (CRP) „Methodology for Assessing Pipe Failure Rates in Advanced Water Cooled Reactors“ widmet sich dem Thema der Leck- und Bruchhäufigkeiten bei Reaktoren der Generation III/III+.

Die Leck- und Bruchhäufigkeiten von Rohrleitungen sind für verschiedene Fragestellungen von Interesse. Einerseits können derartige Aussagen zur Priorisierung von Wartungsmaßnahmen und Wiederkehrenden Prüfungen zu Rate gezogen werden. Andererseits gehen sie auch in die probabilistische Sicherheitsanalyse (PSA) ein.

Die Versagenhäufigkeit bestimmter Rohrleitungsklassen kann aus der Betriebserfahrung gewonnen werden, indem bestimmte Ereignisse in Relation zum Gesamtsystem gesetzt werden. Die entsprechende Methodik ist im PSA-Leitfaden /GRE 09/ dokumentiert und war gerade bezogen auf kleine und mittlere Nennweiten in deutschen Leistungsreaktoren sehr erfolgreich, da auf eine entsprechend lange effektive Historie (Reaktorjahre) und ein entsprechendes Gesamtsystem mit vergleichbaren Rohrleitungen zurückgegriffen werden konnte. Diese Methodik weist jedoch Begrenzungen auf.

- Bei deutschen Leistungsreaktoren mit langer Betriebserfahrung ist es schwierig, Aussagen zu Rohrleitungen zu treffen, die eine so hohe Zuverlässigkeit aufweisen, dass die Ereignisgesamtheit zu klein (oder leer) ist.
- Nichtleistungsreaktoren wie Forschungsreaktoren unterliegen Betriebsbedingungen, die sich deutlich von den klassischen Leichtwasserreaktorkonzepten unterscheiden.
- National ist die Fähigkeit der Bewertung bestehender oder geplanter auswärtiger Anlagen insbesondere im grenznahen Bereich von Bedeutung (Kompetenzerhalt), wobei der Umgang mit begrenzten Anlageninformationen von Bedeutung ist.

- International ist die Bewertung von Schadenshäufigkeiten bei neuen Reaktorkonzepten von Bedeutung, die noch nicht umgesetzt wurden, so dass keine Betriebserfahrung vorliegt.

Daher sind weitere Forschungsarbeiten notwendig, probabilistische Analysemethoden bereitzustellen, um fundierte Aussagen bezüglich der zu erwartenden Schadenshäufigkeiten in Rohrleitungen mit begrenzter bzw. fehlender Betriebserfahrung ableiten zu können.



### **3 Durchgeführte Arbeiten gemäß dem Arbeitsplan**

Zur Erfüllung der Zielsetzung wurden gemäß dem Arbeitsplan zu den einzelnen Arbeitspaketen die folgenden Arbeiten durchgeführt:

#### **3.1 AP 1: Erweiterung der analytischen Bruchmechanik**

Die bruchmechanischen Bewertungswerkzeuge für druckführende Komponenten wurden bezüglich der folgenden Themen verbessert, wobei die Erprobung und Validierung der Modellerweiterungen soweit möglich an Versuchen im Rahmen von AP 3 durchgeführt wurden.

- **Leckagen an Schweißnahtstellen**  
Für die bessere Beschreibung von Leckagen an Schweißnahtstellen wurden analytische Methoden bereitgestellt und erprobt, mit denen bruchmechanische Größen für wanddurchdringende Risse unter Berücksichtigung von Ansätzen für Schweißnahtzugspannungen bestimmt werden können.
- **Kombinierte mechanische und thermische Lasten**  
Die Erkenntnisse aus dem CSNI-Benchmark BENCH-KJ, die international bedeutende Themen und Entwicklungen auf dem Gebiet der analytischen bruchmechanischen Ansätze widerspiegeln, wurden bei der Weiterentwicklung der entsprechenden Ansätze in PROST genutzt.
- **Rissneigung**  
Eine Berechnungsmethodik zur Bestimmung der Rissbeanspruchung in Abhängigkeit des Neigungswinkels wurde bereitgestellt. In Abgrenzung zu an der MPA Universität Stuttgart durchgeführten mikromechanischen Modellierungen wurde eine analytische Bewertungsmethodik entwickelt.
- **Implementierung in PROST**  
Die bereitgestellten Verfahren wurden zwecks einfacher konsistenter Verwendung und künftiger Verfügbarkeit im PROST-Code implementiert. Die Dokumentation und die Validierungsmatrizen wurden entsprechend fortgeschrieben.

### 3.2 AP 2: Erweiterungen Leckratenbestimmung

Im Rahmen dieses Arbeitspakets wurde die Beschreibung von Leckausströmraten verbessert und erweitert. Das Arbeitspaket enthält folgende Arbeitspunkte:

- **Lecköffnung**  
Ansätze zur Beschreibung der Lecköffnung wurden untersucht.
- **Druckverluste im Risskanal**  
Die Beschreibung des Druckverlusts in rissartigen Leckagen wurde verbessert. Damit wird insbesondere der bestehenden Unsicherheit bezüglich Abschätzung des Eintrittsverlusts entgegnet.
- **Neues Leckratenmodell**  
Im Vergleich zu den etablierten Modellen zur Beschreibung der Zweiphasenströmung wurde die Eignung von alternativen Ansätzen und Weiterentwicklungen (wie z. B. dem sogenannten „verzögerten Gleichgewichtsmodell“ nach Feburie /FEB 93/) untersucht.
- **Nicht-Risse**  
Leckageströme durch nicht-rissartige Defekte wurden untersucht. Hierbei werden vorrangig vereinfachte analytische Herangehensweisen, Modelle und Versuche /SHE 16/ sowie Ereignisse aus der Betriebserfahrung (z. B. /BAL 14/ ) betrachtet, um die Komplexität dieses Arbeitspunktes einzugrenzen. Durch phänomenologische Ansätze wurde eine handhabbare Bewertungsmethodik bereitgestellt.
- **Anomale Austrittsbedingungen**  
Der Effekt von umgebenden Materialien wie bei der Erdverlegung, aber auch von Kühlmedien und Isolierungen auf der Leckaustrittsseite, wurde hinsichtlich des Einflusses auf die Ausströmrates untersucht.
- **Implementierung in WinLeck**  
Alle Verfahren wurden zwecks einfacher konsistenter Verwendung und künftiger Verfügbarkeit in dem Winleack-Code implementiert. Die Dokumentation und die Validierungsmatrizen wurden entsprechend fortgeschrieben.

### **3.3 AP 3: Analysen zu Versuchen mit Rissen und Lecks**

Die in AP 1 entwickelten und implementierten Methoden wurden anhand einer umfangreichen Sammlung von Messungen aus der Literatur erprobt bzw. validiert. Weiterhin wurden zu den von IKE und MPA der Universität Stuttgart durchgeführten Leckratenmessungen rechnerische Analysen durchgeführt. Bei den Leckratenversuchen wurden verschiedene Strömungsmodelle miteinander verglichen, um den Einfluss der Modellierung und der Rekonstruktion der experimentellen Bedingungen separieren zu können.

- Als Versuche für die bruchmechanischen Aspekte kommen Versuche mit Rissen unter Einfluss von Eigenspannungen durch Schweiß- oder Plattierungsprozesse in Frage. Als Experimente zu Ausströmraten kommen Messungen der Lecköffnung, Messungen von Druckabfall und Widerstandswerten, insbesondere auch experimentelle Bestimmungen von Ausströmraten in Betracht.
- Die Modellierung bezüglich Leckratenbestimmung ist sowohl best-estimate als auch unterschätzend erfolgt, unter Berücksichtigung der verfügbaren bzw. entwickelten Methoden. Dabei ist zu beachten, dass eine Unterschätzung der Leckrate im Sinne der Leckdetektion eine konservative Vorgehensweise darstellt.
- Die Ergebnisse wurden experimentübergreifend verglichen. Trends wurden quantifiziert und auffällige Sonderfälle näher untersucht.

### **3.4 AP 4: Methoden zum Leck-vor-Bruch-Verhalten**

Die im AP 1 und AP 2 weiterentwickelten Methoden wurden im Rahmen von Analysen zum Leck-vor-Bruch-Verhalten von druckführenden Komponenten erprobt.

- CSNI-Benchmark  
An dem internationalen CSNI-Benchmark zum Thema Leck-vor-Bruch wurde teilgenommen, wobei Fallstudien bearbeitet und eingereicht wurden. Die Ergebnisse des Benchmarks wurden analysiert. Gleichfalls wurde die Dokumentation der Vergleichsstudie unterstützt.
- Auswirkung der verbesserten Leckratenbeschreibung  
Die Implikationen der verbesserten Leckratenberechnung auf das Leck-vor-Bruch-Verhalten von Komponenten wurde untersucht. Dazu wurden mit den verbesserten Ansätzen Analysen zu repräsentativen Fällen aus der Literatur, zu Fallbeispielen aus Vergleichsstudien und zu realen Befunden und Ereignissen durchgeführt.

Rechenbeispiele und Anwendungsbeispiele wurden analysiert und nachvollzogen, um die Methodik zu validieren. Neben deterministischen Untersuchungen mit postulierten Rissen und Leckagen wurden auch probabilistische Betrachtungen zur Berücksichtigung von Unsicherheiten der Berechnungsparameter durchgeführt.

### **3.5 AP 5: Projektmanagement und Projektcontrolling**

Gegenstand dieses Arbeitspaketes waren Aufgaben des Projektmanagements und des Projektcontrollings.

Durch das Projektmanagement und das Projektcontrolling wurde sichergestellt, dass alle Arbeiten in dem Vorhaben konform zu den GRS Projekt- und Qualitätsmanagement-Prozessen und -Regeln und im Einklang mit den Vorgaben des Auftraggebers koordiniert und sach- und termingerecht abgewickelt sowie EDV-technisch erfasst, vorgehalten und bedarfsgerecht aufbereitet wurden.

### **3.6 AP 6: Schadenshäufigkeiten**

Im AP 6 wurden Methoden zur Abschätzung von Schadenshäufigkeiten in Rohrleitungen bei wenig oder keiner Betriebserfahrung weiterentwickelt und erprobt. Diese Arbeiten wurden innerhalb des Coordinate Research Projects (CRP) „Methodology for Assessing Pipe Failure Rates in Advanced Water Cooled Reactors“ der IAEA durchgeführt. Die Arbeiten beinhalten insbesondere:

- **Koordination**  
Die Teilnahme an den Research Coordination Meetings und sonstige Koordination mit den Partnern des CRP.
- **Methodenweiterentwicklung**  
Die Methoden zur Schadenshäufigkeitsbewertung wurden weiterentwickelt, um auch Fälle ohne Betriebserfahrung bewerten zu können.
- **Benchmark**  
Im Rahmen von Benchmarks wurde begonnen, die Methoden anzuwenden und zu vergleichen.
- **Dokumentation**  
Die im Rahmen des Vorhabens RS1551 erzielten Ergebnisse wurden dokumentiert. Das CRP hat eine Laufzeit bis Februar 2022.

Die anderen Teilnehmer des CRP stammen aus Kanada, Südkorea, Litauen, Russland, Malaysia, Tunesien und den USA.



## 4 Bruchmechanische Bewertung bei thermomechanischen Lasten

### 4.1 Einführung

Die Methoden basieren auf verschiedenen gemeinsamen Annahmen und Prinzipien. Die Lasten, hier durch Spannungsverteilungen  $\sigma(\vec{x})$  angedeutet, werden in primäre und sekundäre Lasten unterschieden.

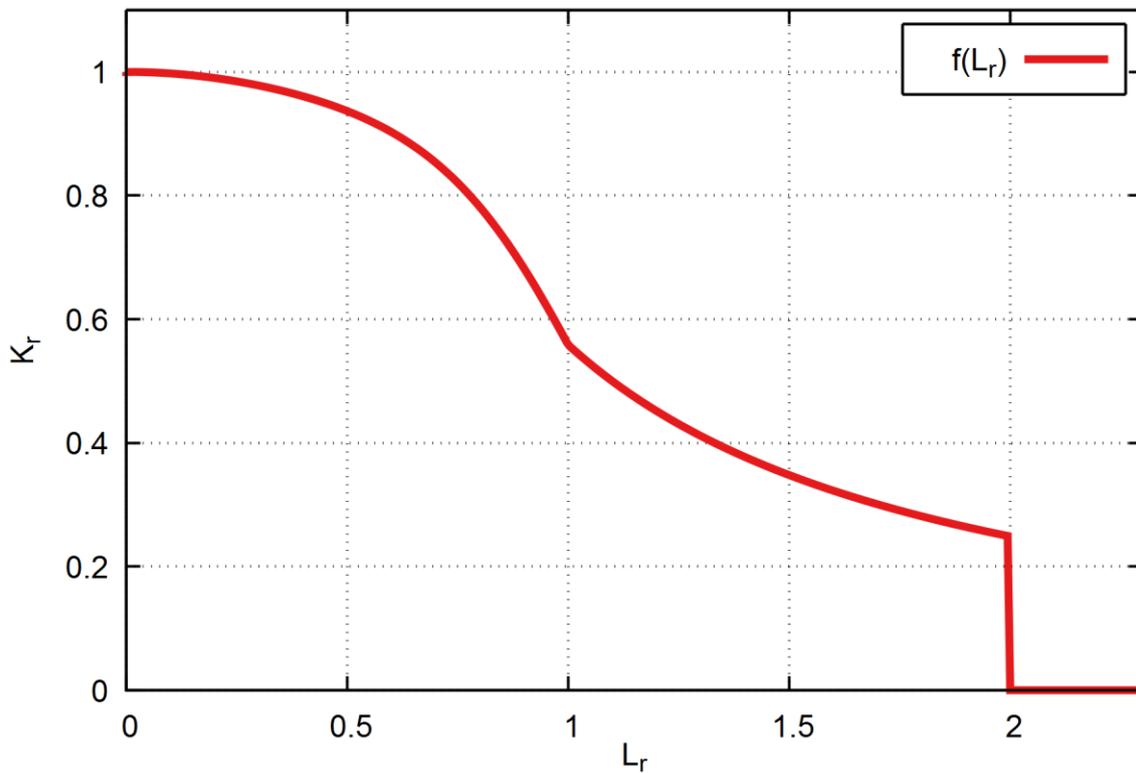
$$\sigma = \sigma^p + \sigma^s \quad (4.1)$$

Aus den Spannungsverteilungen ergeben sich bei Rissen in Komponenten entsprechende Spannungsintensitätsfaktoren  $K$ . Diese hängen natürlich von der Position der Rissfront, der Risstiefe und anderen Größen ab, wobei diese Abhängigkeiten im Folgenden nicht explizit aufgeführt werden. Linear-elastisch setzen sich diese ebenfalls aus den beiden Anteilen additiv zusammen.

$$K = K^p + K^s \quad (4.2)$$

Die bruchmechanische Bewertung kann mit einem Zwei-Kriterien-Verfahren (Fehlerbewertungsdiagramm oder FAD von Failure Assessment Diagram) nach der europäischen SINTAP-Prozedur erfolgen /SIN 99/. Dabei wird einem Riss eine Position  $(L_r, K_r)$  in einer zweidimensionalen Ebene zugeordnet, an deren Lage relativ zu einer Grenzkurve  $f(L_r)$  festgestellt werden kann, ob ein Riss sicher ist oder ob mit einem Versagen zu rechnen ist. Während in die Größe  $L_r$  die Verminderung der Grenzlast für eine geschädigte Struktur relativ zu einer ungeschädigten eingeht, hängt der  $K_r$ -Parameter vom Spannungsintensitätsfaktor ab. Für die Bewertung im FAD-Diagramm mit einer Grenzkurve  $f(L_r)$  wird dann der Parameter  $K_r$  benötigt, der es erlaubt, einem Riss einen Punkt im Fehlerbewertungsdiagramm zuzuordnen. Dazu geht die Größe  $K_{mat}$  ein, die dem Bruchfähigkeitswert  $K_{IC}$  bzw. dem Initiierungswert  $K_{IJ}$  entspricht, je nachdem, ob das Werkstoffverhalten spröde oder zäh ist.

Als Beispiel für ein Fehlerbewertungsdiagramm ist in Abb. 4.1 eine Grenzkurve (hier SINTAP-Level 1B aus /ZAN 97/) gezeigt. Die angenommenen Werkstoffparameter sind ein Elastizitätsmodul von 200 GPa, eine Streckgrenze von 200 MPa und eine Zugfestigkeit von 600 MPa.



**Abb. 4.1** Fehlerbewertungsdiagramm mit  $f(L_r)$ -Kurve

Für eine Berechnung des J-Integrals kann ein elastisch-plastischer  $K_J$ -Wert nötig sein.

$$J = \frac{K_J^2}{E'}, \quad (4.3)$$

Die Verknüpfung des FAD-Ansatzes mit dem  $J$ -Ansatz entspricht dem CDF-Zugang (Crack Driving Force). So kann man aus dem elastischen Parameter und den Informationen des FAD-Diagramms eine Abschätzung des elastisch-plastischen Parameters erhalten.

$$K_J = \frac{K}{f(L_r)} = \frac{K_r K_{mat}}{f(L_r)}, \quad J = \frac{J_{el}}{K_r^2} = \frac{(K_r K_{mat})^2}{E' [f(L_r)]^2} \quad (4.4)$$

## 4.2 Methodik nach R6

In diesem Kapitel soll die Methode nach dem R6v4-Code /R6 01/ (Abs. I.9 und II.6), vorgestellt werden. Das Konzept basiert auf der Zerlegung des Bewertungsparameters  $K_r$  in primären und sekundären Anteil.

$$K_r = K_r^p + K_r^s \quad (4.5)$$

Während der primäre Summand  $K_r^p$  direkt aus  $K^p$  und  $K_{mat}$  zu bestimmen ist,

$$K_r^p = \frac{K^p}{K_{mat}}, \quad (4.6)$$

so wird der sekundäre Term  $K_r^s$  in den folgenden Abschnitten besprochen.

### 4.2.1 Additive und multiplikative Methodik: $\rho$ und $V$

Grundsätzlich sieht der R6-Code zwei verschiedene Möglichkeiten der Berücksichtigung der kombinierten thermischen und mechanischen Lasten vor: eine additive Formulierung ( $\rho$ ) und eine multiplikative Formulierung ( $V$ ). In der additiven Formulierung wird zur Bestimmung des sekundären Terms  $K_r^s$  die Größe  $\rho$  addiert.

$$K_r^s = \frac{K^s}{K_{mat}} + \rho \quad (4.7)$$

In der multiplikativen Variante dagegen wird ein Faktor  $V$  multipliziert.

$$K_r^s = \frac{K^s}{K_{mat}} V \quad (4.8)$$

Die multiplikative Variante hat sich gegenüber der additiven durchgesetzt und soll in künftigen Auflagen bevorzugt verwendet werden /BUD 15/. Die Bestimmung der beiden Parameter wird in den folgenden Abschnitten erläutert.

#### 4.2.2 Vereinfachte Methodik

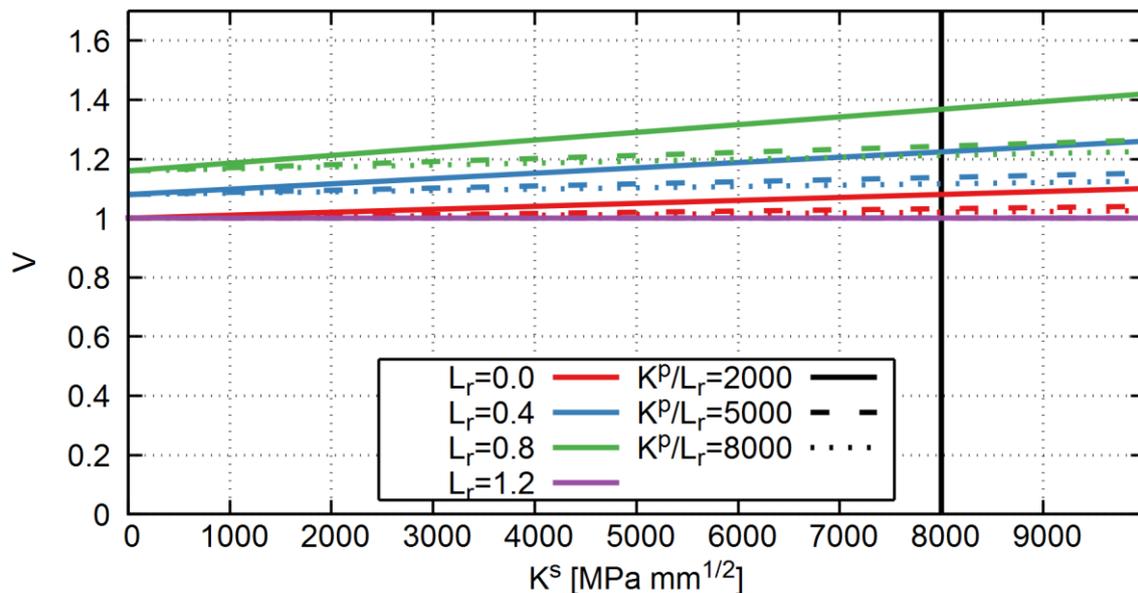
Die vereinfachte Methodik nach der ursprünglichen R6v4 /R6P 01/ (II.6.2) beruht auf einer einfachen Formulierung von  $V$  als Funktion von  $K^S$ ,  $K^P$  und  $L_r$ .

$$V = \begin{cases} 1 + 0,2L_r + 0,02 \frac{K^S}{K^P} (1 + 2L_r) & \text{falls } L_r < L_r^* \\ \frac{K^S}{L_r} & \\ 3,1 - 2L_r & \text{falls } L_r^* < L_r < 1,05 \\ 1 & \text{falls } L > 1,05 \end{cases} \quad (4.9)$$

Der Parameter  $L_r^*$  ergibt sich durch Gleichsetzen der beiden ersten Ausdrücke, der Wert  $K_r^S$  nimmt also im Bereich  $L_r < 1,05$  den kleineren der beiden Werte an. Der Gültigkeitsbereich der Methode ist beschränkt auf kleinere sekundäre Anteile,

$$\frac{K^S}{K^P} \leq 4. \quad (4.10)$$

Der Verlauf von  $V$  mit der Gültigkeitsgrenze ist in Abb. 4.2 dargestellt. Dabei wurde  $L_r$  und das Verhältnis  $K^P/L_r$  in Gleichung (4.9) konstant gehalten und  $K^S$  variiert.



**Abb. 4.2** Verlauf von  $V$  als Funktion des sekundären  $K$ -Faktors für verschiedene Werte von  $L_r$  (Farbe) und  $K^P/L_r$  (Linienart)

### 4.2.3 Detaillierte Methodik

Die detaillierte Methodik zur Bestimmung von  $V$  /R6P 01/ (II.6.4) beruht auf der Bestimmung von  $K_j^s$  und  $\xi$ .

$$V = \frac{K_j^s}{K^s} \xi \quad (4.11)$$

Hierbei ist  $K_j^s$  der Spannungsintensitätsfaktor aus sekundären Lasten, der aus dem  $J$ -Integral bestimmt wird.

$$K_j^s = \sqrt{E'J^s} \quad (4.12)$$

Das  $J$ -Integral kann aus FE-Analysen bestimmt werden, jedoch schlägt der R6-Code auch eine Methodik mit analytischen Methoden vor /R6P 01/ (II.6.5.2). Diese beruht auf einer Berechnung einer effektiven Rissgröße  $a_{KJS}$ .

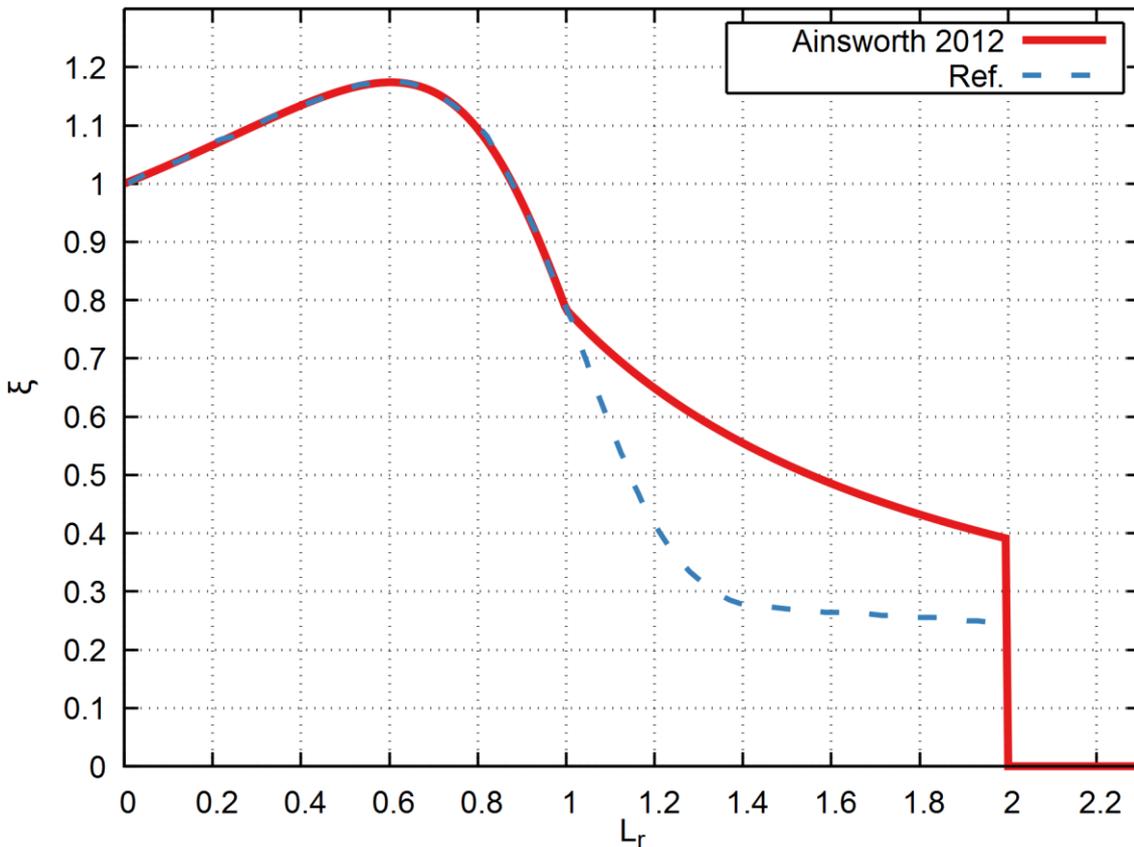
$$a_{KJS} = a + \frac{1}{2\pi\beta} \left( \frac{K^s(a)}{\sigma_y} \right)^2 \quad \text{mit } \beta = \begin{cases} 1 & \text{ebener Spannungszustand} \\ 3 & \text{ebener Dehnungszustand} \end{cases} \quad (4.13)$$

Die Methodik ist für die Fälle  $K_j^s > K^s$  geeignet. Aus der effektiven Rissgröße kann der Spannungsintensitätsfaktor gemäß  $K_j^s = \sqrt{a_{KJS}/a} K^s$  bestimmt werden.

Der Faktor  $\xi$  wiederum ist tabelliert /R6P 01/ (Tab. II.6.3) und kann daraus interpoliert werden. Daneben gibt es jedoch noch eine weitere Formulierung, die alleine auf  $L_r$  beruht /AIN 12/ (S. 22), /BUD 15/ (Gl.(2)).

$$\xi = f(L_r) + 0,42L_r(0,72 + L_r)[f(L_r)]^2 \quad (4.14)$$

Diese Formulierung gilt für Fälle ohne signifikantes elastisches „Follow-Up“ /AIN 12/. Der Verlauf der Funktion  $\xi(L_r)$  ist grafisch in Abb. 4.3 dargestellt und mit der Darstellung in /BUD 15/ (Figure 3) verglichen. Hierbei wurde der  $f(L_r)$ -Verlauf von Abb. 4.1 übernommen. Es zeigt sich eine Abweichung im Bereich  $L_r > 1$ , womöglich wurde in der Referenz eine andere (dort nicht spezifizierte)  $f(L_r)$ -Kurve verwendet.



**Abb. 4.3** Verlauf von  $\xi(L_r)$  und Vergleich mit der Darstellung in /BUD 15/

### 4.3 Methodik nach AFCEN

Die französische AFCEN-Methode der RCC-MRx bzw. RSE-M Codes ist in /CHA 15b/ beschrieben. Im Folgenden ist die Terminologie der R6-Konvention angepasst.

#### 4.3.1 Rein primäre Lasten

Für allein primäre Lasten ergibt sich eine Formulierung mit zwei Optionen: CLC (Corrected Limit Load) und CEP (Elastic-Plastic Stress), von denen CLC nahe am R6-Code ist.

$$J^p = J_{el}^p \left[ E \frac{\epsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} + \Psi_{RSEM} \right] \quad (4.15)$$

Für die Bestimmung der Parameter  $\Psi_{RSEM}$  sowie  $\epsilon_{ref}$  und  $\sigma_{ref}$  gibt es verschiedene Optionen, die nach ihren englischen bzw. französischen Bezeichnungen MLL/CLC ("Modified Limit Load Option") sowie EPS/CEP ("Elastic-Plastic Stress Option") bezeichnet werden. Die Korrektur der plastischen Zone  $\Psi_{RSEM}$  ergibt sich demnach durch

$$\Psi_{RSEM} = \begin{cases} \frac{1}{2} \frac{L_r^2}{1 + L_r^2} & \text{MLL/CLC} \\ 0 & \text{EPS/CEP} \end{cases} \quad (4.16)$$

Die Referenzspannung  $\sigma_{ref}$  wird für die CLC-Option nach folgendem Ausdruck berechnet.

$$\sigma_{ref} = L_r \sigma_y \quad (4.17)$$

Die zugehörige Referenzdehnung ergibt sich für rein primäre Lasten aus der realen Spannungs-Dehnungs-Kurve  $\epsilon_{ref} = \epsilon(\sigma_{ref})$ .

### 4.3.2 Rein sekundäre Lasten

Bei rein sekundären Lasten (im Code sind thermische Gradienten spezifiziert) ist die Formulierung gegeben durch

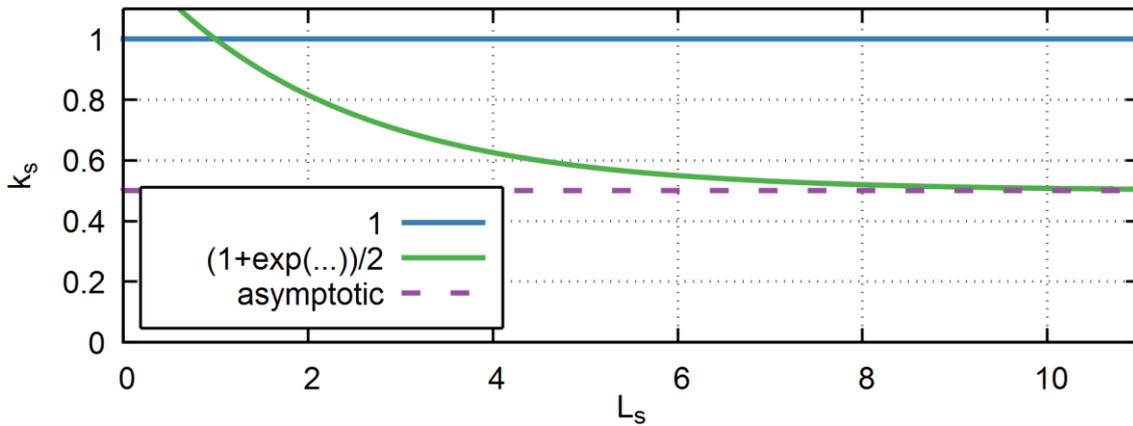
$$J^s = J_{el}^s \left[ \frac{\sigma^s}{\sigma_{el}^s} \right]^2 \left[ E \frac{\epsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} + \Psi_{RSEM} \right] = J_{el}^s k_s^2 \quad (4.18)$$

Zur Bestimmung des Parameters  $k_s$  gibt es wiederum mehrere Optionen. In sie gehen spezifische numerische Werte des Codes ein, die von Rissform und Struktur abhängen. Neben der Option, eine FE-Berechnung zu nutzen, erlaubt eine zweite Option eine analytische Bestimmung von  $k_s$ .

$$k_s = \frac{\sigma^s}{\sigma_{el}^s} \sqrt{\frac{E \epsilon_{ref}^s}{\sigma_{ref}^s}} \quad (4.19)$$

Die elastisch-plastische Korrektur bei thermischen Lasten  $k_s$  kann berechnet werden durch den Ausdruck

$$k_s = \min \left\{ 1 ; \frac{1 + \exp(-0,46(L_s - 1))}{2} \right\} \quad (4.20)$$



**Abb. 4.4** Verlauf der einzelnen Funktionen bei der Berechnung von  $k_s$

Hierbei ist der Parameter  $L_s$  bestimmt durch

$$L_s = \frac{3E\alpha}{4(1-\nu)S_0} \left[ \frac{\Delta T_1}{2} + \Delta T_2 \right] f\left(\frac{a}{t}\right) \quad (4.21)$$

Hier gehen der thermische Ausdehnungskoeffizient und die Temperaturentwicklungskoeffizienten  $\Delta T_{1,2}$  ein.

$$T\left(u = \frac{r - r_i}{t}\right) = -6 \Delta T_2 \left(u - \frac{1}{2}\right)^2 + \Delta T_1 \left(u - \frac{1}{2}\right) + \frac{\Delta T_2}{2} \quad (4.22)$$

Die Koeffizienten stehen im Zusammenhang mit einer Polynomentwicklung der radialen Temperaturverteilung, wie sie in PROST erfolgt.

$$T(u) = \sum_{n=0}^N t_n u^n \quad (4.23)$$

Durch Vergleich der Koeffizienten ergibt sich die entsprechende Relation zwischen den unterschiedlichen Entwicklungskoeffizienten.

$$\begin{aligned} t_0 &= -\Delta T_2 - \frac{\Delta T_1}{2} \\ t_1 &= 6\Delta T_2 + \Delta T_1 \\ t_2 &= -6 \Delta T_2 \end{aligned} \quad (4.24)$$

Der Parameter  $S_0$  ist implizit über die Spannungs-Dehnungs-Kurve definiert.

$$\epsilon_{el}(S_0) = \epsilon_{pl}(S_0) \quad (4.25)$$

Die Funktion  $f(a/t)$  ist tabellarisch gegeben und hängt neben der relativen Risstiefe auch vom Auswertepunkt und von der Rissorientierung ab, siehe Tab. 4.1.

**Tab. 4.1** Funktion  $f(a/t)$  für die Berechnung sekundärer Lasten

	$a/t$	1/30	1/16	1/8	1/4	1/3	2/5	1/2
Umfangsriss	Tiefpunkt	1	1,06	1,10	0,86	0,63	0,54	0,54
	Oberfläche	1,6	1,6	1,6	1,6	1,6	1,6	1,6
Längsriss	Tiefpunkt	1	1,06	1,10	0,75	0,54	-	-
	Oberfläche	1,1	1,1	1,1	1,1	1,1	-	-

### 4.3.3 Kombinierte Lasten

Bei kombinierten thermischen und mechanischen Lasten berechnet sich das J-Integral aus einer Kombination der Quadratwurzeln der Terme nach Gleichungen (4.15) und (4.18), die ja proportional zum Spannungsintensitätsfaktor sind.

$$J = \left( \sqrt{J^p} + k_s^* \sqrt{J_{el}^s} \right)^2 \quad (4.26)$$

Hierbei ist der Parameter

$$k_s^* = \begin{cases} k_s & \text{falls } L_r \leq 0,5 \vee L_r(p=0) \leq 2\tilde{p} \\ 1 - \frac{2\tilde{p}}{L_r(p=0)} (1 - k_s) & \text{sonst} \end{cases} \quad (4.27)$$

Hierbei ist der Parameter  $\tilde{p}$  definiert als

$$\tilde{p} = \frac{\sqrt{3} r_m p}{2 t \sigma_y} \quad (4.28)$$

## 4.4 Anwendungsfälle

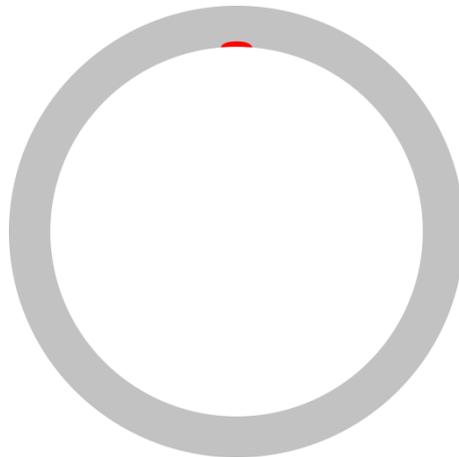
### 4.4.1 Vollumfangsriss unter thermischer Last

Dieser Fall entspricht BENCH-KJ Task 2 Case C13 /MAR 12/. Ein Hohlzylinder mit einem Außendurchmesser von 1320 mm und eine Wanddicke von 60 mm trägt einen Vollumfangsriss der Tiefe 12 mm (20 %). Ein linearer Temperaturgradient liegt an, der von der Innen- zur Außenseite zu einer Temperaturdifferenz  $\Delta T_1 = 357,6 \text{ }^\circ\text{C}$  führt. Die Referenzlösung ist

$$J = 39,89 \text{ kJ/m}^2 \quad (4.29)$$

### 4.4.2 Halbelliptischer Riss unter rein thermischer Last

Dieser Fall entspricht BENCH-KJ Task 2 Case 22. In einem Rohr mit Innenradius 270 mm und einer Wandstärke  $t$  von 60 mm ist ein halbelliptischer Oberflächenriss in Umfangsrichtung der Tiefe 7,5 mm, d. h.  $t/8$ . Die halbe Risslänge beträgt 22,5 mm, d. h.  $c/a = 3$ , was einem halben Risswinkel von  $4,77^\circ$  entspricht. Die Geometrie ist in Abb. 4.5 dargestellt.

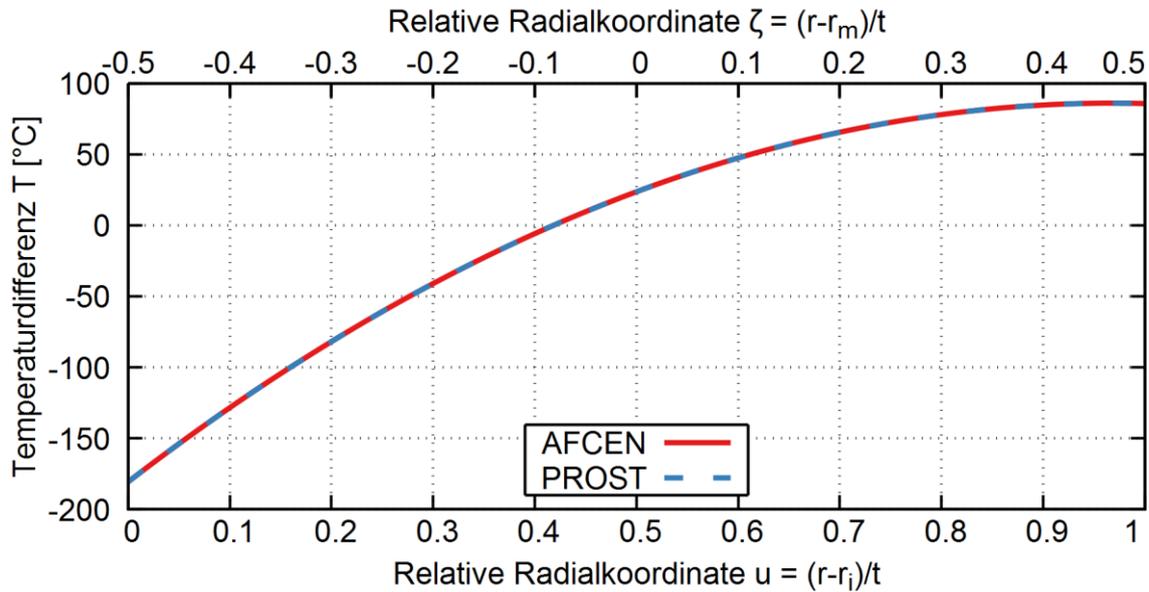


**Abb. 4.5** Vergleich von Riss- (rot) und Rohrleitungsgröße im Beispiel C22

Die Temperaturverteilung entspricht einem Anstieg der Werkstofftemperatur um ca.  $250 \text{ }^\circ\text{C}$  von der Innen- zur Außenseite. Die Koeffizienten des Temperaturverlaufs sind in Tab. 4.2 aufgeführt, grafisch dargestellt ist er in Abb. 4.6.

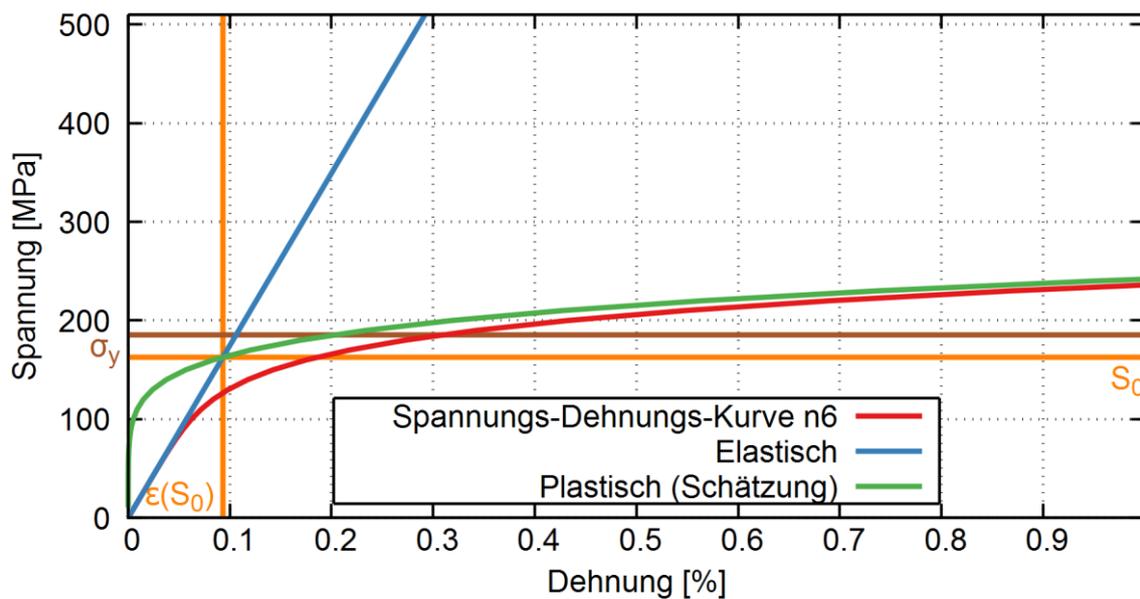
**Tab. 4.2** Temperaturkoeffizienten des maximalen Temperaturgradienten im Fall C22 [°C]: -180,6337; 550,8022; -284,3022 (PROST-Eingabeformat)

$\Delta T_1$	$\Delta T_2$	$t_0$	$t_1$	$t_2$
266,5	47,3837	-180,6337	550,8022	-284,3022



**Abb. 4.6** Temperaturverteilung bei Maximallast im Fall C22

Der Werkstoff ist der sogenannte n6-Fall des Bench-KJ. Ein Ausschnitt aus der Spannungs-Dehnungs-Kurve mitsamt den elastischen und plastischen Anteilen sowie der Streckgrenze  $\sigma_y$  ist in Abb. 4.7 gegeben.



**Abb. 4.7** Werkstoff n6: Spannungs-Dehnungs-Diagramm

Die Referenzlösung ist in der Bench-KJ-Aufgabenstellung als J-Integral gegeben. Auch die Umrechnung in einen elastischen K-Faktor ist in Tab. 4.3 dargestellt.

**Tab. 4.3** Referenzlösung für den Bench-KJ-Fall C22

Lastfaktor		0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
$J$	[kJ/m <sup>2</sup> ]	1,84	5,72	10,35	15,46	20,89
$K_{el}$	[MPa mm <sup>1/2</sup> ]	594,34	1047,91	1409,60	1722,78	2002,60

Die Aufgabe eignet sich auch, um Zwischenergebnisse des AFCEN-J zu prüfen. So ist die charakteristische Spannung  $S_0$  im Diagramm Abb. 4.7 grafisch bestimmbar, als Schnittpunkt der elastischen und der plastischen Kurve.

**Tab. 4.4** Zwischenergebnisse des AFCEN-Code-J-Integrals (maximale Last)

	$S_0$ [MPa]	$f(a/t)$	$L_s$	$k_s$	$K_{el}$ [MPa mm <sup>1/2</sup> ]	$J_{el}$ [kJ/m <sup>2</sup> ]	$J^s$ [kJ/m <sup>2</sup> ]
Tiefpunkt	162	1,1	4,15	0,618	3138,4	51,31	19,53
Oberfläche		1,6	6,04	0,549	2483,7	32,13	9,69

Die Ergebnisse nach der R6-Berechnung sowie die Berechnung nach AFCEN können mit dem Referenzergebnis aus /MAR 12/ verglichen werden. Die verschiedenen Ergebnisse für J mit PROST für den tiefsten Punkt im Riss werden in Abb. 4.8 dargestellt und entsprechend verglichen. Die Übereinstimmung der PROST/AFCEN-Werte mit der Referenz aus dem BENCH-KJ-Bericht wird deutlich. Es fällt des Weiteren die gute Übereinstimmung der K-Faktoren nach IWM und R6 ins Auge. Die J-Berechnung nach R6/Ainsworth dagegen geht in die falsche Richtung und führt zu einem vergrößerten J anstatt zu einem verkleinerten, verglichen mit der linear-elastischen Annahme. Als Vergleich (mit p+s no  $\rho$  gekennzeichnet) wurde ein Ansatz, bei dem auf eine Korrektur der Summe von primären und sekundären K-Faktoren verzichtet wurde.

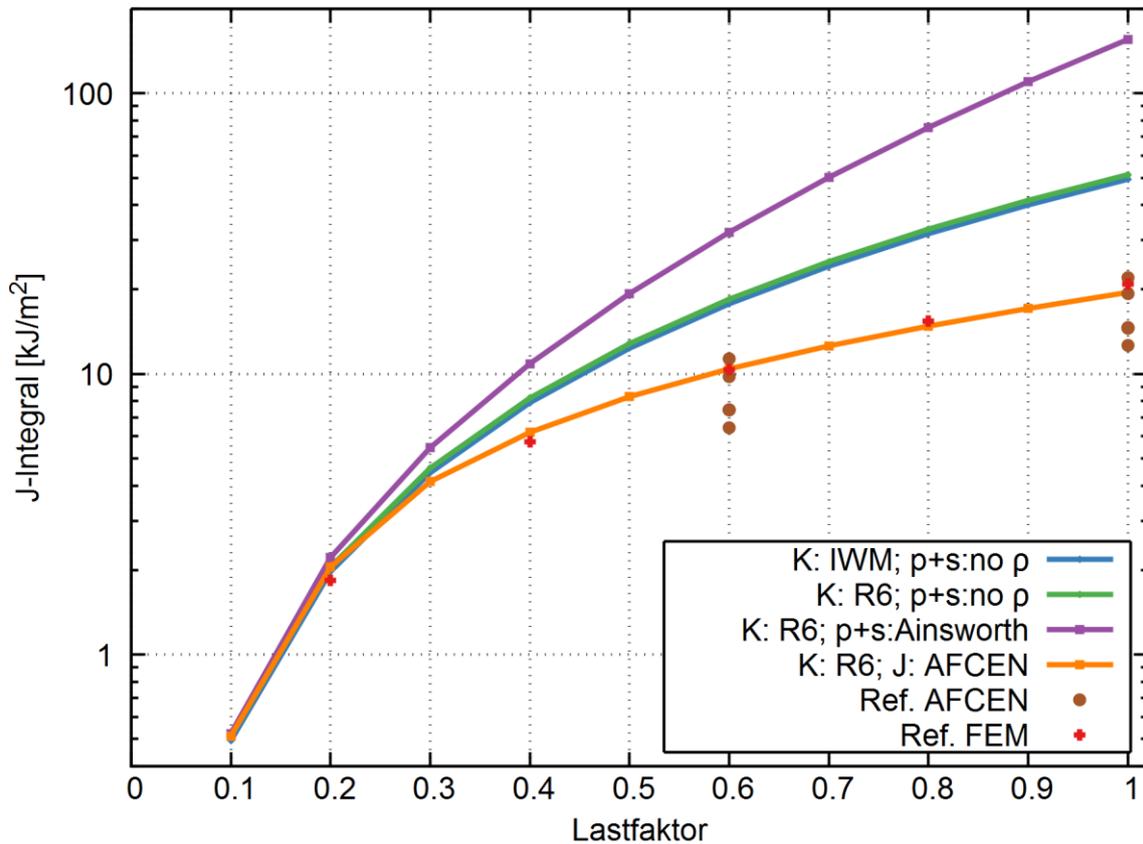


Abb. 4.8 J-Integral als Funktion der Last für C22

#### 4.4.3 Vollumfangriss unter kombinierter thermischer und mechanischer Last

Als Beispiel für einen komplexeren Lastfall wird der Testfall C29 ausgewählt. Die Geometrie der Rohrleitung und der Werkstoff entsprechen C22 (vgl. Abschnitt 4.4.2), jedoch liegt ein Vollumfangriss der Tiefe 20 % (12 mm) vor.

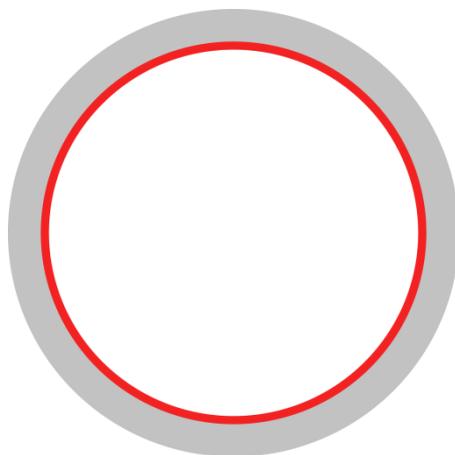


Abb. 4.9 Riss und Rohrleitung im Testfall C29

Ein interessanter Aspekt ist auch der erste Teil des Lastanstiegs, bei dem zunächst nur ein Innendruck aufgebracht wird. Der mit Referenzwert dokumentierte Punkt bei maximalem Innendruck und ohne Temperaturgradient stellt somit einen Testfall für die Methode bei rein primären Lasten dar. Zwischenergebnisse sind in Tab. 4.5 dargestellt.

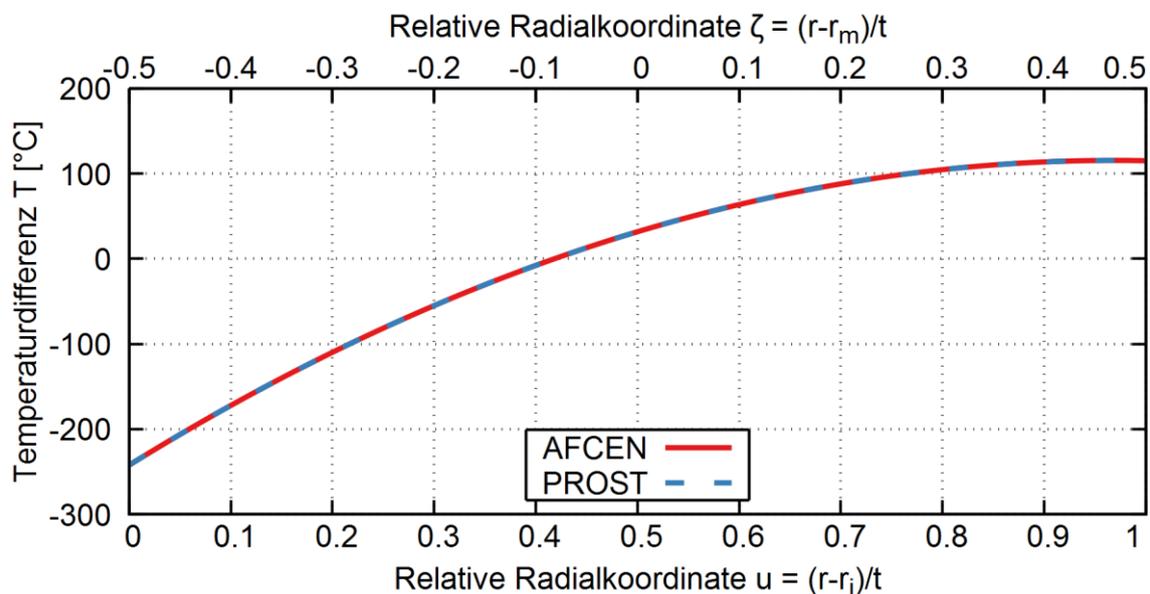
**Tab. 4.5** Zwischenergebnisse des AFCEN-J bei rein primärer Last: Maximaler Innendruck 32 MPa des Testfalls C29

$K$ [MPa mm <sup>1/2</sup> ]	$J_{el}$ [kJ/m <sup>2</sup> ]	$L_r$ [-]	$\sigma_{ref}$ [MPa]	$\epsilon_{ref}$ [%]	$\Psi_{RSEM}$ [-]
480	1,200	0,866	160,3	0,175	0,214

Die Temperaturverteilung in der Wand dagegen unterscheidet sich von dem Testfall C22. Die Temperaturkoeffizienten sind in Tab. 4.6 aufgelistet, eine Darstellung des Verlaufs findet sich in Abb. 4.10.

**Tab. 4.6** Temperaturkoeffizienten des maximalen Temperaturgradienten im Fall C29 [°C]: -242,25 ; 738,7; -381,27 (PROST-Eingabeformat)

$\Delta T_1$	$\Delta T_2$	$t_0$	$t_1$	$t_2$
357,4	63,55	-252,25	738,7	-381,27



**Abb. 4.10** Temperaturverlauf für den Fall C29

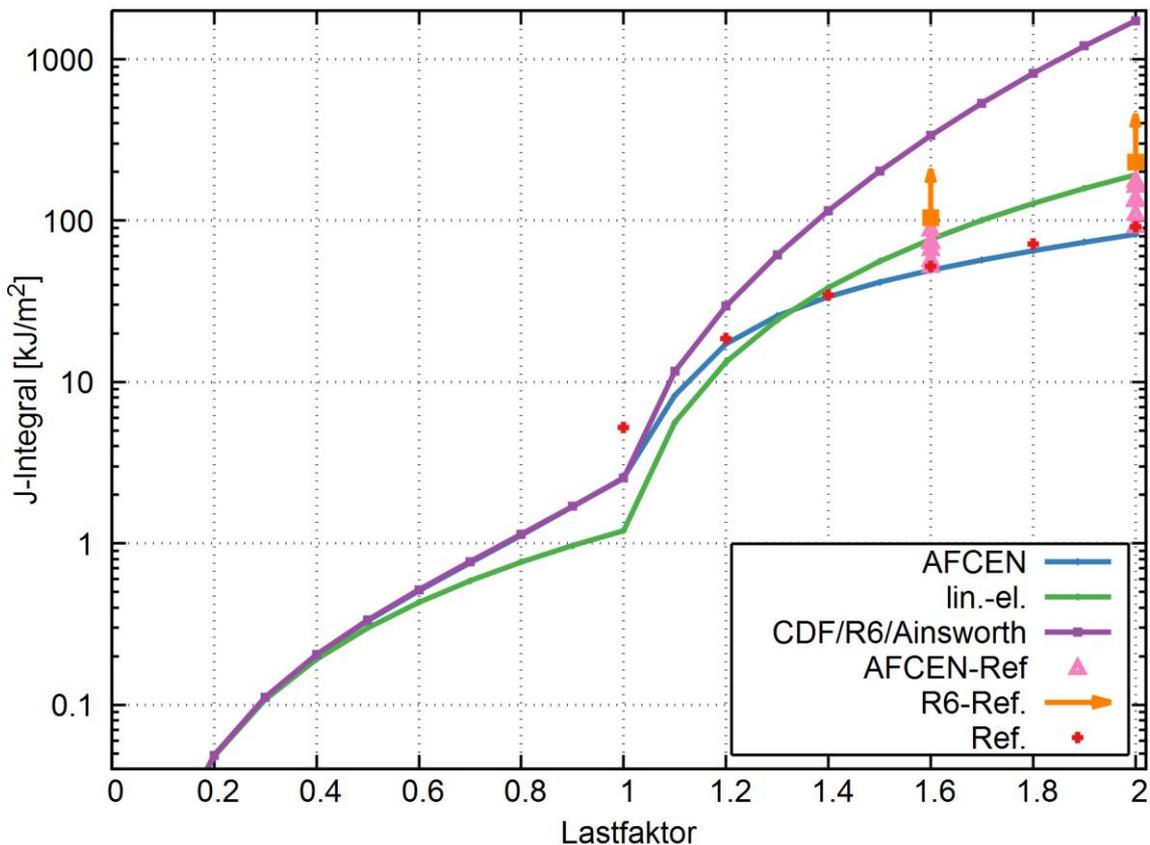
Ein interessanter Fall ist auch die Analyse der Zwischenergebnisse der Ainsworth-Methode bei voller Druck- und Temperaturstufe. Es sei daran erinnert, dass die

Maximallasten in BENCH-KJ sehr groß sind und die R6-basierten Methoden dort an ihre Grenzen stoßen.

**Tab. 4.7** Zwischenergebnisse der Ainsworth-Methode bei Maximallast im Fall C29

$K^P$ [MPa mm <sup>1/2</sup> ]	$K^S$ [MPa mm <sup>1/2</sup> ]	$a_{KJS}$ [mm]	$K_J^S$ [MPa mm <sup>1/2</sup> ]	$L_r$ [-]	$f(L_r)$ [-]	$\xi$ [-]	$K$ [MPa mm <sup>1/2</sup> ]	$J$ [kJ/m <sup>2</sup> ]
480	5592	63,4	11497	0,866	0,687	0,959	12526	1730

Der Verlauf des J-Integrals für die nacheinander wachsende mechanische und thermische Last ist in Abb. 4.11 dargestellt. Die PROST-Rechnungen für eine linear-elastische Annahme ist mit den AFCEN- und den Ainsworth-Ergebnissen verglichen. Die Übereinstimmung der AFCEN-Ergebnisse mit den Referenzergebnissen ist überzeugend. Die Ainsworth-Methode führt wie im Fall C22 zu einer deutlichen Überschätzung des J-Integrals auch bei kombinierten Lasten – die Referenzergebnisse nach R6 im Bench-KJ-Bericht schneiden bei 200 % bzw. 250 % ab.



**Abb. 4.11** J-Integral als Funktion der Last für den Fall C29



## 5 Eigenspannungen

### 5.1 Einführung

Zur Berücksichtigung von Eigenspannungen infolge von Schweißprozessen bei der Bewertung der Initiierung, des Wachstums und der Stabilität von Rissen und rissartigen Lecks wurden die in Abb. 5.1 enthaltenen Bezeichnungen eingeführt.

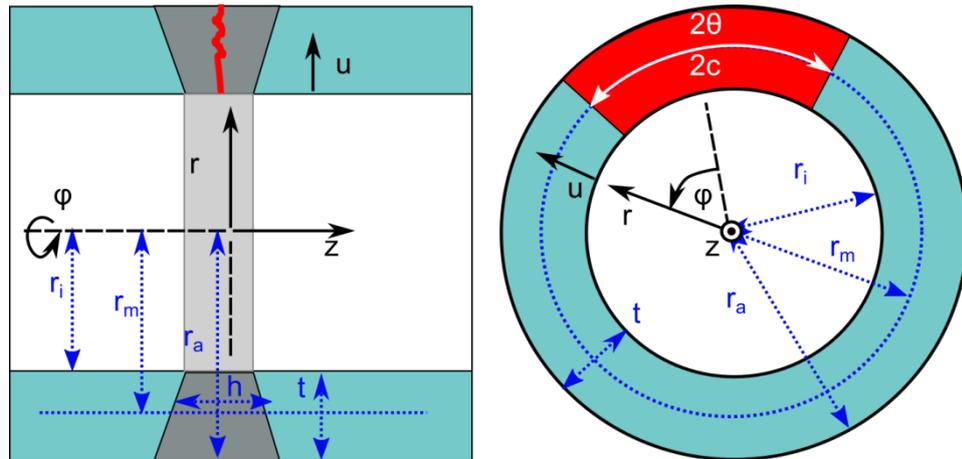


Abb. 5.1 Bezeichnungen der Schweißnaht-Geometrie

### 5.2 Schweißnahteigenspannungsprofile

Eigenspannungsprofile werden in /ZAN 09/, /CRO 10/ und /BON 16/ behandelt. Für Lecks in Rohrleitungen sind besonders Eigenspannungsprofile in Zylinderschalen relevant.

Nach /BON 16/ werden die Spannungen in axialer Richtung ( $\sigma_a$ ) und in Umfangsrichtung ( $\sigma_c$ ) gut mit Polynomen 5. Grades beschrieben.

$$\sigma = S_r C_T \sum_{i=0}^5 c_i \left(\frac{u}{t}\right)^i \quad (5.1)$$

Hierbei ist  $S_r$  die Streckgrenze des Grundwerkstoffs bei Raumtemperatur und  $C_T$  ein Faktor, der für die Umfangsspannung die Betriebstemperatur berücksichtigt.

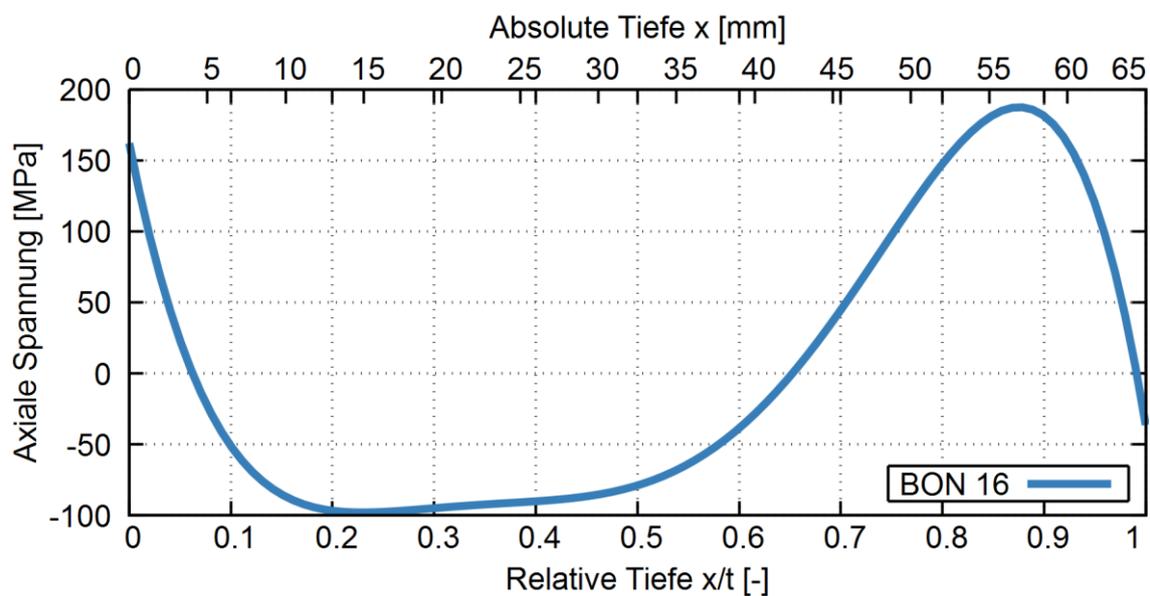
$$c_T = \begin{cases} 1 & \text{für Axialspannung} \\ -\frac{3}{5320}T + \frac{269}{266} & \text{für Umfangsspannung} \end{cases} \quad (5.2)$$

In /BON 16/ sind Koeffizienten für Schweißnähte von austenitischen Stählen aufgeführt. Für zwei Wanddicken sind diese in Tab. 5.1 dargestellt. Für die eine Wanddicke ist die Axialspannung außerdem in Abb. 5.2 grafisch aufgetragen.

**Tab. 5.1** Polynomkoeffizienten für Schweißnahtzugspannungen nach /BON 16/

Obere Zeile: Umfangsspannung, untere Zeile: Axialspannung

t [mm]	c <sub>0</sub>	c <sub>1</sub>	c <sub>2</sub>	c <sub>3</sub>	c <sub>4</sub>	c <sub>5</sub>
6,0	+0,63983	-0,5842	+5,3703	-8,4527	-1,4992	+4,3204
	+1,08	-2,4157	+16,907	-58,2	+64,605	-23,274
65,0	0,30363	1,4197	30,508	-127,86	187,51	-91,346
	1,1503	-25,678	135,25	-335,57	391,81	-167,22



**Abb. 5.2** Axialspannung einer 65 mm dicken Schweißnaht für einen Grundwerkstoff mit einer Streckgrenze von 141 MPa

## 5.3 Spannungsfintensitätsfaktor

### 5.3.1 Analytische Formulierungen für polynomiale Spannungsverläufe

Zur Berechnung des Einflusses von Eigenspannungsprofilen sind Methoden erforderlich, die für die Berechnung von Spannungsfintensitätsfaktoren  $K$  bei Spannungsverteilungen, wie in Gleichung (5.1) angegeben, geeignet sind. Dies ermöglichen die Verfahren nach IWM /BUS 95/ und R6 /R6 01/, die eine radiale Spannungsverteilung von

$$\sigma = \sum_{i=0}^3 s_i \left(\frac{u}{a}\right)^i \quad (5.3)$$

annehmen. (Zusätzliche Anteile beider Formulierungen, die sich auf weitere Lastanteile beziehen, werden hier nicht weiter betrachtet.) Der Vergleich der Koeffizienten der Gleichungen (5.1) und (5.3) liefert

$$s_i = S_r C_T c_i \left(\frac{a}{t}\right)^i \quad (5.4)$$

Hierbei ist zu beachten, dass die analytischen Formulierungen für  $K$  lediglich ein Polynom 3. Ordnung berücksichtigen, während die Modellierung z. B. gemäß /BON 16/ ein Polynom 5. Ordnung berücksichtigen. Die Anwendung der  $K$ -Faktoren nach IWM oder R6 erfordern daher sinnvollerweise eine angepasste Polynomdarstellung.

$$\sigma = S_r C_T \sum_{i=0}^3 d_i \left(\frac{u}{t}\right)^i \quad (5.5)$$

Diese Anpassung kann auf mehrere Arten erfolgen. Zum einen kann die Entwicklung der Axialspannung als Polynom einfach nach dem dritten Glied abgebrochen werden.

$$d_i = \begin{cases} c_i & 0 \leq i \leq 3 \\ 0 & i > 3 \end{cases} \quad (5.6)$$

Zum anderen können manuell vier Punkte  $(x_i, y_i)$  definiert werden, für die  $\sigma(x_i = u/t) = y_i$  erfüllt sein soll. Das Polynom kann dann geschrieben werden als

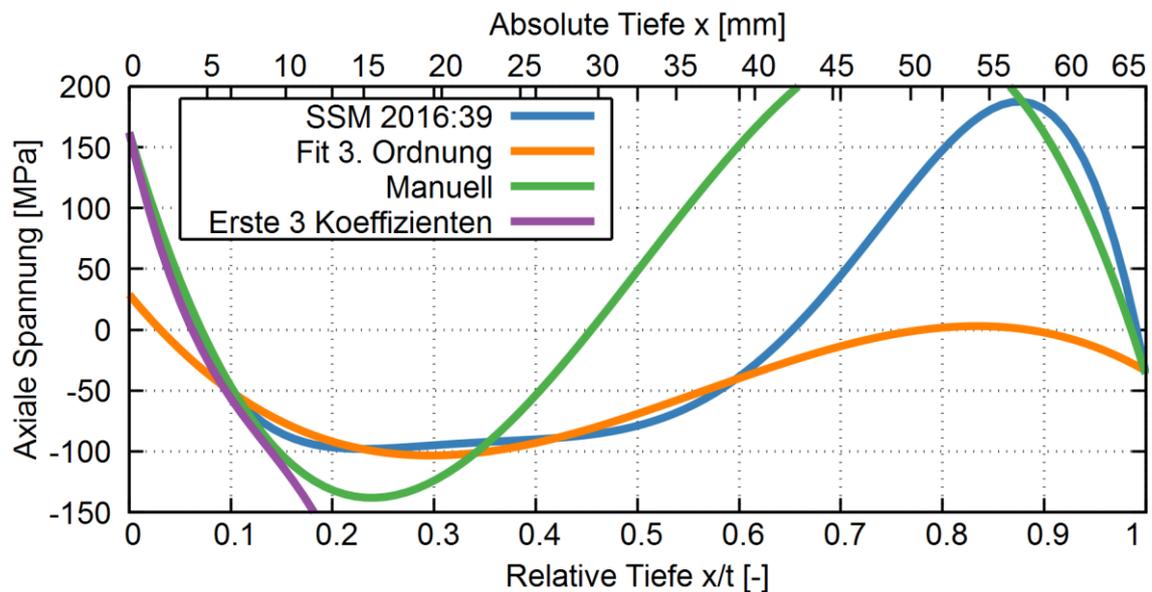
$$\sigma(x) = \sum_{i=0}^3 y_i \prod_{j \neq i} \frac{x - x_j}{x_i - x_j} \quad (5.7)$$

Als dritter Vorschlag zur Bestimmung eines Ersatzpolynoms sei ein Fit mit der Methode der kleinsten Quadrate vorgeschlagen.

Beispielhaft wurden die drei vorgeschlagenen Verfahren dem in Abb. 5.2 dargestellten Spannungsverlauf angepasst. Die resultierenden Koeffizienten des Fittings sind in Tab. 5.2 aufgeführt, und in Abb. 5.3 sind diese Anpassungen eines Polynoms grafisch dargestellt.

**Tab. 5.2** Koeffizienten eines gefitteten Polynoms 3. Grades zum Fall aus Tab. 5.1 (Wandstärke 65 mm, Axialspannung)

$c_0$	$c_1$	$c_2$	$c_3$
0,205	-7,185	16,437	-9,696



**Abb. 5.3** Approximation des Spannungsverlaufs durch ein Polynom 3. Grades

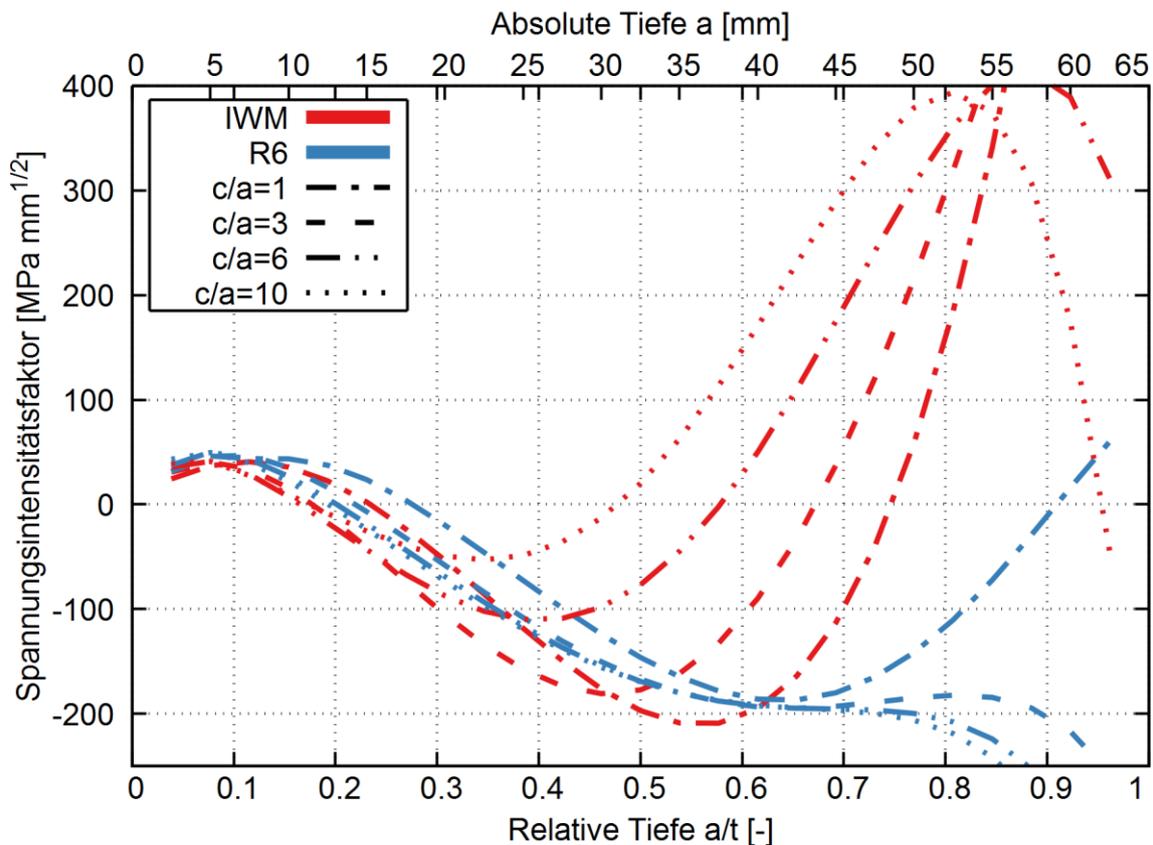
Der Vergleich zeigt, dass die Anpassungen sehr unterschiedlich ausfallen. Der Fit zeigt in weiten Bereichen einen ähnlichen Trend wie die anzupassenden Funktionen. Die

manuelle Anpassung (angepasst wurden die Endpunkte sowie die beiden sichtbaren Schnittpunkte) dagegen weist bis  $x/t \approx 0.12$  eine gute Übereinstimmung auf, zeigt aber in der Mitte der Wand deutliche Abweichungen. Der Abbruch des Polynoms führt sogar zu einem Verlauf, der nur in diesen ersten 12 % der Wanddicke zufriedenstellend ist.

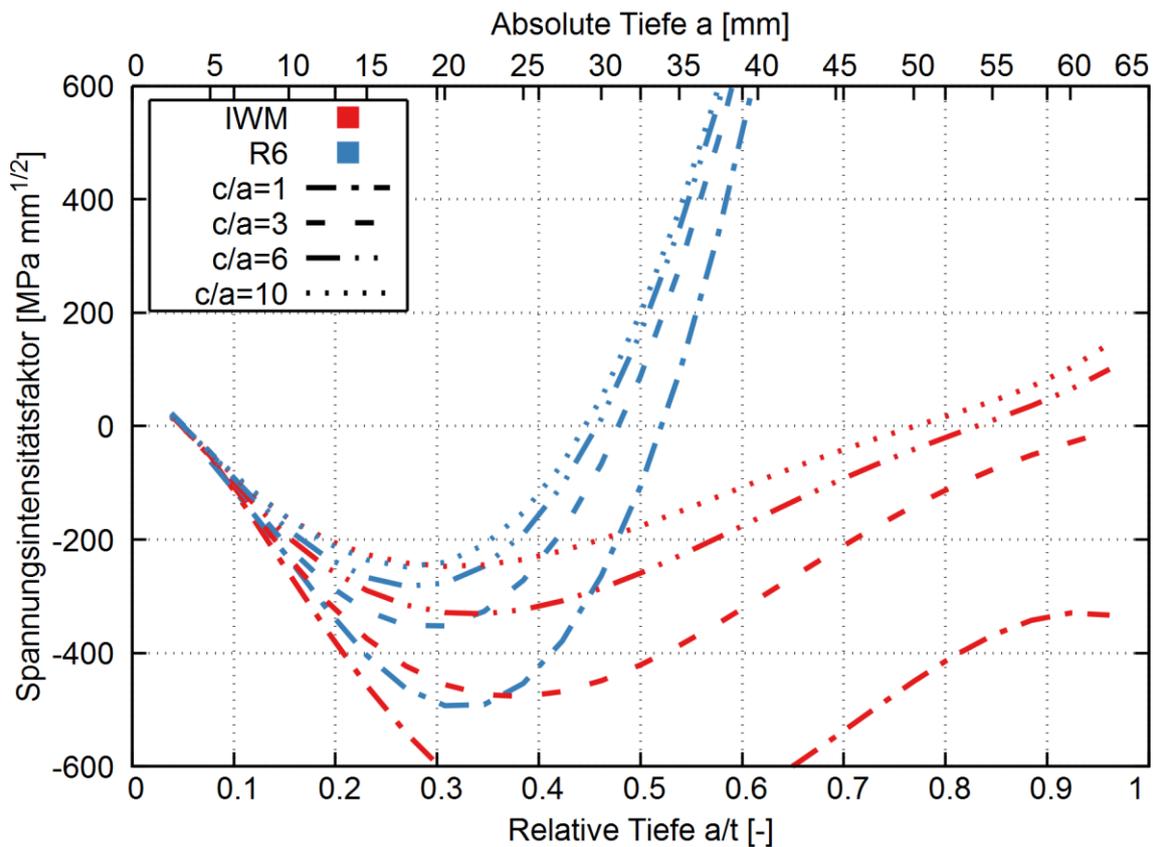
### 5.3.2 Oberflächenriss-Phase

Eigenspannungen beeinflussen auch das Wachstum eines Oberflächenrisses hin zum Leck, indem sie die Rissform beeinflussen. Dies wurde zum Beispiel in /BER 95/ aufgezeigt. Aus diesem Grund werden hier die Spannungsintensitätsfaktoren für eine entsprechende Spannungsverteilung berechnet. Der Vorteil ist zudem, dass die Verfahren nach R6 und nach IWM miteinander verglichen werden können.

Zur Untersuchung werden halb elliptische Umfangsrissen in einem Zylinder mit Wandstärke 65 mm und Innenradius 370 mm postuliert. Die Tiefe  $a$  und das Rissgrößenverhältnis  $c/a$  wird variiert. Die Ergebnisse sind in Abb. 5.4 und Abb. 5.5 dargestellt.



**Abb. 5.4**  $K$ -Faktoren an der Oberfläche von halb elliptischen Rissen



**Abb. 5.5**  $K$ -Faktoren am tiefsten Punkt von halbelliptischen Rissen

Die  $K$ -Faktoren an der Oberfläche und am tiefsten Punkt nach IWM und nach R6 weisen alle im Bereich bis ca. 20 % Wanddicke einen gleichen Verlauf auf. Für tiefere Risse entwickeln sich dann deutliche Abweichungen.

### 5.3.3 Spannungsfaktoren von Durchrissen

Der Spannungsfaktor von Durchrissen in Zylinderschalen ist in verschiedenen Arbeiten in analytischen Formulierungen ausgearbeitet, vgl. z. B. /ALL 98/, /SHI 14/. Dabei werden Schweißnahteigenspannungen in der Formulierung für wanddurchdringende Risse jedoch nicht berücksichtigt, sondern lediglich Membranspannung und globales Biegemoment betrachtet. Die in /OH 12/ vorgestellte Methode stellt eine Möglichkeit dar, mit solchen Lasten auch den Einfluss der Eigenspannungen zu berücksichtigen, stellt jedoch auch eine grobe Vereinfachung dar. In /ZAN 09/ werden die  $K$ -Faktoren von Durchrissen in Rohren mit FEM berechnet. Eine analytische Formulierung für Spannungsfaktoren von azimutalen Durchrissen in Zylinderschalen entstammt /ZAN 97/, die hier verwendet werden soll.

Der SINTAP-Ansatz /ZAN 97/ nimmt als Spannungsverteilung ein Polynom vierter Ordnung in der radialen Koordinate an. Damit enthält es eine Potenz mehr als die IWM-Methode.

$$\sigma(x) = \sum_{i=0}^4 \sigma_i \left(\frac{u}{t}\right)^i \quad (5.8)$$

Zusätzlich wird ein Biegemoment angenommen. Die maximale Biegespannung wird mit  $\sigma_5$  bezeichnet; zusammen mit den radialen Polynomkoeffizienten ergibt sich der sechskomponentige  $\sigma$ -Vektor von Koeffizienten. Der Spannungsintensitätsfaktor  $K_I$  ergibt sich aus

$$K_I = \sqrt{\pi c} \sum_{i=0}^5 \sigma_i F_i. \quad (5.9)$$

Der SINTAP-Bericht enthält die Koeffizienten  $F_i$  für fünf ausgewertete Punkte entlang der Rissfront, die den Punkten

$$\frac{u}{t} \in \left\{0, \frac{1}{4}, \frac{1}{2}, \frac{3}{4}, 1\right\} \quad (5.10)$$

entsprechen. Es werden Zylinder mit fünf verschiedenen Verhältnissen von Wanddicke  $t$  zu Innenradius  $r_i$  berechnet.

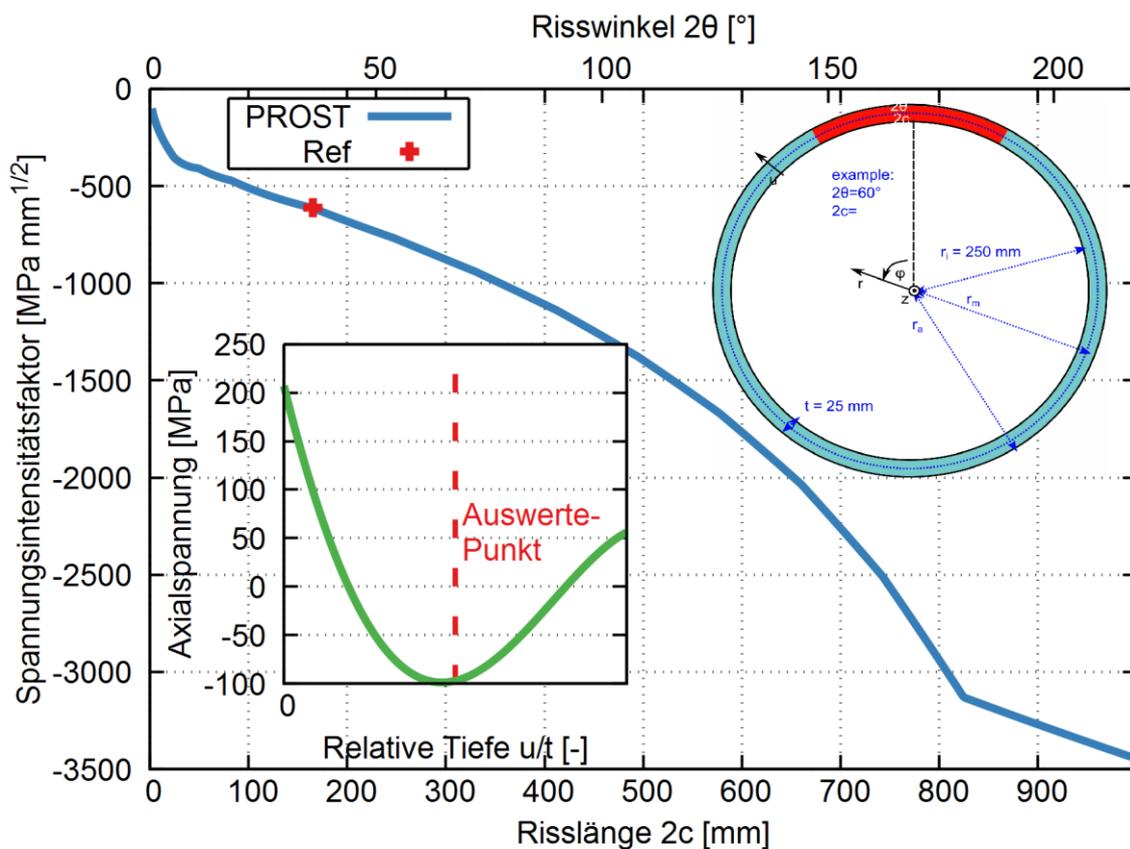
$$\frac{t}{r_i} \in \{0,2; 0,1; 0,05; 0,02; 0,01\} \quad (5.11)$$

Für diese Matrix von  $(i, u/t, t/r_i)$ -Werten ist jeweils  $F$  für verschiedene Risslängen  $c$  bzw.  $2\theta/\pi$  berechnet. Hierzu sind zwischen 11 und 14 Punkten angegeben.

In Abb. 5.6 ist der Anwendungsfall aus /ZAN 97/ nachgerechnet. Ein Durchriss in einem Rohr mit Innenradius 250 mm und Wandstärke 25 mm ist durch eine Spannungsverteilung nach /NOR 86/ belastet, die durch die Koeffizienten

$$\sigma_i = 207 \cdot (1; -6,91; 8,69; -0,48; -2,03) \quad (5.12)$$

beschrieben ist. Als Auswertepunkt in PROST wird die Mitte ( $u/t = 0,5$ ) gewählt. Der mit PROST berechnete Spannungsintensitätsfaktor für eine variable Lecklänge ist aufgetragen und mit dem Einzelwert verglichen. Die Veranschaulichung der Rohrgeometrie und der Spannungsverlauf sind ebenfalls in der Abbildung enthalten.



**Abb. 5.6** Spannungsintensitätsfaktor als Funktion der Risslänge für das SINTAP-Verfahren nach dem Anwendungsbeispiel aus /ZAN 97/

Der Referenzpunkt wird gut getroffen. Es wird auch deutlich, dass angesichts der erheblichen Unterschiede der Spannung (und der Spannungsintensitätsfaktoren) ein Konzept eines einzigen festen Auswertepunktes wenig hilfreich scheint. Zu Zwecken der Bewertung kann es geeignet sein, den Punkt mit dem maximalen  $K$ -Wert heranzuziehen. Bei Risswachstumssimulationen dagegen ist möglicherweise eine Vorgehensweise wie im VTTBESIT-Code /HEC 16b/ denkbar: Zunächst werden alle Punkte auf ihr

inkrementelles Risswachstum hin untersucht, und daraus resultierend wird eine neue Rissfront gefittet.

### 5.3.4 Spannungsintensitätsfaktor von Vollumfangsrissen

Zusätzlich, um auch den letzten topologischen Risstyp in PROST und damit das volle Analysespektrum des Codes abzudecken, sei an dieser Stelle auch der Vollumfangsriss diskutiert. Hierzu gibt es im AFCEN-Code RSE-M eine Formulierung, die ebenfalls die Spannungsverteilung

$$\sigma(x) = \sum_{i=0}^4 \sigma_i \left(\frac{u}{t}\right)^i \quad (5.13)$$

annimmt. In dem Code wird die K-Faktor-Formulierung

$$K = \sqrt{\pi a} \sum_{i=0}^4 j_i \left(\frac{a}{t}\right)^i \quad (5.14)$$

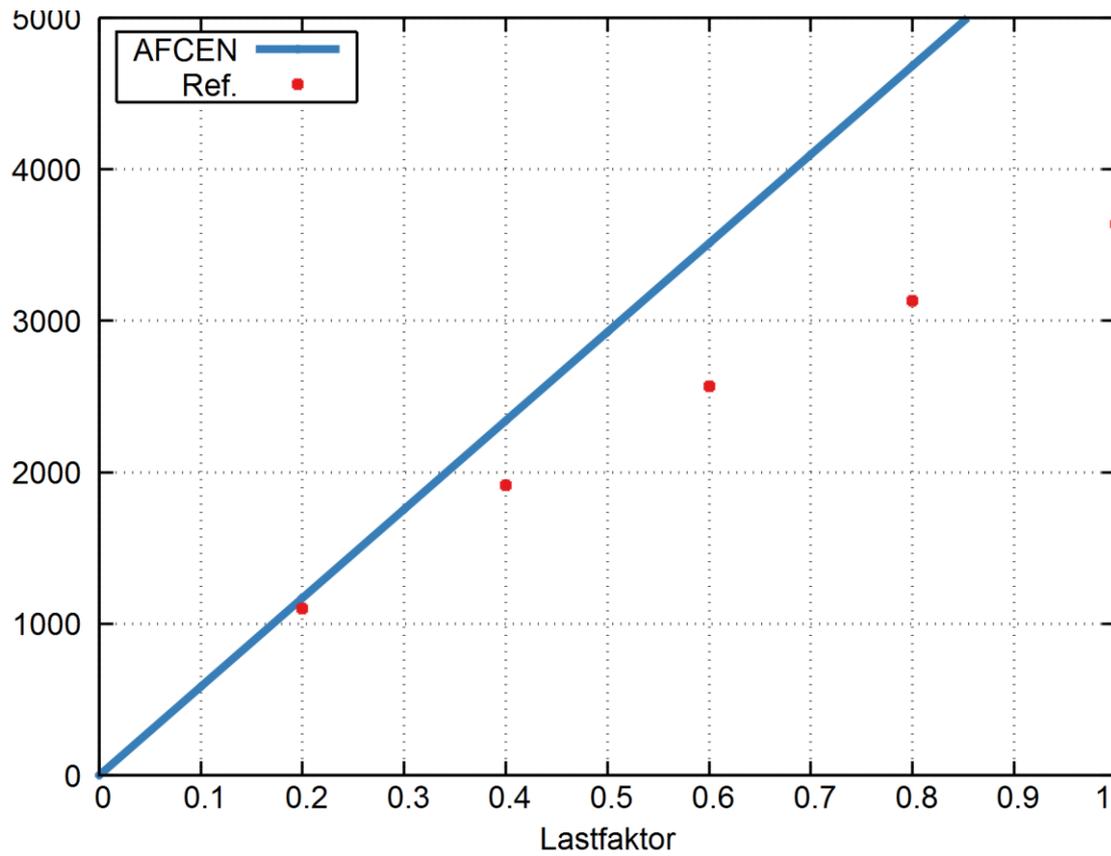
angesetzt. Die Koeffizienten  $j_i$  sind für verschiedene Werte von  $a/t$  und  $t/ri$  tabelliert, die übrigen lassen sich durch Interpolation gewinnen. Zusätzlich kann noch ein Biegemoment berücksichtigt werden.

Als Anwendungsfall eignet sich der BENCH-KJ-Fall C20 bei niedrigen Temperaturgradienten, so dass eine linear-elastische Analyse sinnvoll erscheint. Die Bench-KJ-Temperaturkoeffizienten und die Umrechnung in PROST-Koeffizienten sind in Tab. 5.3 gelistet.

**Tab. 5.3** Temperaturkoeffizienten vom Fall C20 [°C]: -242,0; 737,8; -380,1, Spannungskoeffizienten [MPa]: 1121; -3333; 1717

$\Delta T_1$	$\Delta T_2$	$t_0$	$t_1$	$t_2$	$\sigma_0$	$\sigma_1$	$\sigma_2$
357	63,47	-242,0	737,8	-380,1	1121	-3333	1717

Das Ergebnis dieses Tests ist in Abb. 5.7 dargestellt. Beim kleinsten Lastfaktor (0,2) ist die Übereinstimmung mit der Referenzlösung zufriedenstellend.



**Abb. 5.7** BENCH-KJ-Fall C20: Vergleich des AFCEN-SIF mit der Referenzlösung. Die linear-elastische Lösung sollte nur bei kleinen Lastfaktoren hinreichend genau sein, was bei 0,2 bestätigt wird

## **6 Bewertungsmethodik für geneigte Risse**

### **6.1 Einführung**

#### **6.1.1 Hintergrund**

Die mit Ultraschall identifizierten Rissfelder in den belgischen Anlagen Doel 3 und Tihange 2 (zu den einzelnen Schritten ihrer Entdeckung bietet sich /DUL 16/ an) haben vielfältige Forschungsaktivitäten motiviert. Ein Überblick über die sicherheitstechnische Bedeutung der Anzeigen aus deutscher Sicht ist zum Beispiel in /SCH 17/ gegeben. Hier wird besonders darauf hingewiesen, dass bei wiederkehrender Prüfung der Anzeigen ohne erkennbaren Rissfortschritt von einer ausreichenden Integrität des Reaktordruckbehälters im Normalbetrieb ausgegangen werden kann. Für die besonderen Belastungen im Rahmen von Kühlmittelverluststörfällen, die zu Thermoschockbelastungen der RDB Wand führen können, fehlen jedoch Validierungsarbeiten zu den im Sicherheitsnachweis eingesetzten bruchmechanischen Bewertungsmethoden.

#### **6.1.2 Übersicht über andere Forschungsarbeiten**

Ein Forschungsansatz zur besseren Bewertung von Rissfeldern in entsprechenden Schmiedestücken wurde gemeinsam von der RWTH Aachen und der MPA Universität Stuttgart verfolgt /GAU 17/. Diese Arbeiten kombinieren Versuche mit schädigungsmechanischen Modellen zur Beschreibung der Rissfelder. Parallel dazu wurden auch Versuche zur zerstörungsfreien Prüfmethodik unternommen, bei denen insbesondere die Ableitung der Rissneigung aus den Ultraschall-Daten eine Rolle spielt /JÜN 18/.

Eine Bewertung von laminaren Rissfeldern mit XFEM ist beispielsweise in /DUL 16/ zu finden. Dort liegt der Schwerpunkt auf der Zuordnung von Anzeigen zu bestimmten Rissen und ihrer Bewertung.

### **6.2 Voruntersuchung: Bruchmechanik mit ANSYS Mechanical**

Die Beanspruchung eines Risses in Abhängigkeit seiner Neigung kann auf unterschiedlichen Komplexitätsebenen untersucht werden. Eine schrittweise Annäherung scheint daher sinnvoll. Mögliche Schritte bei einem solchen Vorgehen sind in Tab. 6.1 gezeigt.

**Tab. 6.1** Komplexitätsebenen bei der Untersuchung geneigter Risse

Modellierung	Einfach	Komplex
Struktur	Quader	Zylinderschale
Werkstoffverhalten	Linear-elastisch	Elastisch-plastisch
Rissgeometrie	Kreisförmig	Elliptisch
Last	Einachsige Spannungen	Innendruck, Temperaturgradient

In den nächsten Abschnitten wird die Komplexität schrittweise gesteigert.

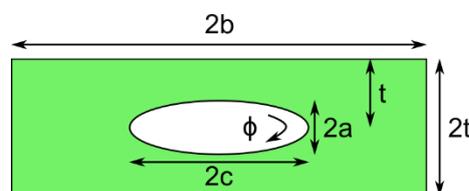
### 6.2.1 Testbeispiel

Als einfaches Testbeispiel für eine Prüfung der Funktionalität wurde ein Beispiel ausgewählt, für das eine analytische Lösung für den Mode-I Faktor vorliegt.

Der innenliegende Kreisriss ist unter der Bezeichnung „Penny-Shaped Crack“ ein beliebtes Standardbeispiel in der Bruchmechanik, das aufgrund seiner hohen Symmetrie mit analytischen Methoden gut untersucht ist. Als Standardgröße soll der Rissradius  $a = 20$  mm und die Spannung  $\sigma = 100$  MPa betragen.

#### 6.2.1.1 Klassische analytische Lösung

Ein Penny-Shaped Crack in einem unendlichen Körper ist ein Spezialfall des eingebetteten elliptischen Risses in einem Quader (siehe Abb. 6.1), der von Newman und Raju behandelt wurde /NEW 86/ .



**Abb. 6.1** Schema für den eingebetteten Riss /NEW 86/

Im Spezialfall eines Kreisrisses ( $a = c$ ) ergibt sich

$$K = \sigma \sqrt{\frac{\pi a}{2,464}} \left[ 1 + M_2 \left(\frac{a}{t}\right)^2 + M_3 \left(\frac{a}{t}\right)^4 \right] g f_w \quad (6.1)$$

Die Konstanten betragen  $M_2 = 0,05/0,11$  und  $M_3 = 0,29/0,23$ . Der Anteil  $g$  ist von der Bogenkoordinate der Rissfront  $\phi$  abhängig.

$$g = 1 - \frac{\left(\frac{a}{t}\right)^4 \left(2,6 - \frac{2a}{t}\right)^{\frac{1}{2}}}{5} |\cos \phi| \quad (6.2)$$

Die Korrektur für die endliche Weite des Blocks wird durch  $f_w$  beschrieben.

$$f_w = \sqrt{\sec\left(\frac{\pi c}{2b} \sqrt{a/t}\right)} \quad (6.3)$$

Nach dem zitierten Werk, insbes. Fig. 4c, ist für kleine Risse  $a/t < 0,5$  die folgende Näherung bereits sehr gut.

$$K \approx \sigma \sqrt{\frac{\pi a}{2,464}} = 0,64 \sigma \sqrt{\pi a} \quad (6.4)$$

Diese Relation wird im Folgenden als Referenzlösung verwendet.

Für die Berechnung der K-Faktoren verwendet die ANSYS Workbench die CINT (Contour-Integration)-Methode um das bruchmechanische Post-Processing durchzuführen /ANS 19/. Die Methode basiert auf der Interaction-Integral-Method, die Spannungs- und Dehnungsfelder vor der Risspitze darstellt als

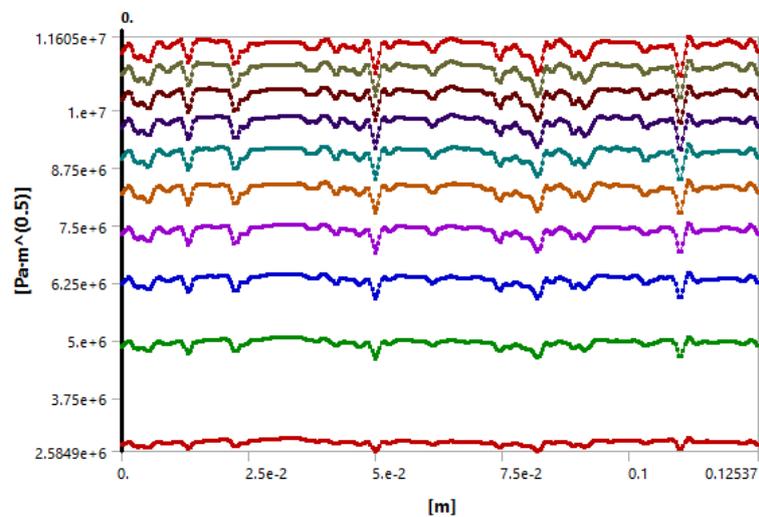
$$\begin{aligned}\sigma_{ij} &= -\frac{K}{\sqrt{r}} f_{ij}(\theta) \\ \varepsilon_{ij} &= -\frac{K}{\sqrt{r}} g_{ij}(\theta).\end{aligned}\tag{6.5}$$

Das Bruchmechanik-Tool von ANSYS Mechanical kann neben dem zuvor gezeigten  $K_I$ -Faktor auch die anderen Moden ( $K_{II}$  und  $K_{III}$ ) sowie das  $J$ -Integral berechnen.

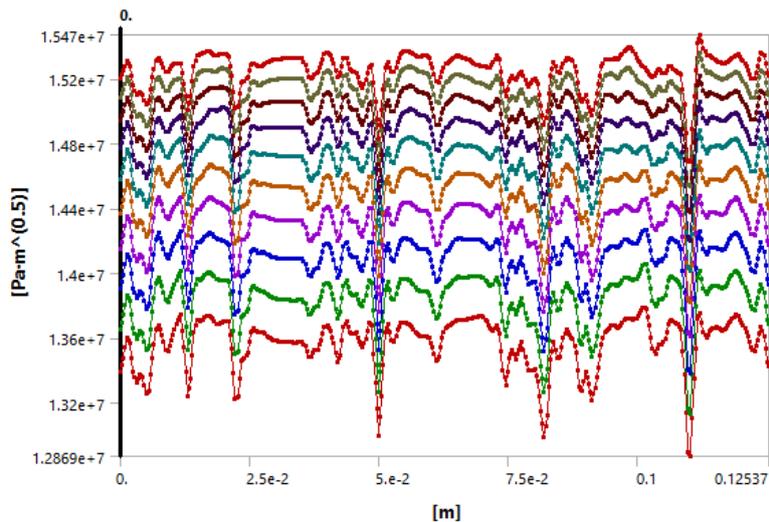
### 6.2.2 Erstellung der Rissgeometrie

Die Erstellung eines innenliegenden Risses in einem Körper geschieht durch die Teilung des Körpers mit einer Schnittebene. Die Schnittflächen werden dann durch Kontakte wieder miteinander verbunden, mit Ausnahme der Rissflanken.

Der Parameter  $K_I$  konvergiert nur sehr langsam, wie folgende Bilder mit den Konturen 1 bis 10 bzw. 16 bis 25 zeigen.



**Abb. 6.2**  $K_I$  mit den Konturen 1 bis 10



**Abb. 6.3**  $K_I$  mit den Konturen 16 bis 25

Deshalb wird eine Richardson-Extrapolation durchgeführt, bei der aus zwei Näherungen  $f_1$  und  $f_2$  eine konvergierte Lösung bestimmt wird.

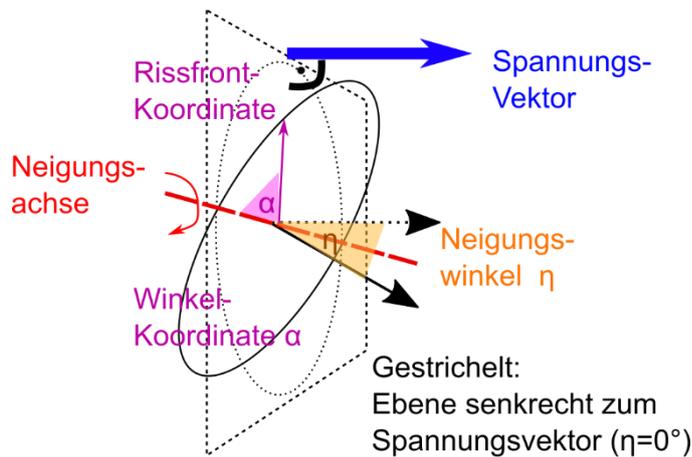
$$f_{\text{extrapol}} = f_2 + \frac{f_1 - f_2}{1 - \left(\frac{h_2}{h_1}\right)^p} \quad (6.6)$$

Als Schrittweite ( $h_1$  und  $h_2$ ) dient der Kehrwert der Konturnummer. Mit diesem Ansatz lassen sich verschiedene Konturen und Extrapolations-Exponenten  $p$  wählen, die eine Berechnung des Ergebnisses erlauben. Aus einem Vergleich verschiedener Ansätze ergibt sich, dass ein Exponent von  $p = 2$  sowie die Verwendung von nicht unmittelbar benachbarten Konturen zu sinnvollen Ergebnissen führt. Aufgrund dieser Ergebnisse wird  $p = 2$  und eine Einbeziehung der Konturen 20 und 25 empfohlen. Die weiteren Ergebnisse sind mit dieser Festlegung gerechnet, wenn die Konvergenz ähnlich langsam ist. Bei besserer Übereinstimmung der Konturen werden auch niedrigere Ordnungen der Konturen verwendet.

### 6.3 Rissneigungsuntersuchungen Quader mit Kreisriss

#### 6.3.1 Einführung und Definition der Koordinaten

Eine Skizze der benötigten Koordinaten ist in der nachfolgenden Abbildung gegeben.

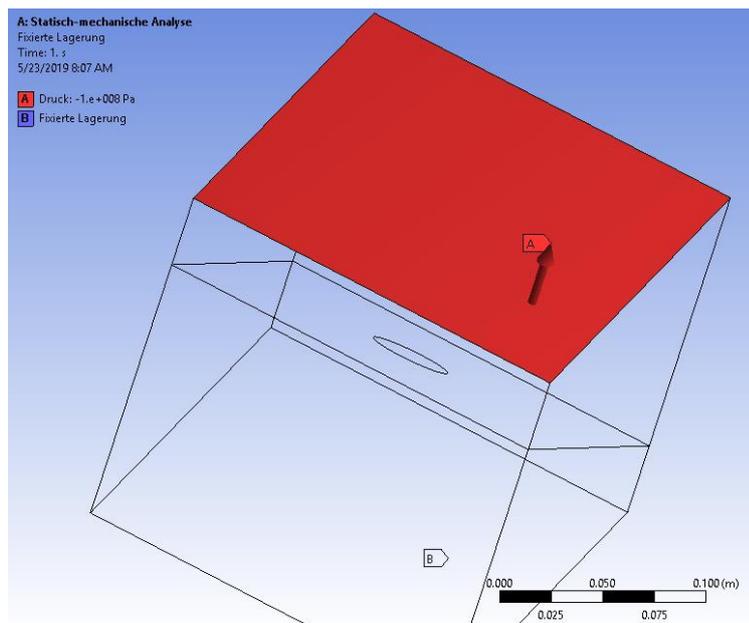


**Abb. 6.4** Definition von Neigungswinkel  $\eta$  und Winkelkoordinate  $\alpha$

Die höchstbelasteten Positionen entlang der Rissfront ergeben sich je nach Neigungswinkel bei  $\alpha = 90^\circ$  (Ortho-Position) und  $\alpha = 0^\circ$  (Meta-Position). Aus Symmetriegründen entsprechen auch  $270^\circ$  bzw.  $180^\circ$  diesen Positionen.

Betrachtet wird also ein Würfel mit einer Kantenlänge von 20 cm, in dem im Zentrum ein flacher Doppelkegel als Riss mit einem Radius von 2 cm eingebettet ist. Die Orientierung dieses Kreisrisses ist variabel gehalten.

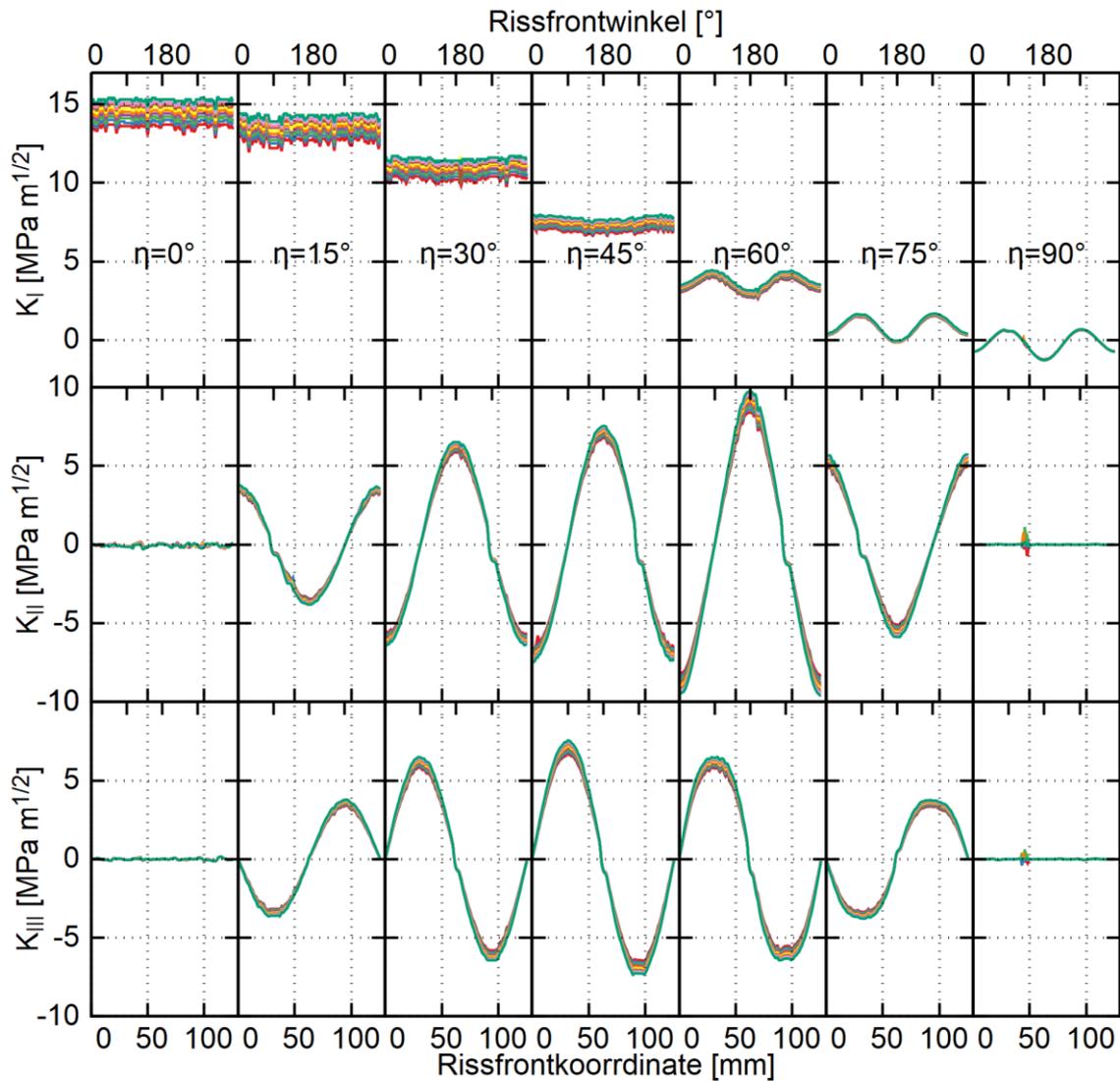
Als Last und Randbedingung wird die Fixierung einer Ebene und eine Zugspannung von 100 MPa auf der gegenüberliegenden Seite definiert.



**Abb. 6.5** Last und Randbedingungen (hier bei Rissneigung  $30^\circ$ )

### 6.3.2 FEM-Ergebnis für K-Faktor und J-Integral

Die Ergebnisse für  $K_I$ ,  $K_{II}$ ,  $K_{III}$  sowie das J-Integral liegen zunächst tabellarisch für die einzelnen Konturen als Funktion der Rissfrontkoordinate vor. In Abb. 6.6 sind die Konturen 16 – 25 für die drei K-Faktoren zunächst unbearbeitet dargestellt.

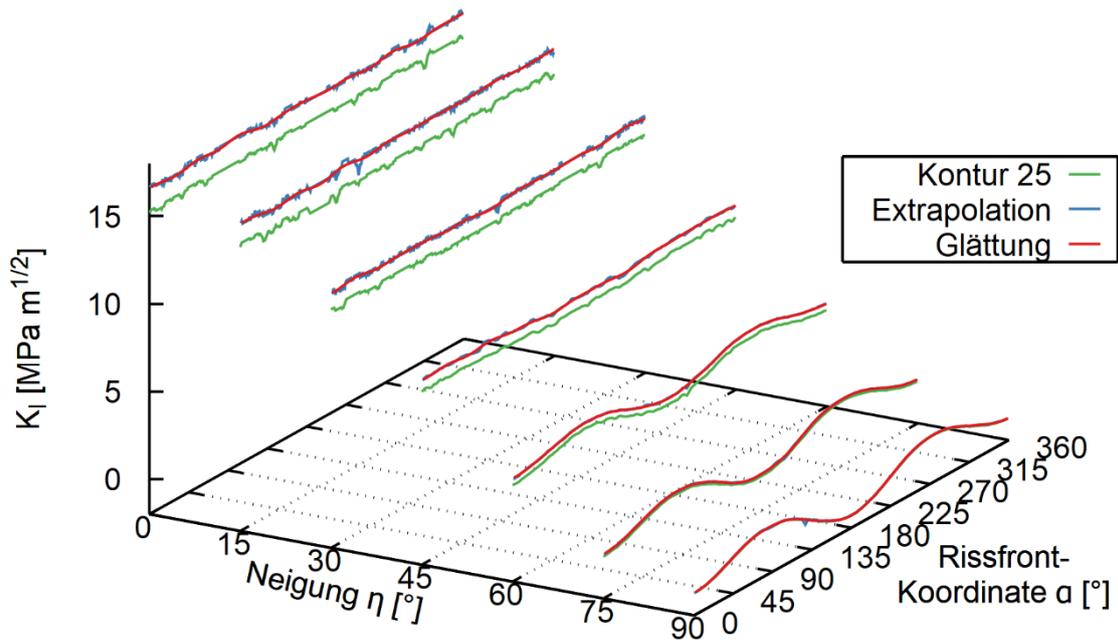


**Abb. 6.6** Penny-Shaped-Crack mit verschiedenen Neigungswinkeln  $\eta$

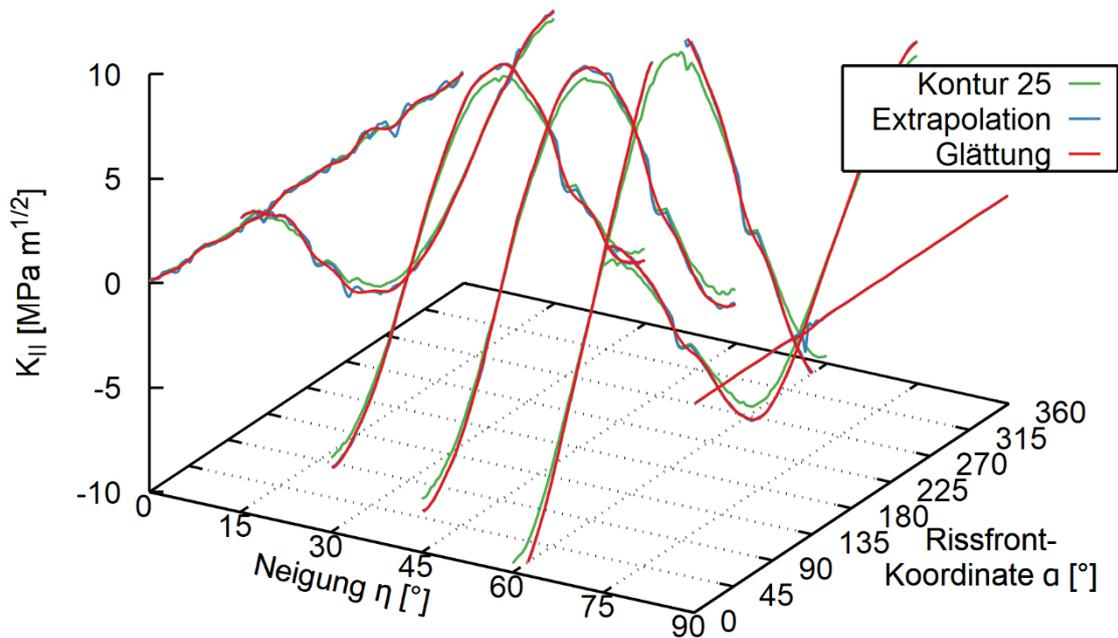
Der K-Wert zu Mode-I ist demnach der Wert, der von allen Moden den größten Absolutwert (ohne Neigung) erreicht. Mode-II und Mode-III sind etwa ein Drittel bis ein Viertel so groß. Es fällt auf, dass die Konturkonvergenz umso langsamer scheint, je größer K ist.

### 6.3.3 Glättung

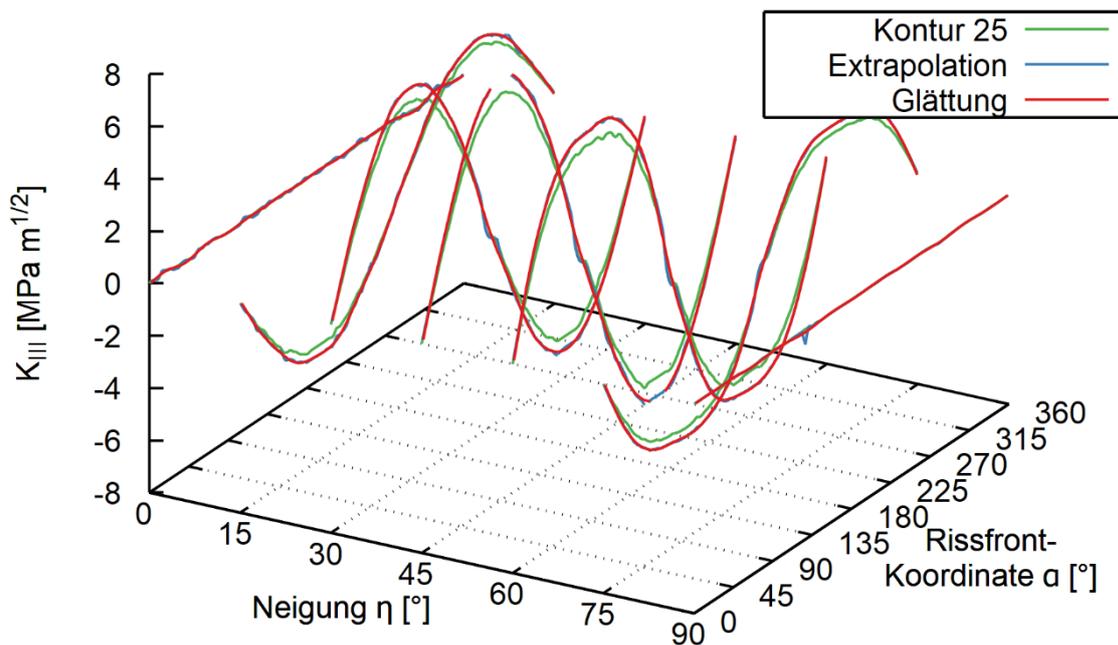
Zur weiteren Analyse scheint es sinnvoll zu sein, das Ergebnis zu glätten, um gezielt einzelne Neigungswinkel vergleichen zu können. Eine Fourier-Reihe ist aufgrund der Periodizität der natürliche Ansatz für eine solche Glättung. Mit acht Summanden erhält man die geglätteten Funktionen für die K-Faktoren als Funktion der Rissumfangskoordinate in Abb. 6.7 bis Abb. 6.9.



**Abb. 6.7** Mode-I K, geglättet, als Funktion von Neigung und Rissfront-Koordinate

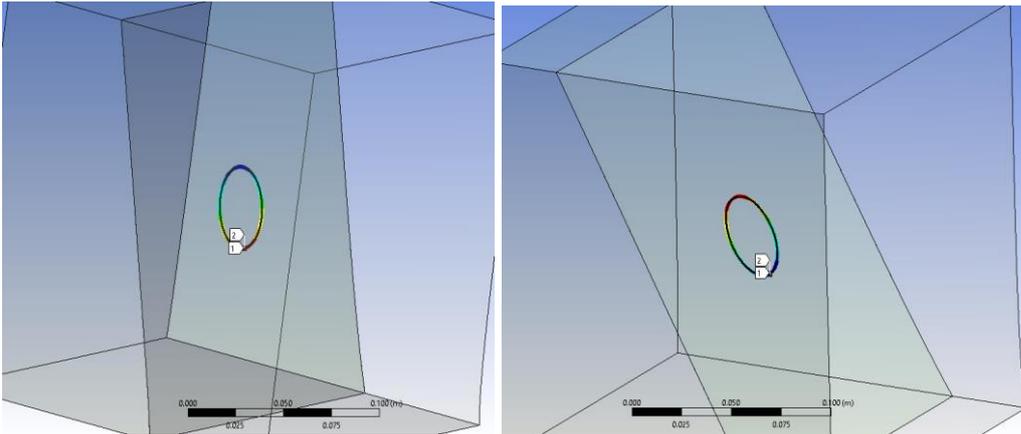


**Abb. 6.8** Mode-II K, geglättet, als Funktion von Neigung und Rissfront-Koordinate



**Abb. 6.9** Mode-III K, geglättet, als Funktion von Neigung und Rissfront-Koordinate

Bei den Mode-II- und Mode-III-Spannungsintensitätsfaktoren stehen die Ergebnisse für  $\eta = 15^\circ$  und  $\eta = 75^\circ$  heraus. Zur Analyse dieses Phänomens wird der  $75^\circ$ -Riss mit dem  $60^\circ$ -Riss verglichen, was in Abb. 6.10 erfolgt.



**Abb. 6.10** Koordinatenursprung der  $\alpha$ -Koordinate bei der  $K_{II}$ -Auswertung für den 75°-Riss (links) und den 60°-Riss (rechts). Das Maximum ist rot, das Minimum blau. Die Spannungsrichtung entspricht der Vertikalen

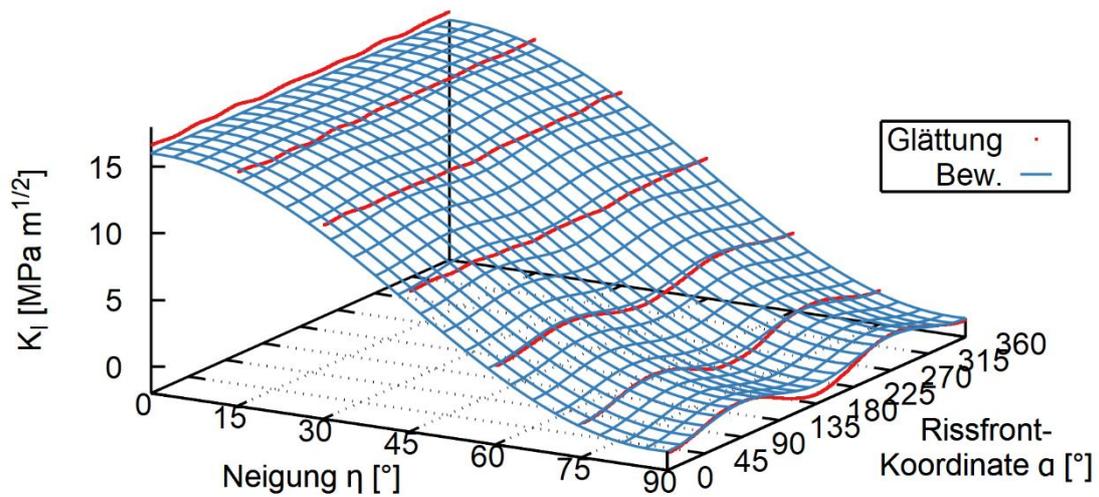
Tatsächlich ist beim 75°-Riss die maximal beanspruchte Stelle an der gegenüberliegenden Seite im Vergleich zum 60°-Riss.

#### 6.3.4 Bewertungsansatz

Um ein Bewertungsschema für den  $K_I$ -Faktor zu erhalten (da es sich um einen Demonstrationsfall handelt, wird auf eine entsprechende Ableitung für die anderen Moden verzichtet), wird der Verlauf des Spannungsintensitätsfaktors  $K_I$  als Funktion von Rissneigung  $\eta$  und Rissfront-Koordinate  $\alpha$  mit einer geeigneten Funktion approximiert. Als einfacher Ansatz mit nur zwei freien Parametern wird die folgende Formel vorgeschlagen:

$$K_I(\eta, \alpha) = C_0 \left[ (1 - C_{ce}) \left( 1 - \frac{\eta}{90^\circ} \right) + \frac{C_{ce}}{2} (1 + \cos(2\eta)) + C_{sc} \sin(\eta) \cos(2\alpha) \right] \quad (6.7)$$

Die Anpassung an den geglätteten Verlauf der  $K_I$ -Funktion ist in Abb. 6.11 dargestellt.



**Abb. 6.11** Spannungsintensitätsfaktors  $K_I$  als Funktion von Rissneigung  $\eta$  und Rissfront-Koordinate  $\alpha$  für einen kreisförmigen Riss mit Radius 2 cm unter einer Zugspannung von 100 MPa

Die beiden Konstanten in diesem Fit sind  $C_0 C_{sc} = 15,96 \text{ MPa m}^{1/2}$  und  $C_0 C_{ce} = 18,22 \text{ MPa m}^{1/2}$ . Abgewandelt auf die Fragestellung zu einem geneigten Penny-Shaped-Crack mit Radius  $a$  kann eine weitere Näherung vorgenommen werden, um eine Analogie zu Gleichung (4.4) aufzuzeigen.

$$K_I(a, \sigma, \eta, \alpha) = 0,64 \sigma \sqrt{\pi a} \left[ -0,14 \left( 1 - \frac{\eta}{90^\circ} \right) + 0,57(1 + \cos(2\eta)) - 0,0368 \sin(\eta) \cos(2\alpha) \right] \quad (6.8)$$

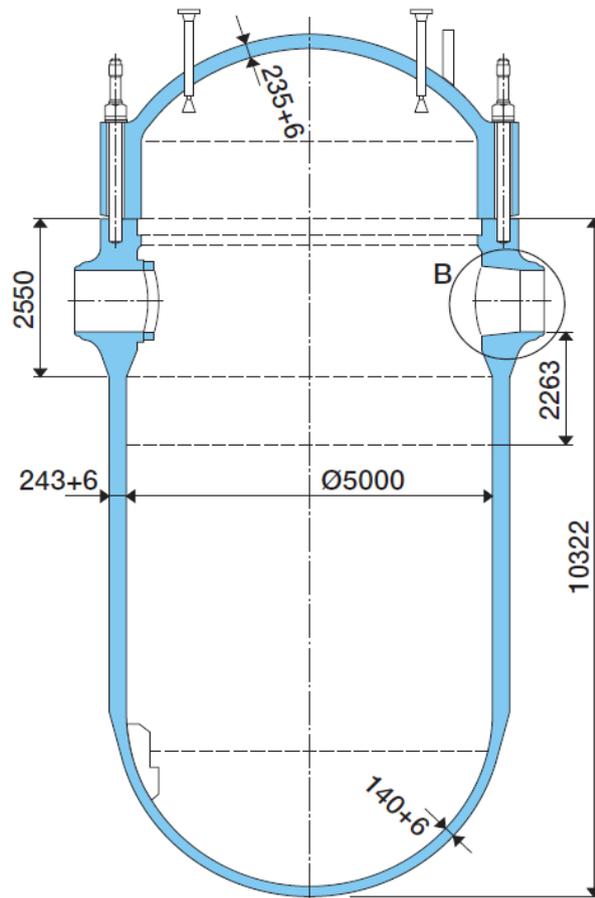
Da der Inhalt der eckigen Klammer für  $\eta = 0$  genau Eins ergibt, stimmt die Lösung mit der analytischen Formel aus der Literatur überein.

#### 6.4 Reaktordruckbehälter-Segment mit Kreisriss

Als Druckbehälter wird der im Rahmen der Parameterstudie ICAS /NEA 99/, /SIE 99/ spezifizierte Testfall untersucht.

### 6.4.1 Fallbeschreibung

Bei einem Innendurchmesser von 5 m hat der RDB-Ring eine Wandstärke von 243 mm zuzüglich 6 mm Plattierung.



**Abb. 6.12** Geometrie des Reaktordruckbehälters aus ICAS (aus /SIE 99/)

Der Werkstoff besteht in der Original-Aufgabenstellung aus 22NiMoCr37, Werkstoffnummer 1.6751, sowie einer 6 mm starken Plattierung aus dem austenitischen Werkstoff 1.4551. Im Folgenden wird vereinfacht die Plattierung vernachlässigt und Risse tief unter der Plattierung werden betrachtet. Die Werkstoffkennwerte sind in der folgenden Tabelle gegeben.

**Tab. 6.2** Werkstoffparameter

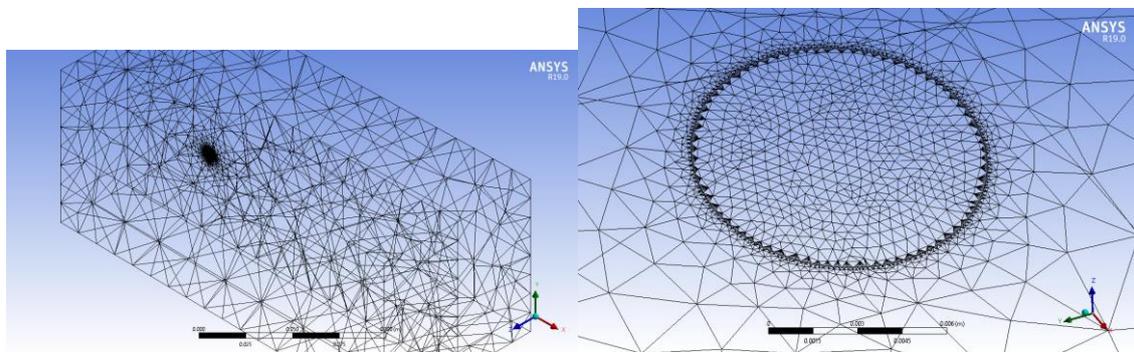
		<b>22NiMoCr37</b>
		300 °C
E-Modul	[GPa]	181
Querkontraktionszahl	[-]	0,3
Streckgrenze	[MPa]	293
Tangentenmodul	[MPa]	2000

Der Betriebsdruck beträgt ca. 15,5 MPa. In einem postulierten Störfallszenario mit primärseitigem Leck sinkt er natürlich mit fortschreitender Zeit.

#### 6.4.2 Modellierung

Die Risslage wird in der inneren Hälfte der Behälterwand angenommen. Typische Rissdurchmesser liegen im Bereich 10 – 15 mm (Größe der Anzeigen im Reaktordruckbehältern der Anlagen Doel 3 und Tihange 2). Aufgrund der Skalentrennung von Rissgröße und Behältergröße erscheint es sinnvoll, anstatt eines ganzen Zylinders nur ein Segment eines bestimmten Winkels (hier: 2,3° vom Vollumfang) zu betrachten. Eine Dimensionierung eines Vielfachen der Rissgröße ist dabei geboten.

Als Rissgeometrie wird für alle folgenden Untersuchungen eine Kreisform mit einem Durchmesser von 10 mm angenommen. Die bei der Untersuchung des Penny-Shaped-Crack in einem Quader bewährte Vorgehensweise des Schnitts mit anschließender Teilung der Schnittflächen durch die kreisförmige Rissfront wird auch hier angewendet. Die Rissebene kann rotiert werden, so dass aus dem Axialriss ein laminarer Riss werden kann. Das Ergebnis der Vernetzung ist in der folgenden Abbildung dargestellt.



**Abb. 6.13** Vernetzung des Modells eines Druckbehältersegments mit einem kreisförmigen geneigten Riss (rechts Ausschnitt mit Rissbereich)

Zum Studium der Vernetzungsunabhängigkeit wird neben einer einfachen Größensteuerung mit 0,2 mm Elementgröße an der Rissfront eine zweite Simulation durchgeführt, bei der die Rissfront-Elementgröße noch einmal um einen Faktor vier verkleinert wird. Gleichzeitig werden die Rissflankenflächen gröber vernetzt, um die Zahl der Elemente zu begrenzen. Die Ergebnisse der beiden Simulationen werden in Abschnitt 6.4.3 verglichen.

#### 6.4.2.1 Belastung

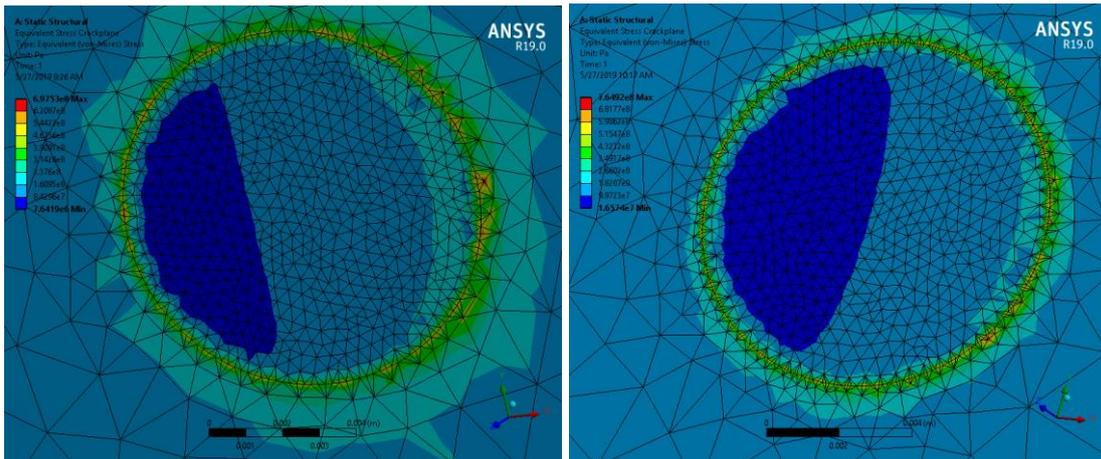
Um die Belastung zu bestimmen, muss die Membranspannung ermittelt werden. Es ergibt sich aus der Kesselformel bzw. aus dem Flächenverhältnis von Innenquerschnitt und Wandquerschnitt für die Axialspannung eine Zugspannung auf jeder Schnittfläche von

$$\sigma_{axial} = p \frac{\pi r_i^2}{\pi(r_a^2 - r_i^2)} = 4,782 p \quad (6.9)$$

Für einen Betriebsdruck von 15,5 MPa ergibt sich so eine aufzubringende Axialspannung (pro Segmentfläche!) von 74,121 MPa. Die Umfangsspannung auf die Schnittebene in azimuthaler Richtung wird über den Innendruck sowie die Lagerungs-Randbedingung (in der entsprechenden Winkelebene) realisiert, zur vollständigen Bestimmung wird außerdem eine radiale Linie in der Mitte des Segments auf diese horizontale Ebene fixiert.

#### 6.4.3 Innendruck-Belastung

Die Vernetzungsabhängigkeit wird besonders in der Rissebene deutlich. Die Vergleichsspannung in der Rissebene zeigt die Spannungskonzentration um die Rissfront herum für die beiden Vernetzungsvarianten.

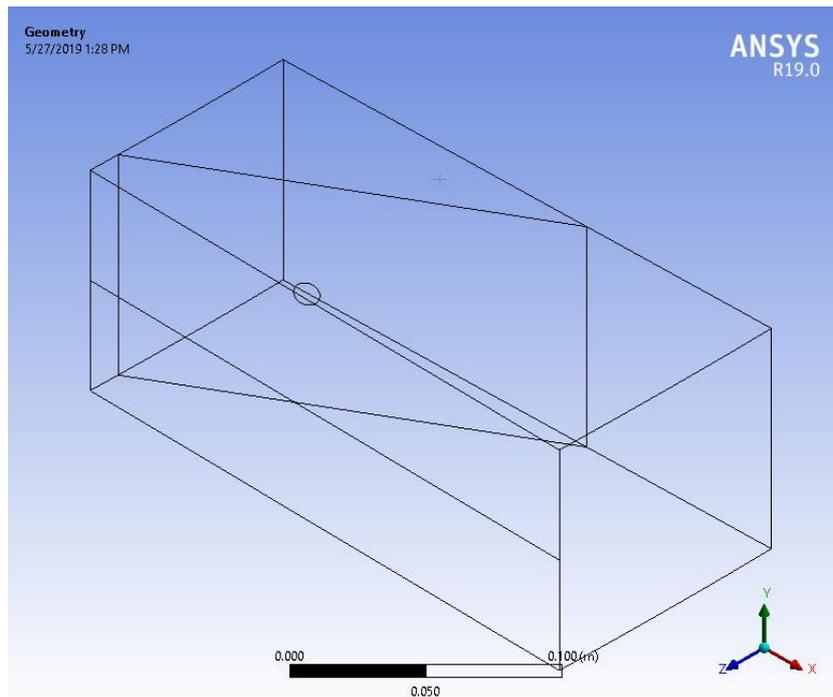


**Abb. 6.14** Vergleichsspannung in der Rissebene bei 15° Rissneigung – links mit grober Vernetzung, rechts mit feiner Vernetzung

Das Spannungsmaximum der feineren Vernetzungsvariante liegt ca. 10 % über dem Maximum der größeren Variante. Der Unterschied ist also noch sichtbar, jedoch ist davon auszugehen, dass die Konvergenz für eine bruchmechanische Analyse ausreicht.

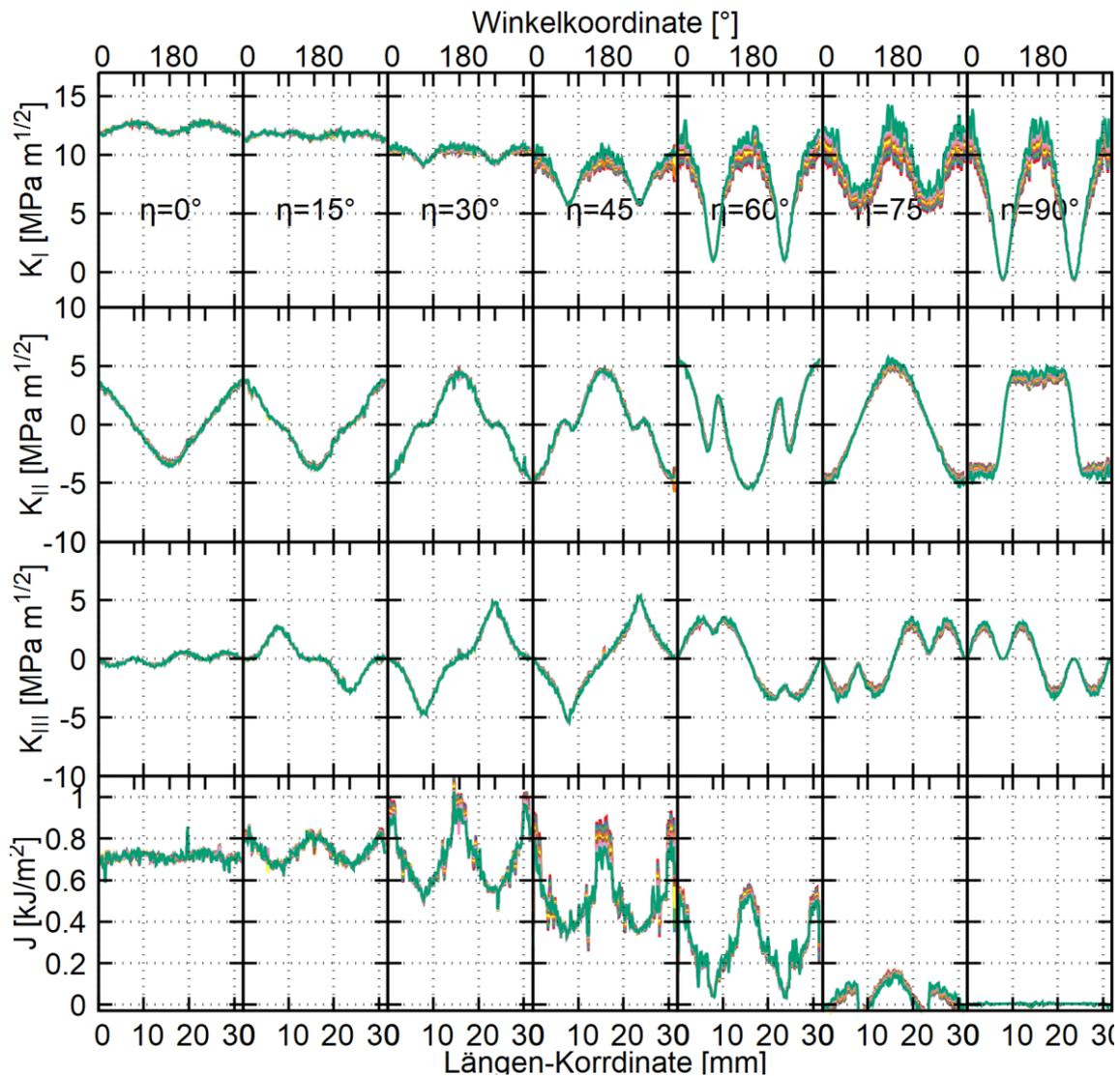
Bei der Auswertung der K-Faktoren ist die Rissfrontkoordinate von Bedeutung. Der Ursprung der Längenkoordinate liegt auf der Seite, die der Behälteraußenseite zugewandt ist.

Für den Übergang zwischen Axial- und Laminarriss wird die Rissebene gedreht. Ein Winkel von  $\eta = 0^\circ$  entspricht dabei dem Axialriss, während  $\eta = 90^\circ$  den laminaren Fall darstellt. In Abb. 6.15 ist exemplarisch die Anordnung der relevanten Flächen für einen 30°-Riss dargestellt.



**Abb. 6.15** Beispiel für eine Drehung der Rissebene um  $30^\circ$

Die ausgewerteten bruchmechanischen Größen für verschiedene Neigungswinkel sind in Abb. 6.16 dargestellt. Die numerischen Werte der einzelnen Konturen sind darin farblich unterschieden. Zur Analyse bietet sich auch der Vergleich mit dem Penny-Shaped-Crack (Abb. 6.6) an.



**Abb. 6.16** Rohdaten der Rissneigungsvariation im ICAS-Fall unter reinem Innendruck

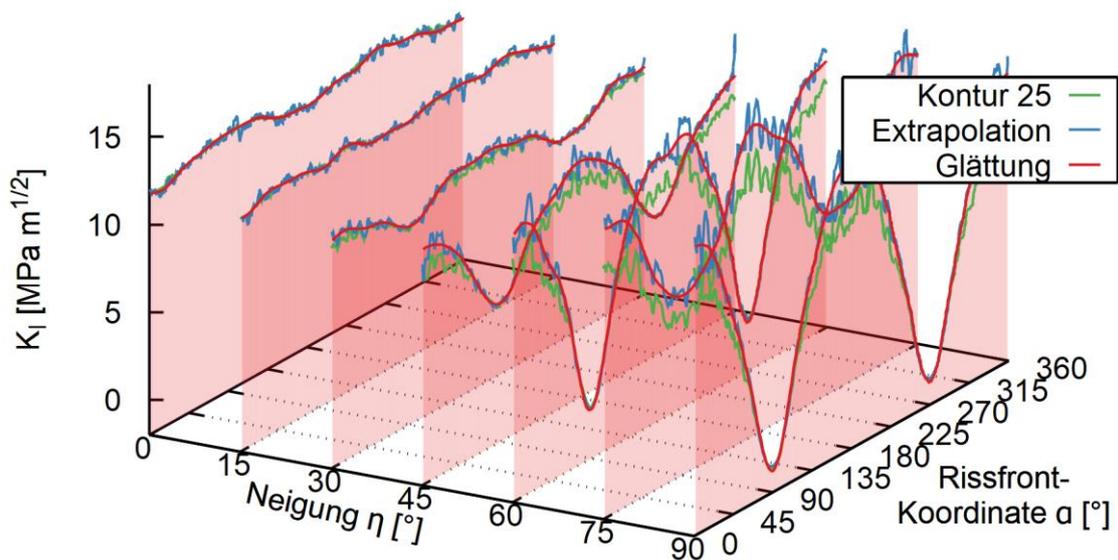
Der erste K-Mode ändert sich fließend von einem nahezu konstanten Wert zu einer Oszillation mit Maxima bei  $0^\circ$  und  $180^\circ$  und Minima bei  $90^\circ$  und  $270^\circ$ . Der zweite Mode hat bei allen Winkeln ähnlich große Maxima und Minima, er zeigt deutliche Änderungen zwischen  $15^\circ$  und  $30^\circ$  sowie zwischen  $75^\circ$  und  $60^\circ$ . Die Übergänge bei dem dritten Mode sind wiederum sanft, bei  $0^\circ$  ist  $K_{III}$  nahezu vernachlässigbar und hat das Maximum bei ca.  $45^\circ$ . Das J-Integral ändert sich ebenfalls von einem nahezu konstanten Wert zu einer Oszillation, wobei die Maximalwerte bei einem Neigungswinkel von etwa  $30^\circ$  für Rissfrontwinkel im Bereich  $0^\circ$  und  $180^\circ$  erreicht werden.

Im Vergleich zum Penny-Shaped-Crack im Quader ist beim  $K_I$ -Faktor die Entwicklung von einer nahezu konstanten Funktion zu einer Oszillation bei beiden Fällen zu beobachten. Allerdings bleibt im ICAS-Fall der Maximalwert nahezu konstant. Die Ergebnisse

zum  $J$ -Integral sind plausibel. Die Unterschiede in  $K_{II}$  und  $K_{III}$  bei  $15^\circ$  bzw.  $75^\circ$  zu den jeweils benachbarten Neigungswinkeln sind wie beim Penny-Shaped-Crack zu beobachten.

#### 6.4.3.1.1 Glättung

Die Glättung der Kurve wird analog zur Behandlung des Penny-Shaped-Crack mit einer Fourier-Reihe der extrapolierten K-Faktoren durchgeführt. Die Ergebnisse sind in den folgenden Abbildungen Abb. 6.17 bis Abb. 6.19 dargestellt.



**Abb. 6.17**  $K_I$ -Faktor für den ICAS-Fall unter reinem Innendruck

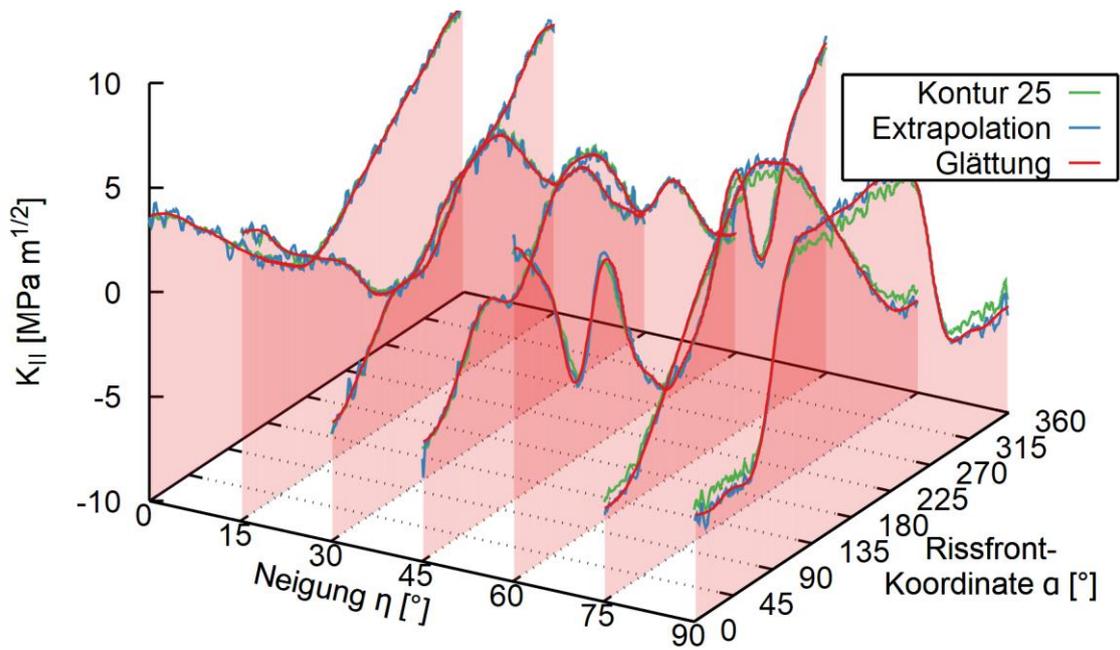


Abb. 6.18  $K_{II}$ -Faktor für den ICAS-Fall unter reinem Innendruck

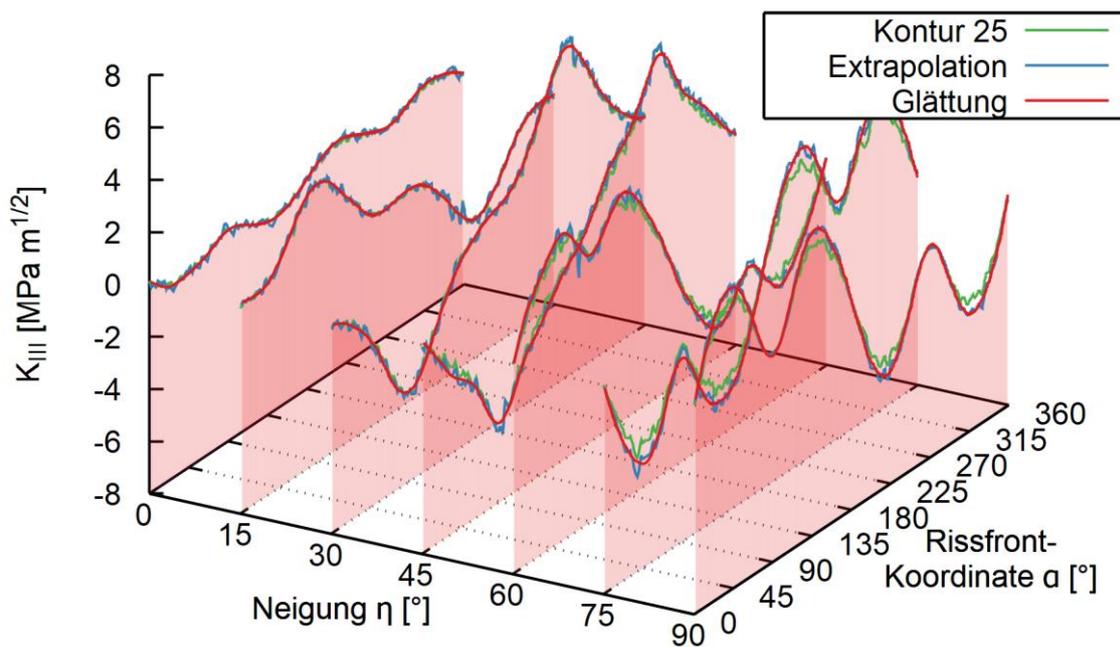


Abb. 6.19  $K_{III}$ -Faktor für den ICAS-Fall unter reinem Innendruck

Die geglätteten Funktionen sind augenscheinlich gute Ansätze für die Entwicklung eines Bewertungsschemas.

### 6.4.3.2 Bewertungsansatz

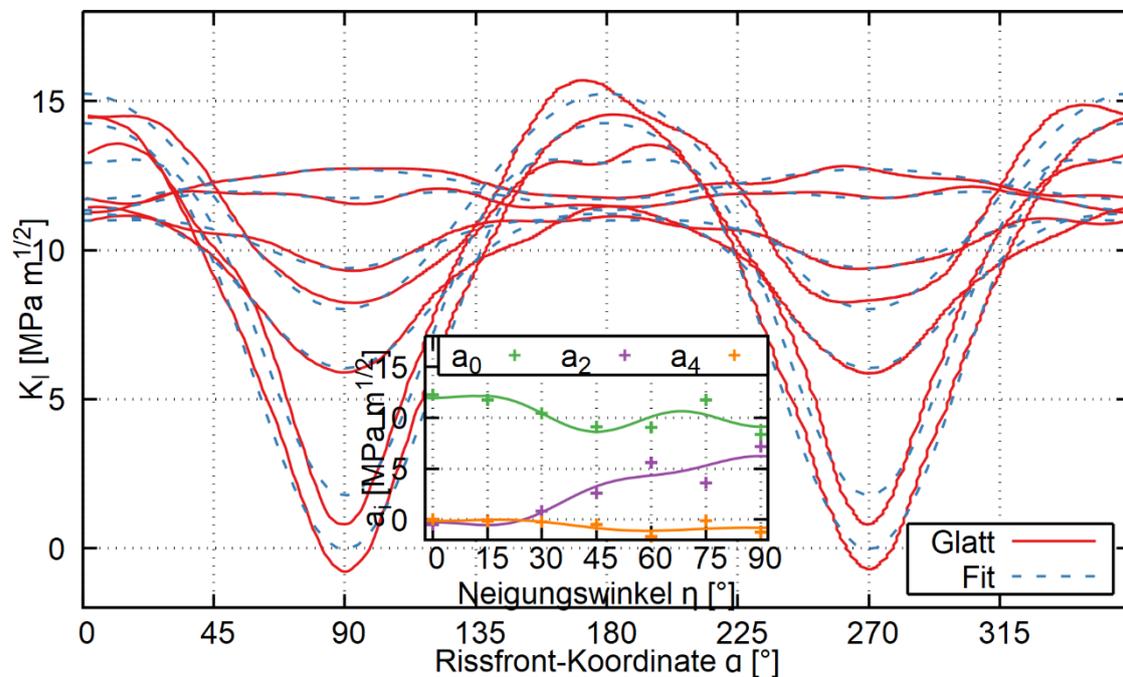
Als Bewertungsansatz wird eine zweidimensionale Fourier-Reihen-Entwicklung angestrebt, es soll also eine Formulierung entstehen, bei der die bruchmechanischen Kennwerte sich aus trigonometrischen Funktionen der Variablen  $\alpha$  und  $\eta$  ergeben. Auf eine blinde numerische Entwicklung wird verzichtet, stattdessen wird die Formulierung schrittweise entwickelt.

#### 6.4.3.2.1 Mode-I

Als erster Schritt wird ein Ansatz für die  $\alpha$ -Abhängigkeit für die verschiedenen Werte des Neigungswinkels  $\eta$  abgeleitet. Hier passt der folgende Ansatz gut:

$$K_I = a_0(\eta) + a_2(\eta) \cos(2\alpha) + a_4(\eta) \cos(4\alpha) \quad (6.10)$$

Für den Verlauf von  $a_i(\eta)$  wird eine weitere trigonometrische Reihe angesetzt. Das Ergebnis der Anpassung und der Verlauf der Koeffizienten  $a_{0,2,4}$  ist in der folgenden Abbildung dargestellt.



**Abb. 6.20** Entwicklungsschritt für das Näherungsschema von  $K_I$

Hierbei sind die trigonometrischen Reihen für die  $\eta$ -Abhängigkeit aufgrund der Symmetrie von  $K_I(\alpha, \eta)$  mit Cosinus-Funktionen angesetzt.

$$a_i(\eta) = \sum_{n=0,2,4,6,8} d_{i,n} \cos(n \eta) \quad (6.11)$$

Die entsprechenden Koeffizienten  $d_{i,n}$  sind in der folgenden Tabelle zusammengefasst.

**Tab. 6.3** Koeffizienten der Näherungsformel für  $K_I(\alpha, \eta)$  [MPa m<sup>1/2</sup>]

$i$	$d_{i,0}$	$d_{i,2}$	$d_{i,4}$	$d_{i,6}$	$d_{i,8}$
0	10,351	1,059	0,953	0,358	-0,771
2	2,673	-3,368	-0,139	0,124	0,45
4	-0,587	0,508	0,19	-0,186	-0,058

#### 6.4.3.2.2 Mode-II

Das gleiche Vorgehen wird auch für  $K_{II}$  durchgeführt. Allerdings besitzt die  $\alpha$ - und  $\eta$ -Abhängigkeit von  $K_{II}$  andere Symmetrien, was eine angepasste Vorgehensweise erfordert.

$$K_I = a_1(\eta) \cos(\alpha) + a_3(\eta) \cos(3\alpha) \quad (6.12)$$

Der Verlauf von  $a_{1,3}(\eta)$  kann ebenfalls mit einer trigonometrischen Reihe approximiert werden. Hier wird der Ansatz von Gleichung (6.11) beibehalten. Das Ergebnis dieser Anpassungen ist in der nachfolgenden Tabelle und der Abbildung dargestellt.

**Tab. 6.4** Koeffizienten der Näherungsformel für  $K_{II}(\alpha, \eta)$  [MPa m<sup>1/2</sup>]

$i$	$d_{i,0}$	$d_{i,2}$	$d_{i,4}$	$d_{i,6}$	$d_{i,8}$
1	-1,074	2,566	0,341	3,606	-1,168
3	0,363	-0,808	0,643	0,674	-0,317

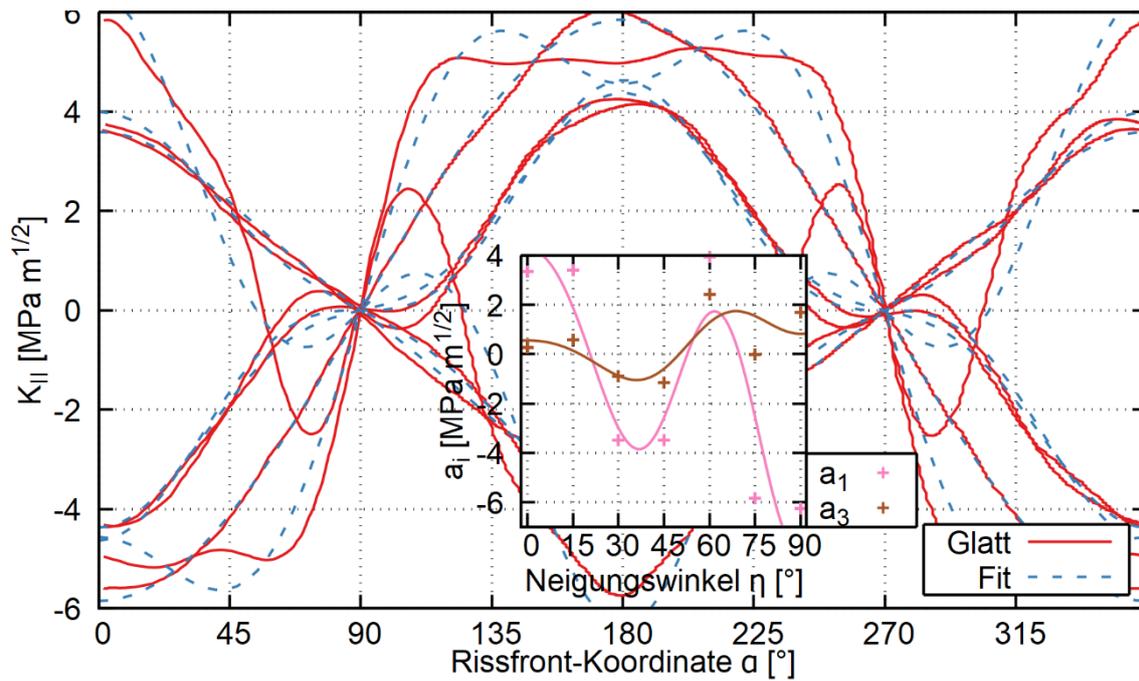


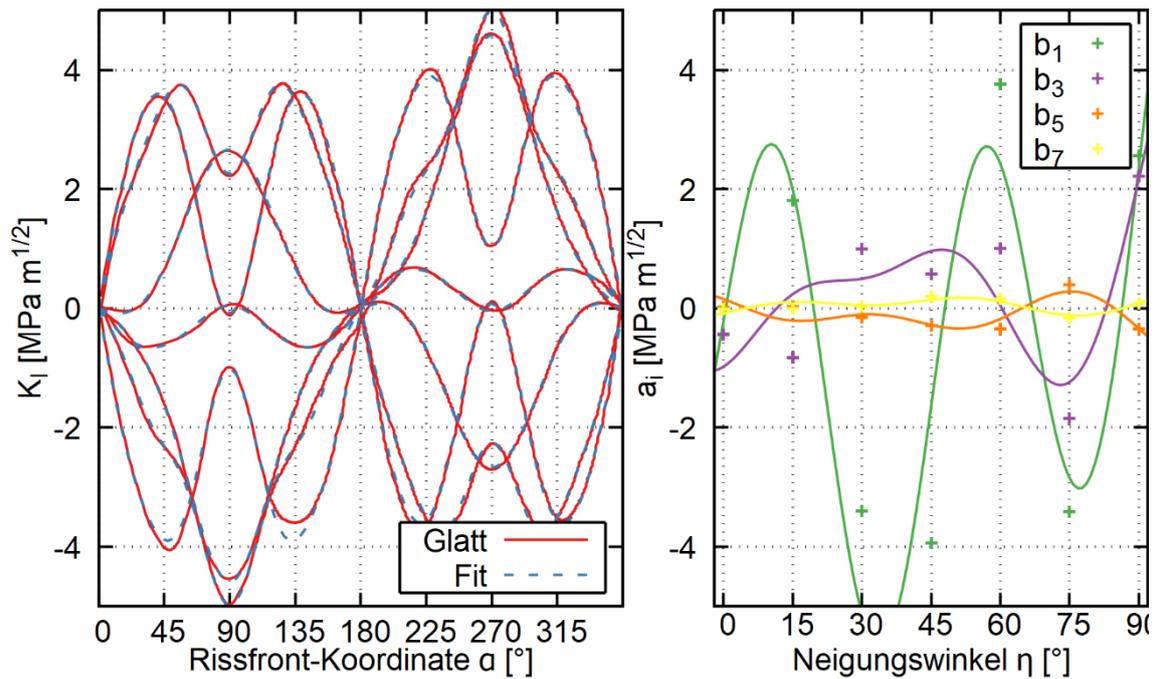
Abb. 6.21 Entwicklungsschritt für das Näherungsschema von  $K_{II}$

#### 6.4.3.2.3 Mode-III

Der Verlauf von  $K_{III}$  impliziert eine Entwicklung mit Sinus-Funktionen. Ein Ansatz mit vier ungeraden Koeffizienten führt zu einem guten Ergebnis.

$$K_{III} = \sum_{m=1,3,5,7} b_m(\eta) \sin(m \alpha) \quad (6.13)$$

Die Entwicklung der  $\eta$ -Abhängigkeit gestaltet sich schwierig, wie auch der Auftragung in der nachfolgenden Abb. 6.22 entnommen werden kann.



**Abb. 6.22** Entwicklungsschritt für das Näherungsschema von  $K_{III}$

Ein Ansatz aus Sinus- und Cosinustermen, wie in der folgenden Gleichung beschrieben, stellt einen möglichen Ausgangspunkt dar.

$$b_i(\eta) = d_{i,0} + d_{i,c1} \cos(\eta) + d_{i,c5} \cos(5\eta) + d_{i,s1} \sin(\eta) + d_{i,s8} \sin(8\eta) \quad (6.14)$$

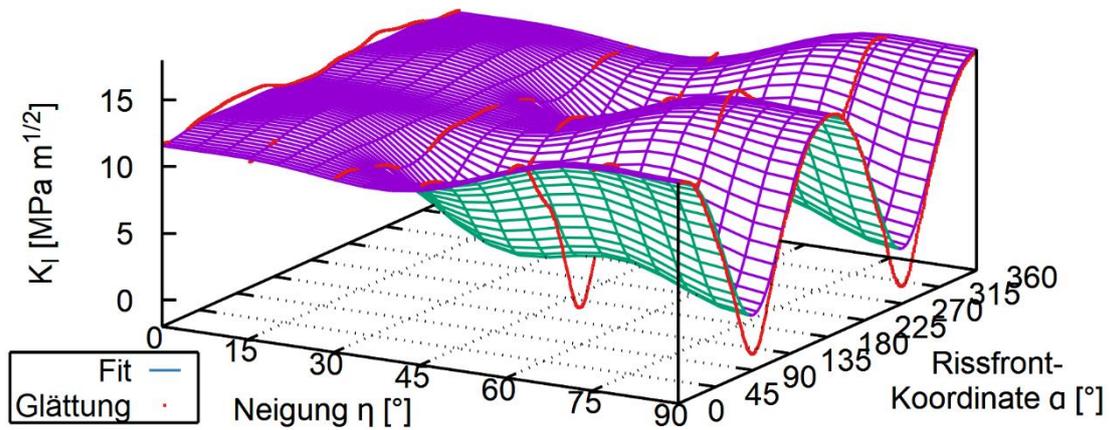
Die entsprechend bestimmten Koeffizienten sind in der folgenden Tabelle gegeben.

**Tab. 6.5** Koeffizienten der  $\eta$ -Abhängigkeit für  $K_{III}$  [MPa m<sup>1/2</sup>]

$i$	$d_{i,0}$	$d_{i,c1}$	$d_{i,c5}$	$d_{i,s1}$	$d_{i,s8}$
1	7,715	-7,914	-0,025	-5,353	3,832
3	5,456	-4,752	-1,684	-3,291	0,76
5	-0,665	0,521	0,301	0,326	-0,239
7	0,035	-0,008	-0,109	0,051	0,108

### 6.4.3.3 Ergebnis

Für einen kreisförmigen geneigten Riss in einem zylindrischen Behälter unter Innendruck wurde für die bruchmechanischen Kennwerte eine Bewertungsmethode entwickelt, die auf einer zweidimensionalen Fourier-Reihen-Entwicklung beruht.



**Abb. 6.23** Berechnete K-Lösung und Bewertungsansatz im Vergleich für kreisförmigen Riss ( $2a = 10$  mm) unter Innendruck ( $p = 15,5$  MPa)

Für die Belastung eines Risses des Durchmessers  $a$  unter dem Innendruck  $p_i$  kann die Bewertungsvorschrift wie folgt für die drei Moden angegeben werden.

$$K_I = p \sqrt{\pi a} \sum_{i=0,2,4} \sum_{n=0,2,4,6,8} d_{i,n} \cos(n \eta) \cos(i \alpha) \quad (6.15)$$

$$K_{II} = p \sqrt{\pi a} \sum_{i=1,3} \sum_{n=0,2,4,6,8} d_{i,n} \cos(n \eta) \cos(i \alpha) \quad (6.16)$$

$$K_{III} = p \sqrt{\pi a} \sum_{m=1,3,5,7} \left[ \sum_{n=0,1,5} d_{m,c n} \cos(n \eta) + \sum_{n=1,8} d_{m,s n} \sin(n \eta) \right] \sin(m \alpha) \quad (6.17)$$

Die dimensionslosen Fourier-Koeffizienten  $d_{i,n}$  sind in den folgenden Tabellen gegeben.

**Tab. 6.6** Koeffizienten für  $K_I$ 

$i$	$d_{i,0}$	$d_{i,2}$	$d_{i,4}$	$d_{i,6}$	$d_{i,8}$
0	1,191E-01	1,219E-02	1,097E-02	4,121E-03	-8,875E-03
2	3,077E-02	-3,877E-02	-1,600E-03	1,427E-03	5,180E-03
4	-6,757E-03	5,847E-03	2,187E-03	-2,141E-03	-6,676E-04

**Tab. 6.7** Koeffizienten für  $K_{II}(\alpha, \eta)$ 

$i$	$d_{i,0}$	$d_{i,2}$	$d_{i,4}$	$d_{i,6}$	$d_{i,8}$
1	-1,236E-02	2,954E-02	3,925E-03	4,151E-02	-1,344E-02
3	4,178E-03	-9,300E-03	7,401E-03	7,758E-03	-3,649E-03

**Tab. 6.8** Koeffizienten für  $K_{III}$ 

$i$	$d_{i,0}$	$d_{i,c1}$	$d_{i,c5}$	$d_{i,s1}$	$d_{i,s8}$
1	8,880E-02	-9,109E-02	-2,878E-04	-6,162E-02	4,411E-02
3	6,280E-02	-5,470E-02	-1,938E-02	-3,788E-02	8,748E-03
5	-7,654E-03	5,997E-03	3,465E-03	3,752E-03	-2,751E-03
7	4,029E-04	-9,208E-05	-1,255E-03	5,870E-04	1,243E-03

Mit dieser Formulierung lässt sich die Belastung für alle drei Moden unter Innendruck bewerten.

#### 6.4.4 Belastung durch einen linearen Temperaturgradienten

##### 6.4.4.1 Modellierung

Für die thermische Zusatzlast wurde die mechanische Simulation als Grundlage genommen und erweitert. Das Projekt-Schema der ANSYS Workbench ist in der folgenden Abbildung wiedergegeben. Auf diese Weise können Vernetzung und bruchmechanische Einstellungen aus der ersten Simulation übernommen werden.

Der lineare thermische Ausdehnungskoeffizient wird gemäß den ICAS-Werten auf  $1,2 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1}$  gesetzt. In ANSYS wird die Leitfähigkeit als isotroper ICTE (instantaner Koeffizient) angenommen.

$$\alpha_{inst} = \frac{d\varepsilon}{dT} \quad (6.18)$$

Die Wärmeleitfähigkeit ist nicht von Wichtigkeit, da eine statische Temperaturverteilung in einem homogenen Werkstoff angenommen wird.

Bei den Randbedingungen sind drei Punkte wesentlich:

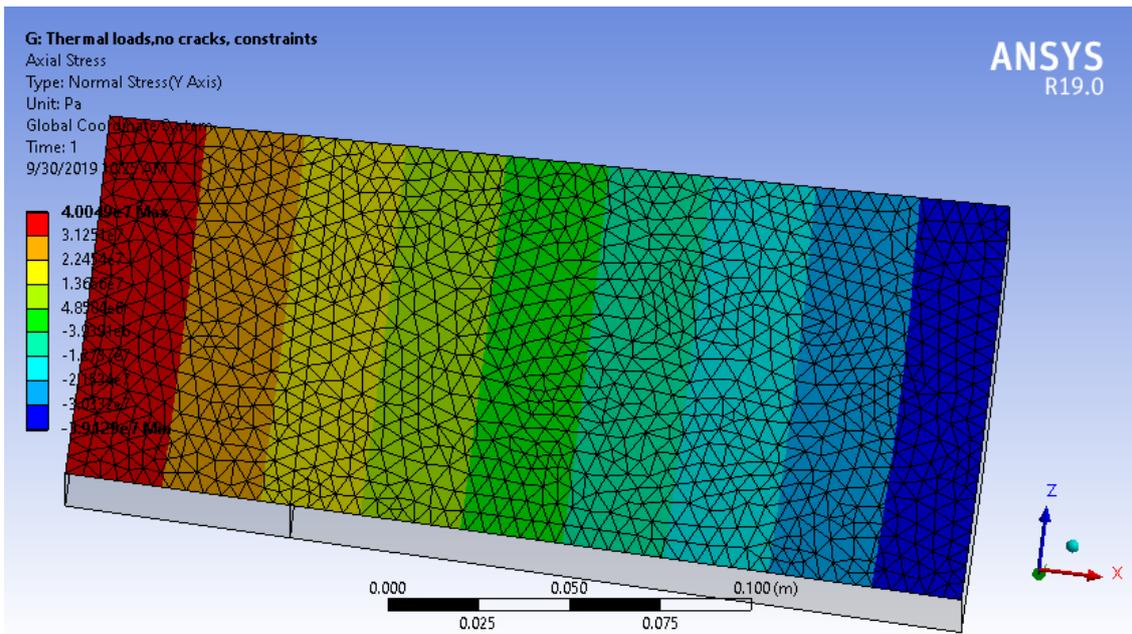
- Fixierung der beiden seitlichen Segmentseiten in der Ebene
- Fixierung der oberen Segmentseite in einer festen Ebene
- Fixierung der Knoten der unteren Segmentseite gegeneinander in Y-Richtung

Der letzte Punkt ist besonders wichtig, da die Temperaturverteilung zu einer stärkeren Änderung innerhalb dieser Ebene führen kann.

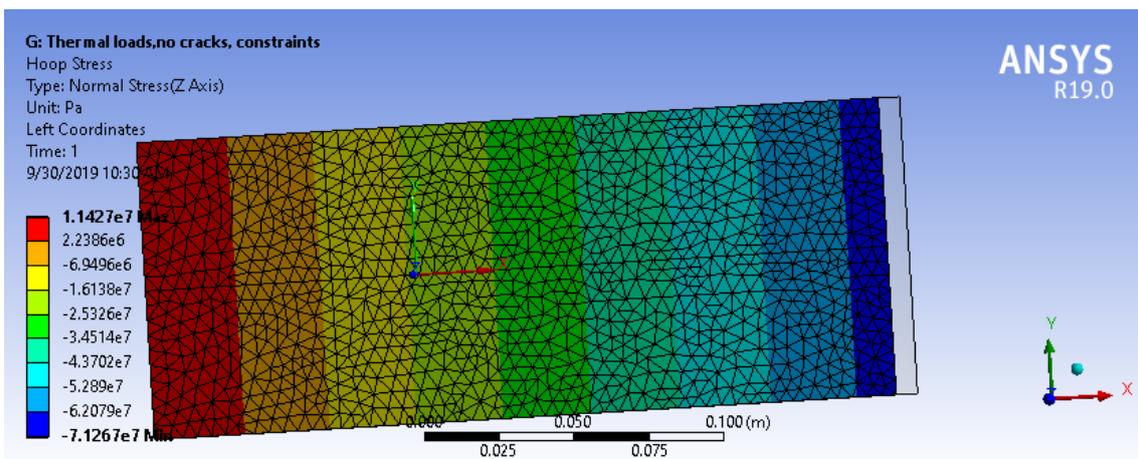
#### **6.4.4.2 Testfall ohne Riss**

Bei der Berechnung der mechanischen Spannungen aus der Temperaturverteilung stellt sich heraus, dass eine ausreichend feine Vernetzung (im Bereich des Grundsegments, nicht nur der Rissfront!) notwendig ist. 10 mm Elementgröße reichen noch nicht aus, 5 mm dagegen schon.

Bei der Überlagerung von Innendrucklast und einem Temperaturgradienten von 0,1 K/mm (durch eine Temperaturdifferenz zwischen Innen- und Außenwand von 25 °C) ergeben sich Axialspannungen zwischen ca. -40 MPa und +40 MPa und Umfangsspannungen zwischen ca. -70 MPa und +10 MPa, wie den beiden nachfolgenden Abbildungen entnommen werden kann.

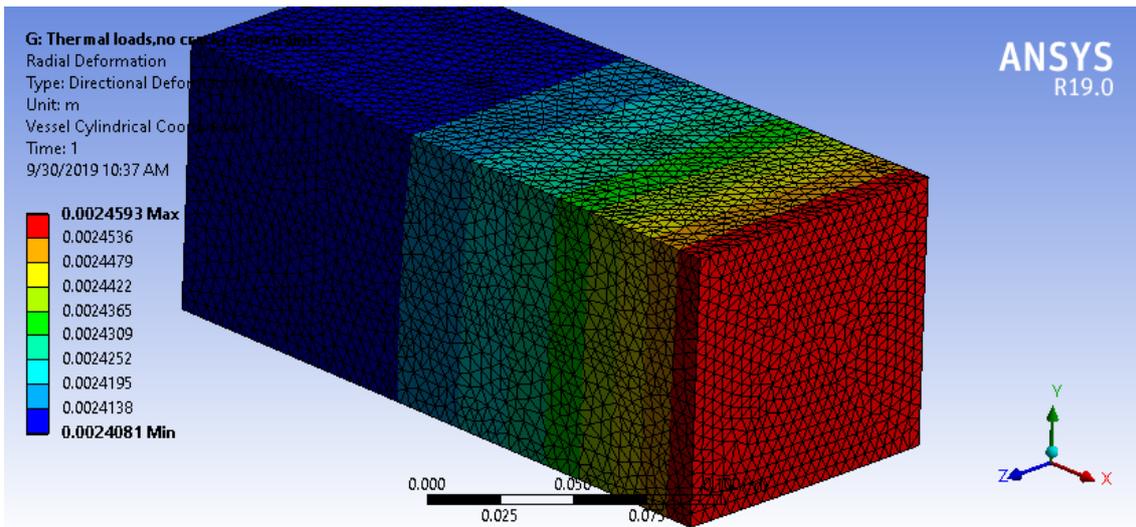


**Abb. 6.24** Axialspannung beim Testfall



**Abb. 6.25** Umfangsspannung beim Testfall

Bei der gewählten Last verschiebt sich das Segment ca. 2,4 mm nach außen, der Behälter wird durch die Wärmedehnung also aufgebläht. Die radiale Verschiebung ist in der nachfolgenden Abbildung dargestellt.

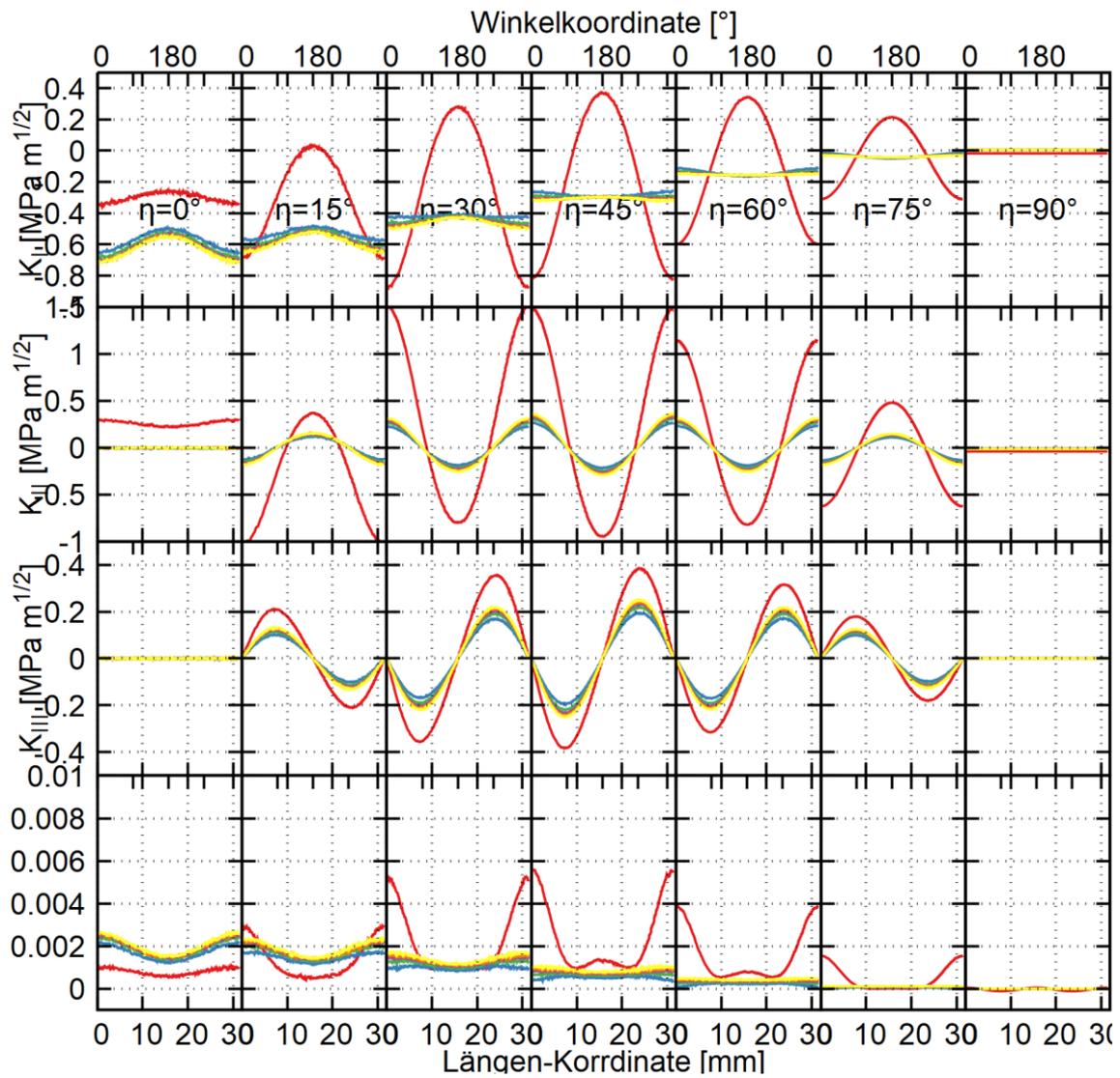


**Abb. 6.26** Testfall ohne Riss

Die erfolgreiche Simulation ohne Riss bildet die Grundlage für die bruchmechanische Analyse im nächsten Abschnitt.

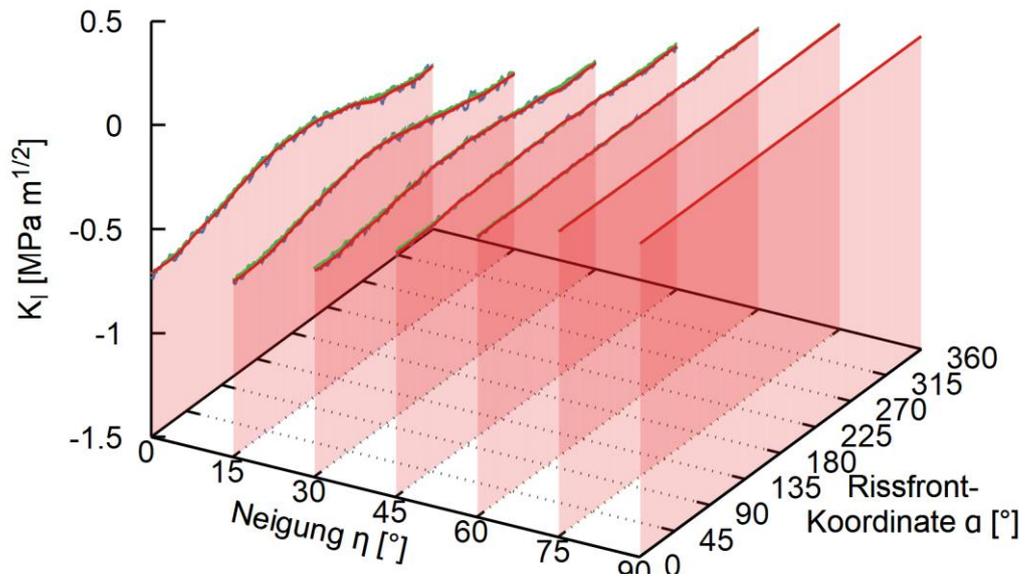
#### 6.4.4.3 Variation der Rissneigung

Mit den bruchmechanischen Analysewerkzeugen werden die K-Faktoren für verschiedenen geneigte Risse ausgewertet. Dabei wird ein anderes Vorgehen als bei reiner Innendruck-Belastung gewählt: Konzentrische Ringe zur manuellen Verfeinerung des Netzes an der Risspitze werden aufgebracht, und ferner werden nur die ersten sechs Konturen in die Auswertung einbezogen.

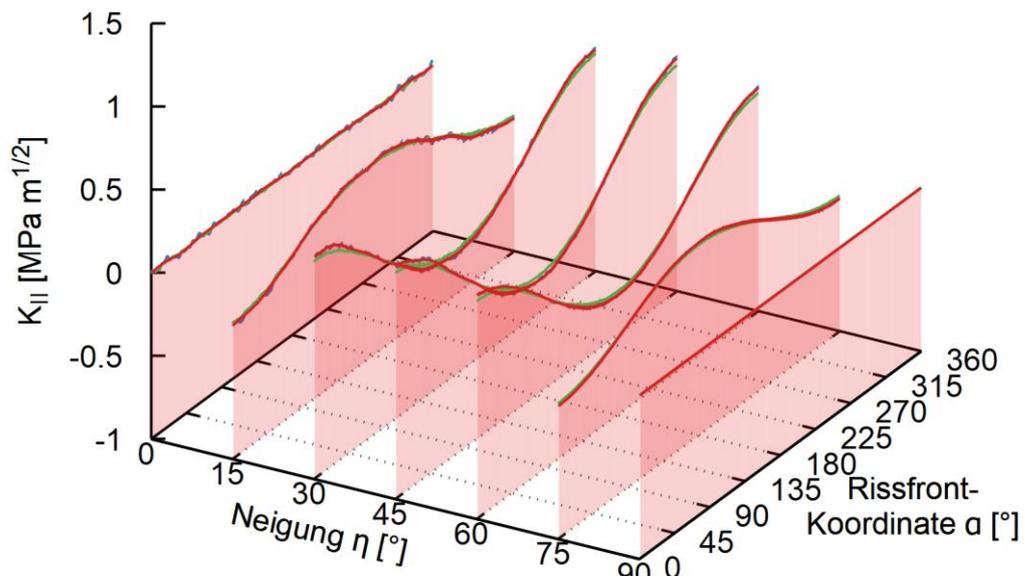


**Abb. 6.27** Rohdaten für linearen Temperaturgradienten mit 0,1 K/m, gezeigt sind die einzelnen Konturen

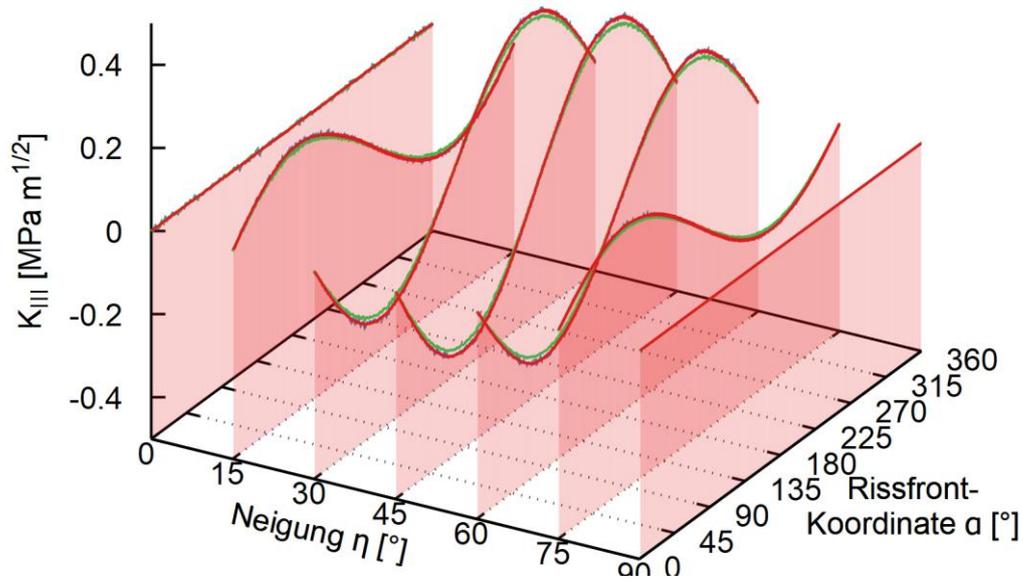
In den folgenden Abbildungen ist der geglättete Verlauf der  $K$ -Faktoren für alle drei Moden sowie das  $J$ -Integral dargestellt.



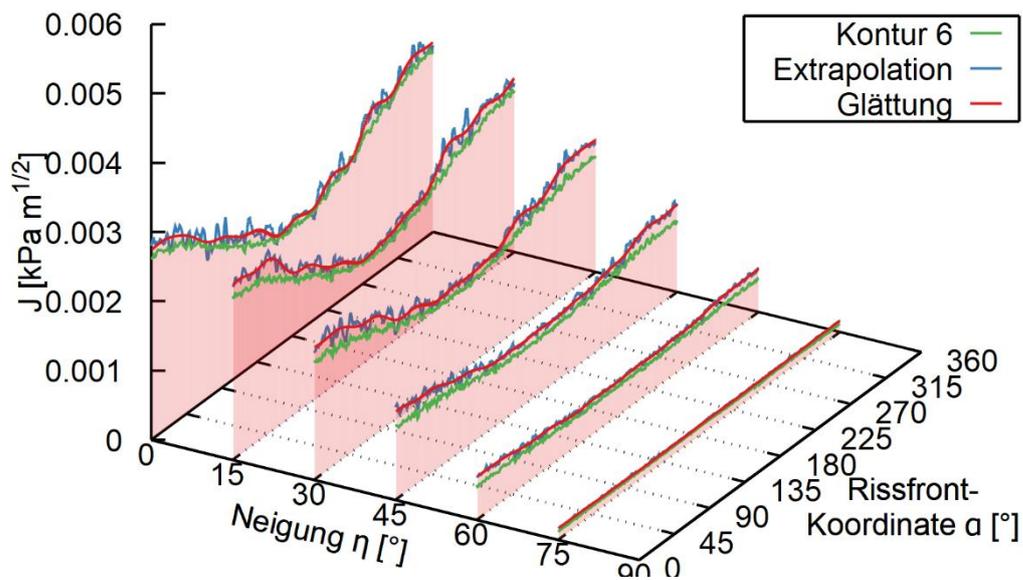
**Abb. 6.28** Geglätteter Verlauf von  $K_I$  bei einem linearen Temperaturgradienten



**Abb. 6.29** Geglätteter Verlauf von  $K_{II}$  bei einem linearen Temperaturgradienten



**Abb. 6.30** Geglätteter Verlauf von  $K_{III}$  bei einem linearen Temperaturgradienten



**Abb. 6.31**  $J$ -Integral und Glättung bei linearem Temperaturgradienten

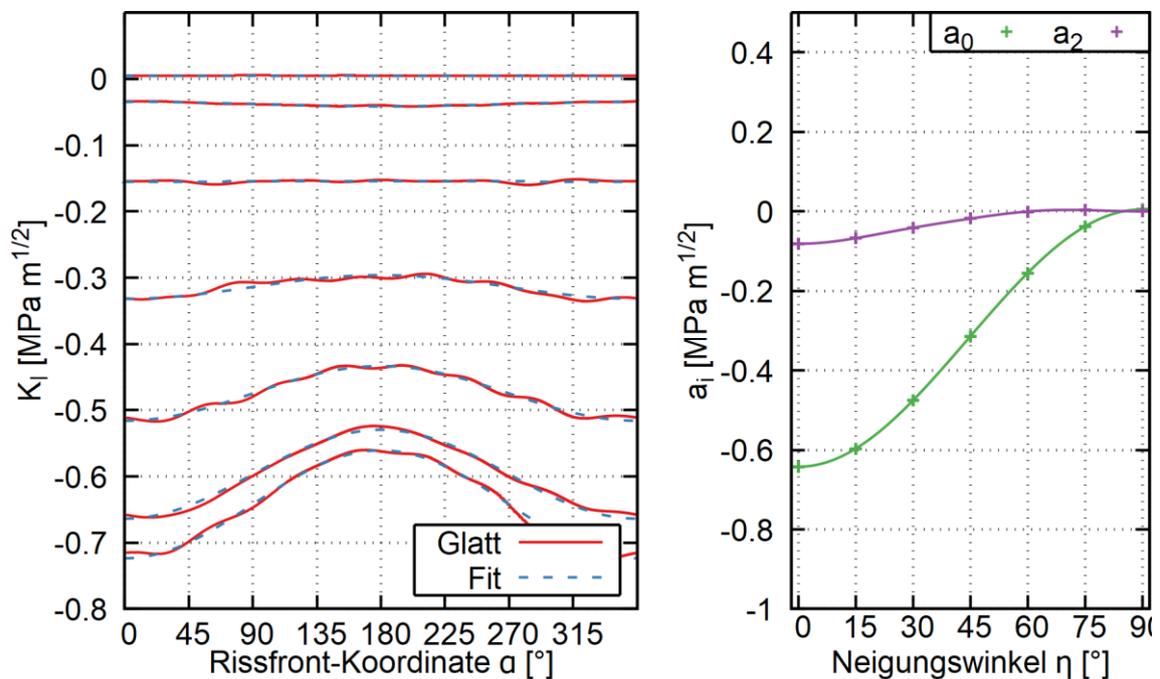
Die höchsten Einzelwerte weist  $K_{II}$  auf. Die Glättung ist sehr nah an der letzten verwendeten Kontur.

#### 6.4.4.4 Bewertungsansatz

Wie zuvor soll auch die geglättete Funktion durch eine Näherung beschrieben werden. Als Näherungsformeln für  $K_I$  und  $K_{II}$  bietet sich die Summe aus einer Konstante und einem Kosinus-Term an.

$$K_I = a_0(\eta) + a_1(\eta)\cos(\alpha) \quad (6.19)$$

Die entsprechend angepassten Funktionen sind für  $K_I$  in der nächsten Abbildung dargestellt.



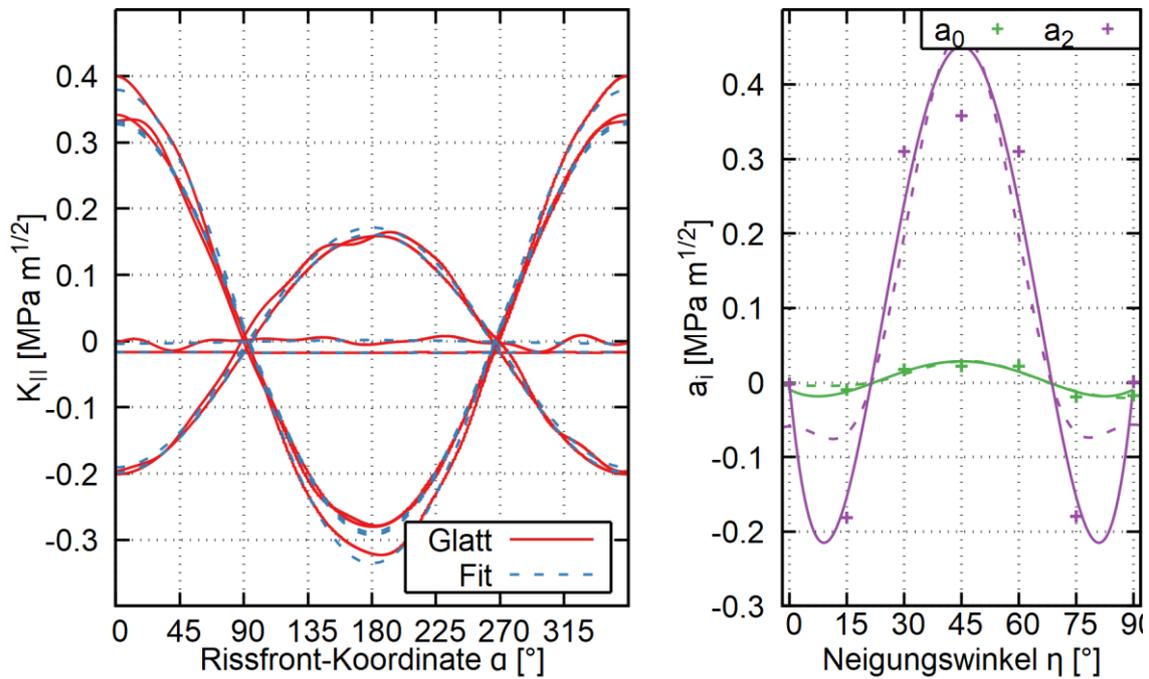
**Abb. 6.32** Fit von  $K_I$  für linearen Temperaturgradienten

Für die Abhängigkeit der Koeffizienten  $a_0$  und  $a_1$  von  $\eta$  bietet sich eine Entwicklung nach geraden Kosinus-Funktionen an, analog zu Gleichung (6.11). Das Ergebnis dieser Anpassung ist in Tab. 6.9 dargestellt.

**Tab. 6.9** Koeffizienten der Näherungsformel für  $K_I(\alpha, \eta)$  [ $\text{MPa m}^{1/2}$ ] für den linearen Temperaturgradienten

$i$	$d_{i,0}$	$d_{i,2}$	$d_{i,4}$	$d_{i,6}$	$d_{i,8}$
0	-0,3161	-0,3225	-0,0023	-0,0012	-0,0002
1	-0,0273	-0,0407	-0,0113	0	-0,002

Dagegen ist die  $\eta$ -Abhängigkeit der Funktionen  $a_0$  und  $a_1$  im Fall von  $K_{II}$  nicht mit dieser Genauigkeit durch die fünf Kosinus-basierten Summanden zu erhalten.



**Abb. 6.33** Fit von  $K_{II}$ , rechts der Vergleich des Polynomfits (durchgezogene Linie) gegenüber der Kosinusreihe (gestrichelte Linie)

Daher wird ein Polynomansatz um  $45^\circ$  gewählt – in der folgenden Gleichung ist der Neigungswinkel in Grad anzusetzen.

$$a_{0,1} = \sum_{n=0,2,4} h_{n,0,1} \left( \eta - \frac{\pi}{4} \right)^n, \eta \in \left[ 0, \frac{\pi}{2} \right] \quad (6.20)$$

Die entsprechenden Koeffizienten der Entwicklung sind in Tab. 6.10 zusammengefasst.

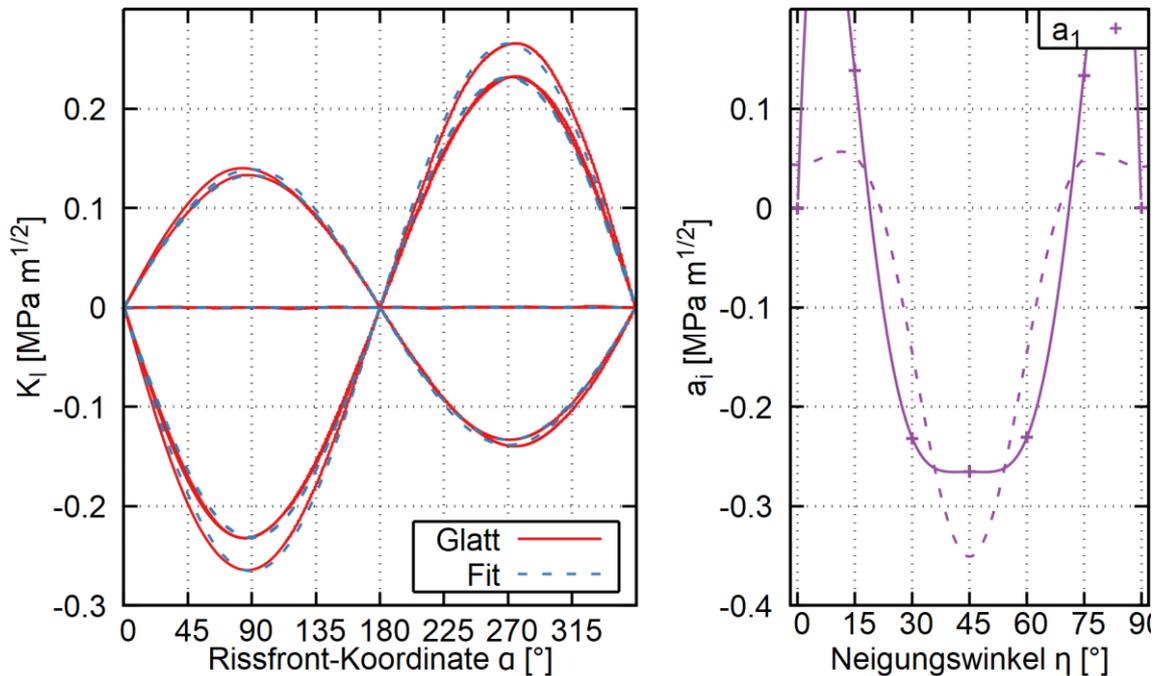
**Tab. 6.10** Koeffizienten der Näherungsformel für  $K_{II}(\alpha, \eta)$  [MPa m<sup>1/2</sup>] für den linearen Temperaturgradienten

$i$	$h_{i,0}$	$h_{i,2}$	$h_{i,4}$
0	0,028	-0,219	0,255
1	0,451	-3,369	4,261

Der Verlauf von  $K_{III}$  dagegen unterscheidet sich von den anderen Moden, hier wird ein anderer Ansatz gewählt, der auf einer Sinusfunktion basiert.

$$K_{III}(\alpha) = a_1 \sin \alpha \quad (6.21)$$

Die Anpassung der Parameter ist in der folgenden Abbildung dargestellt. Auch hier wurde neben einer Cosinus-Reihe ein gerades Polynom um 45° zur Anpassung gewählt.



**Abb. 6.34** Fit von  $K_{III}$  bei linearem Temperaturgradienten

Das Polynom wird bis zum sechsten Grad herangezogen, wie in der folgenden Gleichung dargestellt.

$$a_1 = \sum_{n=0,2,4,6} h_{1,n} \left( \eta - \frac{\pi}{4} \right)^n, \eta \in \left[ 0, \frac{\pi}{2} \right] \quad (6.22)$$

Die Koeffizienten des Polynoms sind in Tab. 6.11 zusammengestellt.

**Tab. 6.11** Koeffizienten der Näherungsformel für  $K_{III}(\alpha, \eta)$  [ $\text{MPa m}^{1/2}$ ] für den linearen Temperaturgradienten

$h_{1,0}$	$h_{1,2}$	$h_{1,4}$	$h_{1,6}$
-0,265	-0,089	9,52	-14,069

Um aus diesen Ergebnissen ein übertragbares Ergebnis abzuleiten, muss der verwendete Temperaturgradient extrahiert werden. Die Ergebnisse dazu sind im Ergebnisabschnitt zusammengestellt.

#### 6.4.4.5 Ergebnis

Zur Bewertung eines allgemeinen Risses werden die einzelnen Beiträge aus den Ergebnissen extrahiert. Dazu wird einerseits, analog zum Fall des Innendrucks, der Faktor  $\sqrt{\pi a}$  vorgezogen (mit  $a = 10$  mm). Der Temperaturgradient wird ebenfalls berücksichtigt, indem der Faktor  $\alpha E \Delta T / (1 - \nu)$  vorgezogen wird –  $\Delta T$  bezeichnet hier die Differenz zwischen Innen- und Außenwand. Mit den in Tab. 6.2 zusammengestellten Parameterwerten ergibt sich für den Gesamtfaktor ein Wert von 432,385 MPa mm<sup>1/2</sup>. Die oben aufgelisteten Faktoren müssen daher durch diesen Wert geteilt werden.

Die Bewertungsergebnisse sind in den Gleichungen (6.23), (6.24) und (6.25) zusammengefasst, die zugehörigen Koeffizienten in Tab. 6.12, Tab. 6.13 und Tab. 6.14.

$$K_I = \frac{\alpha E \Delta T}{1 - \nu} \sqrt{\pi a} \sum_{i=0,1} \sum_{m=0,2,4,6,8} d_{i,n} \cos(i \eta) \cos(m \alpha) \quad (6.23)$$

$$K_{II} = \frac{\alpha E \Delta T}{1 - \nu} \sqrt{\pi a} \sum_{n=0,1} \sum_{m=0,2,4} h_{n,0,2} \left( \eta - \frac{\pi}{4} \right)^m \cos(n \alpha) \quad (6.24)$$

$$K_{III}(\alpha) = \frac{\alpha E \Delta T}{1 - \nu} \sqrt{\pi a} \sum_{n=0,2,4,6} h_{1,n} \left( \eta - \frac{\pi}{4} \right)^n \sin \alpha \quad (6.25)$$

**Tab. 6.12** Koeffizienten für  $K_I$

$i$	$d_{i,0}$	$d_{i,2}$	$d_{i,4}$	$d_{i,6}$	$d_{i,8}$
0	-7,311E-04	-7,459E-04	-5,319E-06	-2,775E-06	-4,626E-07
1	-6,314E-05	-9,413E-05	-2,613E-05	0,000E+00	-4,626E-06

**Tab. 6.13** Koeffizienten für  $K_{II}$ 

$i$	$h_{i,0}$	$h_{i,2}$	$h_{i,4}$
0	6,476E-05	-5,065E-04	5,898E-04
1	1,043E-03	-7,792E-03	9,855E-03

**Tab. 6.14** Koeffizienten für  $K_{III}$ 

$i$	$h_{i,0}$	$h_{i,2}$	$h_{i,4}$	$h_{i,6}$
1	-6,129E-04	-2,058E-04	2,202E-02	-3,254E-02

Mit diesem Ansatz lässt sich daher also ein Kreisriss unter einem linearen Temperaturgradienten bewerten.

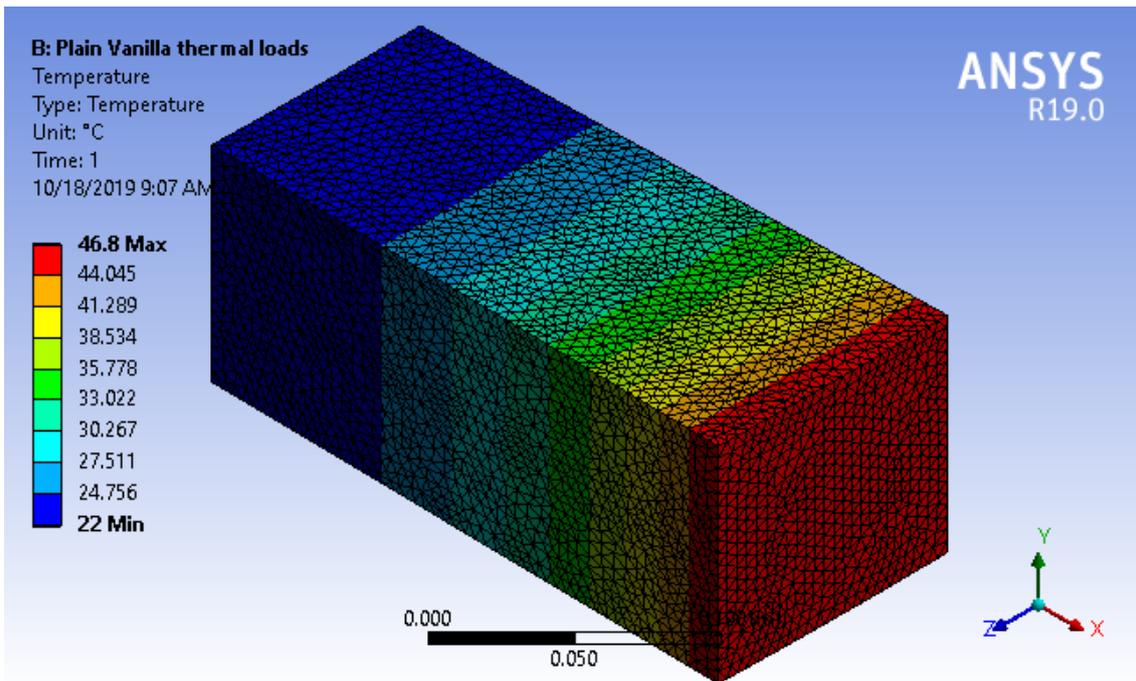
## 6.4.5 Belastung durch einen quadratischen Temperaturterm

### 6.4.5.1 Modellierung

Während die lineare Temperaturverteilung einfach zu realisieren ist, ist ein quadratischer Term nur mit einer direkten Festlegung der Temperatur an den einzelnen Knoten möglich. Es wird eine Temperaturverteilung in Abhängigkeit des Radius  $r$ , gemessen von der Behälterachse, nach folgender Formel verwendet.

$$T(r) = T_0 + T_2 \left( \frac{r - r_i}{t} \right)^2 \quad (6.26)$$

Der Koeffizient  $T_2$  ist auf 25 °C gesetzt, analog zum linearen Temperaturgradienten. Das Ergebnis der Temperaturverteilung ist in der nachfolgenden Abbildung gezeigt. Die Temperaturvariation ist also an der Innenoberfläche geringer und an der Außenoberfläche stärker.



**Abb. 6.35** Quadratische Temperaturverteilung

Mit dieser Vorbereitung kann die bruchmechanische Analyse des geeigneten Risses begonnen werden.

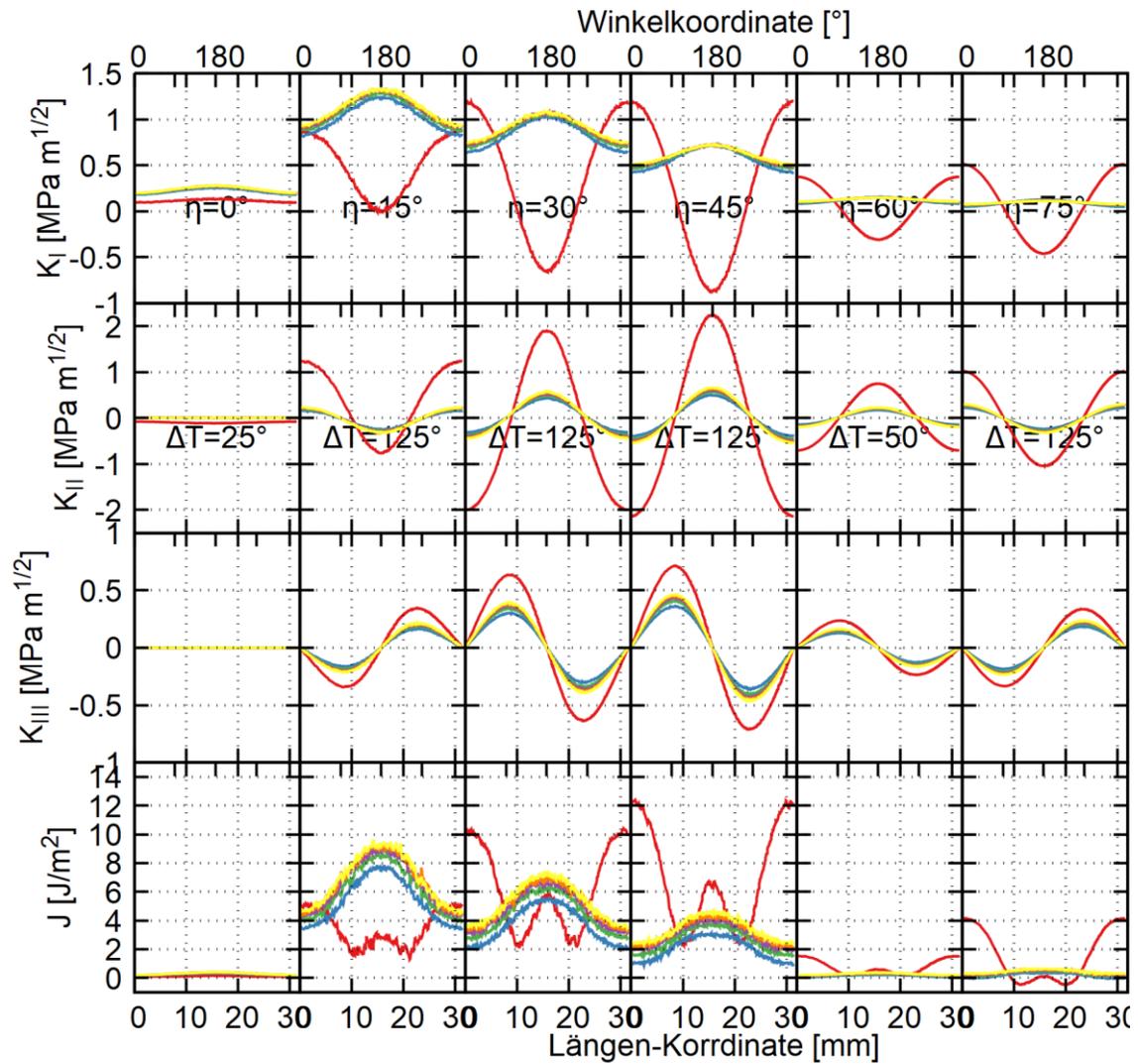
#### 6.4.5.2 Variation der Rissneigung

Bei der Variation der Rissneigung zeigt sich, dass die Temperaturdifferenz zwischen der Innen- und der Außenseite einen Einfluss auf die Stabilität der Lösung hat, und zwar abhängig von der Rissneigung. Aufgrund der linear-elastischen Näherung kann die Temperatur bei der Auswertung der Ergebnisse wieder auf einen gemeinsamen Wert zurückgerechnet werden. In Tab. 6.15 sind die verwendeten Temperaturen dargestellt.

**Tab. 6.15** Temperaturdifferenz in den Rechnungen

$\eta$ [°]	0	15	30	45	60	75
$\Delta T$ [°C]	25	125	125	125	50	125

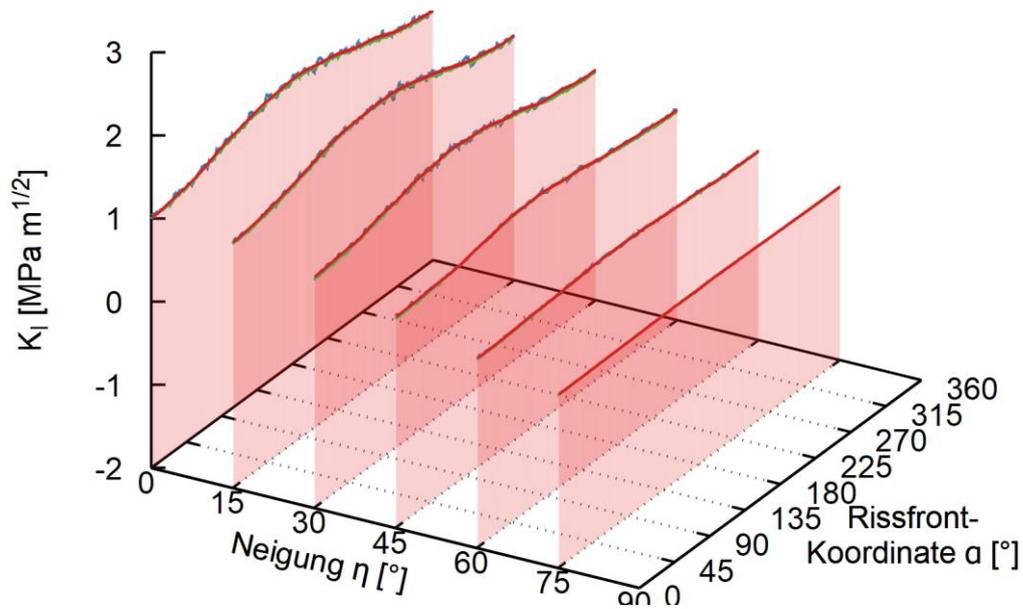
Für den Winkel  $\eta = 90^\circ$  lässt sich keine Lösung für die bruchmechanischen Größen ermitteln. Die Rohdaten der bruchmechanischen Größen sind in der folgenden Abbildung zusammengestellt.



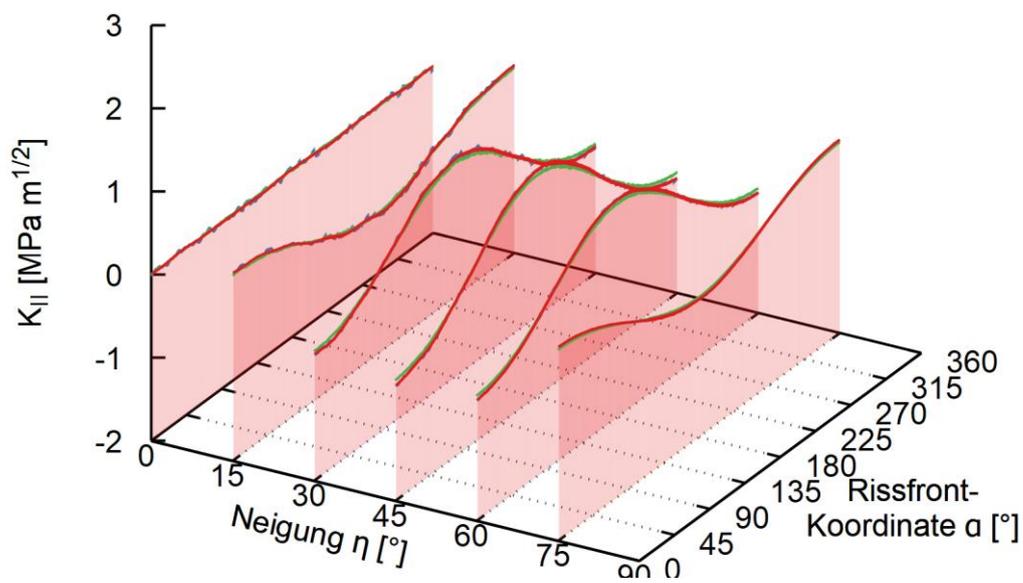
**Abb. 6.36** Bruchmechanische Kennwerte bei quadratischer Temperaturverteilung

Man beachte die verschiedenen Absoluttemperaturen.

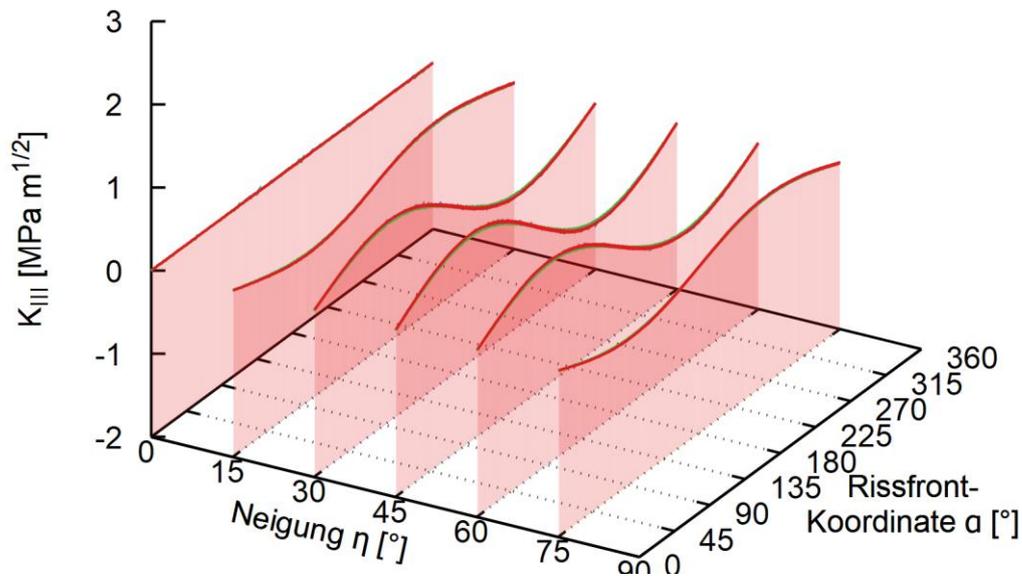
Im nächsten Schritt werden diese Rohdaten geglättet und auf ein Temperaturniveau normalisiert. Als gemeinsames Niveau wird ein  $\Delta T$  von 125 °C gewählt. Die Ergebnisse der Normalisierung und Glättung sind in den folgenden Abbildungen dargestellt.



**Abb. 6.37** Normalisierung und Glättung der Funktion  $K_I$  unter quadratischer Temperaturverteilung



**Abb. 6.38** Normalisierung und Glättung der Funktion  $K_{II}$  unter quadratischer Temperaturverteilung



**Abb. 6.39** Normalisierung und Glättung der Funktion  $K_{III}$  bei quadratischer Temperaturverteilung

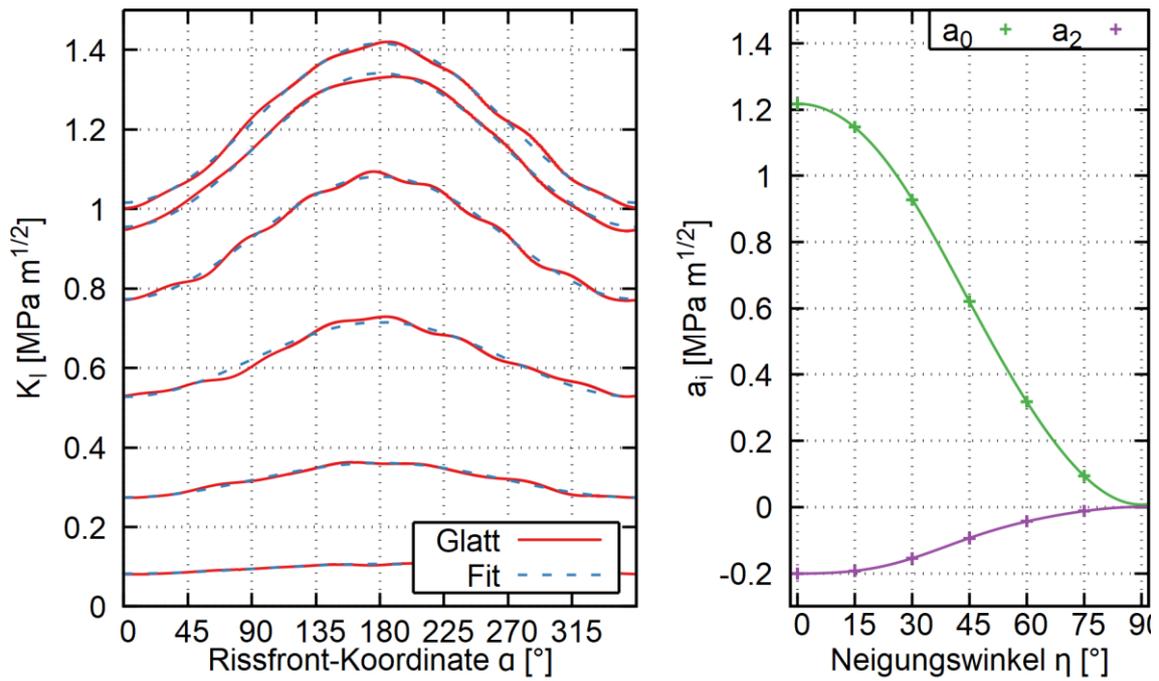
Aus diesen Rohdaten lässt sich wiederum ein Bewertungsansatz gewinnen, indem die Funktionen geeignet approximiert werden.

#### 6.4.5.3 Bewertungsansatz

Der Bewertungsansatz für den Faktor  $K_I$  wird wie beim linearen Temperaturverlauf mit einer Kosinusfunktion wie in Gleichung (6.19) und einer entsprechenden Reihe wie in Gleichung (6.15) gezeigt durchgeführt. Das Ergebnis der Parameteranpassung ist in der folgenden Abbildung dargestellt. Die Parameter können der nachfolgenden Tabelle entnommen werden.

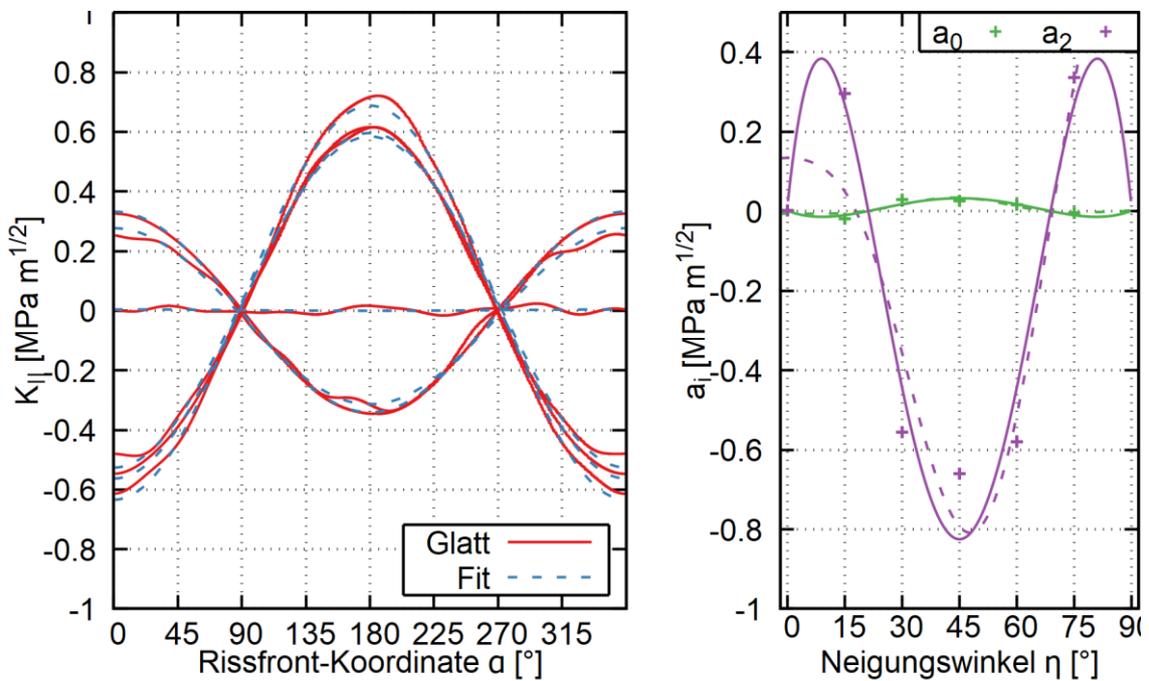
**Tab. 6.16** Koeffizienten der Näherungsformel für  $K_I(\alpha, \eta)$  [MPa m<sup>1/2</sup>] für den quadratischen Temperaturgradienten

$i$	$d_{i,0}$	$d_{i,2}$	$d_{i,4}$	$d_{i,6}$	$d_{i,8}$
0	0,6201	0,6069	-0,0037	-0,0019	-0,0038
1	-0,0993	-0,1042	-0,0033	0,0035	0,0026



**Abb. 6.40** Anpassung des Bewertungsansatzes bei quadratischem Temperaturverlauf und Mode-I

Beim Modus-II empfiehlt sich eine Polynomdarstellung, die Analyse ähnelt stark der Vorgehensweise zum linearen Temperaturgradienten.

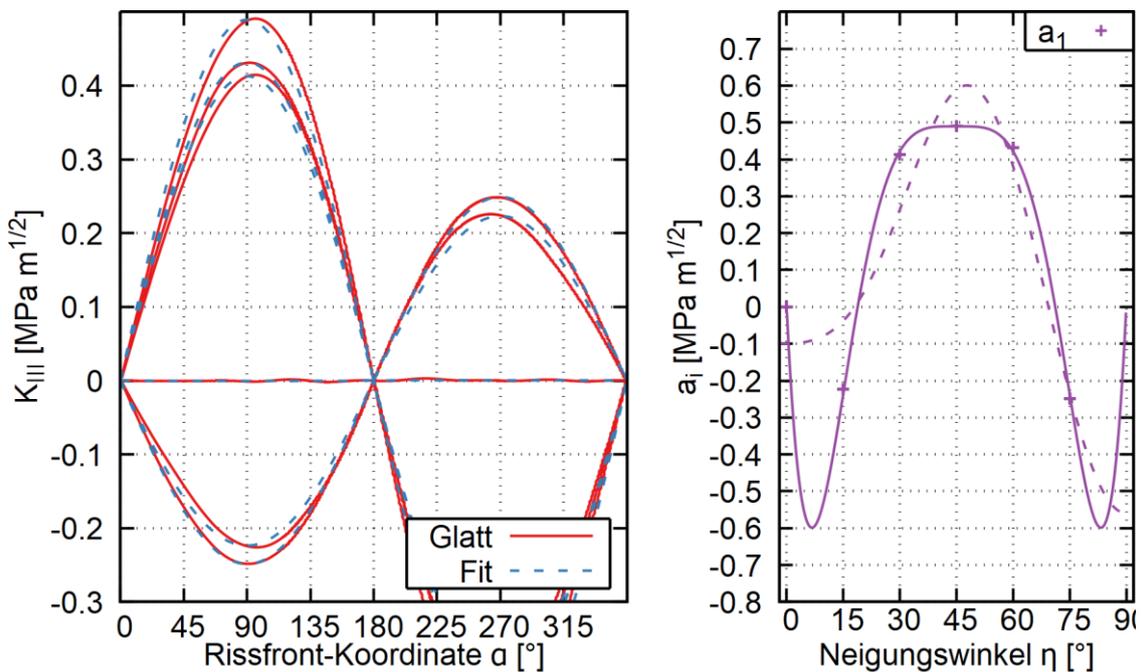


**Abb. 6.41** Anpassung des Bewertungsansatzes bei quadratischem Temperaturverlauf und Mode-II

**Tab. 6.17** Koeffizienten der Näherungsformel für  $K_{II}(\alpha, \eta)$  [MPa m<sup>1/2</sup>] für den quadratischen Temperaturverlauf

$i$	$h_{i,0}$	$h_{i,2}$	$h_{i,4}$
0	0,033	-0,238	0,302
1	-0,825	6,074	-7,631

Bei der Bewertung der dritten Mode wird wie beim linearen Temperaturgradienten verfahren. Allerdings scheint der trigonometrische Ansatz gegenüber dem polynomiellen vorteilhaft aufgrund der ausgeprägten „Überschwinger“.



**Abb. 6.42** Anpassung des Bewertungsansatzes bei quadratischem Temperaturverlauf und Mode-III

**Tab. 6.18** Polynom-Koeffizienten der Näherungsformel für  $K_{III}(\alpha, \eta)$  [MPa m<sup>1/2</sup>] für den quadratischen Temperaturverlauf

$h_{1,0}$	$h_{1,2}$	$h_{1,4}$	$h_{1,6}$
0,489	0,031	-16,506	24,59

**Tab. 6.19** Trigonometrische Koeffizienten der Näherungsformel für  $K_{III}(\alpha, \eta)$  [MPa m<sup>1/2</sup>] für den quadratischen Temperaturverlauf

$d_{1,0}$	$d_{1,2}$	$d_{1,4}$	$d_{1,6}$	$d_{1,8}$
0,105	0,114	-0,459	0,116	0,024

Mit diesen Bewertungsansätzen lässt sich eine analytische Beziehung der einzelnen Moden für Kreisrisse unter thermomechanischen Lasten ableiten.

#### 6.4.5.4 Ergebnis

Analog zum linearen Temperaturgradienten kann auch hier ein gemeinsamer Vorfaktor herausgezogen werden (hier ist  $\Delta T = 125 \text{ °C}$ ). Die Bewertungsergebnisse sind in den folgenden Gleichungen und Tabellen zusammengefasst.

$$K_I = \frac{\alpha E \Delta T}{1 - \nu} \sqrt{\pi a} \sum_{i=0,1} \sum_{m=0,2,4,6,8} d_{i,n} \cos(i \eta) \cos(m \alpha) \quad (6.27)$$

$$K_{II} = \frac{\alpha E \Delta T}{1 - \nu} \sqrt{\pi a} \sum_{n=0,1} \sum_{m=0,2,4,6,8} h_{n,0,2} \left( \eta - \frac{\pi}{4} \right)^n \cos(m \alpha) \quad (6.28)$$

$$K_{III}(\alpha) = \frac{\alpha E \Delta T}{1 - \nu} \sqrt{\pi a} \sum_{m=0,2,4,6,8} d_{i,n} \cos(i \eta) \sin \alpha \quad (6.29)$$

**Tab. 6.20** Koeffizienten für  $K_I$

$i$	$d_{i,0}$	$d_{i,2}$	$d_{i,4}$	$d_{i,6}$	$d_{i,8}$
0	2,868E-04	2,807E-04	-1,711E-06	-8,788E-07	-1,758E-06
1	-4,593E-05	-4,820E-05	-1,526E-06	1,619E-06	1,203E-06

**Tab. 6.21** Koeffizienten für  $K_{II}$

$i$	$h_{i,0}$	$h_{i,2}$	$h_{i,4}$
0	1,526E-05	-1,101E-04	1,397E-04
1	-3,816E-04	2,810E-03	-3,530E-03

**Tab. 6.22** Koeffizienten für  $K_{III}$

$i$	$d_{i,0}$	$d_{i,2}$	$d_{i,4}$	$d_{i,6}$	$d_{i,8}$
1	4,857E-05	5,273E-05	-2,123E-04	5,366E-05	1,110E-05

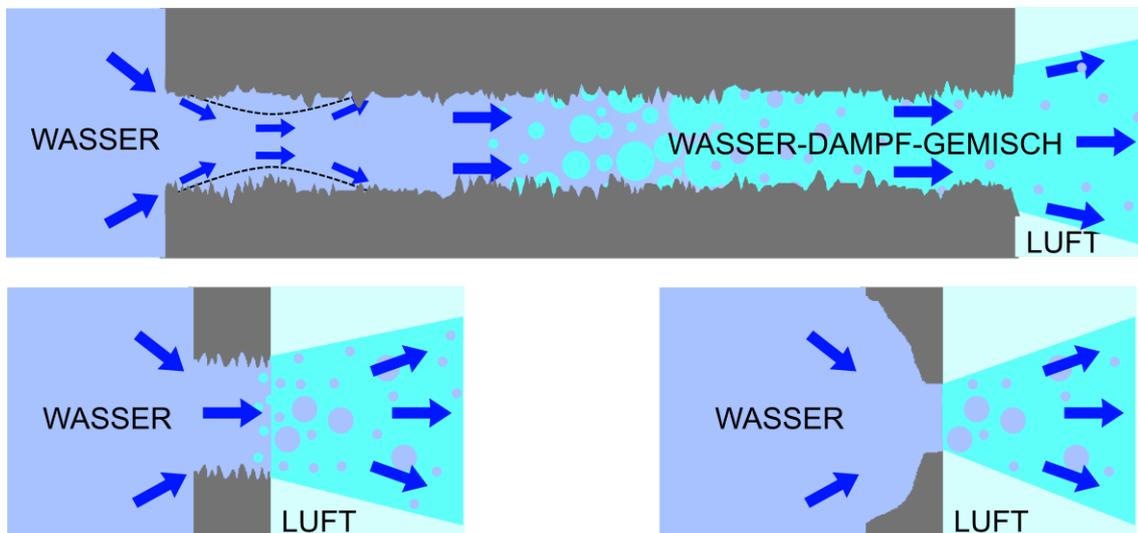
Mit diesem Ansatz können nun K-Faktoren aller Moden unter parabolischen Temperaturverläufen bewertet werden.

## 7 Leckraten-Berechnungsmethoden

### 7.1 Einführung

In vorangegangenen GRS-Vorhaben wurden vorrangig Leckagen durch Risse in größeren Rohrleitungen untersucht. Dies war motiviert durch die Kerntechnische Regel KTA 3206 /KTA 16b/, die zum Bruchausschluss von Rohrleitungen größer als DN 50 einen Leck-vor-Bruch-Nachweisschritt vorsieht, für den eben gerade Leckagen durch Risse berechnet werden müssen.

Wenngleich die sicherheitstechnische Bedeutung von Leckagen durch rissartige Defekte unbestritten ist, so sind dies nicht die einzigen relevanten Typen von Undichtigkeiten. So wurden in /BAL 14/ Ereignisse der Betriebserfahrung verschiedener Datenbasen in einem europäischen Projekt ausgewertet. Einige Leckagetypen, die dort dokumentiert werden, weisen andere Eigenschaften auf als Risse in großen, dickwandigen Rohrleitungen: So beispielsweise die Leckagen in dünnwandigen Dampferzeugerheizrohren und die Leckagen durch Flanschdichtungen. Aber auch die Besonderheiten bei erdverlegten Rohrleitungen müssen in einigen Fällen beachtet werden /NEA 17b/.



**Abb. 7.1** Schematische Darstellung verschiedener Leckagetypen

Drei Typen von Leckagen sind in der schematischen Darstellung Abb. 7.1 gegenübergestellt: Der rissartige Defekt in einer dickwandigen Struktur, ein lochartiger Defekt und eine Leckage im Bereich einer flächigen Wanddickenschwächung. Sowohl die Größe eines Defekts wie auch die Strömungsverhältnisse im Leckkanal unterscheiden sich in

den verschiedenen Typen. So dominieren für schmale Risse in dicken Wänden die Reibungsverluste und eine zweiphasige Ausströmung kann sich ausbilden. Für dünne Wände spielt die Wandreibung nur noch eine nachrangige Rolle, zudem stellt sich die Frage nach dem Phasenübergang während der Ausströmung.

In den folgenden Abschnitten werden verschiedene Leckagesituationen diskutiert und angepasste Berechnungsmodelle vorgestellt.

## **7.2 Leckagen durch lochartige Korrosionsstellen**

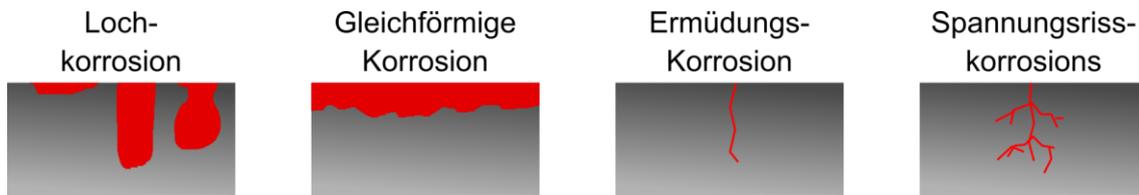
Dieses Kapitel behandelt lochartige im Gegensatz zu rissartigen Korrosionsstellen. In der englischsprachigen Literatur ist das Phänomen auch mit Pitting, Pitting Corrosion und Pinhole Leaks assoziiert, während im Deutschen Lochfraß und Lochkorrosion ge-läufig sind. Das Gegenstück ist Crevice Corrosion, was mit Spaltkorrosion übersetzt werden kann.

### **7.2.1 Einführung**

Lochartige Korrosionsstellen können sich an Einschlüssen des Werkstoffs an der Oberfläche zum Medium bilden, wenn der schützende Film unterbrochen ist. Es werden folgende Arten von Korrosion unterschieden (siehe /JON 96/).

- Gleichförmige Korrosion / Uniform Corrosion
- Galvanische Korrosion / Galvanic Corrosion
- Spaltkorrosion / Crevice Corrosion
- Lochkorrosion / Pitting Corrosion
- Umgebungsbeeinflusste Rissbildung / Environmentally Induced Cracking
- Wasserstoffschädigung / Hydrogen Damage
- Intergranuläre Korrosion / Intergranular Corrosion
- Dealloying
- Erosionskorrosion / Erosion Corrosion

Einige der Typen sind in Abb. 7.2 dargestellt (basierend auf /JON 96/, Fig. 1.4), hierbei ist insbesondere die Abgrenzung der Lochkorrosion von anderen Typen hervorgehoben.



**Abb. 7.2** Darstellung verschiedener Korrosionstypen, basierend auf /JON 96/, Fig. 1.4

Lochkorrosion kann tief, flach oder unterhöhlt ablaufen. Für rostfreie Stähle ist dieser Mechanismus typisch durch die lokale Schädigung der passiven Schicht der Oberfläche. Ein Korrosionsloch verhält sich wie ein selbstgeschaffenes Loch der Spaltkorrosion. Bei dieser bilden die Korrosionsprodukte von Fe, Cr und Ni in der Lösung in einem Spalt eine lokale sehr saure Chlorid-Konzentration, die zu einer hohen Korrosionsrate führt. Die zur Öffnung abnehmende Konzentration von Korrosionsprodukten ist die Ursache für den sogenannten Tunnelmechanismus (vgl. z. B. /DEI 91/), der auch bei Spannungsrisskorrosion eine Rolle spielt. Lochfraß ist auch typisch als Schädigungsmechanismus an Dampferzeuger-Heizrohren (siehe Kapitel 7.7 und /KIL 02/).

Für die Dichte, die Oberflächengröße und die Tiefe von lochartigen Korrosionsstellen existieren Klassifikationssysteme. Das ASTM-Verfahren ist in Tab. 7.1 beschrieben.

**Tab. 7.1** ASTM-Klassifizierung von lochartigen Korrosionsstellen

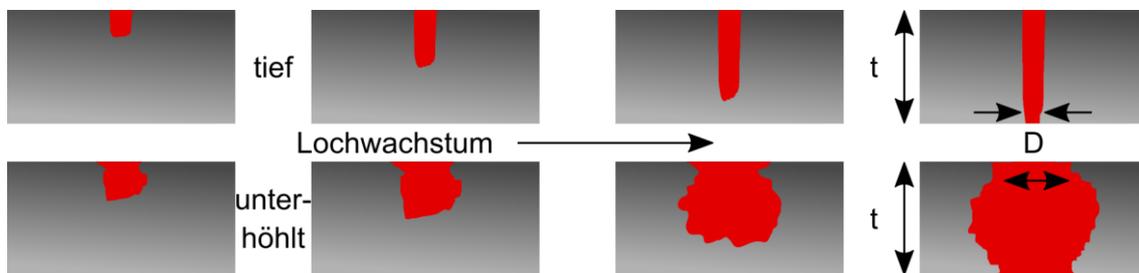
Nr.	A Lochdichte [10 <sup>3</sup> /m <sup>2</sup> ]	B Lochfläche [mm <sup>2</sup> ]	C Tiefe [mm]
1	2,5	0,5	0,4
2	10	2,0	0,8
3	50	8,0	1,6
4	100	12,5	3,2
5	500	24,5	6,4

An dieser Stelle soll weniger auf die elektrochemischen Zusammenhänge und Ursachen eingegangen werden, es sei hierbei auf /JON 96/ verwiesen. Die Bedeutung der einzelnen Mechanismen in kerntechnischen Anlagen sind in /RÜC 07/ analysiert. Einige Publikationen gehen genauer auf bestimmte Befunde ein, z. B. /ROT 07/.

## 7.2.2 Modellbildung zu Leckraten

### 7.2.2.1 Kleine Löcher

Das Schädigungsbild einer lochartigen Korrosionsstelle kann aus einer tiefen (tunnelartigen) oder unterhöhlten Schädigungsform herrühren. Für die Bestimmung der Ausströmrate ist zunächst der Querschnitt eines lochartigen Lecks relevant. Im Falle von unterhöhlter Lochkorrosion ist zu erwarten, dass der Querschnitt (bzw. der Durchmesser eines idealisiert kreisförmigen Lochs  $D$ ) proportional zur Wandstärke ist, während bei tiefer Lochkorrosion ein von der Wanddicke  $t$  unabhängiger Querschnitt zu erwarten ist. Dieses Verhalten kann aus dem Schema in Abb. 7.3 abgeleitet werden.



**Abb. 7.3** Unterschiedliche Entwicklung von tiefen und unterhöhlten Lochkorrosionsstellen, die in unterschiedlichen Leckquerschnitten resultieren

Gerade Lecks aus tiefer Lochkorrosion können mit diesem Ansatz als Strömungskanal beschrieben werden, der einen Querschnitt  $POA$  (Pit Opening Area, in Analogie zu  $COA$  = Crack Opening Area) und eine Länge entsprechend der Wanddicke  $t$  besitzt.

$$POA_{tief} = B ; POA_{unterhöhlt} = \frac{\pi}{4} (\beta t)^2 \quad (7.1)$$

Hierbei ist aufgrund der Modellbildung mit  $\beta \lesssim 1$  zu rechnen. Der konstante Wert  $B$  könnte beispielsweise aus einer ASTM-Klasse stammen.

Die Durchströmung des Strömungskanals ist dann mit einem Einströmverlust sowie einem Reibungsverlust zu berechnen. Für die Strömung einer einphasigen Flüssigkeit durch eine lochartige Leckage wird in /AHA 95/ der Ansatz eines einfachen Verengungsfaktors (Discharge Coefficient) gewählt, hier soll dies genauer betrachtet werden. Die gewählten Schädigungen lassen eine ausgeprägte Kante am Defektrand vermuten, was sich mit einer ausgeprägten Einschnürung äußern würde. Ein Verengungsverhältnis im

Bereich  $c_d = 0,62 - 0,8$  erscheint daher plausibel. Bei der Wandreibung kann einerseits auf Erfahrungswerte für Lecks aus Spannungsrisskorrosion zurückgegriffen werden und ein ähnlicher Wert der Wandrauheit von  $R_z = 40 \mu\text{m}$  angesetzt werden. Eine andere Möglichkeit ist die pauschale Annahme eines Widerstandsbeiwerts, der z. B. im Bereich von  $\lambda = 0,1$  liegen könnte. Diese Modellannahmen müssen durch Messungen oder Befunde überprüft werden.

### 7.2.2.2 Lochartige Leckagen bei gleichförmiger Korrosion

Bei flächiger/gleichförmiger Abtragung durch Korrosion wird die Wandstärke erkennbar geschwächt und es kommt schließlich zur Ausbildung einer oder mehrerer Leckagen an Durchbrüchen. Die Situation ist vergleichbar mit fortschreitender Waddickenschwächung (siehe Abb. 7.4).



**Abb. 7.4** Schema einer fortschreitenden Waddickenschwächung (Zeitfortschritt von links nach rechts) mit daraus resultierender Leckage

Da nun die tragende Struktur durch die Schwächung der Wand und die Leckage-Durchbrüche deutlich dünner ist, wirkt sich auch die Dehnung unter Innendruck  $p$  entsprechend stärker aus. Die Restwand kann sich so regelrecht aufblähen. Die flächigen Defekte in der Restwand würden sich dementsprechend mitdehnen. Als Formel ausgeschrieben würde sich somit ein Gesamtleckquerschnitt POA ergeben, der durch die folgende Gleichung definiert ist.

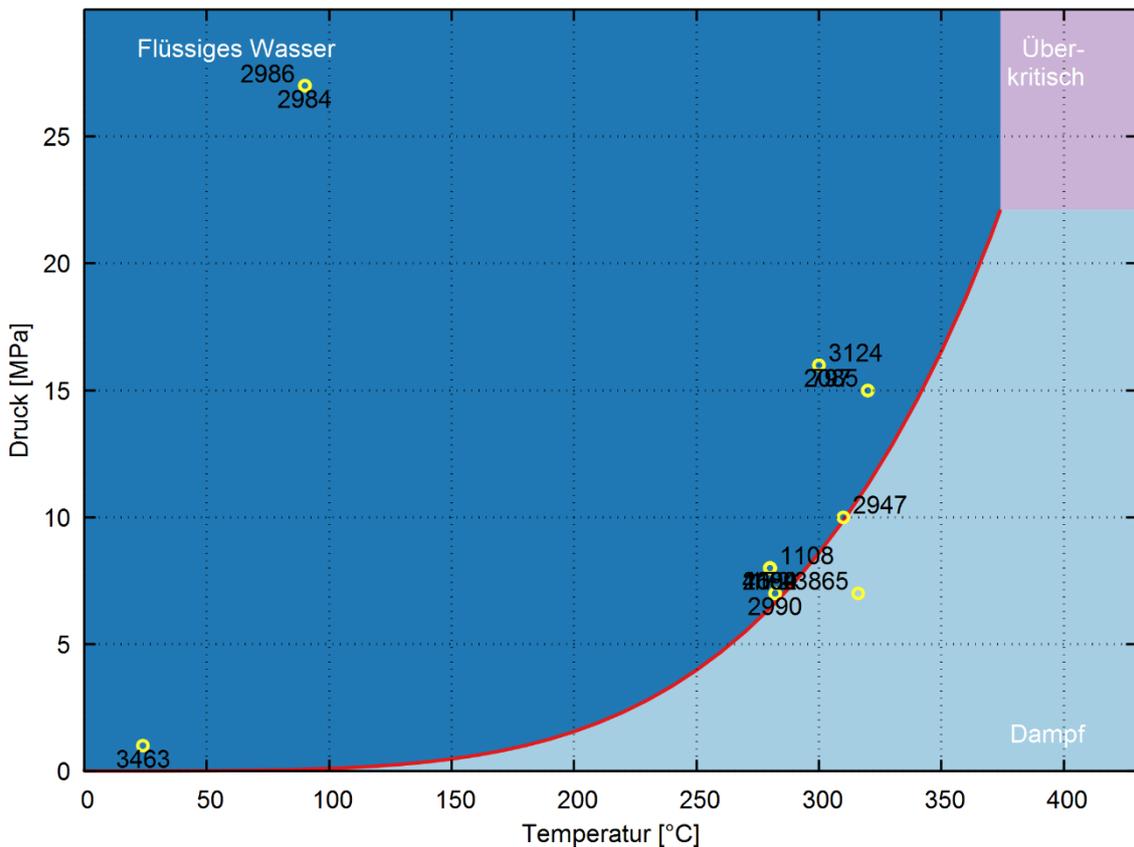
$$POA_{gross} = POA_0 \left( \frac{p}{p_0} \right)^2 \quad (7.2)$$

Der Gesamtleckquerschnitt hat dementsprechend ein quadratisches Öffnungsverhalten. Dabei ist es unerheblich, ob ein oder mehrere Löcher zum Leckquerschnitt beitragen. Im Gegensatz zu diesem Verhalten hat ein scharfer Riss in elastischer Näherung ein lineares Öffnungsverhalten ( $\propto p^1$ ).

### 7.2.3 Auswertung der CODAP-Datenbank zu Leckagen durch Lochfraß-Schäden

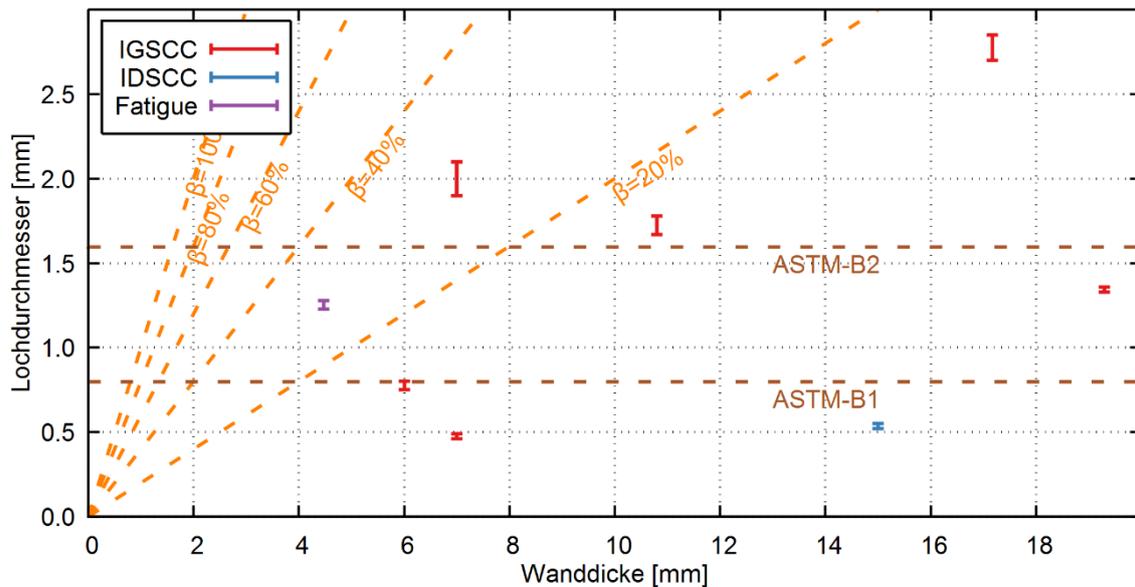
Eine Quelle zur Modellierung von nicht-rissartigen Leckagen stellt die (internationale) Betriebserfahrung dar. So umfasst die CODAP-Datenbank /NEA 19/ (Stand: 2015) 249 Einträge mit einer (geschätzten) Leckrate zu unterschiedlichen Defekttypen. Dieses Wissen kann verwendet werden, um Modelle zu nicht-rissartigen Leckagen zu entwickeln. Auch die KomPass-Datenbank enthält Daten zu verschiedenen Leckagen. Die Verwendung von Betriebserfahrung bei der Leckratenberechnung weist oft ungenaue Angaben auf. So muss häufig ein Fehler bei der Eingabe vermutet werden, wenn Größen nicht stimmig erscheinen. Daher ist es erforderlich, die erhaltenen Ereignisse der Datenbank hinsichtlich Vollständigkeit und Plausibilität zu filtern.

Wegen der umfangreicheren Datenlage wird CODAP für eine systematische Abfrage genutzt. Die so gefundenen Punkte können zunächst im pT-Diagramm untersucht werden (siehe Abb. 7.5). Bis auf einen Punkt liegen die Punkte alle im Wasser-Bereich, ein einziger ist im Dampfbereich. Fünf Punkte liegen bei  $p = 8 \text{ MPa}$  und  $T = 280 \text{ °C}$  aufeinander.



**Abb. 7.5** Ereignisse in der CODAP-Datenbank bei der systematischen Abfrage zu lochartigen Korrosionsstellen im Phasendiagramm von Wasser (...)

Bei neun Ereignissen ist neben den Angaben zu Druck und Temperatur auch die Wandstärke angegeben. Bei diesen kann im Rahmen einer WinLeck-Rechnung eine Abschätzung der Lochgröße und der Leckrate durchgeführt werden. Dabei wurden zwei Ansätze verglichen: Einmal wurde ein fester Reibungsbeiwert von  $\lambda = 0,1$  angesetzt und die Einströmverengung auf  $c_d = 0,8$  gesetzt. Als Alternative wurde eine Rauheit von  $R_z = 40 \mu\text{m}$  angesetzt und ein Einströmwert von  $c_d = 0,61$  gewählt. Für beide Ansätze wurde jeweils die Querschnittsfläche und somit der Lochdurchmesser bestimmt, der für die Leckage ursächlich gewesen sein könnte. Die abgeschätzten Lochdurchmesser liegen in einem Bereich von ca. 0,5 mm bis 2,9 mm. Die Ergebnisse sind in Abb. 7.6 als Funktion der Wandstärke gezeigt.



**Abb. 7.6** Darstellung des Zusammenhangs zwischen den Größen der lochartigen Korrosionsstellen und der Wandstärke

Die neun Ereignisse, die auf drei verschiedene Schädigungsmechanismen zurückgeführt werden können, wurden zur Bildung eines Analysemodells herangezogen. Der Ansatz unterhöhlten Lochfraßes impliziert nach Gleichung (7.1), dass die Wanddicke einen Einfluss auf den Lochdurchmesser hat. In der Abbildung sind daher verschiedene Werte von  $\beta$  für das vorgeschlagene Modell des unterhöhlten Lochkorrosionswachstums mit den Ereigniswerten verglichen. Ebenso sind verschiedene ASTM-Klassen eingetragen. Die Messwerte sprechen gegen unterhöhltes Lochwachstum als Schädigungsmechanismus und eher für ein tief-tunnelartiges Lochwachstum.

#### 7.2.4 Größere Korrosionslöcher

Korrosionslöcher, die von Lochkorrosion herrühren, sind von Lecks zu unterscheiden, bei denen gleichförmige Korrosion zum fortschreitenden Materialschwund und schließlich zum Leck geführt hat. Hier ist die Fehlstelle weniger lokal, und es können auch weitere Phänomene auftreten.

Größere Korrosionslöcher in wasserführenden Rohrleitungen aus Stahl wurden in /GRE 07/ mit Versuchen hinsichtlich Leckausströmung untersucht. Die Rohrleitungen stammen aus Trinkwasser-Leitungsnetzen. In /GRE 07/ sind nicht direkt die Leckratenmessungen, sondern die gemessenen Leckexponenten vermerkt, d. h. die Exponenten

$n$ , für die sich die Ausströmrate  $\dot{m}$  als Funktion der Druckdifferenz  $\Delta p$  als Potenzgesetz schreiben lässt.

$$\dot{m} = (\Delta p)^n \quad (7.3)$$

Die drei untersuchten Stahlleitungen, ihre Schäden und der Exponent nach /GRE 07/ sind in Tab. 7.2 aufgeführt.

**Tab. 7.2** Messergebnisse an korrodierten Stahlrohren nach /GRE 07/

Nr.	Schaden	$n$
4	Großes annähernd kreisförmiges Einzelloch	0,67
5	Drei unregelmäßige benachbarte Löcher	1,96
6	Einige größere und viele kleine Löcher dicht beieinander	2,30

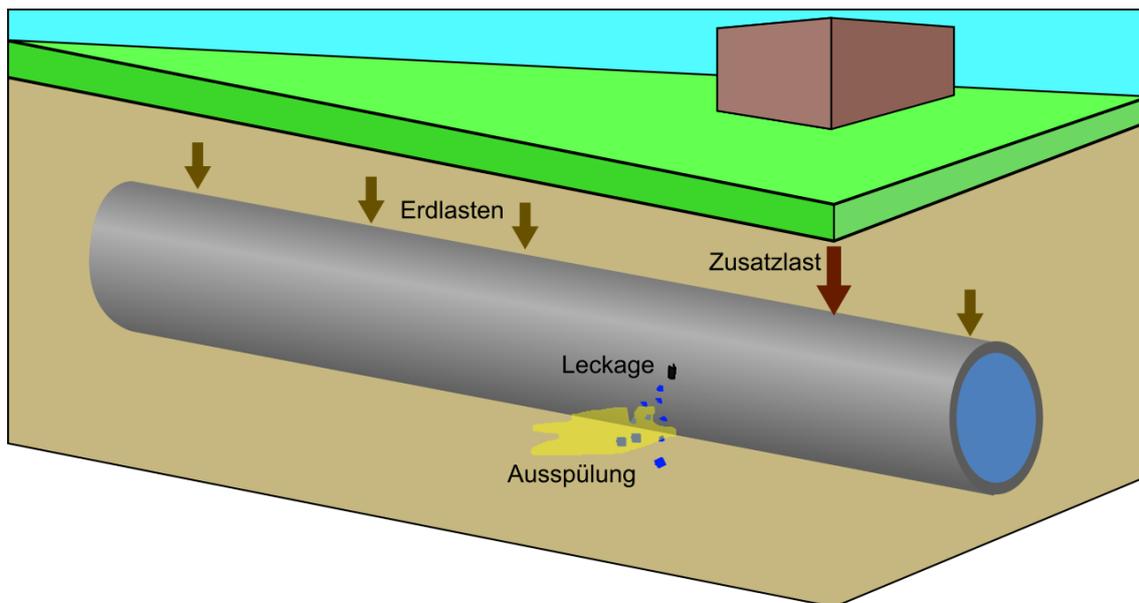
Rohr 4 lässt sich anhand des Schadensbildes gut verstehen, denn  $n \approx 0,5$  entspricht der Erwartung für ein starres, weites Loch. Rohr 6 könnte einem quadratischen Öffnungsverhalten der Lecköffnung entsprechen ( $n \approx 2,5$ ), was für einen flächigen Defekt in einer stark beanspruchten Struktur zu erwarten wäre. Rohr 5 dagegen ist schwieriger zu verstehen. Die in anderem Zusammenhang vermutete Ursache eines Reibungseinflusses scheint angesichts der weiten Fehlstellen unwahrscheinlich. Zusammenfassend lässt sich aus Rohr 4 und 5 ableiten, dass Korrosionslöcher auch bei scheinbar einfach zu bewertenden Defektformen Überraschungen bereithalten können.

### 7.3 Leckagen von erdverlegten Rohrleitungen und Behälter

In kerntechnischen Anlagen existieren erdverlegte Rohrleitungen und Behälter (Tanks), um beispielsweise Nebenkühlwasser, Löschwasser und Dieselkraftstoff zu transportieren oder zu lagern. Die Integrität und Alterung dieser erdverlegten Leitungen war auch Gegenstand einer OECD-NEA-Aktivität /NEA 17b/, bei der regulatorische Aspekte und Betriebserfahrung verschiedener Mitgliedsländer verglichen wurden. So hat die amerikanische Aufsichtsbehörde ihre entsprechenden Ansätze zu erdverlegten Rohrleitungen unlängst aktualisiert /NUR 16/.

### 7.3.1 Skizzierung der Problemstellung

Gegenüber einer frei verbauten Rohrleitung gibt es bei einer erdverlegten Leitung eine Reihe von Besonderheiten, die zu beachten sind. Im Sinne einer Zusammenfassung sollen diese Aspekte kurz aufgezeigt werden. Eine grafische Skizze ist in Abb. 7.7 gezeigt.



**Abb. 7.7** Skizze einer erdverlegten Rohrleitung

Aus Sicht des Strukturverhaltens sind bei erdverlegten Behältern und Rohrleitungen zusätzlich zu den Belastungen aus Innendruck noch die Lasten des Bodens von außen zu berücksichtigen. Befinden sich zusätzliche Lasten oberhalb des Bodens, so erhöht sich die Last weiterhin. Zu dynamischen Lasten kommt es zum Beispiel im Fall von Verkehrswegen oberhalb der betrachteten Rohrleitung. Eine Betrachtung von verschiedenen Lasten auf erdverlegten Rohrleitungen ist in /BRÜ 16/ gegeben.

Bei Schädigungsmechanismen und Alterungsprozessen ist dagegen ein kathodischer Korrosionsschutz und eine äußere Beschichtung der erdberührenden Struktur üblich. Diese Schutzmaßnahmen wirken sich auf die Art der Schädigung und Leckentstehung aus. Auch ist zu beachten, dass die erdverlegten Tanks und Rohrleitungen aus anderen Werkstoffen gefertigt sind als die Komponenten des Kühlkreislaufs eines Leichtwasserreaktors.

Kommt es nun zu einer Leckage, so ist es möglich, dass der umgebende Boden (gegenüber Luft) die Leckage zurückhält oder vermindert. Ein solcher Effekt wird von der Bodenbeschaffenheit bzw. der Bodenzusammensetzung beeinflusst. Eine gängige Verlegetechnik für erdverlegte Rohrleitungen ist ein Sandbett, so dass zumindest einige Grundlagen für viele Fälle ähnlich sein können. Der Fluss von Wasser im Boden führt ab bestimmten Masseströmen zu Ausspülungen. Dieser Effekt ist auch in Versuchen untersucht worden /VZY 13/. Ein reales Ereignis, bei dem die Ausspülung des Bodens im Zusammenhang mit Verkehrslasten oberhalb der Rohrleitung zu einer raschen Vergrößerung eines Lecks führte, ist im November 2014 in der tschechischen Anlage Dukovany 3 und 4 aufgetreten /NEA 17b/.

### **7.3.2 Bedeutung der Leckage**

Eine Leckage einer erdverlegten Leitung kann einerseits eine unerwünschte Freisetzung von Stoffen in die Umwelt und insbesondere ins Grundwasser verursachen. So gilt als eine der Motivationen der OECD/NEA-Studie /NEA 17b/ die Freisetzung von Tritium durch Leckagen in erdverlegten Leitungen. Doch auch die Freisetzung von Dieselkraftstoff ist unerwünscht.

Eine andere Bedeutung einer Leckage ist die Beeinträchtigung der Funktion der entsprechenden Anlage. So beeinträchtigt eine Leckage in erdverlegten Nebenkühlwasser- oder Löschwasserleitungen die Sicherheitsvorrichtungen der Anlage. Ein solches Ereignis kann das Abfahren einer Anlage erfordern und ist daher auch aus wirtschaftlicher Sicht unerwünscht.

Die Ausspülung im Boden beeinflusst einerseits die Umgebung der Anlage, so zum Beispiel die Standfestigkeit von Installationen und Verkehrswegen. Aber auch die Auflage der Rohrleitung in ihrer Bettung wird durch Ausspülungen beeinträchtigt, was zusätzliche Lasten auf die Struktur und so eine fortschreitende Schädigung hervorrufen kann.

### **7.3.3 Berechnung und Bewertung**

Wegen der technischen Relevanz erdverlegter Rohrleitungen gibt es eine Reihe experimenteller Untersuchungen und rechnerischer Analysen, die sich mit erdverlegten Rohrleitungen beschäftigt haben. In den Ereignissen der CODAP-Datenbank sind Leckraten im Bereich von weniger als 1 g/s bis mehr als 1 t/s vorhanden /NEA 17b/.

### **7.3.3.1 Leckratenreduktion durch Bodenwiderstand**

In /WAL 06/ wurde ein Modell entwickelt, in dem die Öffnungs-/Boden-Zahl als Maß genommen wird, ob die Druckverluste im Leck oder im Boden relevant für die Ausströmrates ist. In Versuchen gelingt es den Autoren, beide Bereiche nachzuweisen. Dennoch stellen sie fest, dass in vielen Fällen die Leck-Druckverluste wichtiger sind. Für ein bodendominiertes Ausströmverhalten ist demnach ein großes Leck in einem dichten Boden mit niedriger Wasserleitfähigkeit nötig, und Bodenverflüssigung sollte demnach auch nicht auftreten.

### **7.3.3.2 Ausspülung**

Strömt Wasser durch eine granulare Materie wie eben den Boden oder eine Sandbettung, so kann es unter bestimmten Randbedingungen zu einer Verflüssigung des Bodens kommen. Dies geschieht, wenn die Kräfte zwischen den Körnern im Vergleich zu den Kräften des Wassers (Druck und/oder Reibung) vernachlässigt werden können. Die Bedingungen können dafür lokal als auch in größeren Gerinnen auftreten. In Versuchen werden auch Zonen unterschieden, in denen es entweder zu einer vollständigen Verflüssigung oder zu einer Mobilität der Bettung kommt /VZY 13/.

Die Ausströmung von Kaltwasser bei moderaten Drücken durch Rohrbettungen wurden in /VZY 13/, /DEP 14/ und /WAL 06/ untersucht. Hierbei konnten für variierende Drücke und Ausströmrates die Größe der ausgespülten Gebiete und auch der Einfluss auf das Leckageverhalten gemessen werden.

## **7.4 Leckagen an Flanschverbindungen**

Lösbare Verbindungen wie Flansche mit Dichtungen sind erfahrungsgemäß potenzielle Stellen für Leckagen. Flanschdichtungs-Leckagen sind auch beim Verständnis des Unfallablaufs in Fukushima-Daiichi von Bedeutung /BSA 15/. Prominente Stellen für Flanschdichtungen in Leichtwasserreaktoren sind der Deckel des Reaktordruckbehälters /SHE 16/, aber auch Verbindungen von Hilfsleitungen an das Kühlsystem und Rohrleitungen kleiner Nennweite (wie Instrumentierung). Leckagen an derlei Stellen sind aus der Betriebserfahrung bekannt /BAL 14/. Da derartige Leckagen kein Anzeichen für einen Verschleiß einer Komponente darstellen, der zu einem späteren Versagen führen kann, werden sie üblicherweise anders als Leckagen in Rohrleitungsabschnitten behandelt /NRC 08/.

### 7.4.1 Einführung, Bauformen und technische Dichtigkeit

Eine gute Übersicht über technische Lösungen für Dichtungen an statischen, berührenden Stellen ist in /HAA 16/ und /ERI 13/ gegeben. Wesentliche Einbauarten von Flanschdichtungen unterscheiden sich in der verwendeten Nut, in der die Dichtung liegt. Die strukturmechanische Berechnung einer solchen Verbindung erfolgt beispielsweise mit Verfahren wie in /SCH 00/ beschrieben.

Eine Flanschverbindung ist über eine Leckageklasse bzw. Dichtungsclassse charakterisiert, die die tolerierte Leckage bei korrekter Dichtungsflächenpressung angeben.

$$L_{0.1}, L_{0.01}, \dots$$

Hierbei ist der Index die spezifische Leckrate in mg pro Sekunde und Meter Dichtungslänge. Diese Leckagerate dringt durch den Dichtungsspalt zwischen Dichtung und Bauteil aufgrund der Unebenheit der Wand und/oder einer Permeation des Dichtungsmaterials /ERI 13/. Dabei sind die Leckagewerte als Ergebnisse einer Dichtheitsprüfung mit Prüfgas (He, N<sub>2</sub>) zu verstehen. Für kerntechnische Anlagen werden Dichtungskennwerte in der KTA 3211.2 Abschnitt A2.11, insbesondere Tab. A2.11-1 aufgeführt /KTA 13/. Diese typischen Werte sind in Tab. 7.3 zusammengestellt.

**Tab. 7.3** Dichtheitsklassen nach KTA 3211.1

Medium	Zustand	Radioaktiv	Dichtheitsklasse
Wasser	Flüssig	Nein	L <sub>1,0</sub>
		Ja	L <sub>0,1</sub>
	Dampf	Nein	L <sub>0,1</sub>
		Ja	L <sub>0,2</sub>
Druckluft			L <sub>0,1</sub>

Diese garantierten Dichtheitswerte einer bestimmten Verbindung gelten nur unter Voraussetzung einer ausreichenden (und nicht zu großen) Pressung, einem korrekten Zusammenbau und einer intakten Dichtung. Das Nichtzutreffen einer der drei Bedingungen führt jeweils zu einem bestimmten Leckagetyp. Diese werden in den nächsten Unterabschnitten behandelt.

## 7.4.2 Leckagetypen

Die möglichen Wege zu einer Leckage bei einer statischen lösbaren Verbindung erweisen sich als vielfältig. So kann eine Leckage bei einer intakten Verbindung und einer intakten Dichtung als Folge einer fehlerhaften Lage von Flansch und Dichtung zueinander auftreten. Einerseits kann dies durch eine falsche Bemessung von Dichtungen geschehen, wie es auch in der Betriebserfahrung beobachtet wird /BAL 14/. Doch auch Fehler beim Einbau sind aus der Praxis bekannt, wie beispielsweise eine fehlerhafte Platzierung der Dichtung oder ein unsymmetrisches Anziehen der Verschraubung.

Eine Leckage kann auch aufgrund eines Fehlers in der Dichtung auftreten (vgl. /SCH 07/). Ein solcher Fehler kann ein herstellungs- oder alterungsbedingter Riss sein, der einen Kanal für eine Leckage darstellt. Auch ist es möglich, dass die Dichtung unter einer auslegungsüberschreitenden Temperatur oder Druckbelastung versagt, z. B. durch Verformung oder chemische Reaktion. Ein prominenter Fall von Dichtungsversagen bei falscher Einsatztemperatur ist die Challenger-Katastrophe /FEY 96/.

Zur Reduktion dieser Komplexität und zum Systematisieren lassen sich die möglichen Leckagearten an einer Flanschverbindung in verschiedene Typen klassifizieren. Dazu wird hier ein dreischichtiges Klassifizierungssystem vorgeschlagen, das aus den folgenden drei Ebenen besteht.

1. Ursache
2. Dichtungsfehler
3. Dichtungsleckagetyp

Bei den Ursachen kann unterschieden werden, ob die Verbindung auslegungsgemäßen Bedingungen ausgesetzt ist oder ob diese überschritten wurden.

- Auslegungsbedingungen
  - Verschraubung
    - Z. B. mangelnde Dichtungspressung, ungleiches Anziehmoment auf verschiedenen Seiten
  - Zusammenbau
    - Z. B. fehlliegende Dichtung

- Alterung
  - Z. B. Zersetzung der Dichtung, Schädigung der Dichtflächen durch Spaltkorrosion
- Auslegungsüberschreitende Bedingungen
  - Drucküberschreitung
    - Z. B. Überdruck, falsche Auslegung
  - Temperaturüberschreitung
    - Z. B. zu hohe, aber auch zu niedrige Temperatur

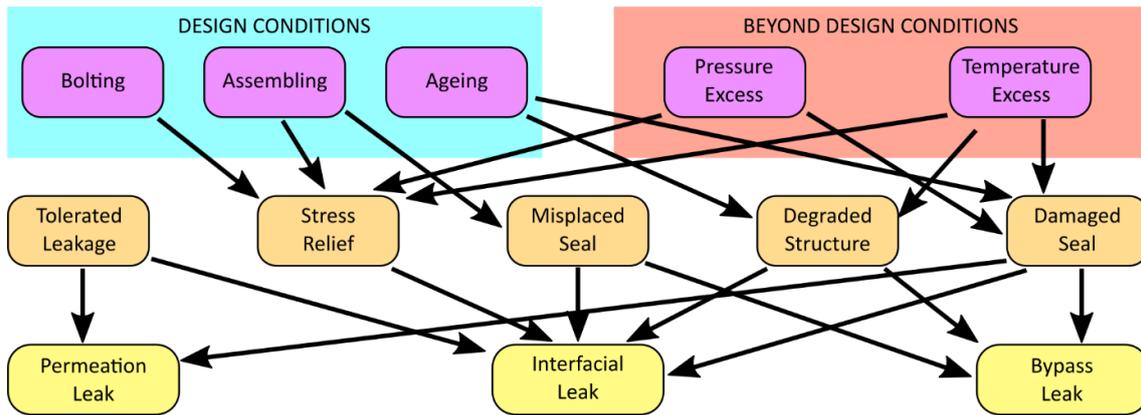
Diese unterschiedlichen Auswirkungen der Ursachen können bestimmte Dichtungsfehler hervorrufen. An Dichtungsfehlern werden die folgenden Typen vorgestellt:

- Tolerierte Leckage
- Pressungsverlust
- Falschlage der Dichtung
- Geschädigte Struktur
- Beschädigte Dichtung

Alle durch diese Dichtungsfehler verursachten Leckagen können jedoch durch drei Dichtungsleckagetypen erklärt werden:

1. Zwischenraumleckagen
2. Permeationsleckagen
3. Bypassleckagen

Der Modellbildung genügt daher die Konzentration auf Zwischenraumleckagen und Permeationsleckagen (Bypassleckagen werden hier nicht quantitativ untersucht). Das Schema in Abb. 7.8 verdeutlicht die Zusammenhänge zwischen den drei Schichten.



**Abb. 7.8** Dreischichtmodell der Dichtungsleckagen

### 7.4.3 Spaltleckagen

Die Flanschverbindung verliert ihre Dichteigenschaften, wenn die Pressspannung der Dichtung zu gering wird. Gründe für eine Abnahme der Spannung kann zum Beispiel eine fehlerhafte Verschraubung sein, aber auch eine Wärmedehnung der Komponente.

Die Zunahme bzw. das Auftreten einer Leckage geschieht durch die Öffnung von Spalten und Kanälen zwischen der geringfügig rauen Strukturoberfläche und dem nicht vollständig angepressten Dichtmaterial.



**Abb. 7.9** Schematische Darstellung des Kontakts zwischen Dichtung und Struktur bei vorgesehener Pressung (oben) und verminderter Pressung (unten)

Das Phänomen von sich entwickelnden Dichtungsleckagen wurde in /PER 08/ mit einem rechnerischen Modell beschrieben, das auf Überlegungen zu Perkolation beruht. In /SHE 16/ wurde die Leckage einer Dichtung bei verminderter Kompression in einem Versuch gemessen.

Ein Ansatz für die Modellierung der Zwischenraum-Leckage ist die Annahme der Strömung in einem dünnen Film, wie er beispielsweise in /MER 09/, /PÉR 16/ verfolgt wird. Zusätzlich müssen auch die geometrische Öffnung und der Zusammenhang mit der Pressung beschrieben werden. Die Unterscheidung dieser zwei Einflüsse ist entscheidend für die Modellierung dieses Leckagetyps.

$$\dot{m} = \frac{\pi D_m \Delta p}{\eta} K \quad (7.4)$$

Bei diesem Darcy-ähnlichen Verhalten ist der Permeationskoeffizient  $K$  abhängig vom Druckabfall im Spalt und von der Spalthöhe  $h$ .

$$K = \frac{1}{12 \Delta s t_{seal}} \int_0^{\Delta s} ds \int_0^{t_{seal}} d\tilde{r} h^3 \frac{\partial p}{\partial x} \quad (7.5)$$

Bei gleicher Spalthöhe ist also demnach die Druckabhängigkeit einer Spaltleckage linear. Diese Annahme gilt für den Bereich der laminaren (Reynolds) Strömung. Für sehr enge Spalte ist zu erwarten, dass man in den Bereich der Molekularströmung oder in den Übergangsbereich kommt.

Die Spalthöhe selbst bzw. die geometrische Öffnung des Strömungskanals ist weit schwieriger quantitativ zu erfassen, da die mikroskopische Oberflächenbeschaffenheit, das plastische Verformungsverhalten von Komponenten- und Dichtungswerkstoff und ein Verständnis der Kontaktmechanik hier eingeht. Obwohl also das Verhalten von Situation zu Situation sehr verschieden ist und numerische Simulationen zu Spezialfällen aufwendig sind /PER 08/, /PÉR 16/, scheint es möglich zu sein, eine generische Aussage zu treffen.

Einerseits lässt sich die Bildung von Strömungskanälen in einer Dichtfläche gut mit zweidimensionalen Perkulationsmodellen verstehen. In der Tat ist die Durchströmung von

Filtern von porösen Medien das klassische Beispiel für die Perkolationsstheorie. Die Bildung von durchgehenden Kanälen (Clustern) durch die Dichtfläche und deren Zunahme sollte, bei einer wirksamen Leckage, in der Nähe der Perkolationschwelle liegen, und daher ist der Ansatz eines Potenzgesetzes mit einem kritischen Exponenten motivierbar. Der Hintergrund ähnelt in der Tat dem Leitfähigkeits-Exponenten  $t$  eines Metall-Isolator-Übergangs, weshalb ein Verhalten  $\propto (\sigma_{limit} - \sigma)^\vartheta$  parametrisiert wird.

Andererseits ist die Spaltöffnung  $h$  auch von der Pressung  $\sigma$  abhängig. Ausgehend von einem Pfadverschluss bei einer Pressung  $\sigma_{lock}$  und einem elastischen Verhalten sollte für einen Einzelpfad daher gelten

$$h_{single} = k_{single}(\sigma_{lock} - \sigma) \quad (7.6)$$

Da  $h$  in dritter Potenz in den Koeffizienten  $K$  eingeht, ist zusammengenommen die Spaltleckage (im Bereich nahe der intakten Dichtung) also durch die lineare Abhängigkeit von der Druckdifferenz und ein Potenzgesetz von der Pressspannung gegeben.

$$\dot{m} = \kappa \frac{\pi D_m}{\eta} \Delta p (\sigma_{limit} - \sigma)^{3+\vartheta} \quad (7.7)$$

Dieses Modell hat die drei Parameter  $\kappa$  (Proportionalitätsfaktor mit der Einheit  $\text{kg m}^{-1} \text{Pa}^{-3-\vartheta}$ ),  $\sigma_{limit}$  (fiktive Spannung) und  $\vartheta$  (positiv, dimensionslos), die im Versuch bestimmt werden müssen.

Als Variante ist zudem das Modell mit Berücksichtigung des Innendrucks auf den Rissflanken denkbar. Ein einfacher Ansatz reduziert die Pressspannung um den Innendruck.

$$\dot{m} = \kappa \frac{\pi D_m}{\eta} \Delta p (\sigma_{limit} - \sigma + p)^{3+\vartheta} \quad (7.8)$$

Die Grenze dieser Behandlung ist die weite Öffnung der Dichtung, wenn das System weit von der Perkolationschwelle entfernt ist. In diesem Fall sollte  $\vartheta$  keine Rolle mehr spielen. Bei ganz weiten Dichtspalten schließlich ist auch der Ansatz der laminaren Strömung nicht mehr gerechtfertigt.

#### 7.4.4 Permeationsleckage

Permeationsleckagen basieren auf der Absorption ins Dichtungsmaterial, der Diffusion hindurch und der Desorption auf der Außenseite. Die Tatsache, dass es ein diffusionsgetriebener Prozess ist, motiviert den Ansatz, dass die Leckrate proportional zur Konzentration bzw. zum Partialdruckgefälle auf Innen- und Außenseite ist. Nach /SCH 07/ kann der Massestrom durch Permeation angenommen werden durch den Löslichkeitskoeffizienten des Mediums im Dichtungswerkstoff  $S$  und dem Diffusionskoeffizienten  $D$  des Mediums im Dichtmaterial.

$$\dot{m}_{permea} = S D (p_i - p_u) \quad (7.9)$$

In der Literatur wird die Permeationsleckage oft als untergeordneter Beitrag angenommen /AWE 18/.

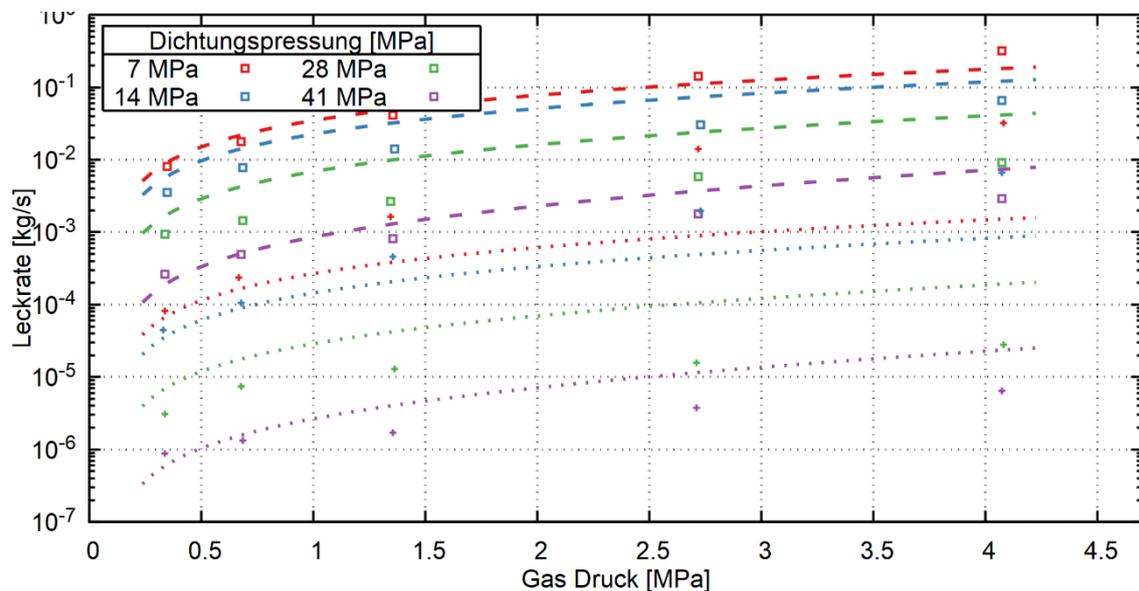
#### 7.4.5 Vergleich mit Versuchen

Als Vergleich des Spaltleckagenmodells mit Versuchen wird eine Messreihe aus /AWE 18/ ausgewählt, die mit Grafitdichtungen durchgeführt wird. In einem Zusatzversuch wird die Dichtung mit einem zusätzlichen Schmierstoff behandelt, um die Dichtwirkung zu verstärken – mit dem Ziel, die Spaltleckage ganz zu eliminieren und eine reine Permeationsleckage zu erhalten. Interessant ist bei dieser Versuchsreihe, dass sowohl der Innendruck als auch die Pressspannung variiert wird.

Die Parameter des Spaltleckagemodells werden an die Messwerte angepasst (separat für die geschmierte und ungeschmierte Variante). Für die Versuchsreihe mit Schmierstoff wurden die Werte  $\sigma_{limit} = 50 \text{ MPa}$  und  $\vartheta = 1,2$  ermittelt, während die Reihe ohne Schmierstoff einen Wert von  $\vartheta = -0,5$  ergibt. Der Vergleich von Modell und Messung ist in Abb. 7.10 gegeben.

Quantitativ ist die Übereinstimmung des einfachen Spaltmodells mit den Versuchen nicht besonders gut, auch wenn das Verhalten qualitativ richtig erfasst werden kann. Trotzdem ist es möglich, anhand der Parameter Aussagen zum Leckageverhalten zu treffen. So ist die Leckage bei ungeschmierter Dichtung offensichtlich weit von Vorgängen in der Nähe der Perkolationsschwelle entfernt ( $\vartheta$  ist negativ). Das Entstehen oder Verschwinden neuer Dichtungskanäle bei variierender Presskraft spielt somit keine Bedeutung.

Anders dagegen beim geschmierten Versuch, bei dem  $\vartheta$  deutlich über Eins ist, hier scheint eine Veränderung der Strömungskanalgeometrie durch veränderte Pressung wahrscheinlich. Dagegen ist auch bei der geschmierten Variante die Abhängigkeit von der Pressspannung sehr ausgeprägt, was erheblich gegen eine permeationsdominierte Leckage spricht. Die Autoren stellen dies auch selbst fest.



**Abb. 7.10** Vergleich der Messung der Graphitdichtungsleckage mit den Modellvorhersagen

Als Schlussfolgerung kann vorgeschlagen werden, dass anstatt der zusätzlichen Schmierstoff-Abdichtung eher das zeitliche Verhalten einer Leckage im Versuchsstand benutzt werden kann, um die Permeationsleckage von der Spaltleckage zu unterscheiden. Schließlich verlaufen die Phänomene bei Absorption, Diffusion und Desorption deutlich langsamer als die laminaren Strömungsprozesse und sollten so unterscheidbar sein.

## 7.5 Leckagen durch Haarrisse

### 7.5.1 Einführung

Dieser Abschnitt widmet sich verschiedenen Phänomenen in sehr engen Leckagen. Zunächst soll in diesem einführenden Unterabschnitt aufgezeigt werden, welche Grenzfälle die Strömungsbeschreibung durch eine effektive Rohrströmung zusammenbrechen lassen und welche Alternativen es dann gibt. Sehr kleine Leckkanäle können (bei gleichen

Druckverhältnissen) noch Gasströmungen zulassen, während sie bereits dicht für Wasser sind. Dies wird auch an realen Proben gemessen /MAJ 00/.

Wenn die Größe eines Strömungskanals in die Größenordnung der mittleren freien Weglänge  $\lambda$  der (Gas-) Moleküle kommt, so ist die fluiddynamische Beschreibung mit den makroskopischen Navier-Stokes-Gleichungen fragwürdig. Die Knudsen-Strömung beschreibt den Bereich, bei dem die mittlere freie Weglänge viel größer als die Breite des Strömungskanals ist. Der Durchfluss durch einen derartigen (zylindrischen) Kanal wird durch die Knudsen-Gleichung beschrieben.

$$q = \frac{\sqrt{2\pi} \Delta p d^3}{6 L} \sqrt{\frac{1}{p\rho}} \quad (7.10)$$

Hierbei ist  $q$  der Volumenstrom pro Zeit,  $p$  der Druck,  $\Delta p$  die Druckdifferenz,  $d$  der Kanaldurchmesser und  $L$  die Strömungslänge. Die mittlere freie Weglänge  $\lambda$  kann zur Ermittlung der Gültigkeit aus der folgenden Gleichung bestimmt werden.

$$\lambda = \frac{1}{n\sigma} \quad (7.11)$$

Dabei kann der Kollisionsquerschnitt  $\sigma$  mit  $10^{-15} \text{ cm}^2$  abgeschätzt werden, und  $n$  bezeichnet die Teilchendichte.

$$n = \frac{N_A \rho}{M} = 3,3456 \cdot 10^{25} \text{ kg}^{-1} \rho \quad (7.12)$$

Für die typischen LWR-Bedingungen ist die mittlere freie Weglänge in nachfolgender Tabelle angegeben.

**Tab. 7.4** Abschätzung der mittleren freien Weglänge in verschiedenen LWR-Bereichen

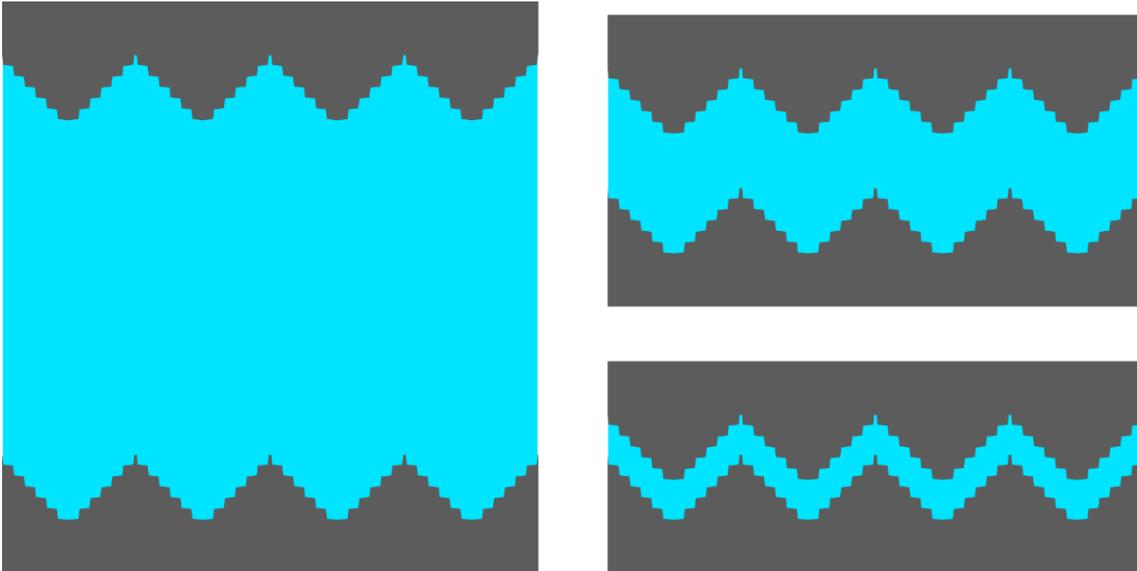
Anlage	DWR	SWR	SWR
System		Speise- wasser	Frisch- dampf
Druck [MPa]	15,5	7,6	7,1
Temperatur [°C]	300	130	287
Massendichte [kg/m <sup>3</sup> ]	726,5	938,6	37,1
Teilchendichte [1/m <sup>3</sup> ]	2,43E28	3,14E28	1,24E27
MFP $\lambda$ [m]	4,1E-10	3,18E-10	8,1E-9

In den SWR-Frischdampfleitungen ist demnach die größte mittlere freie Weglänge zu finden, sie beträgt rund 8 nm. Dies liegt um Größenordnungen außerhalb der bisher betrachteten Leckagen und rechtfertigt die Vernachlässigung der Knudsen-Strömung in diesen Leckagetypen.

### 7.5.2 Schließung eines Lecks und verbessertes Rissmorphologie-Modell

Bei der Schließung eines Lecks durch Zusammenrücken der beiden Leckflanken ändert sich die Rauheit und die Zahl der Knicke im Strömungskanal – dieses Phänomen wurde mit dem verbesserten Rissmorphologie-Modell behandelt /RAH 95/.

Bei diesem Modell (Engl. Improved Morphology Model) wird der Leckkanal über lokale und globale Rauheit definiert, die ineinander übergehen, wenn sich der Riss schließt oder öffnet. Ein Schema ist in Abb. 7.11 gezeigt.



**Abb. 7.11** Veranschaulichung des verbesserten Rissmorphologie-Modells: Je nach Weite des Risskanals ändert sich die effektive Rauheit zwischen globaler und lokaler Rauheit

Dieses Modell erfordert die Angabe von lokaler und globaler Rauheit  $\mu_L$  und  $\mu_G$ , aus denen dann die effektive Rauheit sowie die effektive Anzahl an Knicken und die effektive Korrektur der Strömungspfadlänge berechnet wird. Als Übergangsbereich wird nach /RAH 95/ das Zehnfache bis zum Zehntel der globalen Rauheit angenommen.

### 7.5.3 Das Fraktale Rissmorphologie-Modell

#### 7.5.3.1 Motivation

Dieser Ansatz ist sicher zielführend, um die Phänomene bei sich schließenden Rissen zu beschreiben, doch ist der Gültigkeitsbereich auf den Übergangsbereich begrenzt, und er erfordert zudem zusätzliche Parameter mit schlechter Datenlage. Als verbessertes Rissmorphologie-Modell soll das Fraktale Rissmorphologie-Modell vorgeschlagen werden. Dieser Ansatz wird aus der Motivation heraus konstruiert

- Keine zusätzlichen Parameter einzuführen
- Keine unmittelbare Gültigkeitsgrenze zu haben

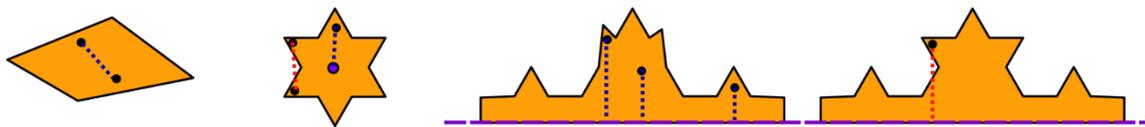
Die Rauheit der Flanken eines Lecks beschreibt die größten Formabweichungen der nominalen Geometrie. Als Postulat soll nun gelten, dass unterhalb dieser Formabweichung auf allen Skalen weitere Formabweichungen existieren. Als Beispiel für solche

wiederholenden Formabweichungen auf niedrigeren Größenskalen kann ein Fraktal wie die Koch-Kurve (vgl. Abb. 7.12) dienen.



**Abb. 7.12** Iterationsschritte zur Konstruktion der Koch-Kurve

Es soll daher eine Kurve (in zwei Dimensionen) konstruiert werden, die als generisches Rissflankenprofil mit Rauheiten auf allen Größenskalen benutzt werden kann. Dabei fällt auf, dass bekannte Fraktale wie die Koch-Kurve nicht in Frage kommen, da sie nicht von auseinandergezogenen Flanken ohne gegenseitige Durchdringung entstanden sein konnten. Gesucht ist daher eine Kurve, die sich als Graph einer Funktion darstellen lässt, d. h. die Normale zur ungestörten Flankenlinie durch jeden Punkt verläuft ganz im Gebiet. Zur Motivation dieser Eigenschaft ist Abb. 7.13 bereitgestellt.



**Abb. 7.13** Von links nach rechts: Konkaves Gebiet, Sterngebiet, als Graph einer Funktion darstellbare Kurve, Kochkurven-Iteration als Gegenbeispiel

Um eine derartige Kurve zu definieren, bietet es sich an, nur Verschiebungen von Eckpunkten senkrecht zur Referenzlinie zu erlauben, um die gewünschte Eigenschaft zu erhalten.

### 7.5.3.2 Konstruktionsvorschrift

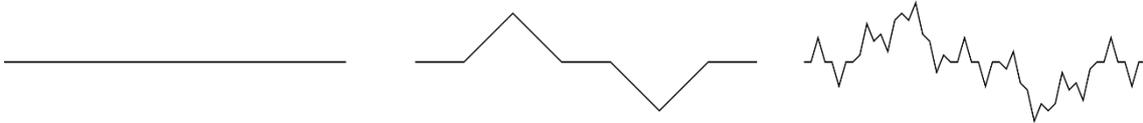
Als ein konkretes Beispiel zur Erzeugung eines solchen Fraktals sei folgende Iterationsvorschrift vorgeschlagen:

1. Starte mit einem Intervall der Länge  $\Delta_0 = 7 \Delta_i = 7r$ .
2. Unterteile das Intervall in sieben gleichlange Intervalle I – VII, mit den im Intervall liegenden Punkten dazwischen 1 – 6.
3. Verschiebe Punkt 2 um  $r$  senkrecht zur Referenzlinie.
4. Verschiebe Punkt 5 um  $-r$  senkrecht zur Referenzlinie.

5. Wende die Vorschrift ab 2. auf jedes Unterintervall I – VII an, ändere dabei  $r$ :

$$r_{i+1} = f(r_i)$$

Ein Beispiel der ersten Iterationsschritte bei einer Verkleinerung von  $r$  um die Hälfte des Ursprungswerts ist in Abb. 7.14 gegeben.



**Abb. 7.14** Konstruktion einer parallelkonvexen Kurve durch Parallelverschiebung

Bei der gewählten  $r$ -Skalierung ist die Rauheit  $R_z$  gleich dem doppelten Startwert von  $r$ . Ein längeres Intervall wird durch Aneinanderreihen (und gegebenenfalls Abschneiden) dieser Intervallelemente erzeugt.

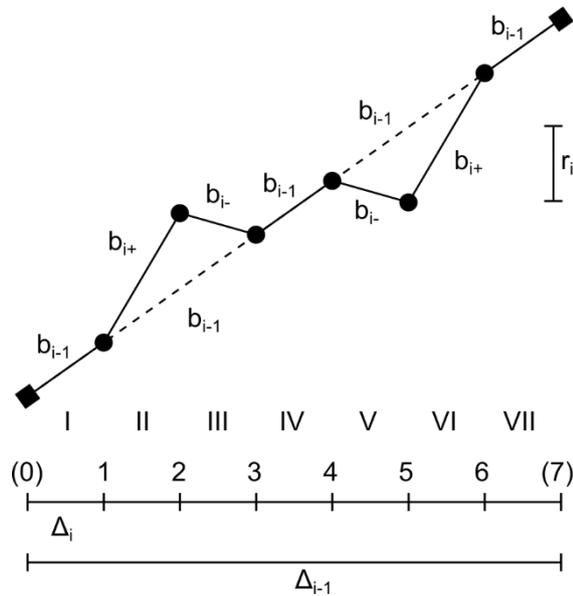
Jedoch führt die Vorschrift zu recht großen Knickwinkeln bereits im dritten Iterationsschritt, die unnatürlich wirken und bei der Berechnung für den Strömungswiderstand hinderlich sind. So wird zunächst ein Ausdruck für den entstandenen Knickwinkel hergeleitet, der sich aus der Skalierungsvorschrift  $f(r_i)$  ergibt.

### 7.5.3.3 Eigenschaften der fraktalen Risskurve

Wird die Iterationsvorschrift auf ein Intervall der Länge  $7 \Delta_i$  mit der Steigung  $b_{i-1}$  angewandt, so entstehen im Intervall an den neuen Ausbuchtungen Steigungen  $b_i$

$$b_{i,\pm} = b_{i-1} \pm \frac{r_i}{\Delta_i} \tag{7.13}$$

Aus diesen Steigungen  $b_i$  ergeben sich die wichtigsten Größen der folgenden Untersuchung. Aus einem Intervall der Steigung  $b_{i-1}$  werden demnach durch die Iteration zwei der Steigung  $b_{i+}$ , zwei der Steigung  $b_{i-}$ , und drei behalten ihre Steigung  $b_{i-1}$ . Das Intervall mit seinen Teilungen sowie die Steigungen sind in Abb. 7.15 dargestellt.



**Abb. 7.15** Intervalle und Steigungen im Iterationsschritt

Neben der Steigung ist jedoch auch der Winkel zwischen zwei Steigungen wichtig. Durch die Wahl der Fraktalerzeugung mit den beiden unmodifizierten Unterintervallen I und VII an den Rändern ist der auftretende Winkel gleich dem zwischen den Steigungen  $b_i$  und  $b_{i-1}$ .

$$\gamma_{i,\pm} = \sphericalangle b_{i,\pm}, b_{i-1} = \text{atan} \frac{b_{i,\pm} - b_{i-1}}{1 - b_{i,\pm} b_{i-1}} \quad (7.14)$$

$$\gamma_{i,c} = \sphericalangle b_{i+}, b_{i-} = \text{atan} \frac{b_{i+} - b_{i-}}{1 - b_{i+} b_{i-}} \quad (7.15)$$

Wie aus Abb. 7.15 deutlich wird, gibt es jeden der Winkel  $\gamma_{i,\pm}$  zweimal im Intervall.

Wichtig ist auch die Länge des Pfades zu jedem Iterationsschritt. Bei einer Intervalllänge  $\Delta_i$  und einer Steigung  $b_i$  hat das Teilintervall vor der nächsten Iteration eine Länge von

$$L_{\Delta_i} = \Delta_i \sqrt{1 + b_i^2} \quad (7.16)$$

Demnach ist dann die Länge des ganzen Iterationsschritts

$$L_i = \Delta_i \left[ 3\sqrt{1 + b_{i-1}^2} + 2\sqrt{1 + b_{i+}^2} + 2\sqrt{1 + b_{i-}^2} \right] \quad (7.17)$$

Hier lässt sich die Formel für die Steigung (7.13) einsetzen, und man erhält

$$L_i = \Delta_i \left[ 3\sqrt{1 + b_{i-1}^2} + 2\sqrt{1 + b_{i-1}^2 + \frac{2b_{i-1}r_i}{\Delta_i} + \frac{r_i^2}{\Delta_i^2}} \right. \\ \left. + 2\sqrt{1 + b_{i-1}^2 - \frac{2b_{i-1}r_i}{\Delta_i} + \frac{r_i^2}{\Delta_i^2}} \right] \quad (7.18)$$

Wichtig für die effektive Rauheit in weiteren Iterationsschritten ist die Höhe der Ausbeulung über der früheren Normallinie. Diese effektive Rauheit  $R_i$  im Iterationsschritt  $i$  wird berechnet nach

$$R_i = \frac{\sqrt{(c_0 + c_+ + c_-)(-c_0 + c_+ + c_-)(c_0 - c_+ + c_-)(c_0 + c_+ - c_-)}}{c_0} \quad (7.19)$$

Die drei Abkürzungen  $c_0$ ,  $c_+$  und  $c_-$  ergeben sich aus den anderen Parametern durch die folgenden Relationen.

$$c_0 = 2 \Delta_i \sqrt{1 + b_{i-1}^2} \\ c_+ = \Delta_i \sqrt{1 + b_{i+}^2} \\ c_- = \Delta_i \sqrt{1 + b_{i-}^2} \quad (7.20)$$

Mit diesen Formeln lassen sich nun für einzelne Iterationsschritte die Anzahl der Biegungen, die effektive Rauheit und die Gesamtströmungslänge bestimmen.

### 7.5.3.4 Numerische Beispiele

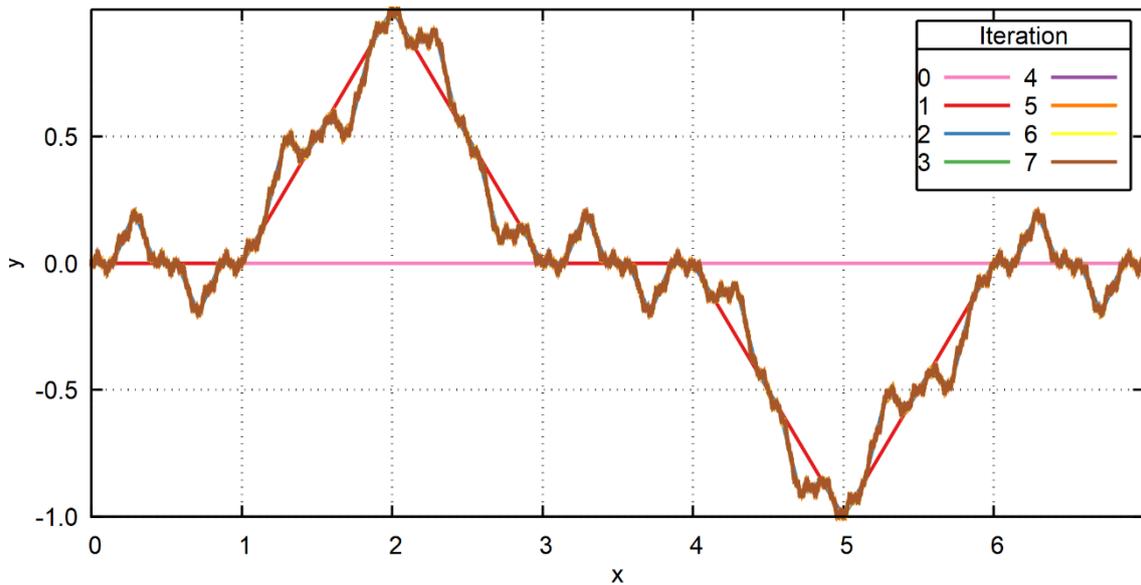
Für die Beurteilung des Modells sind nun die Werte  $\gamma_i$ ,  $L_i$  und  $R_i$  für die einzelnen Iterationsschritte interessant. Die Berechnung in Abhängigkeit der Koeffizientenreihe  $(r_i)_i$  muss numerisch geschehen. Im Folgenden werden drei Fälle untersucht und die ersten sechs Iterationsschritte ausgewertet, die auftretenden Winkel werden dabei auf ganz  $45^\circ$  gerundet.

- Raues Beispiel: Vorschrift  $r_i = 0.2^{i-1}$
- Glattes Beispiel: Vorschrift  $r_i = \left(\frac{1}{7}\right)^{i-1}$
- Unrealistisches Gegenbeispiel: Vorschrift  $r = \left(\frac{1}{2}\right)^{i-1}$

Die Ergebnisse des rauen Beispiels sind in Tab. 7.5 dargestellt, die Kurve wiederum ist in Abb. 7.16 abgebildet.

**Tab. 7.5** Iteration bei der Vorschrift  $r_i = 0.2^{i-1}$

$i$	$L_i$	$R_i$	$\gamma_i$ , [0°]	$\gamma_i$ , [45°]	$\gamma_i$ , [90°]	$\gamma_i$ [>90°]
0	7	0	0	0	0	0
1	8,66	2,0	0	6	0	0
2	10,86	0,4	0	42	0	0
3	14,02	0,08	16	230	48	0
4	18,55	0,016	280	1398	380	0
5	25,02	0,0032	2992	9458	1056	0
6	34,22	0,00064	38678	52120	10044	0

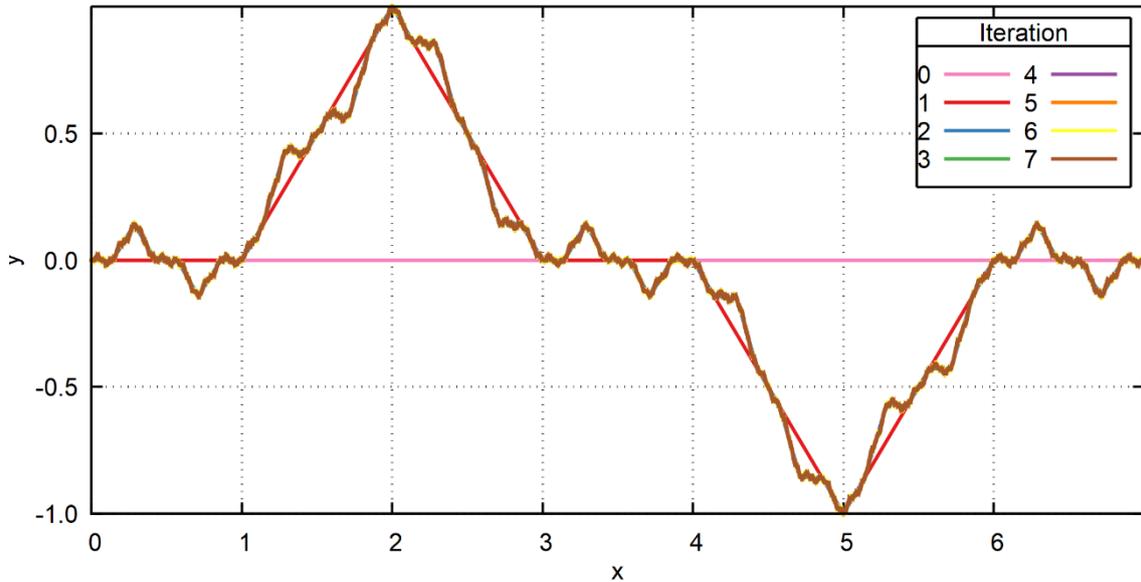


**Abb. 7.16** Die ersten sieben Iterationen mit der Vorschrift  $r_i = 0.2^{i-1}$

Die Kurve wirkt tatsächlich wie eine sehr raue, unregelmäßige Oberfläche. Mit einer modifizierten  $(r_i)_i$ -Reihe kann ein glatterer Verlauf erzielt werden. Dies ist in Tab. 7.6 und Abb. 7.17 gezeigt.

**Tab. 7.6** Iteration bei der Vorschrift  $r_i = \left(\frac{1}{7}\right)^{i-1}$

$i$	$L_i$	$R_i$	$\gamma_i$ , [0°]	$\gamma_i$ , [45°]	$\gamma_i$ , [90°]	$\gamma_i$ [>90°]
0	7	0	0	0	0	0
1	8,66	2,0	0	6	0	0
2	9,83	0,29	0	42	0	0
3	10,84	0,04	16	278	0	0
4	11,74	0,005	240	1818	0	0
5	12,55	0,0008	2464	11942	0	0
6	13,31	0,0001	21984	78858	0	0

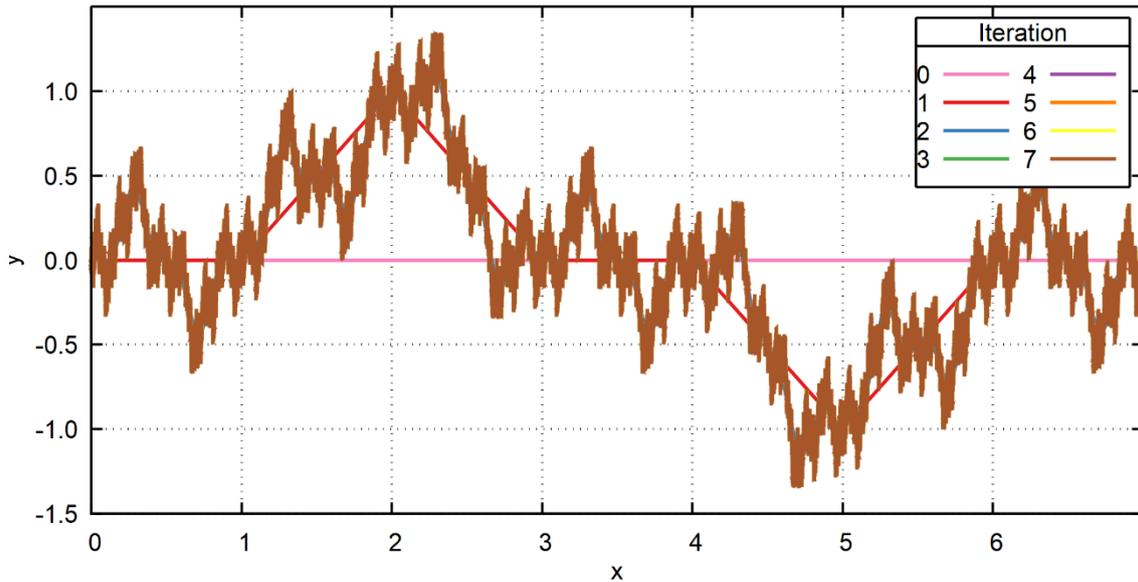


**Abb. 7.17** Die ersten sieben Iterationen mit der Vorschrift  $r_i = \left(\frac{1}{7}\right)^{i-1}$

In der Tat kann beobachtet werden, dass nun keine 90°-Knicke mehr gefunden werden. Umgekehrt kann man durch geeignete Wahl der Folge auch unrealistisch große Oberflächenvariationen erhalten. Als Beispiel für ein eher unrealistisches Ergebnis wird der Verschiebungswert genau um die Hälfte pro Schritt reduziert. Dies führt zu sehr steilen Flanken.

**Tab. 7.7** Iteration bei der Vorschrift  $r_i = \left(\frac{1}{2}\right)^{i-1}$

$i$	$L_i$	$R_i$	$\gamma_i$ , [0°]	$\gamma_i$ , [45°]	$\gamma_i$ , [90°]	$\gamma_i$ [>90°]
0	7	0	0	0	0	0
1	8,66	2,0	0	6	0	0
2	18,30	1,0	0	30	12	0
3	57,01	0,5	194	64	36	0
4	195,98	0,25	1758	206	108	0
5	684,26	0,125	13650	432	324	0
6	2394,1	0,0625	98574	1296	972	0



**Abb. 7.18** Die ersten sieben Iterationen mit der Vorschrift  $r_i = \left(\frac{1}{2}\right)^{i-1}$

Für die Anwendung im Zusammenhang mit Leckagen bietet sich daher eine Parameterwahl analog zu dem rauhen oder glatten Beispiel an.

## 7.6 Berechnungsmodelle

In diesem Kapitel sollen Berechnungsmodelle zur Bestimmung des Massenstroms untersucht werden.

### 7.6.1 Verbesserte Implementierung des Pana-Modells

Das Pana-Modell ist natürlich ein etabliertes Modell zur Berechnung der Leckrate, das auch bereits ausgiebig untersucht wurde. Jedoch gibt es Verbesserungspotenzial, da die traditionelle Implementierung auf der Interpolation einer vorberechneten Tabelle beruht, die nur bis  $\zeta = 5$  gültig ist. Die Java-Implementierung des Verfahrens wiederum ist sehr langsam. Der Ansatz besteht aus der Verbesserung der Java-Implementierung, mit einer Konzentration auf die Berechnung des unterkühlten Gebiets.

#### 7.6.1.1 Zusammenfassung des Berechnungsverfahrens im unterkühlten Gebiet

Das Pana-Modell basiert auf den zwei Hilfsgrößen  $p_1$  (dem Druck nach dem Einströmen) und  $p_2$  (dem Druck aus Ausgang des Risses). Im unterkühlten Gebiet besteht das Pana-

Modell einerseits aus dem Moody-Verfahren, das für den ersten Teil der Strömung verwendet wird.

$$G_{\text{Moody}}(k, p_1) = \sqrt{\frac{2(h_0 - (1-x)h_L - x h_G)}{[x v_G + k(1-x)v_F]^2 \left(x + \frac{1-x}{k^2}\right)}} \quad (7.21)$$

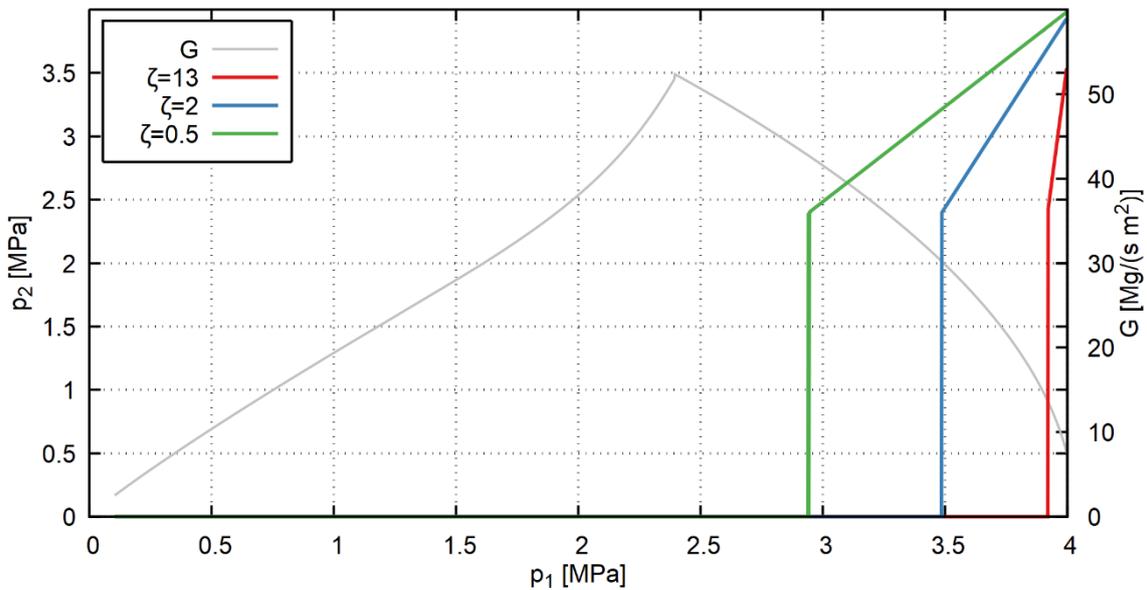
Die bei der Moody-Formel eingesetzten Größen sind bei  $p_1$  zu bestimmen (der Druckabfall von  $p_0$  auf  $p_1$  wird isentrop angenommen). Des Weiteren berücksichtigt das Pana-Modell den Strömungswiderstand  $\zeta$  des Risses.

$$\zeta = -2 \int_{p_1}^{p_2} \frac{1 + G^2 \left(\frac{\partial v(p)}{\partial p}\right)_s}{G^2 v(p)} dp \quad (7.22)$$

Diese Beziehung beschreibt also die Abhängigkeit von  $p_2(p_1)$  implizit (da der Widerstandswert  $\zeta$  gegeben ist). Das Lösungsverfahren für das Pana-Modell sieht vor, dass der Schlupf  $k$  so gewählt wird, dass  $G_{\text{Moody}}$  maximiert wird. Gleichzeitig wird  $p_1$  so gewählt, dass  $G$  maximal ist.

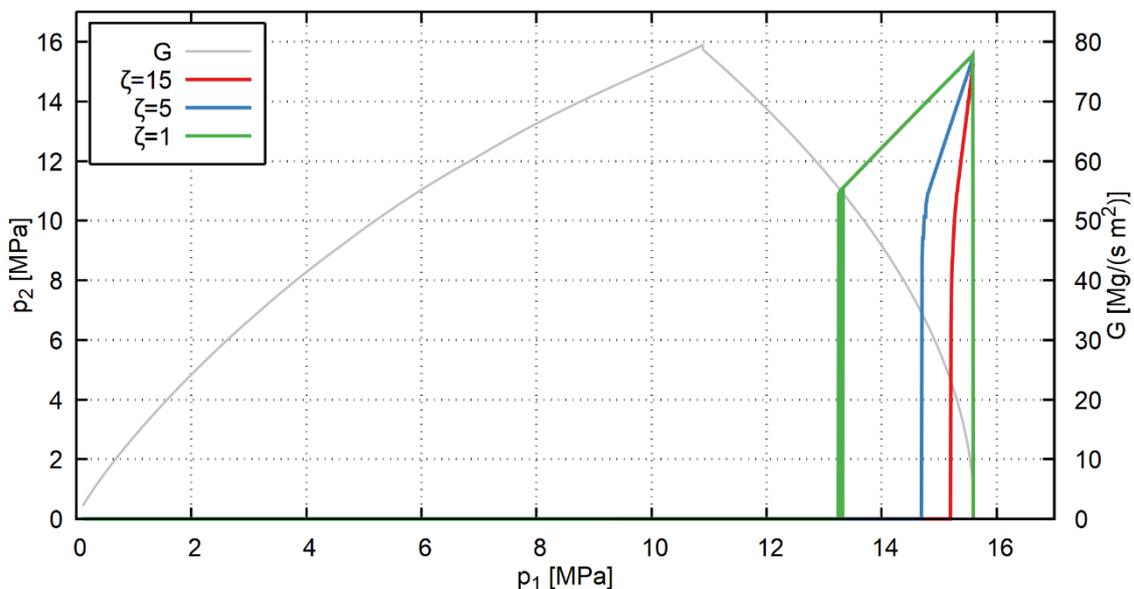
$$G_{\text{Pana}}^{\text{sub}}(p_0, s_0, \zeta, p_u) = \max_{p_1} \left[ \max_k G_{\text{Moody}}(k, p_1) \right]_{p_2(p_1) > p_u} \quad (7.23)$$

In der Praxis limitiert das Widerstands-Integral (7.22) die Strömung  $G$ . Im Folgenden sind zwei Beispiele für das Verhalten von  $G_{\text{Moody}}(p_1)$  und  $p_2(p_1)$  für zwei Fluidbedingungen und verschiedene Widerstandswerte gezeigt.



**Abb. 7.19**  $p_2(p_1)$  (farbige Linien, linke Skala) und  $G_{\text{Moody}}(p_1)$  (graue Linie, rechte Skala) bei Fluidtemperatur 222 °C und 4 MPa Druck

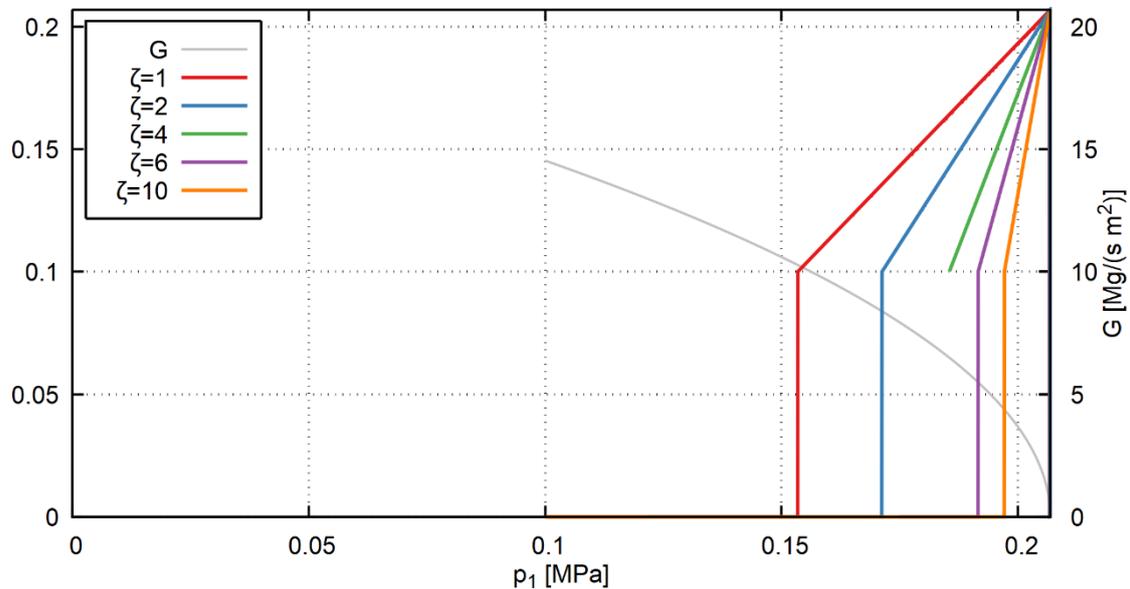
Während Abb. 7.19 moderate Bedingungen, wie sie beispielsweise in den KfK-Versuchen herrschten, vertreten sind, sind in Abb. 7.20 Druckwasserreaktor-Bedingungen angenommen. Die Tatsache, dass in das Pana-Modell außer den Fluidbedingungen (einschließlich Außendruck) nur der Widerstandswert eingeht, vereinfacht die Analyse.



**Abb. 7.20**  $p_2(p_1)$  (farbige Linien, linke Skala) und  $G_{\text{Moody}}(p_1)$  (graue Linie, rechte Skala) bei Druckwasserreaktorbedingungen (320 °C, 15,6 MPa)

Die beiden Beispiele zeigen, dass das Maximum für den Moody-Massestrom bei relativ kleinen Drücken liegt. Dagegen ist das Widerstands-Integral nur bei recht großen  $p_1$  lösbar, da die Ausströmbedingungen kritisch werden und kein größerer Massestrom auftreten kann. Dies erklärt auch das Abbrechen der Kurven bei einem bestimmten  $p_1$ : Der Druck ist so niedrig und die Ausströmrate so hoch, dass sich das Vorzeichen des Integranden in Gleichung (7.22) umkehrt und dass die Gleichung nicht mehr lösbar ist. Man beachte hier auch, dass der Auslassdruck  $p_2$  in den Beispielen deutlich über dem Umgebungsdruck liegt, d. h. die Strömung kritisch ist.

Ein anderes Bild ergibt sich bei niedrigen Drücken. Hier findet keine kritische Ausströmung mehr statt, die entsprechenden  $p_2$ -Kurven enden beim Außendruck. Ein solches Beispiel ist in Abb. 7.21 gegeben.



**Abb. 7.21** Pana-Modell Berechnung bei IKE-Bedingungen (2 bar, 50 °C)

Obwohl die Ausströmung also unterkritisch ist, funktioniert die Berechnungsmethode also.

#### 7.6.1.1.1 Verbesserung des Berechnungsverfahrens im unterkühlten Gebiet

Die Tatsache, dass realistischere das  $p_2$  -Integral die limitierende Größe im Pana-Modell ist, lässt eine Optimierung zu, die entsprechende Strömung zu finden. Es ist nämlich der minimale Druck  $p_1$  zu finden, bei dem gerade noch das Widerstandsintegral lösbar ist. Es kann also die Funktion  $G_{eff}$  maximiert werden nach  $p_1$ .

$$G_{eff} = \begin{cases} G_{\text{Moody}}(p_1) & \text{wenn } p_2(p_1) > p_u \\ 0 & \text{wenn } \textit{sonst} \end{cases} \quad (7.24)$$

Entsprechend der Einzeluntersuchungen in Abb. 7.19, Abb. 7.20 und Abb. 7.21 wird im ersten Schritt das Intervall gesucht, indem das  $\zeta$ -Integral eine Lösung besitzt bzw. diese verliert. Im zweiten Schritt wird dieses Intervall nach dem Maximum von  $G$  durchsucht. Das so verbesserte Verfahren läuft deutlich schneller als die vorige Implementierung.

## 7.6.2 Delayed Equilibrium Model (Feburie-Modell)

Mit dem Feburie-Modell wird ein neues Leckraten-Modell implementiert. Das Modell ist in /FEB 93/ beschrieben. Die einzelnen Schritte zur Implementierung sind in diesem Abschnitt dokumentiert.

### 7.6.2.1 Zugrundeliegende Annahmen

Das Feburie-Modell beschreibt drei Phasen bei der Ausströmung, sobald der Flashing-Punkt in der Strömung erreicht ist: eine gesättigte flüssige Phase (LS), eine flüssige metastabile Phase (LM) und eine Dampfphase (G). Es wird eine gleichförmige Änderung des Querschnitts  $A$  über den Strömungsweg berücksichtigt. Außerdem wird ein Wärmeübergang zwischen Kanalwand und Fluid zugelassen.

Die Temperatur der metastabilen Phase,  $T_{LM}$ , wird als konstant ab dem Siedebeginn angenommen.

### 7.6.2.2 Gleichungssystem

Das Gleichungssystem für das Modell ist ein implizites, lineares, inhomogenes System gewöhnlicher Differenzialgleichungen erster Ordnung, die die Abhängigkeit der fünf Variablen Druck  $p$ , Strömungsgeschwindigkeit  $w$ , massenbezogenes Volumen  $v_m$ , massenbezogene Entropie  $s_m$  und den Anteil der metastabilen Phase  $y$  von der Ortskoordinate in Strömungsrichtung,  $z$ , beschreiben.

$$\begin{pmatrix} 0 & 1 & -\frac{w}{v_m} & 0 & 0 \\ 1 & \frac{w}{v_m} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\partial v_m}{\partial p} & 0 & -1 & \frac{\partial v_m}{\partial s_m} & \frac{\partial v_m}{\partial y} \\ 0 & 0 & 0 & 1 & -\frac{\Delta_{IS}}{\dot{M}} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \frac{dp}{dz} \\ \frac{dw}{dz} \\ \frac{dv_m}{dz} \\ \frac{ds_m}{dz} \\ \frac{dy}{dz} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -\frac{w}{a} \frac{dA}{dz} \\ -\frac{P_w}{A} \tau_w \\ 0 \\ \frac{\Delta_{ES}}{\dot{M}} \\ f(p, y, T_{LM}) \end{pmatrix} \quad (7.25)$$

Die anderen in der Gleichung auftretenden Größen beschreiben teils die Kanalgeometrie, so die  $z$ -abhängige Querschnittsfläche  $A$  und  $P_w$ , der benetzte Umfang. Die gemittelte Wand-Scherspannung  $\tau_w$  ergibt sich aus den Scherspannungen der einzelnen Phasen  $k \in \{G, LS, LM\}$ , unter Verwendung des Anteils des benetzten Perimeters der einzelnen Phasen  $P_{w,k}$ .

$$\tau_w = \frac{1}{P_w} \sum_{k \in \{G, LS, LM\}} P_{w,k} \tau_{w,k} \quad (7.26)$$

Die beiden Größen  $\Delta_{IS}$  und  $\Delta_{ES}$  beschreiben den Entropiezuwachs durch interne Quellen bzw. externe Quellen. Der Entropiegewinn durch interne Quellen,  $\Delta_{IS} dy/dz$ , besteht aus zwei Termen: dem irreversiblen Prozess des Massentransfers von der metastabilen zur saturierten Phase und des Wärmeübergangs.

$$\Delta_{IS} = \dot{M}(s_{LS} - s_{LM}) + \dot{M} \frac{h_{LM} - h_{LS}}{T_s} \quad (7.27)$$

Dabei ist zu beachten, dass im Allgemeinen die spezifische Entropie wie auch die spezifische Enthalpie der metastabilen Phase größer ist als die der stabilen Phase. Somit ist der erste Term negativ und der zweite Term positiv.

Die externen Quellen kommen durch den Wärmefluss aus der Wand sowie die Wandreibung zustande.

$$\Delta_{ES} = \sum_{k \in \{G, LS, LM\}} \frac{P_{h,k} \dot{q}_k}{T_k} + w \sum_{k \in \{G, LS, LM\}} \frac{P_{w,k} \tau_{w,k}}{T_k} \quad (7.28)$$

Die Größe  $P_{h,k}$  ist dabei der Anteil des erwärmen Umfangs der Phase  $k$ . Sowohl der Wärmeübergang wie auch die Scherspannung können mit unterschiedlichen Modellen beschrieben werden, jedoch wird in /FEB 93/ ausgesagt, dass die Wahl des Modells keinen erheblichen Einfluss auf die berechnete Leckrate hat. Somit wird einfach die Darcy-Weißbach-Beziehung für die Abhängigkeit vom Reibungsfaktor  $\lambda$  angesetzt.

$$\tau_w = \frac{1}{8} \frac{\lambda w^2}{v_m} \quad (7.29)$$

Bei der Behandlung der Scherspannung stellt sich die Frage, ob die mehrphasige Strömung durch eine der beiden in /FEB 93/ vorgeschlagenen Korrelationen berücksichtigt werden soll. Die Lockhart-Martinelli-Korrelation wird testweise verwendet.

$$\tau_w = \frac{1}{8} \frac{\lambda w^2}{v_m} \left( 1 - \frac{x y v_G}{v_m} \right)^{-1.75} \quad (7.30)$$

Da ebenfalls in /FEB 93/ konstatiert wird, dass man mit adiabatischen Bedingungen (d. h.  $\dot{q}_k = 0$ ) sehr ähnliche Ergebnisse erhält, wird auf den Wärmeaustausch-Term gänzlich verzichtet. Aufgrund der Tatsache, dass die Sättigungstemperatur die volumemäßig vorherrschende Temperatur in einem Querschnitt ist, vereinfacht sich damit der externe Entropieterm zu

$$\Delta_{ES} = \frac{1}{2} \frac{\lambda w^3 A}{v_m T_{sat} d_h} \quad (7.31)$$

Hierbei wurde der hydraulische Durchmesser  $d_h = 4A/P$  eingesetzt.

### 7.6.2.3 Umformungen und Abhängigkeiten

Um die implizite Differenzialgleichung (7.25) in eine explizite Gleichung umzuwandeln, muss das zugehörige Gleichungssystem gelöst werden. Dies kann in jedem einzelnen Schritt der Berechnung geschehen.

Zusätzlich sind bei der Umrechnung einige weitere Abhängigkeiten von Relevanz. So ergibt sich beispielsweise der Massestrom  $\dot{M}$  aus den anderen Variablen durch die folgende Beziehung.

$$\dot{M} = w \frac{A(z)}{v_m} \quad (7.32)$$

Die thermodynamischen Größen der metastabilen Phase (wie  $s_{LM}$ ) sind nicht wie die stabilen Phasen durch die Sättigungsbedingungen bekannt, sondern ergeben sich aus der konstant angenommenen Temperatur der metastabilen Phase.

$$s_{LM} = s_{LM}(p(z), T_{LM} = \text{const.}) \quad (7.33)$$

Über diese Beziehung kann die Temperatur der metastabilen Phase,  $T_{LM}$ , und deren spezifische Enthalpie,  $h_{LM}$ , bestimmt werden.

Die partiellen Ableitungen von  $v_{lm}$  nach Druck, Entropie und Metaphasenanteil erfordern die Bestimmung des Dampfanteils  $x$  aus dem Mischungsvolumen  $v_m$ . Während für  $y = 0$  angenommen werden kann, dass der Dampfanteil  $x = 0$  beträgt, ergibt sich für den nichttrivialen Fall der folgende Ausdruck.

$$x = \frac{v_m - (1 - y)v_{LM} - y v_{LS}}{y(v_G - v_{LS})} \quad (7.34)$$

Die partielle Ableitung nach  $s_m$  kann dabei erfolgen, indem  $x$  variiert wird und der Differenzenquotient mit  $s_m(x)$  gebildet wird.

$$\frac{\partial v_m}{\partial s_m} \approx \frac{v_m(p, x + \Delta x, y) - v_m(p, x, y)}{s_m(p, x + \Delta x, y) - s_m(p, x, y)} \quad (7.35)$$

Dabei ist zu beachten, dass für  $y = 0$  die thermodynamischen Größen nicht mehr  $x$ -abhängig sind. Hier wird numerisch eine Berechnung bei einem endlichen  $\delta y$  und eine Extrapolation durchgeführt (sehr einfacher Fall einer Richardson-Extrapolation).

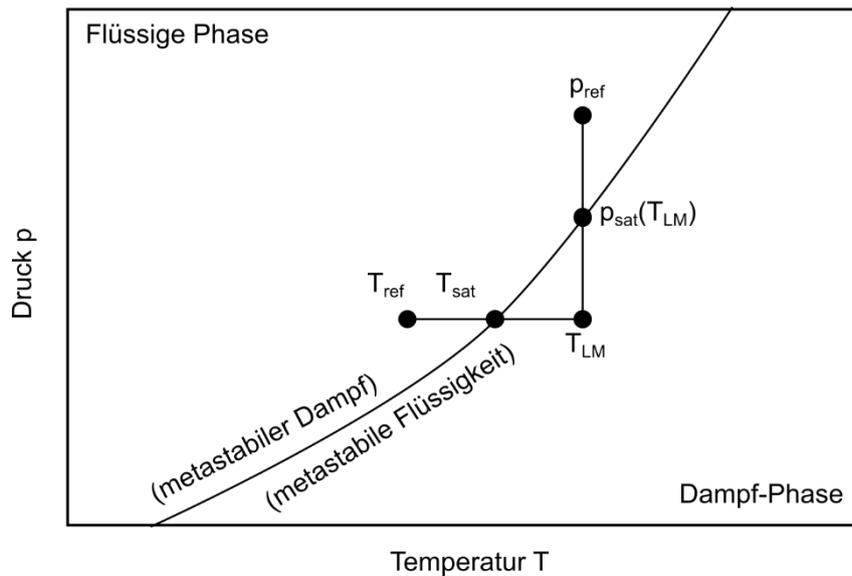
$$\frac{\partial v_m}{\partial s_m} (y = 0) \approx 2 \frac{\partial v_m}{\partial s_m} (y = \delta y) - \frac{\partial v_m}{\partial s_m} (y = 2\delta y) \quad (7.36)$$

Die Rolle von  $s_m$  in der Differenzialgleichung (7.25) ist rätselhaft, da insbesondere durch die Annahme des konstanten  $T_{LM}$  die Gleichung überbestimmt wird.

#### 7.6.2.4 Metastabile flüssige Phase

Das Feburie-Modell benötigt thermodynamische Eigenschaften der flüssigen metastabilen Phase, d. h. jenseits der Sättigungslinie. Während thermodynamische Eigenschaften von metastabilem Dampf in der Standard-Dampf tafelformulierung IAPWS IF97 enthalten sind und metastabiles flüssiges Wasser unter dem Gefrierpunkt ein beachtetes Forschungsthema darstellt, findet sich keine Literatur zu dem gesuchten Bereich im Phasendiagramm.

Aufgrund der Glattheit der thermodynamischen Eigenschaften bei Abwesenheit eines Phasenübergangs sollte es jedoch möglich sein, die metastabilen Eigenschaften durch Extrapolation zu erhalten. Die möglicherweise einfachste denkbare Methode ist die Extrapolation anhand eines Referenzpunktes, der durch Spiegelung an der Sättigungslinie gewonnen wird. Diese Idee wird in Abb. 7.22 erläutert.



**Abb. 7.22** Schematischer Ausschnitt des Phasendiagramms von Wasser mit Erläuterung der Extrapolationsmethode zur Bestimmung von thermodynamischen Größen in der metastabilen Phase

Die Wahl der Richtung der Spiegelung ist in gewissem Maße willkürlich, eine Spiegelung mit verändertem Druck passt jedoch zu der Näherung der konstanten Temperatur der metastabilen Phase. Eine thermodynamische Größe  $Y$  (hier stellvertretend für z. B.  $s$ ,  $h$  und  $v$ ) wird dann berechnet nach der Formel

$$Y_{LM}(p, T_{LM}) = 2 Y_{L,sat}(T) - Y(2p_{sat}(T_{LM}) - p_{LM}, T_{LM}) \quad (7.37)$$

Bei einer Spiegelung in Richtung der Temperaturachse ergibt sich hingegen die folgende Beziehung.

$$Y_{LM}(p, T_{LM}) = 2 Y_{L,sat}(p) - Y(p, 2T_{sat}(p) - T_{LM}) \quad (7.38)$$

Für einen ausgewählten Testfall wird die spezifische Entropie der metastabilen flüssigen Phase bei 1 bar und 105 °C herangezogen. Hier ergibt die Extrapolation in  $p$ -Richtung 1363,18 J/K und die Extrapolation in  $T$ -Richtung 1363,97 J/K.

Dieses Verfahren hat seine Limitierung in der Wasser-Dampf-Tafel: Wenn die Überhitzung der Flüssigkeit zu groß ist, liegt der Referenzpunkt möglicherweise außerhalb des hinterlegten Bereichs. Dieses Problem kann jedoch durch die Spiegelung entlang der

Druck-Achse vermieden werden, da die Stoffwerte bei hohen Drücken keine Schwierigkeit darstellen.

Eine mögliche Verbesserung eines solchen Extrapolationsverfahren wäre eine Taylorentwicklung um die Sättigungslinie herum oder die Anwendung der Polynom-Formulierung der IF97-Tafel außerhalb ihres Gültigkeitsbereichs. Aufgrund fehlender Daten und somit fehlender Validierungsmöglichkeiten wird von diesen aufwändigeren Verfahren abgesehen.

#### 7.6.2.5 Gültigkeitsgrenzen

Bei der Lösung der Differenzialgleichung (7.25) mit numerischen Methoden ist zu beachten, dass die enthaltenen Funktionen nur begrenzte Gültigkeit besitzen. Die Bedingungen der Gültigkeit betreffen die Zustandsvariablen  $p$ ,  $w$ ,  $v_m$  und  $s_m$ , die alle positiv sein müssen. Der metastabile Massenanteil  $y$  ist auf das abgeschlossene Intervall  $[0,1]$  beschränkt. Der Druck muss außerdem zwischen Sättigungsdruck und der unteren Gültigkeitsgrenze der Wasser-Dampf-Tafel liegen.

Es hat sich in der Praxis bewährt, die Ableitungen im Fall der Gültigkeitsbeschränkungen auf 0 zu setzen, dies veranlasst den adaptiven Algorithmus zu einer Änderung des abgesuchten Bereichs.

#### 7.6.2.6 Implementierung des Gleichungssystems und Lösung der Differenzialgleichung

Die Implementierung der Lösung der Gleichungen (7.25) erfolgt gemäß dem Vorgehen, das in der Publikation in Abschnitt 4.1 skizziert ist.

Als Startwert wird eine einphasige Ausströmung mit Flashing am Austrittspunkt  $z_1 = t$  angesetzt. Mit dieser Annahme wird die Ausströmrate  $\dot{M}$  bestimmt aus den Druckverlusten am Eintritt und über die Länge.

$$-\Delta p = \Delta p_{head} + \Delta p_{fric} \quad (7.39)$$

Der Eintrittsdruckverlust ergibt sich aus dem entsprechenden Koeffizienten  $\zeta_{in}$  und den Bedingungen bei der Einströmung.

$$\Delta p_{head} = \frac{1 + \zeta_{in}}{2} \rho_L(p_0, T_0) w^2 \quad (7.40)$$

Im Artikel wird hier die Dichte des metastabilen Fluids  $\rho_{LM}$  eingesetzt, wozu jedoch keine Veranlassung gesehen wird – die Stagnationsbedingungen scheinen sinnvoller zu sein.

Der Reibungsdruckverlust im einphasigen Abschnitt ergibt sich aus dem Integral über den Reibungsfaktor.

$$\Delta p_{long} = \int_0^{z_1} \frac{\lambda \rho w^2}{2 d_h} dz \quad (7.41)$$

In der Original-Publikation wird  $c_f$  mit der Churchill-Korrelation als Reibungsfaktor verwendet, ein Koeffizientenvergleich zeigt, dass  $\lambda = 4 c_f$  ist, d. h. der Fanning-Reibungsfaktor wird wohl verwendet. Die Konvertierung zum Darcy-Reibungsfaktor  $\lambda$  wurde durchgeführt.

Der Gesamt-Druckabfall für diesen Anfangswert ist daher vorgegeben durch den Siedebeginn an der Austrittsstelle. Damit ergibt sich eine Gleichung für den Massestrom  $\dot{M}$ .

$$\dot{M}^2 = \frac{p_0 - k_s p_s(T_{LM})}{\frac{1 + \zeta_{in}}{2} \rho_L(p_0, T_0) \left(\frac{1}{A\rho}\right)^2 + \int_0^{z_0} \frac{\lambda}{2 \rho A^2 d_h} dz} \quad (7.42)$$

Für die Lösung dieser Gleichung fehlt nur noch ein Ansatz für  $T_{LM}$ . Diese Temperatur des metastabilen Fluids wird durch den Wärmeübergang von der Wand ins Fluid bzw. umgekehrt beeinflusst. Aufgrund der Aussage der Original-Publikation, dass diese Annahmen nur einen geringen Einfluss haben und selbst eine adiabatische Rechnung gut möglich ist, wird der Wärmeübergang vernachlässigt. Somit beträgt die Temperatur der metastabilen Phase gerade die Stagnationstemperatur.

Für die Integration der Differenzialgleichung (7.25) wird aus der Apache-Commons-Bibliothek das Dormand-Prince-Verfahren verwendet. Zur Berücksichtigung des Außen-drucks wird eine Abbruchbedingung eingebaut, die eingreift, wenn der Druck unter

diesen Wert sinkt. Hier liegen jedoch Konvergenzprobleme vor, die gewiss auch mit den zusätzlichen Abbruchkriterien der Integration zusammenhängen.

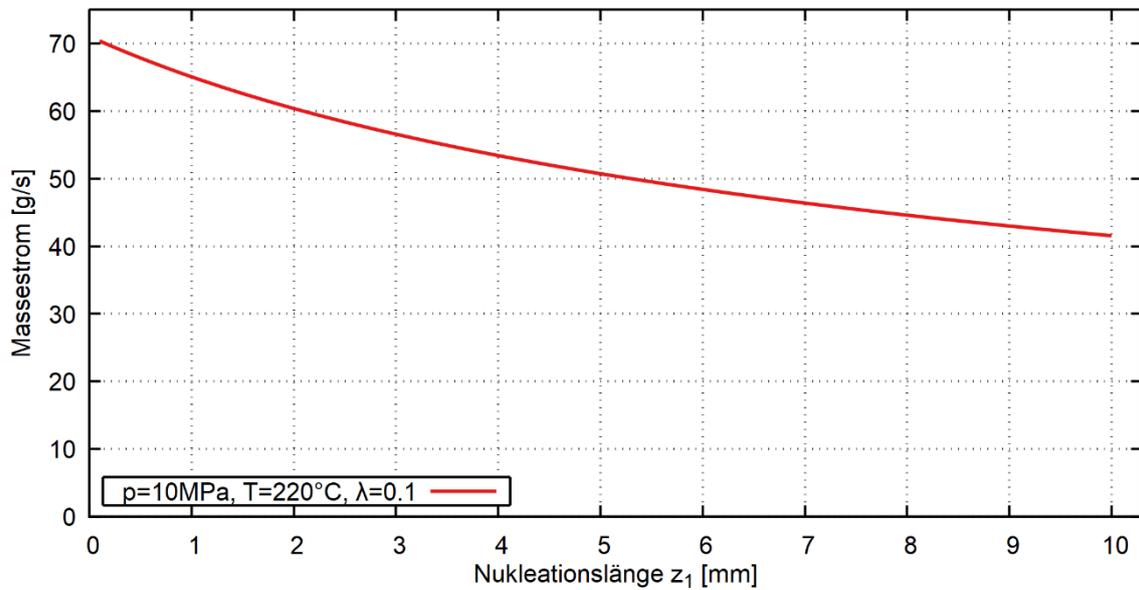
### 7.6.2.7 Analyse der Strömungsmodellierung

Der freie Parameter der Ausströmung bei gegebenen Stagnationsbedingungen ist die Nukleationsentfernung  $z_1$ , bei der der Druck bis auf den Nukleationsdruck  $p_1$  gefallen ist.

$$p_1 = p(z_1) = k_s p_{sat}(T_{LM}) \quad (7.43)$$

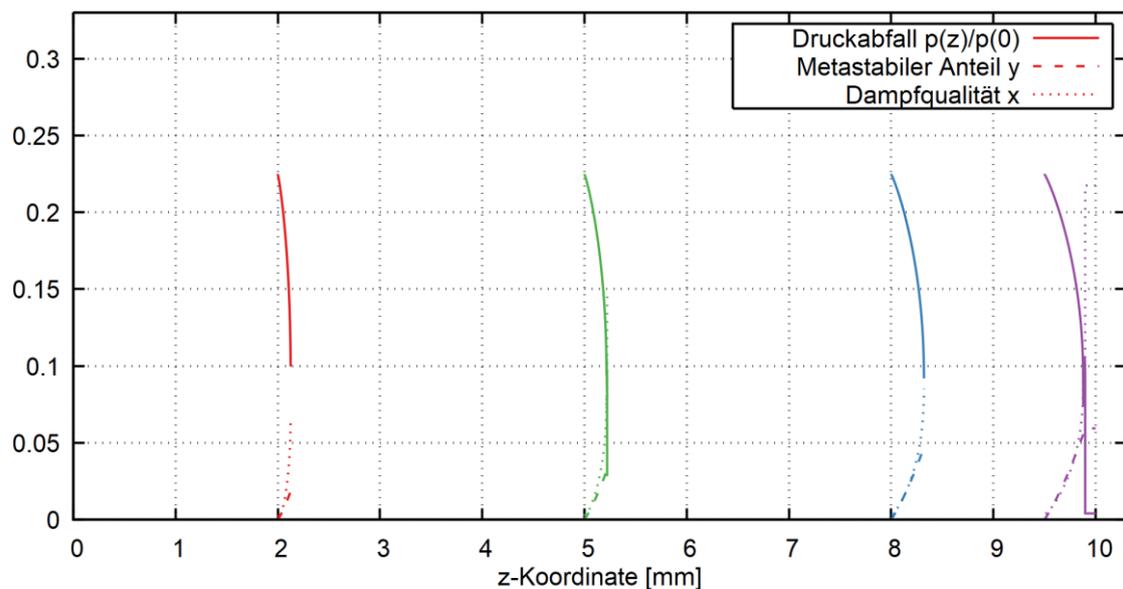
Der Faktor  $k_s = 0,97$  entspricht der Unterschreibung der Sättigungslinie zu Beginn des Siedevorgangs. Bis zu diesem Punkt befindet sich das Fluid im flüssigen (wenn auch am Ende metastabilen) Zustand. Da der Punkt  $z_1$  innerhalb 0 bis  $t$  gewählt werden kann und das gleichzeitig bedeutet, dass die Ausströmung mit Strömungswiderständen zwischen  $\zeta_{in}$  und  $\zeta_{in} + \zeta_{fric}$  berechnet wird, ergibt sich, dass  $\dot{M}$  nur in einem festen Intervall sein kann.

Als Beispiel wird ein Ausströmospalt eines hydraulischen Durchmessers von 0,2 mm, einer Länge von 10 mm und einer Fläche von 1 mm<sup>2</sup> mit einem Reibungsbeiwert von  $\lambda = 0,1$  untersucht. Eine scharfkantige Einströmgeometrie mit Einschnürverhältnis 0,62 wird angenommen. Der berechnete Massestrom für verschiedene Nukleationslängen ist in Abb. 7.23 dargestellt.



**Abb. 7.23** Massestrom für verschiedene angenommene Nukleationslängen, berechnet mit der Gleichung (7.42) für das beschriebene Beispiel

Der Massestrom kann sich demnach nur im Bereich von ca. 40 g/s bis 70 g/s im gewählten Beispiel befinden. Wird nun mit verschiedenen derartigen Masseströmen (und Nukleationslängen) die Differenzialgleichung des Feburie-Modells gelöst, so erhält man die in Abb. 7.24 gezeigten Ergebnisse. Zur Lösung wurde ein Euler-Verfahren mit konstanter Schrittweite gewählt, das abgebrochen wurde, sobald der Druck negativ wird oder wieder ansteigt.



**Abb. 7.24** Lösung der Differenzialgleichung für verschiedene Anfangswerte  $z_1$  und den entsprechenden Massenstrom  $\dot{M}$

Anhand der gezeigten Lösung ergibt sich, dass die mehrphasige Ausströmung im gewählten Beispiel nur im letzten Teilstück des Leckkanals auftritt. Die Abbruchbedingung des Druckes unterhalb des Außendrucks ist dabei leicht zu implementieren. Dagegen ist die Singularität der Matrix für kritische Ausströmbedingungen numerisch nicht unmittelbar zugänglich. Es wird vermutet, dass die Umkehr des Vorzeichens des Druckgradienten ein Indiz für das Erreichen kritischer Ausströmbedingungen ist, wie es bei einer eindimensionalen Gleichung

$$a(p) \frac{dp}{dz} = b(b) \quad (7.44)$$

auch der Fall wäre – durchläuft  $a(p)$  eine einfache Nullstelle ( $b$ ) an dieser Stelle nicht, so kehrt sich das Vorzeichen des Druckgradienten um.

#### 7.6.2.8 Iteration und Lösung

Zur Lösung wird nun der freie Parameter  $z_0$  optimiert. Dabei treten folgende Phänomene auf:

- Ist  $z_1$  zu klein, so erreicht die Lösung der Differenzialgleichung bereits vor der Wanddicke  $t$ , nämlich bei  $0 + \Delta z$ , Bedingungen, die zum Abbruch zwingen, so etwa die Umkehr des Vorzeichens von  $dp/dz$ , d. h. die Singularität oder die Unterschreitung des Außendrucks.
- Ist  $z_1$  zu groß, so sind die kritischen Ausströmbedingungen nicht erreicht.

Als Lösung ist also das  $z_1$  gesucht, bei dem gerade noch eine Lösung der Differenzialgleichung bis zum Ende der Wand existiert. Dazu kann eine Intervallschachtelung eines Intervalls  $[z_{Low}, z_{High}]$  genutzt werden, da beide oben aufgeführte Situationen direkt indizieren, ob der gegenwärtige  $z_1$ -Wert oberhalb oder unterhalb der Lösung liegt.

- Bricht die Lösung der DGL ab, so setze  $z_1 \rightarrow z_{Low}$ , neuer Startwert ist  $z_1 = t - \Delta z$ , wobei  $\Delta z$  die integrierte Strecke bis zum Abbruch angibt.
- Wird die Integration bis zum Ende geführt, so setze  $z_1 \rightarrow z_{High}$ , neuer Startwert ist  $z_1 = 0,5(z_{Low} + z_{High})$ .

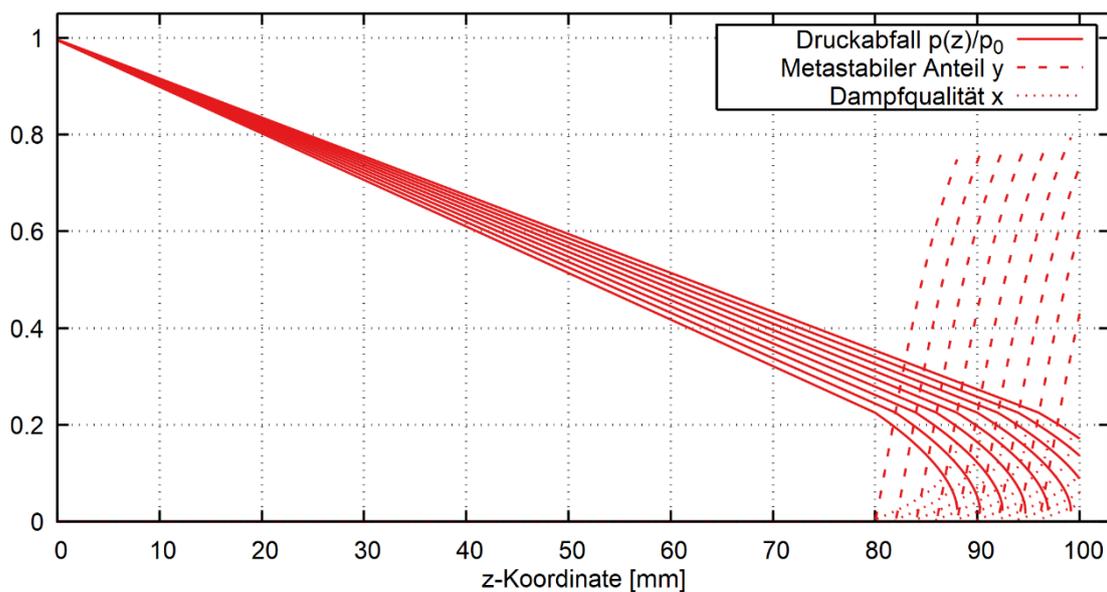
Dieser Algorithmus führt im oben ausgeführten Beispiel in wenigen Schritten zu einer Lösung von  $\dot{M} \approx 0,042 \text{ kg/s}$ .

## 7.6.2.9 Lösung des Feburie-Modells bei verschiedenen Grenzfällen

### 7.6.2.9.1 Hoher Strömungswiderstand

Das zuvor präsentierte Fallbeispiel wird dahingehend variiert, dass der Reibungsbeiwert  $\lambda = 1$  und die Wandstärke auf 100 mm gesetzt werden, d. h. der Strömungswiderstand wird um den Faktor 100 erhöht. Die Differenzialgleichung wird für verschiedene  $z_1$ -Werte gelöst, die Ergebnisse sind in Abb. 7.25 dargestellt.

Der Abbildung kann entnommen werden, dass die Lösung für  $z_1$  etwa 91 mm beträgt, der zugehörige Massestrom beträgt etwa 5,3 g/s.

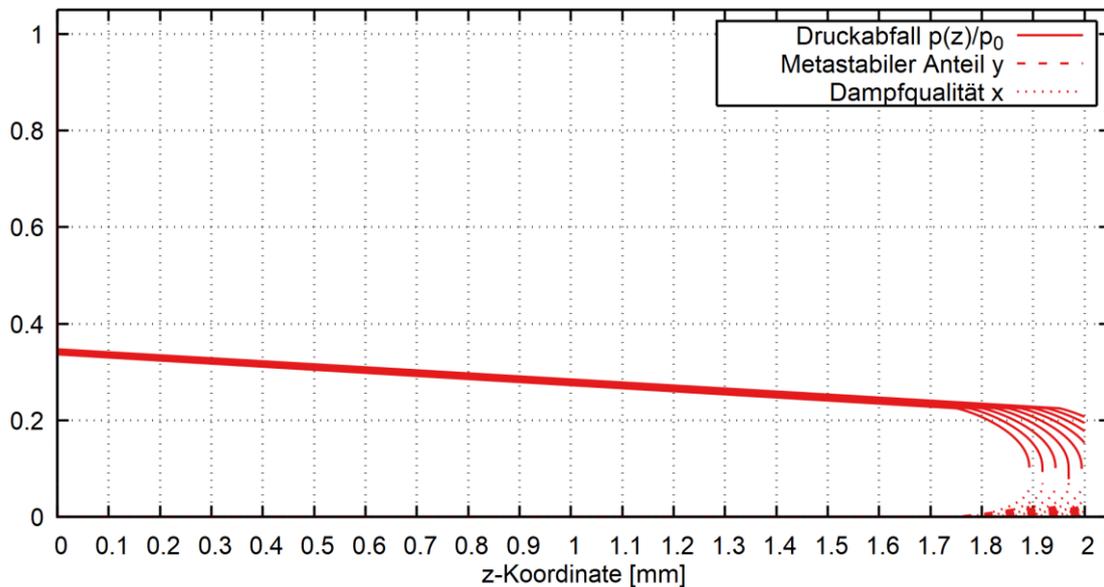


**Abb. 7.25** Lösung der DGL für verschiedene  $z_1$ -Werte bei hohem Strömungswiderstand

Im Vergleich zum ersten Fall fällt auf, dass der metastabile Anteil  $y$  an der Austrittsseite mit 80 % sehr hoch ausfällt.

### 7.6.2.9.2 Niedriger Strömungswiderstand

Für den Fall eines niedrigen Strömungswiderstands wird der Reibungsfaktor auf 0,05 gesetzt, die Wandstärke auf 2 mm beschränkt. Die DGL-Lösung für verschiedene  $z_1$ -Werte ist in der folgenden Abbildung dargestellt.



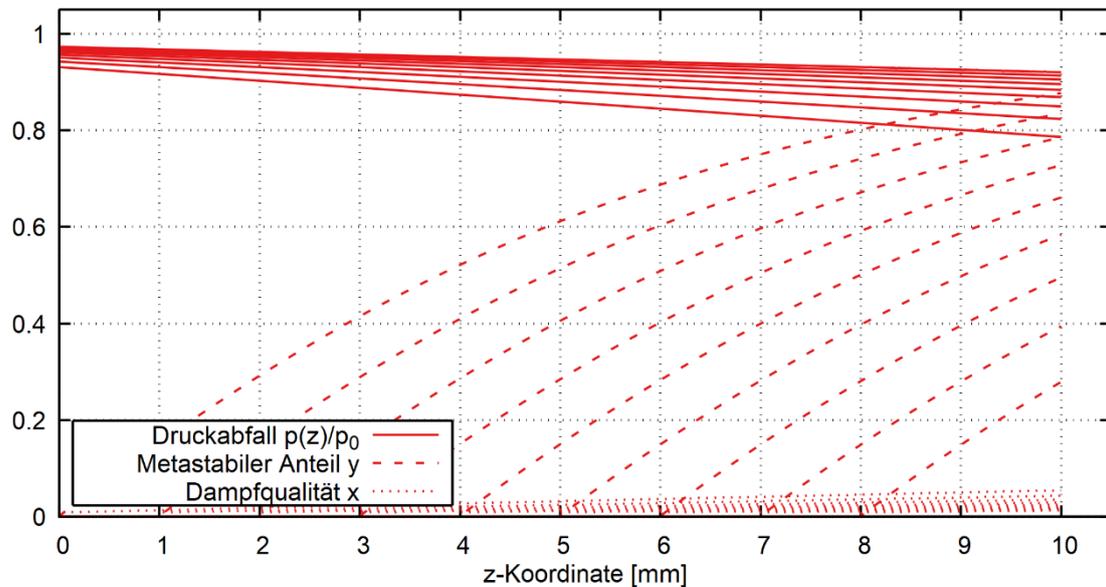
**Abb. 7.26** Lösung der DGL für verschiedene  $z_1$ -Werte bei niedrigem Strömungswiderstand

Die Lösung ist gemäß der Abbildung bei ca.  $z_1 = 1,85$  mm. Der metastabile Anteil ist sehr gering.

### 7.6.2.9.3 Geringe Unterkühlung

Für den Fall geringer Unterkühlung wird der Standard-Testfall genommen und die Unterkühlung auf 3 K (entspricht einer absoluten Temperatur von 308 °C) gesetzt. Die DGL-Lösung für verschiedene Nukleationslängen ist in Abb. 7.27 dargestellt.

Hier ist zu beobachten, dass die Gleichungen für keinen Wert  $z_1 \in [0, t]$  zur kritischen Ausströmung führen. Die Ursache ist auch im Massestrom von 11 g/s bis 19 g/s zu sehen, und liegt an der intrinsischen Annahme, dass der Massestrom durch den Druckabfall bis zum Nukleationspunkt bedingt wird. Da der Nukleationspunkt sehr nah an den Stagnationsbedingungen liegt, ist auch der Druckabfall sehr klein und der Massestrom ebenfalls.



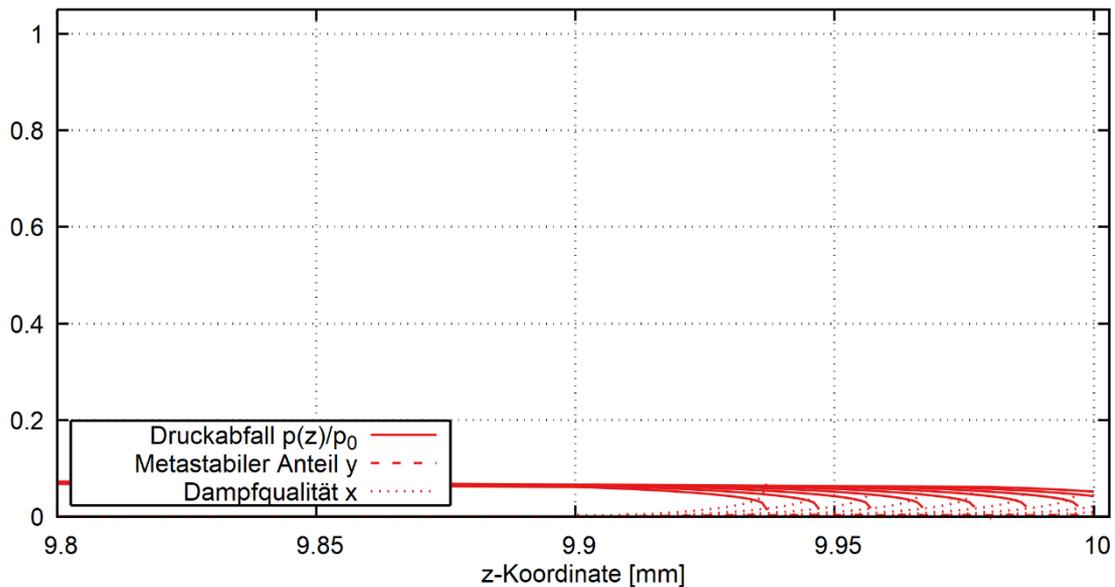
**Abb. 7.27** Lösung der DGL für verschiedene  $z_1$ -Werte bei geringer Unterkühlung

Die Lösung des Massestroms würde beim maximalen Wert 19 g/s und  $z_1 = 0$  liegen, da dies ein zulässiger Wert für das Gleichungssystem ist und die Ausströmrates maximal ist.

#### 7.6.2.9.4 Starke Unterkühlung

Analog zur geringen Unterkühlung wird die Fluidtemperatur des Standard-Beispiels variiert. Die Temperaturdifferenz zur Sättigung beträgt 150 °C, das entspricht einer Temperatur von 161 °C.

Bei dieser Unterkühlung findet die Verdampfung erst im allerletzten Teil des Strömungskanals statt, daher ist dieser Teil in Abb. 7.28 vergrößert. Die Lösung für  $z_0$  liegt demnach bei ca. 0,02 und 0,03 mm vor dem Ende des Kanals.



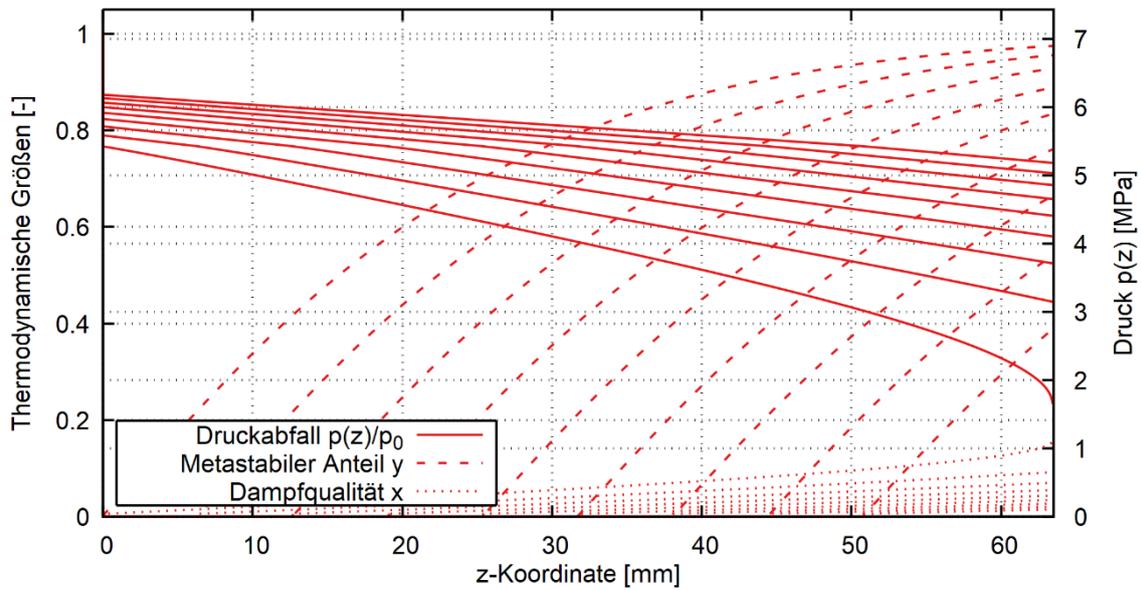
**Abb. 7.28** Lösung der DGL für verschiedene  $z_1$ -Werte bei starker Unterkühlung

Aufgrund der Tatsache, dass der Unterschied zwischen Nukleationsdruck und Sättigungsdruck sehr gering ist und die zweiphasige Region sehr klein ist, erhält man ein Ergebnis, das sehr nahe an der modifizierten Bernoulli-Gleichung ist.

Bei Unterkühlungen unterhalb des Umgebungsdrucks (d. h. Kaltwasserausströmung) ist das Feburie-Modell nicht anwendbar, da die Grundannahme des einphasigen Druckabfalls bis zum Nukleationspunkt nicht erfüllt werden kann.

#### 7.6.2.10 Nachrechnung von Versuchen und Testbeispielen

Im Abschnitt 4.2 von /FEB 93/ sind Rechenbeispiele zu den KfK- und BCL-Versuchen aufgeführt. Davon wird aus /AMO 83/ Run No 28 ausgewählt, weil das mit allen Parametern und Druckabfall dokumentiert ist. Als Einströmverlust wird 0,177 und als Wandrauheit 0,3  $\mu\text{m}$  angegeben. Der Druckverlauf für verschiedene  $z_1$ -Werte ist in der folgenden Abbildung dargestellt.



**Abb. 7.29** Nachrechnung von Amos Run 28 für verschiedene  $z_1$ -Werte

Im Vergleich mit der Abb. 6 des Feburie-Papers ist der Druck etwas zu klein, nachdem  $p(z = 0) = 6,25$  MPa abzulesen ist. Da der Anfangs-Druckverlust hier größer ist, ist auch der Massestrom größer (0,35 kg/s) als der gemessene Wert (0,25 kg/s).

Verwunderlich ist insbesondere der dokumentierte Wert bei  $z = 0$ , der nur von der einphasigen Strömung abhängt. Da dieser Wert analytisch von  $\zeta_{in}$  abhängt, wenn der Massestrom bekannt ist, lässt er sich anhand des dokumentierten Druckabfalls im Modell nachvollziehen.

$$\zeta_{in} = \frac{2 \Delta p_{in} A^2}{\rho G^2} - 1 \quad (7.45)$$

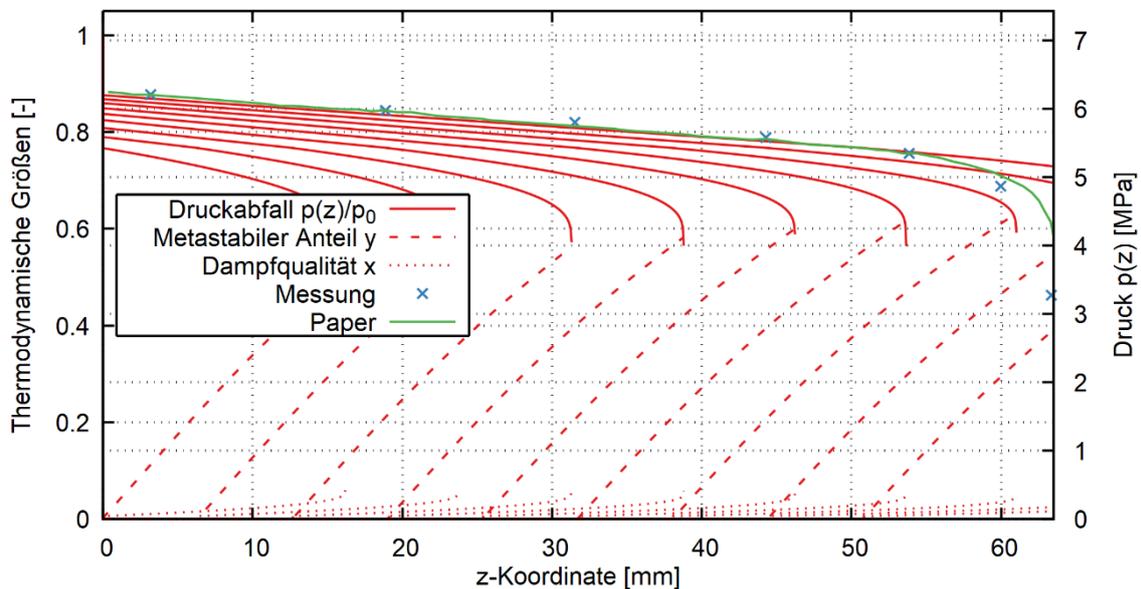
Die in den einzelnen Versuchen aufgetragenen Werte sind in der folgenden Tabelle dargestellt. Dabei wurde der in der Rechnung erhaltene Wert des Massestroms eingesetzt. Aus der Tabelle wird deutlich, dass der Einstromverlust  $\zeta_{in}$  für jeden Versuch angepasst wurde, um den Druckabfall zu reproduzieren. Die drei herausgegriffenen Beispiele führen zu Werten von  $\zeta_{in}$  zwischen 0,33 und 0,56. In der Tat räumt /FEB 93/ dieses Fine-Tuning auf S. 556 ein und begründet es mit den individuellen Versuchsaufbauten.

**Tab. 7.8** Auswertung des Einströmverlusts im Feburie-Paper

Run	$p_{stag}$ [MPa]	$p_0$ [MPa]	$G$ [ $10^4 \text{ kg s}^{-1} \text{ m}^{-2}$ ]	$\zeta_{in}$
28	7,075	6,24	3,27	0,56
59	4,27	2,97	4,28	0,42
58	4,176	3,75	2,53	0,33

Somit wird deutlich, dass die Testbeispiele des Papers für eine direkte Verifizierung nicht geeignet sind. Es kann aber versucht werden, die Parameter für einen Testfall zu identifizieren. Da der Strömungskanal parallele Wände hat, vereinfacht sich auch der einphasige Reibungsanteil und eine analytische Beziehung zwischen  $z_1$  und  $\lambda$  kann hergestellt werden.

Bei Run 28 wird so mit dem Einströmverlust von 0,56 ein Reibungsfaktor von 0,02 angepasst. Außerdem wird zur Nachrechnung die Lockhart-Martinelli-Korrelation eingeschaltet, ohne die der Druckabfall nicht korrekt wiedergegeben werden kann. (Alle vorigen Ergebnisse wurden mit dem einphasigen Druckabfall beschrieben.) Dies liefert den Druckabfall in der nachfolgenden Abbildung.



**Abb. 7.30** Angepasste Rechnung zu Amos Run 28 mit Lockhart-Martinelli-Korrelation

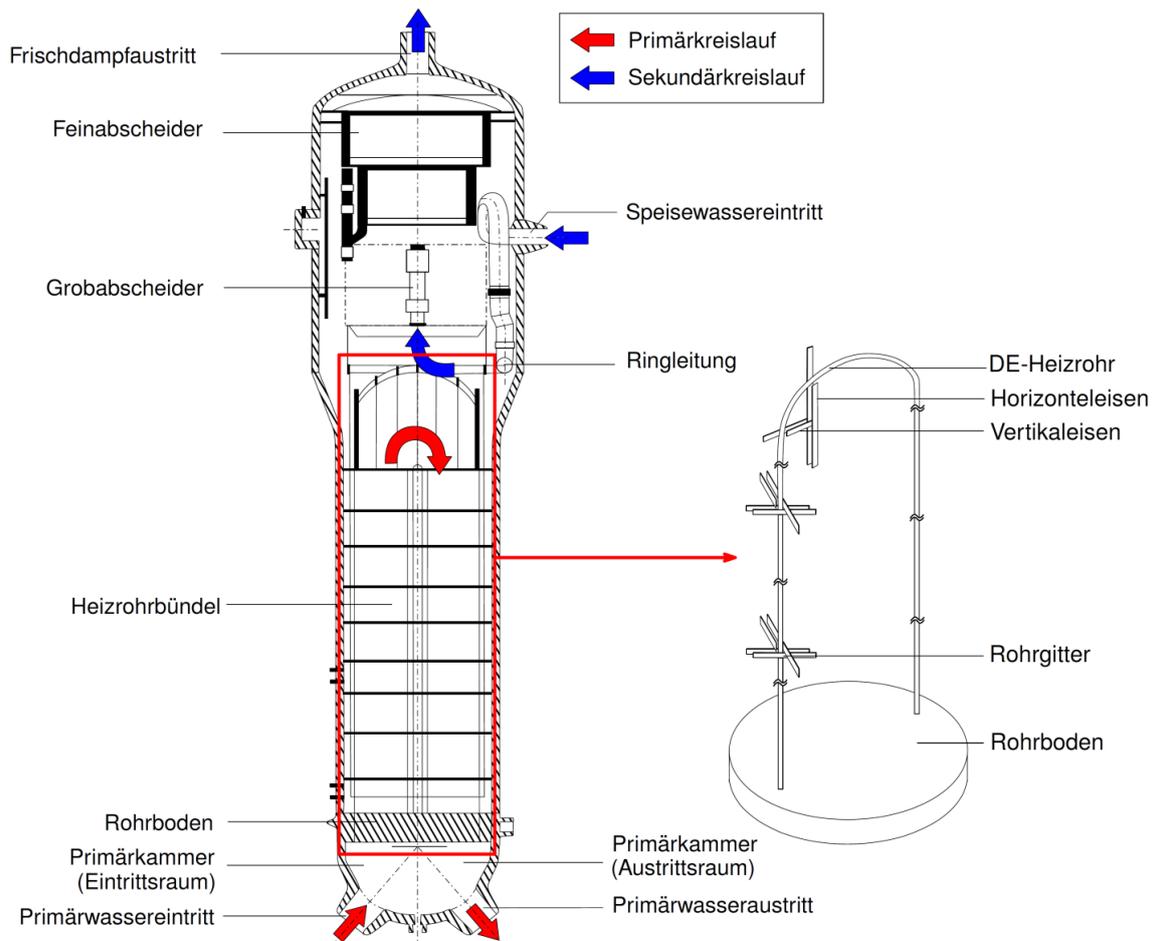
Der Druckabfall wird nicht exakt, aber in guter Näherung getroffen, und der Unterschied im Massestrom beträgt ca. 10 %. Es ist jedoch möglich, dass das Modell des Wärmeübergangs oder der Scherspannung in /FEB 93/ anders gewählt wurde.

Zusätzlich wird ein WinLeck-Standardbeispiel (KfK-Versuch 2.204) mit der Korrelation nachgerechnet, wobei der Punkt bei 4 MPa Druck und 222 °C Temperatur ausgewählt wurde und die gemessene Reibungszahl von  $\zeta = 3,2$  verwendet wurde. Mit dem Feburie-Modell erhält man eine Ausströmrates von 0,578 kg/s, während im Versuch 0,52 kg/s gemessen wurde. Die etwas erhöhte Ausströmrates gegenüber anderen Modellen (Pana und Estorf sagen 0,51 bzw. 0,51 vorher) erscheint einsichtig zu sein, da der Druckabfall größer ist und der Wandreibungseinfluss reduziert – die Iteration der Lösung allerdings gebietet, diesen Zusammenhang mit Vorsicht zu betrachten.

## **7.7 Leckagen durch Schäden in Dampferzeuger-Heizrohren**

### **7.7.1 Einführung**

Dampferzeuger stellen eine wichtige Komponente in Druckwasserreaktoren dar, und wenn es auch technische Unterschiede gibt, so existieren ebenfalls in VVER- und CANDU-Reaktoren Dampferzeuger. Im Dampferzeuger wird die Wärme der Kernreaktion vom Primärkühlmittel auf das Sekundärmedium übertragen, wobei letzteres in die Gasphase übergeht. Um diesen Wärmeübertrag effizient zu ermöglichen, sind eine möglichst dünne Trennwand und eine möglichst große Oberfläche erforderlich. In DWR wird dies durch eine Vielzahl U-förmiger Rohre realisiert (vgl. Abb. 7.31), den Dampferzeuger-Heizrohren.



**Abb. 7.31** Dampferzeuger (links) und U-Rohrbogen (rechts), schematisch, nach /GEH 13/

Die große Oberfläche und die geringe Wanddicke machen die Dampferzeuger-Heizrohre zu einer besonders sensiblen Stelle der druckführenden Umschließung (DFÜ), was eine genaue Beschäftigung mit Schädigungen und Integrität der U-Rohre motiviert (vgl. z. B. /GEH 13/). Auch die Reaktorsicherheits-Kommission hat zu Leckagen in DE-Heizrohren Stellung bezogen /RSK 12/.

Die Bedeutung von Leckagen von Dampferzeugerheizrohren ist vielgestaltig. Zum einen stellt eine Undichtigkeit des Dampferzeugerheizrohres einen Freisetzungspfad mit Containment-Bypass dar /MAJ 00/. Zum anderen ist auch die Erosionsschädigung eines benachbarten Heizrohres durch das Auftreffen des aus dem Leck austretenden Strahls von Bedeutung /MAJ 01/.

Als Werkstoffe sind Alloy 600, Alloy 800, X2NiCrAlTi32-20 (Werkstoffnummer 1.4558) bekannt. Eine Besonderheit stellt das Kaltziehen und eine Gaspelnenbestrahlung bei der

Fertigung der Rohre dar. Ein typischer Durchmesser eines Einzelrohres beträgt 22 mm (außen) bei einer Wandstärke von 1,2 mm bis 1,26 mm /GEH 13/.

Eine Besonderheit der Analyse von Ausströmung und Stabilität ist der sekundärseitige Druck, d. h. der lastbestimmende Differenzdruck ist im Bereich von 8,6 – 11 MPa /MAJ 00/.

### **7.7.2 Schäden und Leckagen aus der Betriebserfahrung**

Eine Untersuchung in /MAJ 00/, /MAJ 01/ stellt eine ausführliche Übersicht über Leckagen in Dampferzeugerheizrohren dar. Aus der Betriebserfahrung sind axiale und azimutale Risse bekannt, die aufgrund innerer oder äußerer Schädigung entstanden sind und die auch in Feldern paralleler Mehrfachrisse oder netzwerkartig auftreten /MAJ 00/. Mehrfache Korrosionsrisse und durch schmale Ligamente getrennte Spannungsrisskorrosionsschäden sind häufig beobachtet /MAJ 01/.

Schädigung: Primärseitig ist der Werkstoff Inconel 600 von PWSCC (Primary Water Stress Corrosion Cracking) betroffen /KIL 02/. Sekundärseitig lassen sich verschiedene Mechanismen ausmachen: Gleichmaß-/Flächenabtrag (Wastage), Lochkorrosion (Pitting) und Chlorid-induzierte Spannungsrisskorrosion, interkristalliner Korrosionsangriff und interkristalline Spannungsrisskorrosion. Ferner ist außenseitige Spannungsrisskorrosion (ODSCC) /CUV 95/ als Mechanismus bekannt. Eine besondere Pitting-Variante entsteht dabei unter Ablagerungen /JON 96/. Weitere (jedoch nicht unbedingt leckrelevante) Schädigungsmechanismen sind Fretting und Einschnürung durch Denting an Halterungen /KIL 02/ und /JON 96/ Abs. 7.4.4

### **7.7.3 Rechnerische Modellierung**

#### **7.7.3.1 Phänomenologie**

Die Berechnung der zweiphasigen Ausströmung durch eine Leckage in einem Dampferzeuger-Heizrohr ähnelt der Berechnung von Leckraten in dickwandigeren Komponenten. Jedoch gibt es zu beachten, dass

- keine Strömung in einem relativ langen Kanal vorliegt, bei der die Reibung mit der Wand eine wesentliche Rolle spielt;

- der Phasenübergang des Fluids im Risskanal deutlich eingeschränkter ist, aufgrund des kürzeren Strömungsweges;
- der sekundärseitige Druck an der Außenseite vorherrscht.

Eine solche Situation ähnelt der Durchströmung einer Blende. Bei der Analyse von Blenden ist bekannt, dass hier nicht nur die Strömungsverhältnisse in der Engstelle, sondern auch die vor und hinter der Blende relevant sind – so bildet sich z. B. die Strömungseinschnürung außerhalb der Engstelle aus /ROU 12/, /ROU 10/.

Da allerdings die Leckerkennungsmethoden sehr genau sind (über die Messung der Aktivität im Frischdampf), sind auch sehr kleine Leckstellen von Interesse für die Bewertung. Diese Leckagen würden dann wieder engen Rissen entsprechen.

### 7.7.3.2 Berechnungsansätze in der Literatur

Für die Berechnung eines unregelmäßigen Schadensbildes mit komplex geformten Anrissen und Wanddurchbrüchen verschiedener Bedeutung wurde das Konzept des äquivalenten Rechteckrisses eingeführt /MAJ 00/. Ein verbreiteter Ansatz ist die Berechnung der Leckage durch einen Ansatz, der den Leckquerschnitt  $A$ , den Discharge Coefficient  $c_d$  und die Massenstromdichte  $G$  berücksichtigt (/BRO 91/, /MAJ 01/).

$$Q = c_d A \sqrt{\frac{2\Delta p}{\rho}}, \quad \dot{m} = c_d A \sqrt{2\Delta p \rho}$$

Hierbei ist  $c_d = 0,6$  gewählt. Dieser Ansatz impliziert, dass die Dichte  $\rho$  (bei Raumtemperatur  $1 \text{ g/cm}^3$ , bei  $282 \text{ °C}$   $0,74 \text{ g/cm}^3$ ) über den (kurzen) Strömungsweg nicht stark variiert, d. h. die zweiphasige Ausströmung eine geringe Bedeutung besitzt. Die Druckdifferenz  $\Delta p$  berücksichtigt den Differenzdruck zwischen Primär- und Sekundärkreislauf. Als Verbesserung für offensichtlich zweiphasige Gebiete wird vorgeschlagen, anstatt des Außendrucks den Sättigungsdruck in  $\Delta p$  einzusetzen /BRO 91/. Dies würde dann der modifizierten Bernoulli-Gleichung entsprechen.

Für die Berechnung des Discharge Coefficients  $c_d$  wird in /BRO 91/ ein Ansatz vorgeschlagen, der für weite Rissöffnungen ein Maximum von 0,6 erreicht und bei kleineren Lecköffnungen kleiner wird. Dies berücksichtigt den beobachteten Einfluss von zusätzlichen Quellen für Strömungswiderstand in engen Leckkanälen, wie beispielsweise

Knicke. Bei der Anwendung zweiphasiger Strömungsmodelle ist zu beachten, dass der Druck auf der Austrittsseite nicht unter den dort anliegenden sekundärseitigen Druck fallen darf. Eine Übersicht über derartige Modelle und ihre Anwendung auf die DE-Heizrohre ist in /REV 09/ gegeben.

Die aufgeführten Modelle sind sehr stark vereinfachend und berücksichtigen nur ansatzweise die Besonderheiten (siehe 7.7.3.1) der Ausströmsituation bei kurzen Strömungswegen und zweiphasigem Medium. Während bei langen Strömungswegen der Ansatz eines äquivalenten Rohres mit einer eindimensionalen Beschreibung plausibel scheint, so sprechen die Ausbildung von relevanten Phänomenen außerhalb des Leckkanals und die ausbleibende Verdampfung gegen diese Herangehensweise. Eine Berechnung mit CFD (wie in /ROU 12/) wäre denkbar, jedoch ist die Behandlung der Druckgradienten und der Verdampfung aufwändig und eine zufriedenstellende Genauigkeit ist nicht gesichert.

## **8 Nachrechnung von Leckratenversuchen und Lecks aus der Betriebserfahrung**

### **8.1 Rissartige Leckagen aus der Betriebserfahrung**

#### **8.1.1 Einführung**

Rissartige Leckagen sind durch vielerlei Versuchsprogramme und Modellansätze behandelt. Der Vergleich mit Ereignissen der Betriebserfahrung ist jedoch weit weniger gut abgedeckt. Daher sollen in diesem Unterabschnitt reale Leckagen in Anlagen rechnerisch untersucht werden.

Für die Analyse eines Einzelfalls mit möglichst guter Dokumentation wurden Auswertungen der Datenbanken CODAP und KomPass vorgenommen und analysiert. Die Leckereignisse in den Datenbanken sind allerdings oft nur ungenau dokumentiert und eignen sich nur bei Verfügbarkeit zusätzlicher Informationen. Außerdem bieten die Ereignisse, die in /HER 01/ dokumentiert sind und der Siemens-Datenbank SDM entstammen, eine Möglichkeit der Nachrechnung.

#### **8.1.2 Axialer Riss in einem Reduzierstück**

Es handelt sich um zwei in CODAP dokumentierte Ereignisse aus dem Jahr 2005. Die Komponente ist ein Reduzierstück (3" nach 2") an einem Rohr mit Durchmesser 75 mm und Wanddicke 12 mm. Es sind zwei Axialrisse dokumentiert, einer im Reduzierstück (Rostfreier Stahl AISI TYPE 304) und einer am Ende (Ni-Basislegierung). Betriebstemperatur ist 280 °C bei einem Druck von 7 MPa. Die reale Leckrate wird mit 20 g/s angegeben.

Zur Nachrechnung in WinLeck wird eine Berechnung eines axialen Risses in einem Geradrohr durchgeführt. Für den besser dokumentierten zweiten Fall ergibt sich eine Öffnung COD von nur ca. 4 µm. Dies sorgt für einen sehr hohen Strömungswiderstand, der weitere Schritte in Frage stellt. Umgekehrt lässt sich die nötige Öffnung des Risses bestimmen, um die gemessene Leckrate der Anlage zu erhalten. Das ergibt einen Wert von ca. 90 µm. Daraus kann gefolgert werden, dass durch die Randbedingungen erhebliche Zusatzlasten entstehen oder der Riss (z. B. durch korrosionsbedingten

Materialabtrag oder Erosionskorrosion) weiter geöffnet ist. Da bei der Berechnung diese Größen nicht eingehen, unterschätzt die Rechnung die aufgefundene Leckrate deutlich.

### **8.1.3 180°-Umfangsrisse an Schweißnähten**

Zwei zusammengehörige Ereignisse mit 180°-Rissen an Schweißnahtstellen im Not- und Nachkühlsystem eines DWR sind in der CODAP-Datenbank dokumentiert. Der Durchmesser der Rohrleitung beträgt 21,3 mm, die Wandstärke ergibt sich aus der angegebenen Normgröße Schedule 160 zu 4,775 mm, was einem sehr dickwandigen Rohr entspricht – ein Eingabefehler wird vermutet und Schedule 30, d. h. 2,413 mm wird angenommen. Als Werkstoff ist rostfreier Stahl AISI TYPE 304L angegeben. Betriebstemperatur beträgt 90 °C und als Druck 27 bar (angegeben ist 27 MPa, jedoch passt 27 bar zum Not- und Nachkühlsystem eines DWR). Als Leckrate wird 5 kg/s bzw. 14 kg/s angegeben.

Bei der einphasigen Strömung kann mit der Bernoulli-Gleichung berechnet werden. Im Falle der richtigen Angabe der Leckrate ist der Reibungseinfluss nahezu unerheblich. Die Rissweite müsste dann 5,5 mm bzw. 15,5 mm betragen (bei einer Risslänge von 29 mm). Mit der Last aus dem Innendruck dagegen kommt man gerade auf ein COD von 0,5 µm. Die Diskrepanz von vier Größenordnungen kann nicht allein durch eine Einheitenverwechslung bei der Leckrate herrühren. Da es sich um einen Umfangsrisse handelt, kann zusätzlich ein Biegemoment berücksichtigt werden. Das plastische Grenzmoment beträgt dafür 180 Nm, die obere Abschätzung entsprechend 10 % davon nach /HEC 18/. Die dokumentierte Leckrate kann so jedoch auch nicht erklärt werden. Wie im vorangegangenen Beispiel unterschätzt die Rechnung die Leckrate im realen Ereignis also deutlich.

### **8.1.4 Korrosionsleckage im Speisewassersystem eines SWR**

Ein Vorkommnis aus der KomPass-Datenbank beschreibt ein Korrosionsriss-Leck im Speisewasser-Leitungssystem einer SWR-Komponente. Der Betriebsdruck beträgt 70 bar, die Temperatur 180 °C. Die Risslänge beträgt innen 10 mm und außen 3 mm. Das rissartige Leck befindet sich in einer ferritischen Messleitung aus WB 36 an einer Schweißnaht. Die Nennweite beträgt DN 15, der Außendurchmesser ist mit 21,5 mm angegeben. Die Wandstärke ist nicht bekannt, versuchsweise wird die Normgröße Schedule 30 angesetzt, was 2,413 mm entspricht.

Mit diesem Ansatz erhält man eine sehr geringe Rissöffnung von weniger als 1  $\mu\text{m}$ . Dies bedingt einen großen Strömungswiderstand und eine sehr kleine Querschnittsfläche. Die Diagnose der Tropfleckage ist somit plausibel, andererseits scheint die Abschätzung 1 kg/min noch weit zu hoch gegriffen. Eine solche Leckmenge würde eher bei einer Rissweite von 0,12 mm auftreten. Wie zuvor ist zu beobachten, dass die berechnete Leckage den Massestrom im realen Ereignis weit unterschätzt.

#### **8.1.5 Sperrwasser-Leckage (Siemens SDM)**

Es wird ein Ermüdungsriss in einer austenitischen Rohrleitung (1.4550, X6CrNiNb18-10, AISI 347) aus /HER 01/ betrachtet, der sehr gerade durch die Wand an einer Schweißnaht gewachsen ist. Die äußere Risslänge beträgt 40 mm, die innere 34 mm. Die Rohrleitung hat einen Außendurchmesser von 37,7 mm und eine Wanddicke von 4,33 mm. Der Betriebsdruck beträgt 15,9 MPa bei einer Temperatur von 40 – 70 °C. Die Leckrate beträgt 0,13 kg/s.

Bei der Nachrechnung ist zu beachten, dass ein Biegemoment unbekannter Größe wirken kann. Setzt man die pauschale Annahme aus /HEC 18/ an und postuliert ein maximales betriebliches Biegemoment von 10 % des plastischen Grenzbiegemoments, so kann man mit diesem Wert (also 10 % von 1 kNm) eine Rechnung durchführen. Man erhält so eine Leckrate von 35 g/s unter Berücksichtigung des Biegemoments, ohne Biegung dagegen 5 g/s. Die beobachtete Leckrate liegt also innerhalb des möglichen Wertebereichs aus der Rechnung.

### **8.2 Kalte UNSCHRO-Daten**

Die Versuchsdaten für die IKE-Versuche umfassen die Blendengeometrien mit jeweils einer Reihe von unterschiedlichen Druck- und Temperaturbedingungen.

#### **8.2.1 Berechnung der Probengeometrie**

Dazu müssen zunächst aus der Vermessung der Geometrie die Querschnittsfläche und der hydraulische Durchmesser bestimmt werden. Eine Übersicht von hydraulischem Durchmesser und Querschnittsfläche der im IKE-Datensatz enthaltenen Proben ist in Tab. 8.1 gegeben. Es ist anzumerken, dass für die Proben 010T16 und 010T30 zwei Messreihen vorhanden sind, die sich durch die unterschiedliche Einbaulage unterscheiden. Leider unterscheiden sich hier die Probencharakterisierungen laut MPA und IKE.

Probe 015T16 wurde vor dem Zuschweißen, Probe 020T16 nach dem Zuschweißen vermessen. Die Zuordnung Bore\_D1 wurde separat bestätigt.

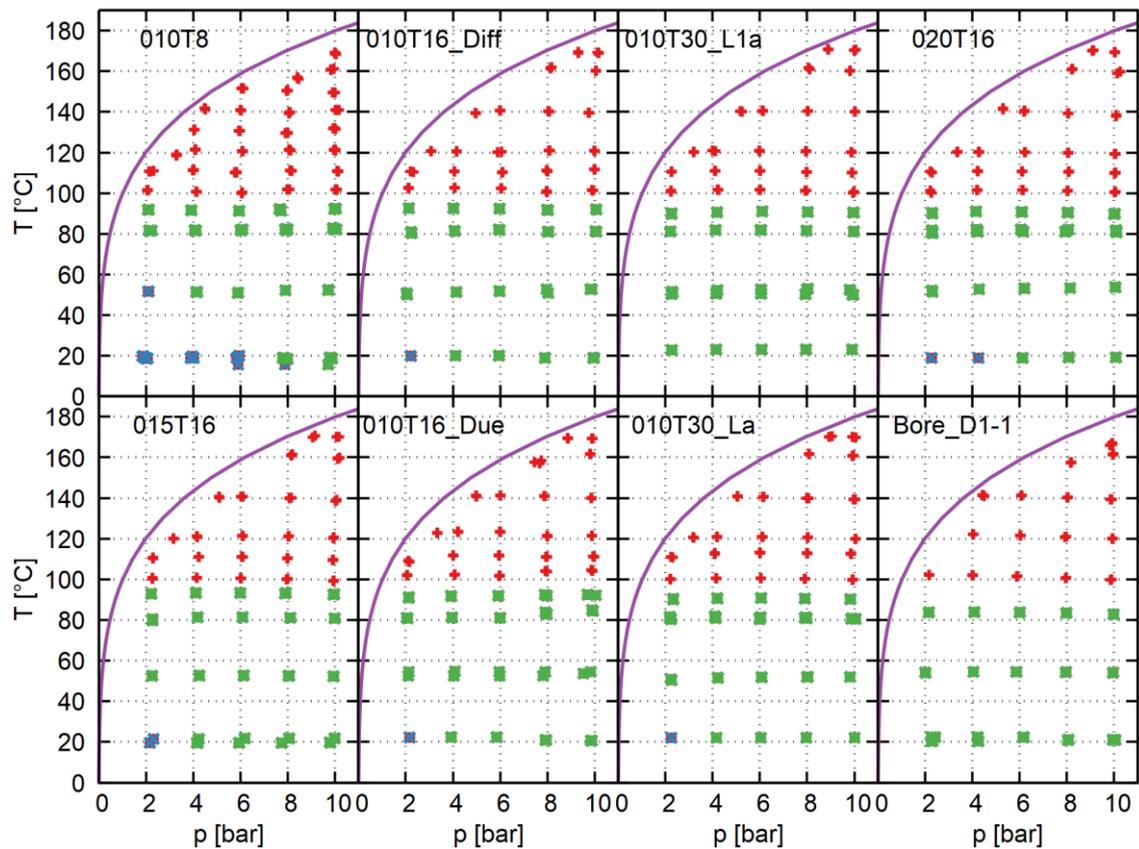
**Tab. 8.1** Probenübersicht der einphasigen IKE-Versuche, die mit \* gekennzeichneten Proben wurden in beiden Einbaulagen vermessen

Probe	$t$ [mm]	$R_z$ [µm]	Innen		Außen	
			COA [mm <sup>2</sup> ]	$d_h$ [mm]	COA [mm <sup>2</sup> ]	$d_h$ [mm]
010T8	6,85	7,4	2,27	0,17	2,21	0,16
010T16*	17	22	5,49	0,38	3,31	0,25
(IKE)			6,07	0,43	3,31	0,30
010T30*	30	22	4,52	0,33	5,49	0,39
(IKE)			5,22	0,38	6,21	0,44
015T16v	17	22	3,96	0,30	5,45	0,42
020T16n	17	22	1,98	0,27	1,86	0,26
Bore_D1	8	7,4	0,95	1,1	0,95	1,1

Es ergeben sich also immer unterschiedliche Werte für die Innen- und die Außenseite einer jeden Probe. Ausnahme ist das Bohrloch (letzter Eintrag).

## 8.2.2 Klassifizierung

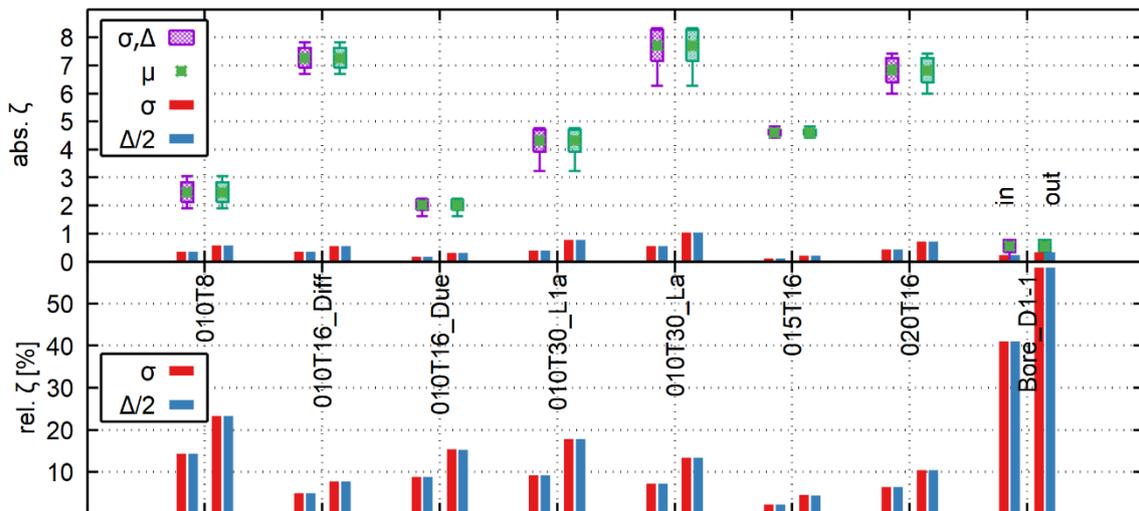
Zunächst werden die Messwerte bezüglich ihrer Ausströmbedingungen klassifiziert. Manche sind im Bereich der einphasigen turbulenten Ausströmung, während andere im Übergangsbereich oder laminaren Bereich angesiedelt sind ( $Re = 3000$  wurde als Unterscheidungskriterium verwendet). Außerdem gibt es auch zweiphasige Versuche im Programm. Als Grenze wurde 97 °C Temperatur angesetzt. Das Ergebnis ist in Abb. 8.1 dargestellt.



**Abb. 8.1** Analyse der IKE-Messwerte: Grün – turbulente einphasige Ausströmung, blau – einphasige Ausströmung bei niedrigen Reynolds-Zahlen, rot – potenziell zweiphasige Ausströmung

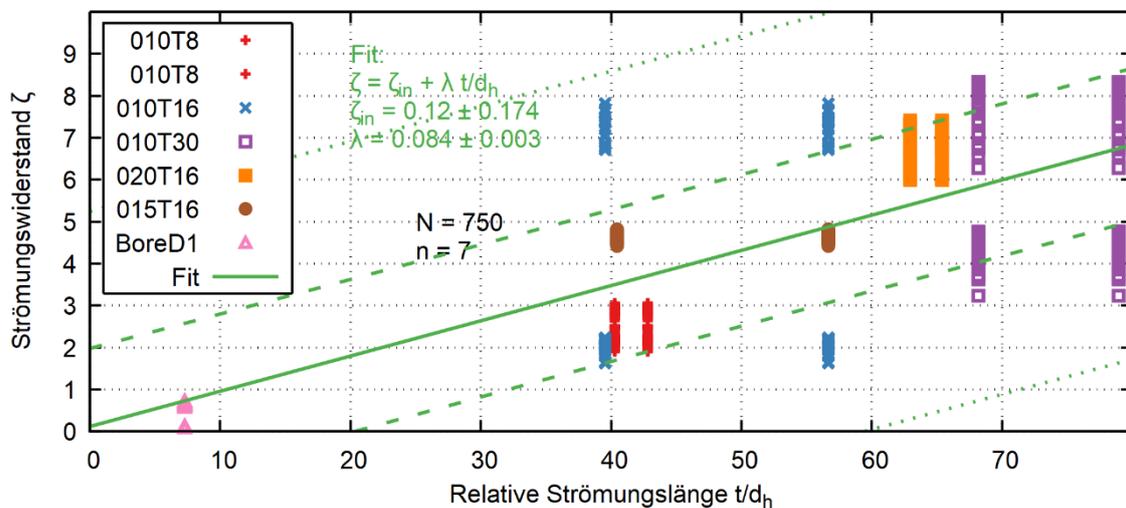
### 8.2.3 Strömungswiderstand

Der erste Versuch der Unsicherheitsquantifizierung ist die Betrachtung der beobachteten Streubreiten der einzelnen Messreihen. Diese sind absolut und relativ in Abb. 8.2 dargestellt. Dabei fällt auf, dass die Innengeometrie für kleinere Streuungen sorgt als die außenseitige Geometrie.



**Abb. 8.2** Absolute (oben) und relative (unten) Standardabweichung  $\sigma$  und Streubreite  $\Delta$ , jeweils für Innen- (links) und Außenparameter

Die spärliche Datenlage, die relativ geringen Unterschiede der relativen Rauheit und die großen Streuungen motivieren die Untersuchung des gesamten Strömungswiderstands als Funktion der Strömungslänge. Hierbei lässt sich mit linearer Regression eine Abschätzung des Reibungsfaktors sowie der Formverluste gewinnen.

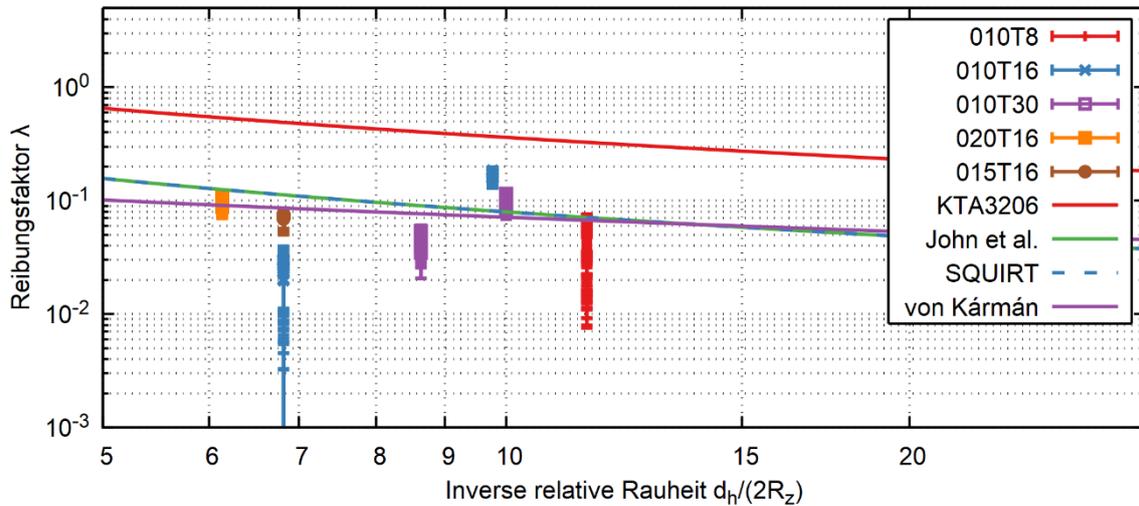


**Abb. 8.3** Berechnung von Einströmverlust und Reibungsfaktor aus den Daten, mit 95%-Konfidenz-Intervall und ebensolchem Vorhersage-Intervall

### 8.2.4 Reibungsfaktor

Eine Auswertung der Berechnung der Reibungswerte im voll turbulenten Bereich als Funktion der relativen Rauheit und der Vergleich mit den analytischen Beziehungen ist

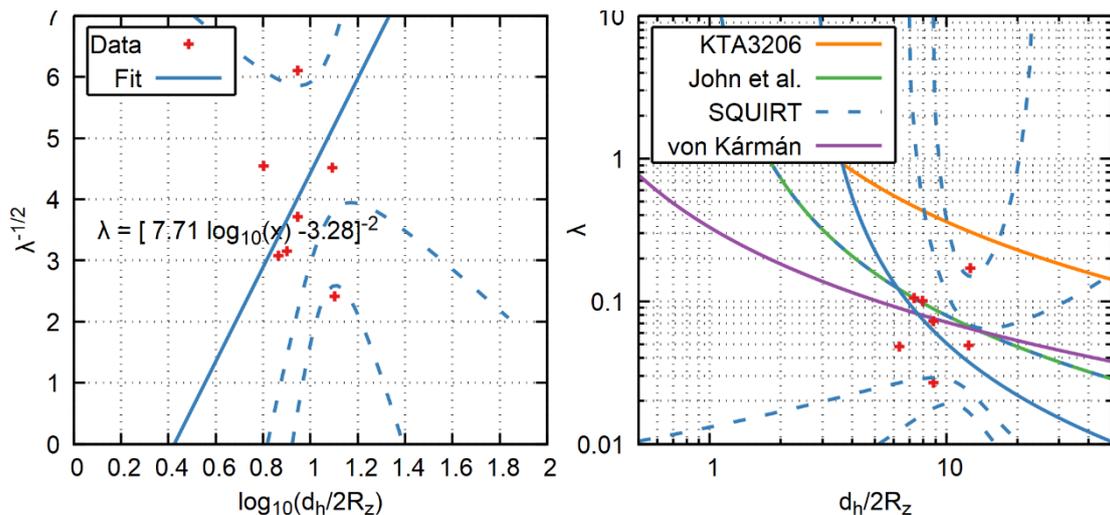
in Abb. 8.4 gegeben. Hierbei wurden sowohl Innen- als auch Außenseite einbezogen, die Fehlerbalken symbolisieren die Unsicherheit bezüglich der Formverluste.



**Abb. 8.4** Reibungsfaktor als Funktion der Inverse relative Rauheit

Zur Bestimmung eines Reibungsfaktors aus den Daten wurden die Mittelwerte bei den Bedingungen am Spalteintritt ausgewertet. Der Fit wurde als lineare Regression in den Koordinaten  $\lambda^{-1/2}$  und  $\log_{10} \frac{d_h}{2R_z}$  durchgeführt und anschließend zurücktransformiert – es sei erinnert, dass dieses Verfahren diskutabel ist, da die Gewichte der Optimierung ebenfalls transformiert werden. Das Fitergebnis samt 67%- und 95%-Konfidenz-Intervallen und die Rücktransformation sind in Abb. 8.5 dargestellt. Es ergibt sich ein Zusammenhang von

$$\lambda = \left[ 7,71 \log_{10} \frac{d_h}{2R_z} - 3,28 \right] \quad (8.1)$$



**Abb. 8.5** Fit des Zusammenhangs des Reibungsfaktors mit der relativen Rauheit

Dieses Ergebnis unterscheidet sich im globalen Verlauf erheblich von den Vorhersagen der üblichen Kurven, aber lokal (d. h. dort, wo auch das Konfidenzintervall minimal ist) ist eine Übereinstimmung gegeben. In der Tat liegen die drei anderen Best-Estimate-Kurven überall im Konfidenzintervall für den Fit.

## 8.2.5 Nachrechnung mit Ausströmungsmodellen

Für die Nachrechnung der Versuche mit Strömungsmodellen sind verschiedene Strategien von Interesse. Einerseits kann der gemessene Strömungswiderstand verwendet werden, andererseits kann auch die Modellvorhersage eingesetzt werden. In dem Bereich der Untersuchung sind SQUIRT- und John-Kurve identisch.

### 8.2.5.1 Probenübersicht

Die Modellvorhersagen für die Verengung bzw. Erweiterung des Kanals durch die unterschiedlichen Querschnitte im Ein- und Austrittsbereich ergeben, dass diese Effekte vernachlässigt werden können. Eine Übersicht ist in Tab. 8.2 zu finden.

**Tab. 8.2** Probenübersicht der einphasigen IKE-Versuche

Probe	$t$ [mm]	$R_z$ [ $\mu\text{m}$ ]	COA [ $\text{mm}^2$ ]	$d_h$ [mm]	$2c$ [mm]	$\zeta$	$r_{AA}$
010T8	6,85	7,4	2,27	0,17	25,955	2,47	0,97
010T16	17	22	6,07	0,43	28,3	7,26	0,55
			3,31	0,30	26,4	2,02	1,83
010T30	30	22	5,22	0,38	27,0	4,32	1,19
			6,22	0,44	28,2	7,71	0,84
015T16	17	22	3,96	0,30	26,33	4,60	1,37
020T16	17	22	1,98	0,27	14,4	6,83	0,94
BoreD1	8	7,4	0,95	1,1	1,1	0,55	1,00

Sodann wird in WinLeck die Reihe der Versuche mit unterschiedlichen Modellen nachgerechnet. In der Berechnung mit gemessenem  $\zeta$  wird ein Anteil des Einströmverlusts von 0,5 angenommen. Der Gültigkeitsbereich wird zunächst nicht beachtet, sondern die Einschränkung bestimmter Modelle in Kauf genommen und später durch Datenfilter bei der Analyse der Abweichungen betrachtet.

Von Interesse ist die Quantifizierung der Abweichungen des Modells von der Messung. Für einen einzelnen Messwert kann die absolute bzw. relative Abweichung geschrieben werden als

$$\Delta = \dot{m}_{mes} - \dot{m}_{calc} , \Delta_{rel} = \frac{\dot{m}_{mes} - \dot{m}_{calc}}{\dot{m}_{mes}} \quad (8.2)$$

Um nun die gesamte Messreihe von  $n$  gültigen Werten zu analysieren, werden unterschiedliche Größen vorgeschlagen. Jede der Größen gibt es sowohl als relative wie auch als absolute Angabe.

$$\langle \Delta \rangle = \frac{1}{n} \sum_i \Delta_i \quad (8.3)$$

$$\langle |\Delta| \rangle = \frac{1}{n} \sum_i |\Delta_i| \quad (8.4)$$

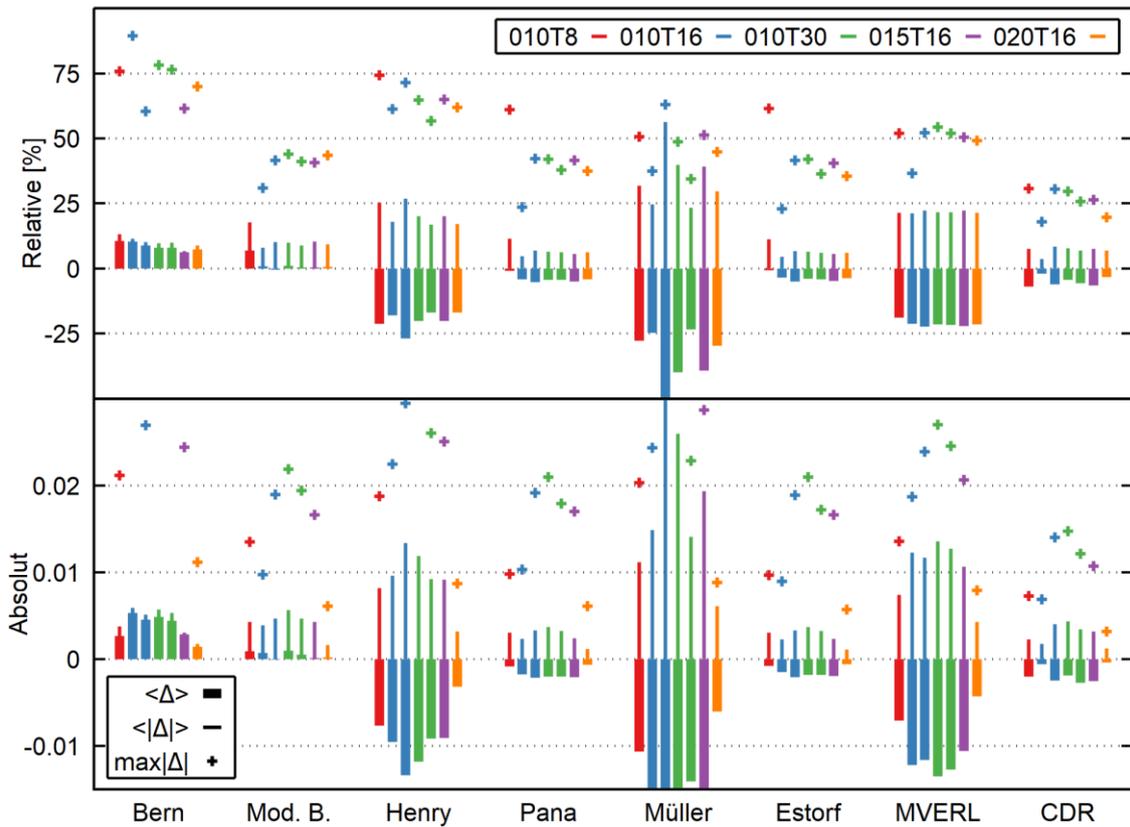
$$\max \Delta = \max\{\Delta_i\} \quad (8.5)$$

Das arithmetische Mittel  $\langle \Delta \rangle$  ist geeignet, um anzugeben, ob das Modell einen Trend zu größeren oder kleineren Werten gibt. Das Mittel der Beträge  $\langle |\Delta| \rangle$  gibt die mittlere Abweichung zum Messwert an. Das Maximum  $\max \Delta$  ist die größte aufgetretene Abweichung.

Da der Gültigkeitsbereich der Modelle unterschiedlich ist und zudem die Fluidbedingungen in den Rechnungen erheblich variieren, sollten die Versuche hinsichtlich dieser Bedingungen gefiltert werden.

#### **8.2.5.2 Ungefilterte Daten**

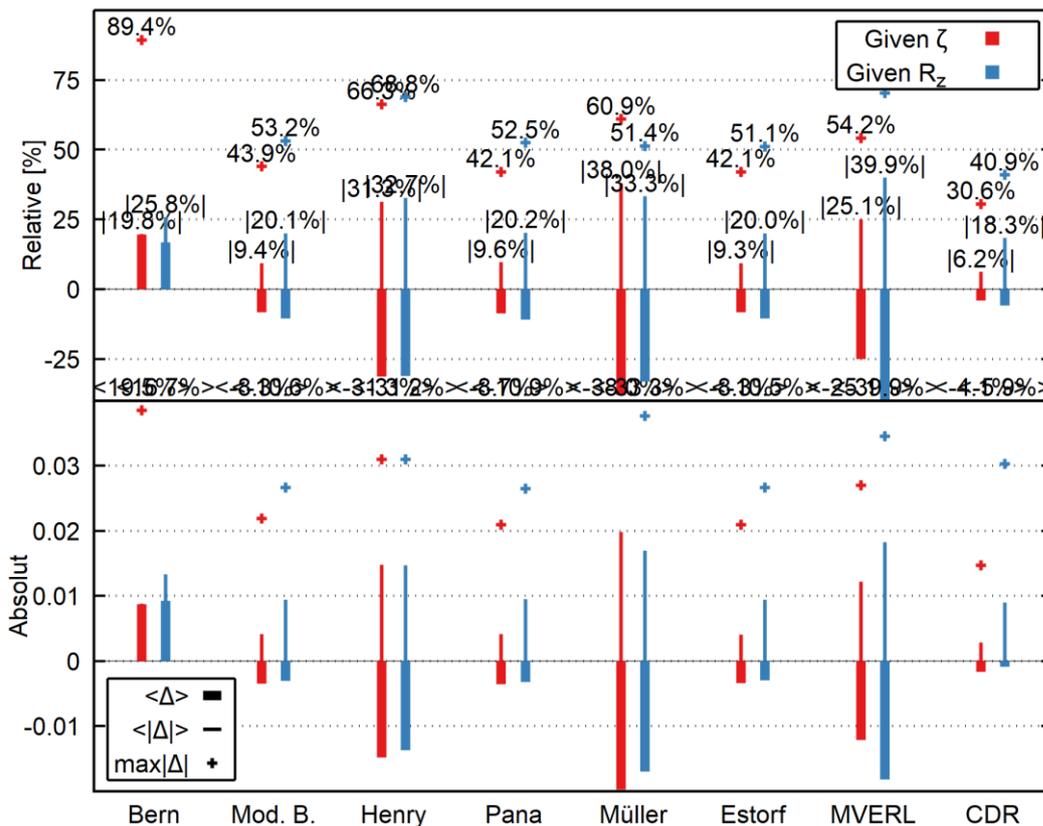
Zunächst werden alle Daten aller Proben in die Analyse der Abweichungen  $\Delta$  einbezogen. Das Ergebnis ist in Abb. 8.6 zu sehen. Hierbei ist zu beachten, dass das CDR-Modell eine erhebliche Zahl der Punkte gar nicht berechnet, die folglich nicht in die Auswertung einbezogen werden. Das verzerrt dieses Ergebnis zusätzlich zu den Gültigkeitsbereichen.



**Abb. 8.6** Ungefilterte Daten mit gemessenem  $\zeta$ -Wert, Abweichungen  $\Delta$  relativ (oben) und absolut (unten)

### 8.2.5.3 Gefilterte Daten

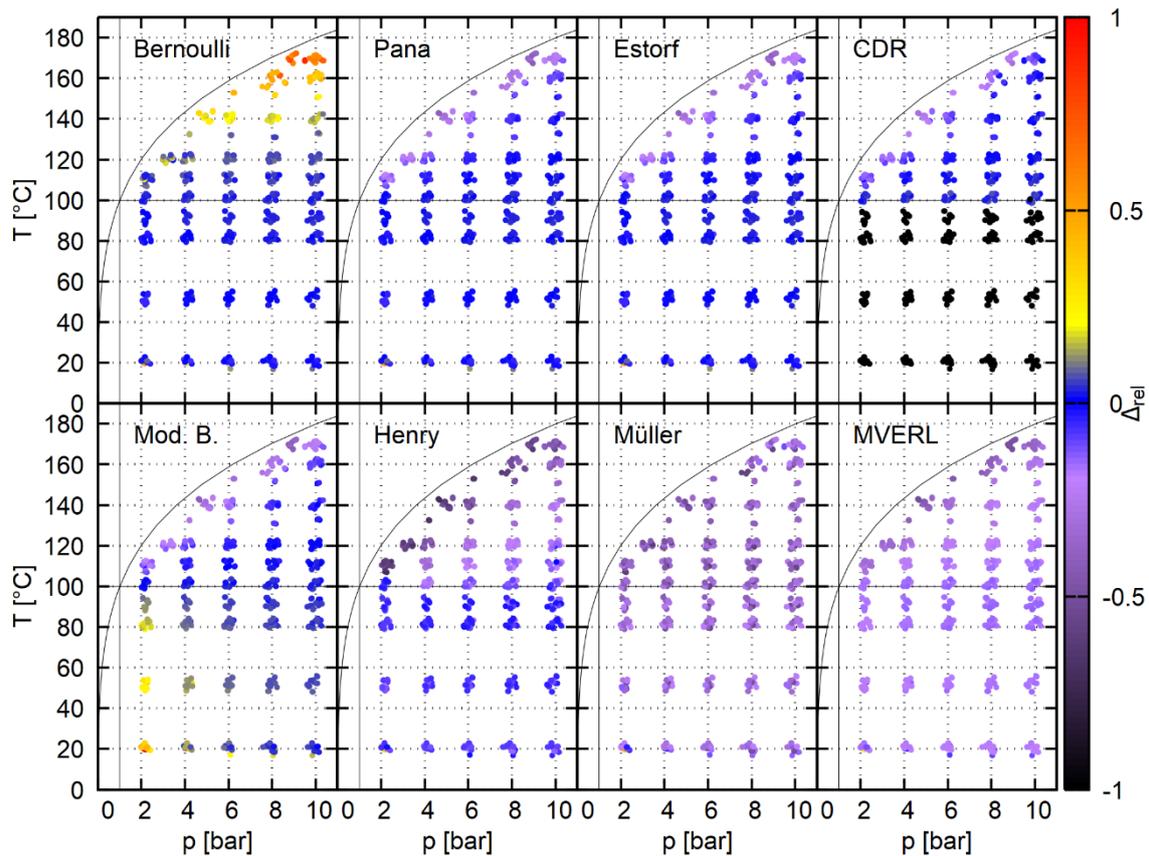
Als Filter werden nur Datenpunkte berücksichtigt, bei denen die Temperatur 100 °C und der Druck 5 bar übersteigt. Darüber hinaus werden nun alle Proben gemeinsam ausgewertet, die Abweichungen zusammen ausgewertet.



**Abb. 8.7** Gefilterte Daten, Abweichungen  $\Delta$ , oben relativ, unten absolut

### 8.2.5.4 Berücksichtigung der Thermodynamik

Aufgrund der Erwartung, dass die unterschiedlichen Verfahren in bestimmten Fluidbedingungen besser oder schlechter funktionieren, wird die relative Abweichung im  $pT$ -Diagramm aufgetragen, und zwar nach Modell sortiert – siehe Abb. 8.8. Dort wurden die  $pT$ -Koordinaten mit Jitter versehen, d. h. die Punkte liegen nicht exakt auf den wahren  $pT$ -Werten, um übereinanderliegende Punkte zu vermeiden.



**Abb. 8.8** Relative Abweichung der Verfahren für alle Versuche ( $pT$ -Daten mit Jitter) bei Annahme des gemessenen Rauheits-Werts

Aus der Abbildung lässt sich die Abhängigkeit der Modelle gut nachvollziehen. Bernoulli ist im Kaltwassergebiet gut, modifiziert sind es Bernoulli und CDR natürlich nicht. Das MVERL-Modell ist überall unterschätzend. Beim Pana-Modell wurde die verbesserte Java-Implementierung genutzt. Henry zeigt im zweiphasigen Gebiet eine deutliche unterschätzende Tendenz. Estorf, Pana und CDR sind alle recht genau im zweiphasigen Gebiet, allerdings sind die Ergebnisse nahe der Sättigungslinie am wenigsten genau. Müller zeigt allgemein große Abweichungen.

### 8.3 FSI-UNSCHRO Daten

Am FSI-Kreislauf der MPA wurden ebenso Proben, teilweise die gleichen wie am IKE, untersucht. Insgesamt gibt es 13 Proben.

### 8.3.1 Probenübersicht

Die Probeneigenschaften werden analog zu den IKE-Daten analysiert. Die Übersicht über die am FSI verwendeten Proben ist in folgender Tabelle aufgeführt. Dabei ist auch angegeben, ob die Proben ebenfalls in der IKE-Liste geführt sind.

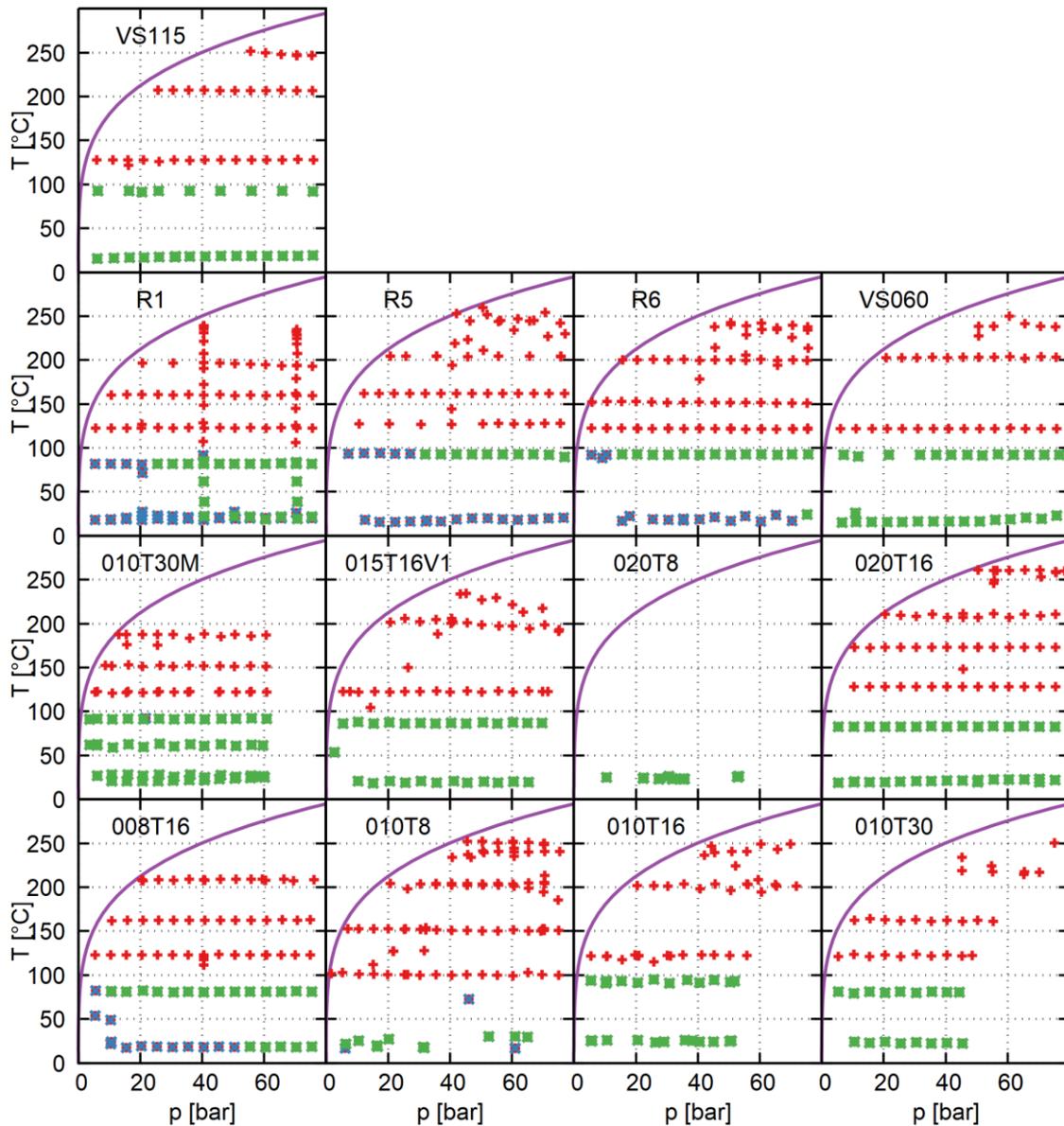
**Tab. 8.3** Probenübersicht FSI

Probe	IKE	$t$ [mm]	$R_z$ [ $\mu\text{m}$ ]	Innen		Außen	
				COA [mm <sup>2</sup> ]	$d_h$ [mm]	COA [mm <sup>2</sup> ]	$d_h$ [mm]
008T16	<input type="checkbox"/>	17	22	2,67	0,223	1,54	0,132
010T08	<input checked="" type="checkbox"/>	6,85	7,4	2,27	0,17	2,21	0,16
010T16	<input checked="" type="checkbox"/>	17	22	5,49	0,38	3,31	0,25
010T30	<input checked="" type="checkbox"/>	30	22	4,52	0,33	5,49	0,39
010T30M	<input type="checkbox"/>	30,1	21	4,62	0,323	5,87	0,417
015T16V1	<input checked="" type="checkbox"/>	17	22	3,96	0,30	5,45	0,42
020T8	<input type="checkbox"/>	7,3	7,4	4,03	0,382	4,12	0,390
020T16V1	<input checked="" type="checkbox"/>	17	22	3,60	0,274	3,46	0,266
R1	<input type="checkbox"/>	7,6	40	8,74	0,248	7,62	0,230
R5	<input type="checkbox"/>	7,8	40	4,26	0,158	1,87	0,0959
R6	<input type="checkbox"/>	7,05	40	5,61	0,188	3,46	0,168
VS060	<input type="checkbox"/>	8	7,4	0,288	0,606	0,320	0,638
VS115	<input type="checkbox"/>	8	10	1,13	1,2	1,13	1,2

Bei der Analyse der Geometriedaten wurden, falls bereits geschehen, die Daten der IKE-Versuche übernommen. Bei den V1-Versuchen wird bei der MPA davon ausgegangen, dass es sich um die Versuche vor dem Zuschweißen handelt.

### 8.3.2 Klassifizierung

Wie auch die IKE-Daten werden die MPA-Ergebnisse nach ein- und zweiphasiger Ausströmung und innerhalb der einphasigen Ausströmung wiederum in laminare und turbulente Gebiete klassifiziert. Das Ergebnis für die untersuchten Proben ist in Abb. 8.9 dargestellt.



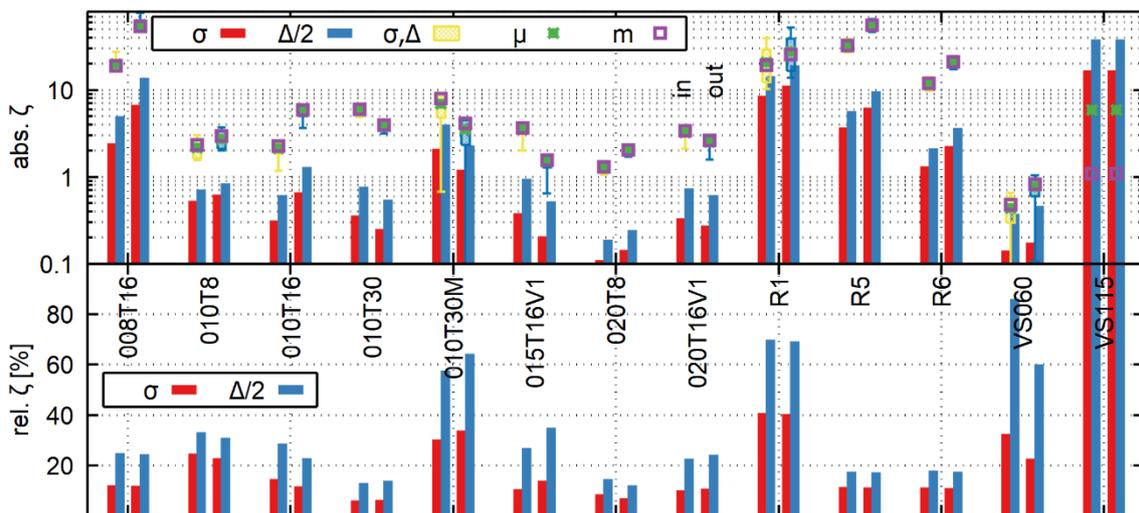
**Abb. 8.9** Klassifizierung der gemessenen Ausströmraten am FSI-Kreislauf

Rot ist zweiphasig, grün einphasig-turbulent und blau einphasig nichtturbulent.

Der Abbildung ist gut zu entnehmen, dass für die Bohrlöcher und Risse das Phasendiagramm gut ausgeschöpft wurde. Einige Spalte sind bei hohen Drücken nicht näher untersucht, da die Leckrate in diesem Fall über das 200 g/s-Limit gehen würde. Probe 020T8 ist so groß, dass diese Grenze schon bei geringen Drücken überschritten wurde, daher sind nur wenige Messungen durchgeführt worden.

### 8.3.3 Strömungswiderstand

Analog zu den Analysen der IKE-Proben wird nun auch eine statistische Analyse der FSI-Proben zum Strömungswiderstand durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Untersuchung, in die die einphasigen turbulenten Messwerte eingehen, sind in Abb. 8.10 dargestellt.



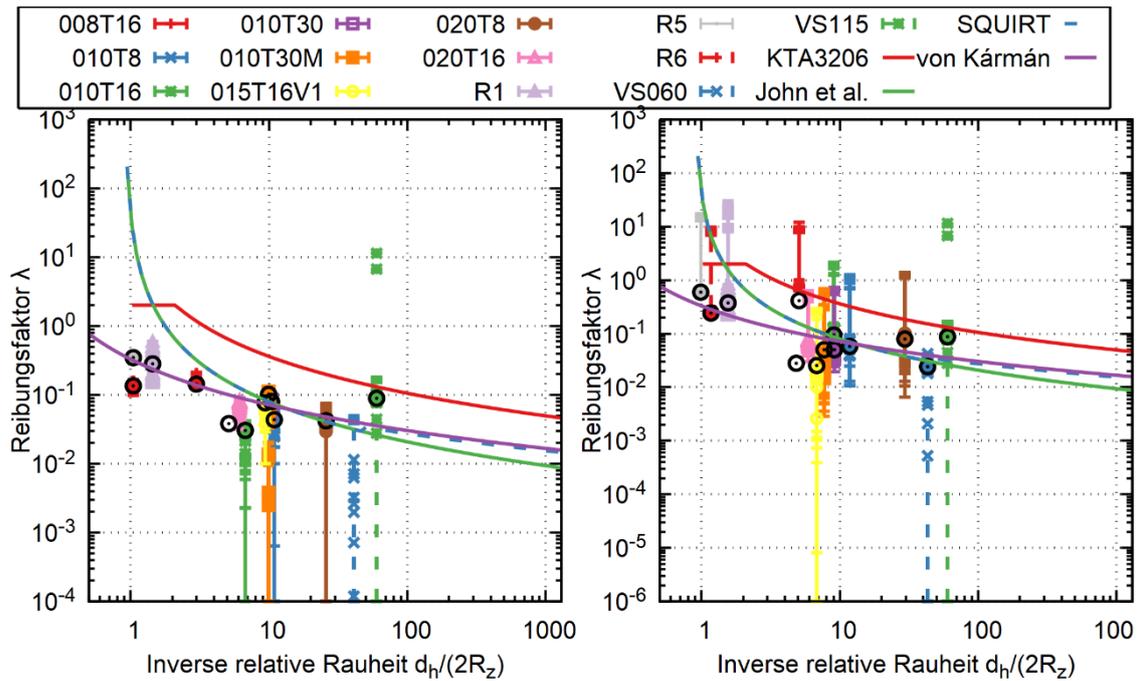
**Abb. 8.10** Analyse des Strömungswiderstands für die FSI-Proben

$\sigma$  bezeichnet die empirische Standardabweichung,  $\Delta$  den Wertebereich,  $\mu$  das arithmetische Mittel und  $m$  den Median. Bei jeder Probe ist jeweils links die Innen- und rechts die Außen-Geometrie aufgetragen.

Bei den Abweichungen sticht besonders Probe VS115 hervor, die einer Lochblende entspricht. Probe 020T8 hat nur wenige Messwerte.

### 8.3.4 Reibungsfaktor

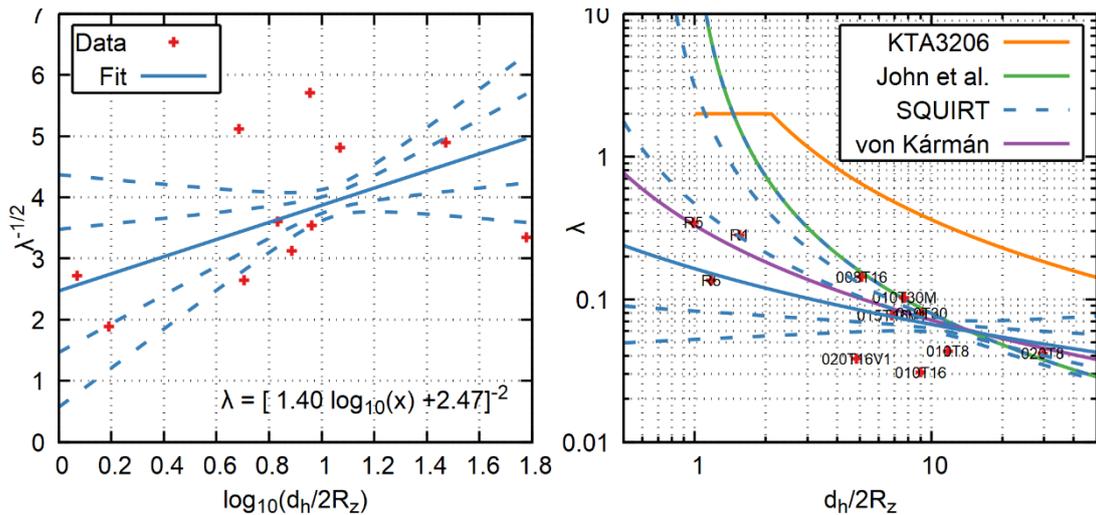
Für den Reibungsfaktor werden die beiden Probenrichtungen separat untersucht. Dazu wird ein unsicherheitsbehafteter Formfaktor abgezogen, was zu einem Streuband der Ergebnisse führt – ein Einschnürverhältnis  $c_d$  von 0,62 bis 1,0 wird angesetzt. Zudem ist als Punkt der KTA-Wert von  $\zeta_{in} = 0,5$  eingetragen, der Mittelwert farbig, der Median schwarz. Die beiden Ergebnisse sind nebeneinander in der Abb. 8.11 eingetragen. Diese Untersuchung dient auch der Konsistenzprüfung der Geometrie.



**Abb. 8.11** Analyse des Reibungsfaktors in normaler (links) und umgekehrter (rechts) Probenrichtung

Die Probenrichtung scheint demnach richtig angenommen zu sein. Die Proben R1, R5 und R6 (Ermüdungsrisse) stechen aus der Analyse besonders hervor, da sie kleinere inverse relative Rauigkeiten aufweisen. Die Reibungsfaktoren dieser Proben sind jedoch eher moderat. Die Bohrlöcher weisen große Streuungen auf, Lochprobe VS115 hat einige Werte oberhalb der KTA-Kurve. Aufgrund der Tatsache, dass es sich um ein Bohrloch handelt, wird diesem Befund keine Beachtung geschenkt.

Die Median-Werte der normalen Probenrichtung werden mit einer Funktion durch lineare Regression in den Koordinaten  $\lambda^{-1/2}$  und  $\log_{10} d_h/(2R_z)$  angenähert. Das Ergebnis ist in der Abb. 8.12 dargestellt.



**Abb. 8.12** Annäherung einer Näherungsfunktion an den Reibungsfaktor

Die so berechnete Kurve ähnelt bei mittleren relativen Rauheiten der von Kármán-Kurve, bei kleinen dagegen liegt sie unter den üblichen Werten.

### 8.3.5 Nachrechnung der Versuche mit Ausströmmodellen

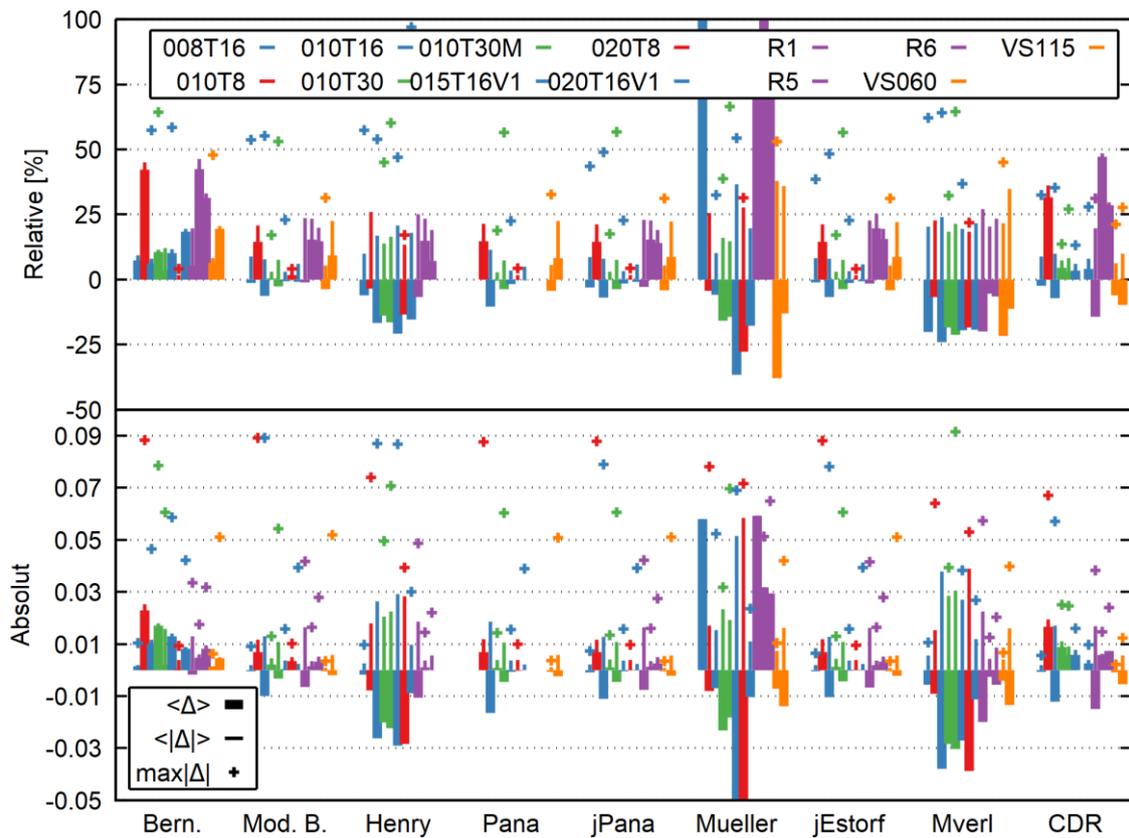
#### 8.3.5.1 Probenübersicht

Bei der Analyse der Geometrie wurde die Außenseite zu Grunde gelegt. Ein Rechteck-Querschnitt wurde mit hydraulischem Durchmesser und Querschnittsfläche errechnet (außer für die Bohrungsproben, bei dem mit einem kreisförmigen Querschnitt gearbeitet wird). In Tab. 8.4 sind die Proben mitsamt des ermittelten  $\zeta$ -Wertes zusammengefasst.

**Tab. 8.4** Probenübersicht FSI

<b>Probe</b>	<b><math>t</math></b> [mm]	<b><math>R_z</math></b> [ $\mu\text{m}$ ]	<b>COA</b> [mm <sup>2</sup> ]	<b><math>d_h</math></b> [mm]	<b><math>2c</math></b> [mm]	<b>COD</b> [mm]	<b><math>\zeta</math></b> [-]
008T16	17	22	2,,62	0,223	23,34	0,112	53,86
010T8	6,85	7,4	2,35	0,174	26,97	0,087	2,94
010T16	17	22	5,8	0,397	29,03	0,2	5,93
010T30	30	21	5,21	0,384	26,95	0,193	3,9
010T30M	30,1	21	4,54	0,323	27,94	0,162	4,12
015T16V1	17	22	2,97	0,299	19,73	0,151	1,54
020T8	7,3	7,4	4,62	0,438	20,89	0,221	2,02
020T16V1	17	22	1,49	0,213	13,86	0,107	2,63
R1	7,6	40	4,37	0,124	70,45	0,062	25,39
R5	7,8	40	2,13	0,079	53,86	0,04	55,35
R6	7,05	40	2,8	0,094	59,59	0,047	20,84
VS060	8	7,4	0,32	0,638	0,64	0,638	0,82
VS115	8	10	1,13	1,2	1,2	1,2	1,09

Die 14 Proben, die mit 9 verschiedenen Modellen analysiert wurden, können nun analog zu den IKE-Versuchen hinsichtlich der Abweichungen zwischen Rechnung und Messung analysiert werden. Diese Untersuchung ist in Abb. 8.13 dargestellt. Aufgrund der Zahl der Proben wurden die Farben nur gemäß der Wandstärke bei künstlichen Schlitzten bzw. zur Unterscheidung der Ermüdungsriß- und Bohrungsproben verwendet, die Reihenfolge von links nach rechts entspricht jedoch der bisherigen Auflistung.

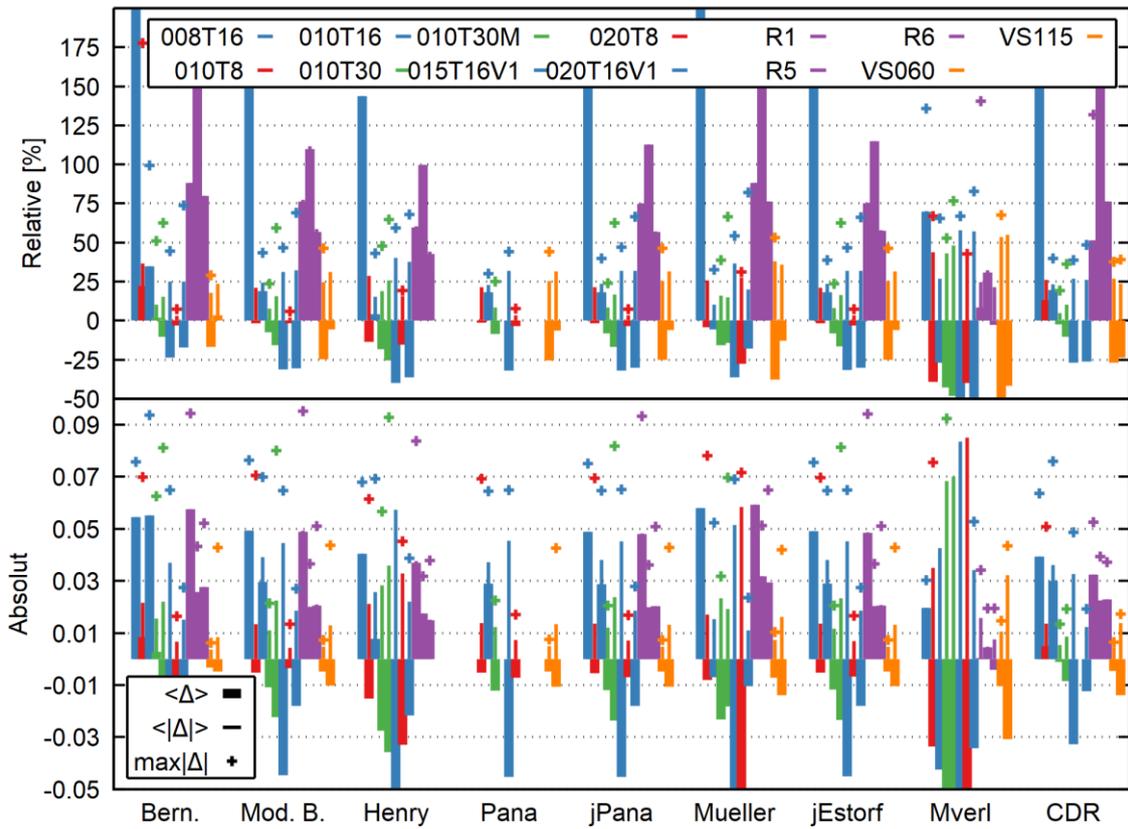


**Abb. 8.13** Untersuchung der Abweichungen an den FSI-Versuchen bei Verwendung des gemessenen Strömungswiderstands

Aus dieser Darstellung lässt sich entnehmen, dass die Abweichungen bei den folgenden Proben besonders groß sind:

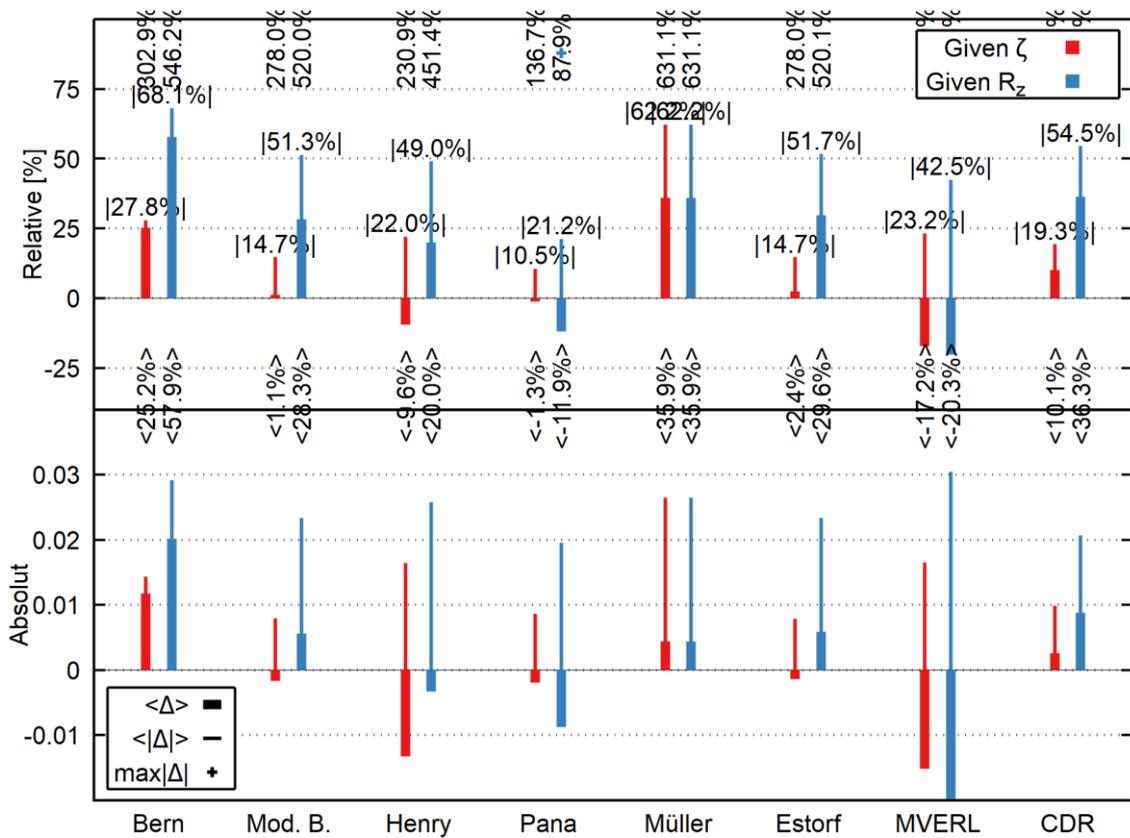
- 010T8 (Überschätzung)
- 010T16 (Unterschätzung)
- Die R-Proben (Überschätzung)

Das Ergebnis für die Rechnung mit berechnetem Rauigkeits-Wert ist in Abb. 8.14 gegeben.



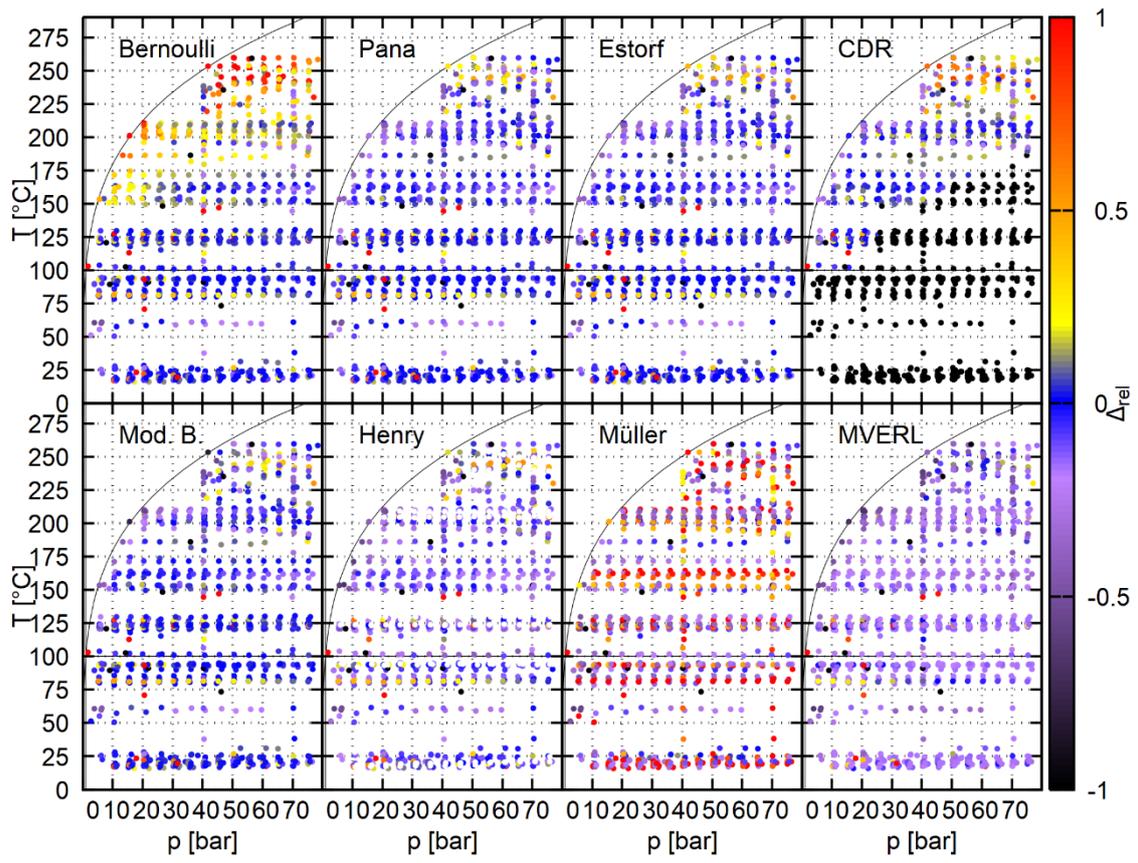
**Abb. 8.14** Betrachtung der Abweichungen bei Verwendung des angegebenen Rauheitswerts und berechnetem Widerstandswert

Unter Verwendung aller Proben und thermodynamischer Bedingungen oberhalb von 5 bar sowie 100 °C (gefilterte Daten) ergibt sich das folgende Bild für die Genauigkeit der einzelnen Modelle.



**Abb. 8.15** Genauigkeit der gefilterten Daten bei Verwendung des gemessenen Strömungswiderstands

Als Funktion der thermodynamischen Bedingungen aufgetragen ergibt sich ebenfalls ein interessantes Bild.



**Abb. 8.16** Abweichungen der Rechnungen mit einzelnen Modellen von den Messwerten



## **9 Leck-vor-Bruch-Benchmark**

### **9.1 Einführung und Methodik**

In diesem Kapitel werden die Arbeiten im Zusammenhang mit dem Leck-vor-Bruch-Benchmark der OECD/NEA-CSNI Arbeitsgruppe WGIAGE beschrieben. Es werden zunächst die angewendeten Methoden vorgestellt, bevor in den nächsten Abschnitten die einzelnen Aufgabenstellungen der Vergleichsstudie diskutiert werden.

#### **9.1.1 Problematik der regelwerksgetreuen Bewertung in einer internationalen Vergleichsstudie**

Die Basis für die Bearbeitungen von Aufgabenstellungen zum Thema Leck-vor-Bruch bildet die Regel KTA 3206 /KTA 16a/, zusätzliche Anforderungen und Informationen ergeben sich aus der Regel KTA 3201.1 /KTA 17/. Die Regel KTA 3206 sieht einen Leck-vor-Bruch-Nachweisschritt als mögliche vierte Nachweisebene beim Bruchabschluss vor. Aus dieser Konstellation ergibt sich, dass explizit und impliziert für eine Bewertung einer Rohrleitung nach KTA 3206 bestimmte Voraussetzungen erfüllt sein müssten, allen voran wohl das Basis-Sicherheitskonzept und das Integritätskonzept. Zu den eigentlich einem Leck-vor-Bruch-Nachweis vorgelagerten Voraussetzungen gehören die Zähigkeit des ferritischen Stahls, die Begrenzung von Schädigungsmechanismen sowie der Ausschluss von korrosiven Mechanismen und kurzzeitigen Belastungen.

Um die Leck-vor-Bruch-Bewertungsmethoden in einem internationalen Kontext vergleichen zu können, kann im Allgemeinen nicht sichergestellt werden, dass alle Voraussetzungen erfüllt sind. Dennoch ist es sinnvoll, Methoden zu vergleichen und Unterschiede in den Bewertungen zu identifizieren. In diesem Sinne wird die Bewertung nicht vollständig konform mit dem KTA-Regelwerk vorgenommen, sondern die in der KTA verankerte Methodik wird auf die Testfälle angewendet. Dies erlaubt es, die von der KTA nicht vorgesehenen Fälle (wie Spannungsrisskorrosionsleckagen) bearbeiten zu und die Ergebnisse vergleichen zu können.

Die Berechnung erfolgt mit PROST für die Bestimmung der kritischen Risslänge und der kritischen Lasten, während WinLeck für die Berechnung der Leckrate eingesetzt wird.

### 9.1.2 Kritische Risslänge

Das Versagen von Durchrissen zur Bestimmung der kritischen Risslänge und zur Bestimmung von kritischen Lasten (d. h. Längen bzw. Lasten, bei dem ein Versagen zu erwarten ist), wird mit verschiedenen in PROST implementierten Verfahren berechnet. Einerseits werden die plastischen Grenzlastlösungen nach KTA 3206 /KTA 16a/ angewendet:

- Plastische Grenzlast (PGL)
- Fließspannungskonzept MPA (FSK MPA)
- Fließspannungskonzept KWU (FSK KWU)

Die andere Methode fußt auf dem Fehlerbewertungsdiagramm (FAD). Das bruchmechanische Versagenskriterium wird vom  $K_{IJ}$ -Wert für die Initiierung von stabilem Risswachstum abgeleitet.

### 9.1.3 Detektierbare Risslänge

Für die Bestimmung der kritischen Risslänge wird in WinLeck die konservativ-unterschätzende Methodik nach KTA 3206 angewendet. Der Reibungsfaktor wird mit der abdeckenden KTA-Kurve bestimmt, und die Ausströmrate wird mit Best-Estimate-Verfahren bestimmt, z. B. ATHLET-CDR, Pana oder Henry.

Der Gesamtwiderstand wird von Formverlusten am Eintritt, von Reibungsverlusten und zusätzlichen Widerständen bei komplexen Rissverläufen bestimmt, die sich z. B. durch Knicke im Strömungsweg ergeben.

$$\zeta = \zeta_{in} + \lambda \left( \frac{d_h}{2R_{eff}} \right) \frac{L_{eff}}{d_h} + \zeta_{cc} \quad (9.1)$$

Die effektive Strömungslänge  $L_{eff}$  berücksichtigt die Verlängerung der durch die Wanddicke vorgegebenen Länge durch morphologische Effekte.

## 9.2 Grundlegende Auswertungen

### 9.2.1 Aufgabenstellung

Die grundlegende Auswertung besteht in der Bewertung eines Umfangsrisse in einer Schweißnaht der Volumenausgleichsleitung eines Druckwasserreaktors. Jeder Teilnehmer bewertet das Leck-vor-Bruch-Verhalten gemäß den nationalen Methoden und Erfordernissen.

Vom Organisator der Studie wurden Eingabewerte zur Verfügung gestellt, die von den Teilnehmern verwendet werden sollen. Neben den Geometrie- und Werkstoffdaten gehören dazu auch die Lasten unter Betriebsbedingungen und unter zusätzlichen Beanspruchungen. Die zusätzlichen Beanspruchungen entsprechen Erdbebenlasten, die zur Berechnung der kritischen Rissgröße herangezogen werden. Die Leckrate dagegen wird bei Betriebsbedingungen bestimmt. Die Aufgabenstellung schließt mit der Feststellung der LBB-Akzeptanz hinsichtlich des nationalen Regelwerks.

#### 9.2.1.1 Werkstoff

Werkstoffeigenschaften für den Grundwerkstoff sowie für die Schweißnaht werden angegeben. Der Stahl 304 SS ist mit Best-Estimate-Werten beschrieben, während die Bewertung mit Mindestanforderungen konservativer wäre. Die Regel KTA 3201.1 hat lediglich einen Datensatz für den austenitischen Stahl X 6 CrNiNb 18 10 S und nicht für AISI 304, die beiden Datensätze werden in Tab. 9.1 verglichen.

**Tab. 9.1** Vergleich der Werte von AISI 304 und KTA 3201.1

		<b>AISI 304</b>	<b>X 6 CrNiNb 18 10 S</b>
Quelle		Benchmark	KTA 3201.1
Temperatur	[°C]	340	350
Streckgrenze	[MPa]	153,6	130
Zugfestigkeit	[MPa]	443	335

Für die Bewertung wird mangels Alternativen auf die Werte von AISI 304 zurückgegriffen, auch wenn die Bewertung dann weniger konservativ ist.

### 9.2.1.2 Lasten

Bei den Lasten wird zwischen Betriebslasten (die für die Leckratenberechnung und die Berechnung der detektierbaren Leckgröße relevant sind) und den Sonderlasten, die für die Berechnung der kritischen Rissgröße herangezogen sind, unterschieden. Die Vorgaben der Betriebslasten sind in Tab. 9.2 zusammengestellt.

**Tab. 9.2** Betriebslasten

		<b>Axialkraft</b>
13,34	kN	Gesamt
17,34	kN	Eigengewicht
-4,0	kN	Thermisch
		<b>Biegemoment</b>
89,59	kN m	Gesamt
21,59	kN m	Eigengewicht
68,0	kN m	Thermisch
		<b>Druck</b>
0,101	MPa	Außendruck
1289,6	kN	Axialkraft vom Innendruck
7,75	MPa	Rissflankendruck

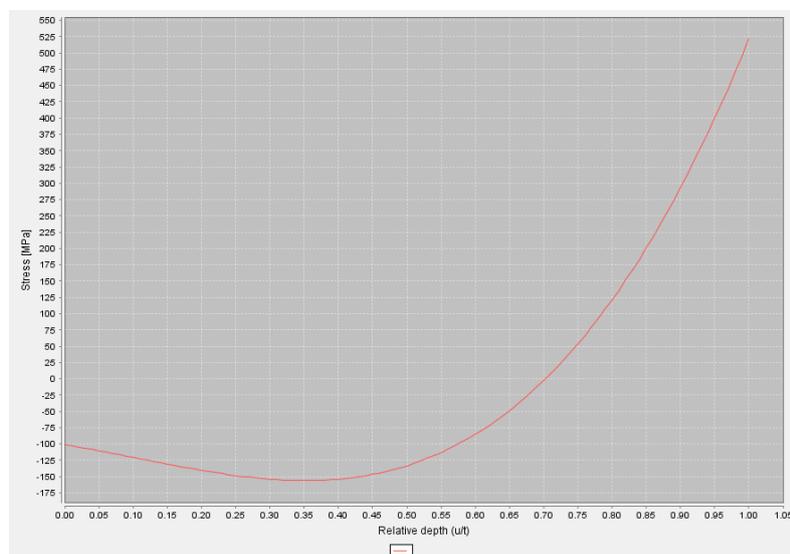
Die Konvertierung der Lasten in äquivalente Randbedingungen ist für die Modellierung in PROST wichtig. Diese Umrechnung ist zusammen mit den Sonderlasten in Tab. 9.3 zusammengefasst.

**Tab. 9.3** Übersicht und Konvertierung der Zusatzlasten

<b>Wert</b>	<b>Axiale Kraft</b>	<b>P/S</b>	<b>Axial-Spannung</b>		
48,04 kN	Gesamt		0,845	MPa	
52,04 kN	Eigengewicht	P	0,916	MPa	
-4,0 kN	Thermisch	S	-0,0704	MPa	
		<b>Biegemoment</b>	<b>Biegemoment</b>		<b>Maximale Biege- spannung</b>
378 kN m	Gesamt		3,78e8	N mm	64,43 MPa
310 kN m	Eigengewicht	P	3,1e8	N mm	52,84 MPa
68 kN m	Thermisch	S	6,8e7	N mm	11,59 MPa

	Innendruck		Axialspannung		
15,5 MPa	Innendruck	P	35,396	MPa	
0,101 MPa	Außendruck	P	-0,228	MPa	
1289,6 kN	Axialkraft	P	22,70306	MPa	
7,75 MPa	Rissflankendruck		Ignored		

Innendruck und Biegemoment dominieren also die Lasten. Zusätzlich zu den tabellarisch erfassten Lasten werden in der Berechnung der kritischen Rissgröße Schweißnahteigenspannungen berücksichtigt. Die vorgesehenen Schweißnahteigenspannungen sind in Abb. 9.1 dargestellt.



**Abb. 9.1** Schweißnahteigenspannungen

## 9.2.2 Berechnung der kritischen Risslänge

Zur Berechnung der kritischen Risslänge werden zwei verschiedene Lastannahmen untersucht: Einmal wird eine Kombination aus Biegung, Zug und Innendruck, der gemäß der Kesselformel in eine Axialspannung übersetzt wird und größer als die vom Organisator vorgesehene Last ist, verwendet („P+Last“). Schweißnahteigenspannungen dagegen wurden nicht berücksichtigt. Diese Interpretation der Eingabedaten ist nahe an der KTA-Regel, bei der eine verminderte Membranspannung unangebracht wäre, aber auf der anderen Seite Eigenspannungen nicht berücksichtigt würden. Der zweite Fall („Last+WRS“) übernimmt die Lasten wie vom Organisator vorgesehen und berücksichtigt auch die Schweißnahteigenspannungen. Für beide Fälle wurden die kritischen Rissgrößen verglichen (Tab. 9.3).

**Tab. 9.4** Kritische Risslänge bei Bewertung des Grundwerkstoffs

Methode	P+Last			Last+WRS		
	$c_{crit}$			$c_{crit}$		
	1c [mm]	2c	2 $\gamma$ [°]	1c [mm]	2c	2 $\gamma$ [°]
FSK MPA	277	554	173	365	730	229
FSK KWU	213	426	133	172	344	108
PGL	163	326	102	129	258	81
FAD	312,5	625	196	130	260	81

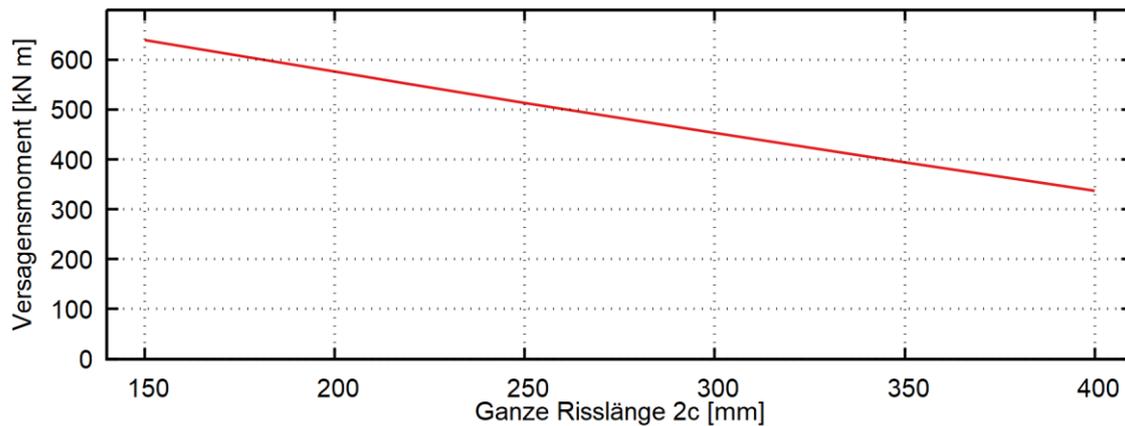
Bei der FAD-Bewertung wird der hohe Initiierungswert des Grundwerkstoffs verwendet, weshalb das Versagen in horizontaler Richtung im FAD-Diagramm auftritt (d. h. durch plastischen Kollaps). Zum Vergleich wurde anstatt mit dem Grundwerkstoff die Bewertung für eine Schweißverbindung durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Bewertung sind in Tab. 9.4 zusammengefasst.

**Tab. 9.5** Kritische Risslänge bei Bewertung der Schweißverbindung

FAD-Level	P+Last			Last+WRS		
	$c_{crit}$ [mm]			$c_{crit}$ [mm]		
	1c	2c	2 $\gamma$	1c	2c	2 $\gamma$
2	158	316	99	101	202	63
3M	170	340	106	108	216	65

Zusammen mit der Berücksichtigung von Schweißnahteigenspannungen kann also die kritische Rissgröße sehr kurz sein. Hier ist jedoch zu beachten, dass die verwendeten Methoden für die Grenzlastbestimmung für eine homogene Struktur vorgesehen sind. In der Bewertung sollte daher auf die Risslängen nach Tab. 9.4 Bezug genommen werden.

Als zusätzliche Untersuchung wird das Versagensmoment in Abhängigkeit der Risslänge bestimmt. Das Ergebnis dieser Untersuchung für die plastische Grenzlastmethode ist in Abb. 9.2 dargestellt.



**Abb. 9.2** Versagemoment als Funktion der Risslänge

### 9.2.3 Berechnung der detektierbaren Risslänge

Die Leckratenberechnung wird bei Fluidbedingungen von 15,5 MP und 340 °C durchgeführt. Verschiedene Bewertungsvarianten werden eingesetzt.

Für eine Übersicht der verschiedenen Verfahren wird zunächst der standardmäßige Wert des Lecküberwachungssystems von 0,064 kg/s angesetzt, der etwas größer ist als in der Aufgabenstellung gefordert. Der erste Fall („KTA“) wird unter Verwendung des Innendrucks und der angegebenen globalen Rauheit nach KTA 3206 durchgeführt, allerdings wird auch die Strömungslängenkorrektur um den Faktor 1,1 umgesetzt. Für die Leckrate wird die Java-Implementierung des Pana-Modells in WinLeck eingesetzt. Der Strömungswiderstand beträgt bei dieser Rechnung über 400.

Im zweiten Fall („Reduziert“) wird die Membranspannung durch Innendruck auf 64 % reduziert, was der Aufgabenstellung entspricht. Die sonstige Bewertung wird beibehalten. Im dritten Testfall wird der LEAPOR-Code zur Berechnung eingesetzt. In diesem Fall werden die Morphologie-Parameter bereitgestellt, interne Zwischenergebnisse werden nicht ausgegeben. Im letzten Testfall („SRP“) wird mit WinLeck die amerikanische Methodik unter Verwendung der Best-Estimate-Leckratenmodelle verwendet. Dem Regelwerk entsprechend werden die Leckraten anschließend mit einem Faktor 10 beaufschlagt. Die Ergebnisse der Rechnungen sind in Tab. 9.6 zusammengefasst.

**Tab. 9.6** Ergebnisse der Berechnung der detektierbaren Risslänge

		WinLeck jPana KTA Full $p$	WinLeck jPana KTA Red. $p$	LEAPOR LP	SRP
$2c$	[mm]	184	218	(184)	290
$c$	[mm]	92	109	(92)	145
$2\gamma$	[°]	57,6	68	(57,6)	91
COD	[mm]	0,118	0,118	(0,118)	0,22
COA	[mm <sup>2</sup> ]	17,03	20,14		51,0
$\lambda$	[-]	1,71	0,171	0,52?	0,237
$\zeta$	[-]	411,6	411,6	125?	36,5
$\dot{m}$	[kg/s]	0,0701	0,084	0,072	0,64
G	[kg/sm <sup>2</sup> ]	4155	4155		12557
Critical?		yes	yes		yes

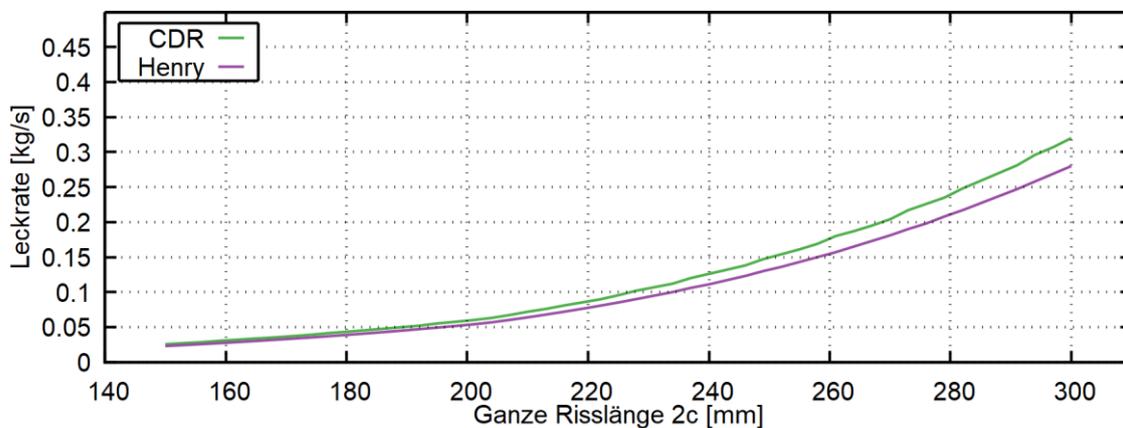
Neben der eigentlichen detektierbaren Lecklänge sind auch Rissweite COD, die Leckfläche COA sowie Reibungsfaktor  $\lambda$  und Gesamtwiderstand  $\zeta$  aufgeführt. Die beiden konservativen WinLeck-Berechnungen sind in guter Übereinstimmung, und selbst die LEAPOR-Berechnung zeigt ähnliche Ergebnisse. Die SRP-Berechnung mit Sicherheitsfaktor 10 führt zu deutlich größeren detektierbaren Lecklängen.

Nach dieser Vorbereitung wird die Berechnung gemäß der KTA 3206 mit dem CDR-Modell durchgeführt, wobei der Schwellwert auf die vorgegebenen 0,0604 kg/s gesenkt wird. Die Ergebnisse dieser Rechnung sind in Tab. 9.7 zusammengefasst.

**Tab. 9.7** ATHLET-CDR Berechnung

		WinLeck CDR KTA Full $p$	WinLeck CDR KTA Red. $p$
$2c$	[mm]	177	202
$c$	[mm]	88,5	101
$2\gamma$	[°]	55,4	63,3
COD	[mm]	0,112	0,106
COA	[mm <sup>2</sup> ]	15,6	16,89
$\lambda$	[-]	1,86	2,0
$\zeta$	[-]	470	533
$\dot{m}$	[kg/s]	0,0604	0,0608
G	[kg/sm <sup>2</sup> ]	3876	3602

Für die Bewertung wird der Fall mit reduziertem Druck, der eine etwas höhere detektierbare Risslänge aufweist, als geeignet angenommen. Zuletzt wird die Abhängigkeit der Leckrate von der Risslänge untersucht, die Ergebnisse für zwei Leckratenmodelle sind in Abb. 9.3 dargestellt.



**Abb. 9.3** Leckrate als Funktion der Risslänge

Schließlich wird noch die Abhängigkeit der detektierbaren Risslänge vom Biegemoment untersucht. Dazu wurde das ATHLET-CDR-Modell verwendet, die Ergebnisse sind in Tab. 9.8 zusammengestellt.

**Tab. 9.8** Zusammenhang zwischen Biegemoment und detektierbarer Risslänge

<b>Biegemoment</b>	<b><math>2c_{det}</math></b>	<b>COD</b>
[kNm]	[mm]	[mm]
50	233,3	0,0968
89,6	201,9	0,106
100	194,5	0,108
150	166,1	0,115

Wie zu erwarten war, sinkt die detektierbare Lecklänge bei steigendem Biegemoment, da der Riss durch die Zusatzlast weiter aufklafft.

### 9.2.4 Leck-vor-Bruch-Bewertung

Mit den oben genannten Einschränkungen kann festgestellt werden, dass die detektierbare Risslänge  $2c = 202$  mm kleiner ist als die kritische Risslänge von 260 mm. Der Fall ist aber, wie von den Aufgabenstellern beabsichtigt, nahe am Akzeptanzkriterium.

## 9.3 Spezifische Auswertungen

Eine Reihe von vier spezifischen Auswertungen adressieren Aspekte der Rissmorphologie und der Schweißnahteigenspannungen bei der Berechnung der Leckrate. Im Gegensatz zu den grundlegenden Auswertungen ist eine Risslänge ( $2c = 125$  mm) vorgegeben, es gibt daher keinen Vergleich zwischen ermittelten kritischen und detektierbaren Risslängen.

Für die Leckratenberechnung wird eine Axialkraft von 1302,94 kN und ein Biegemoment von 89,59 kN m, für die Rissstabilität wird eine axiale Kraft von 1337,64 kN angesetzt. Die einzelnen Beiträge sind im Folgenden anders gruppiert als in der Vergleichsstudie: Zunächst werden die Varianten der Leckratenberechnung und anschließend die Varianten der kritischen Last diskutiert.

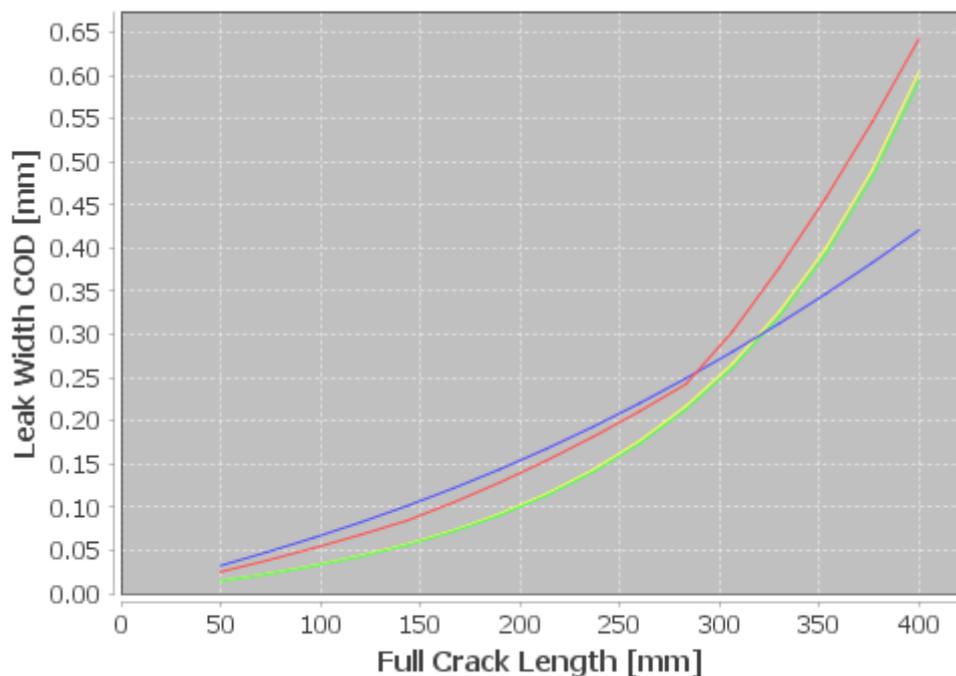
### 9.3.1 Leckratenberechnung

Bei den Leckratenberechnungen gibt es Fälle, die sich durch den unterstellten Schädigungsmechanismus unterscheiden. Einmal wird Korrosionsermüdung und einmal Spannungsrissskorrosion (PWSCC, Primary Water Stress Corrosion Cracking) angenommen.

Schweißnahteigenspannungen haben auf die verwendeten Methoden (der Rissöffnung) keinen Einfluss.

### 9.3.1.1 Korrosionsermüdung

Für den so modifizierten Fall wurde die Leckrate als Funktion der Risslänge für die drei Verfahren LBB.ENG2 /BRU 87/, GRSPB /GRE 14/ und Keim-Rippel verglichen. Die Rissweite COD als Funktion der Risslänge ist in Abb. 9.4 dargestellt.

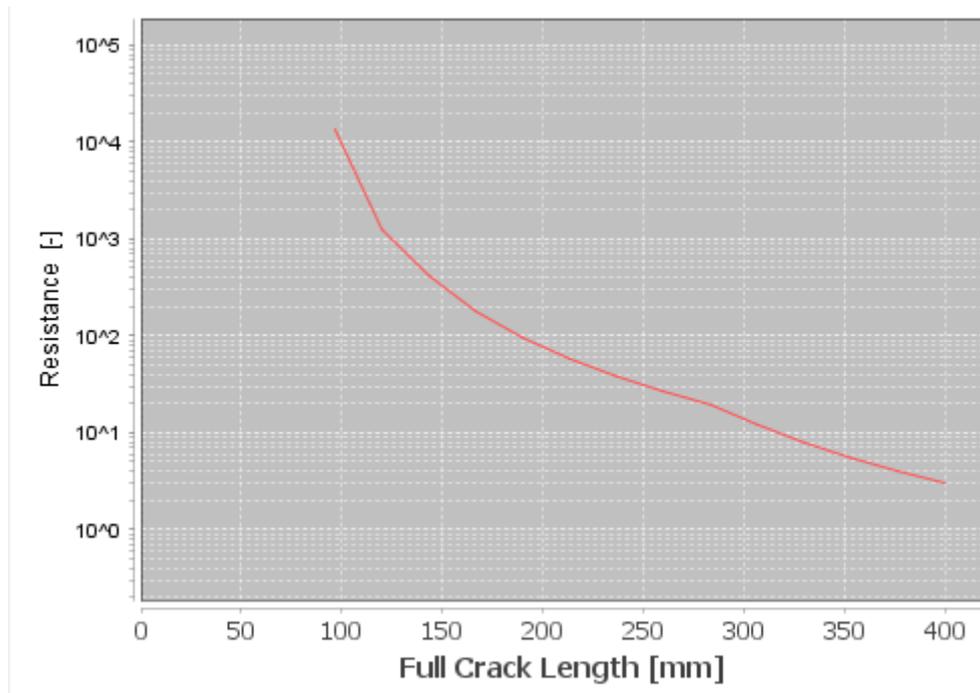


**Abb. 9.4** COD als Funktion der Risslänge bei Korrosionsermüdung

Rot: LBB.ENG2, blau: GRS-PB, grün und gelb: Keim-Rippel KWU (minimale and maximale Werte).

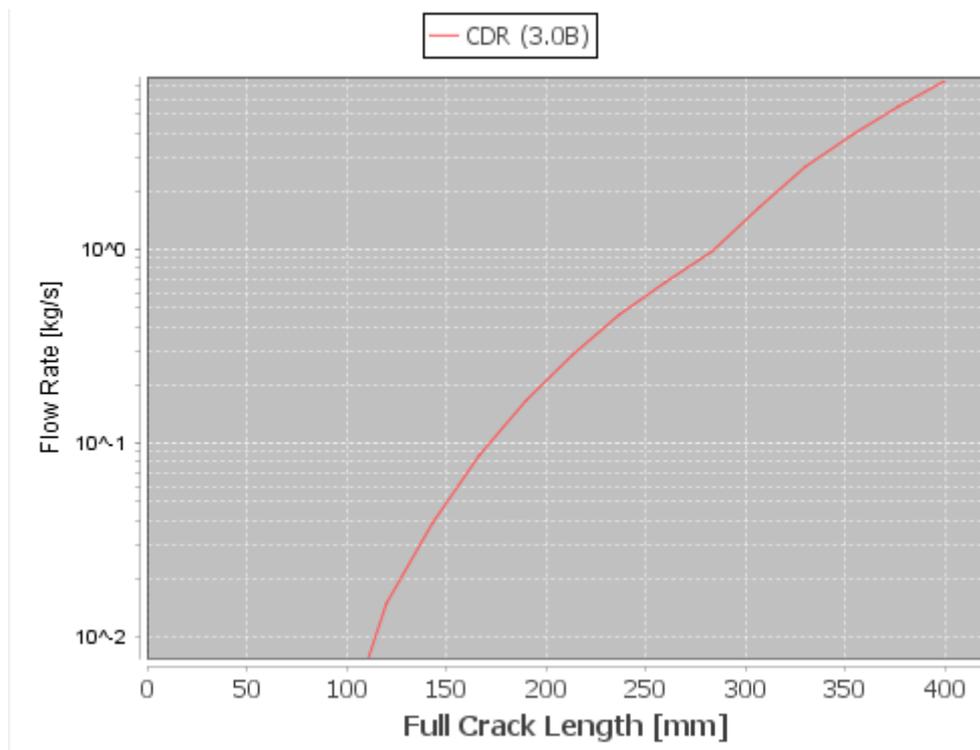
Der Referenzwert für die Auswertungen ist 125 mm, an dem die im Folgenden bevorzugte Methode LBB.ENG2 einen Wert von 71 µm vorhersagt.

Für die Berechnung des Durchflusses wird die LBB.ENG2-Methode (mit dem maximalen COD) gewählt. Für die Reibung wird das SQUIRT-Modell und das verbesserte Morphologiemodell mit COD-abhängiger Anzahl von 90°-Knicken verwendet. Die Berechnung ist durch die Gültigkeit des SQUIRT-Reibungsfaktors bei ca.  $d_h/2R_z > 1$  begrenzt. Die Divergenz des Reibungsfaktors kann in Abb. 9.5 beobachtet werden, die Referenz-Risslänge von 125 mm entspricht einem Strömungswiderstand von 1236.



**Abb. 9.5** Strömungswiderstand als Funktion der Strömungslänge

Die Ausströmrates wird darauf aufbauend mit dem ATHLET-CDR-Modell berechnet, die Ergebnisse sind in Abb. 9.6 dargestellt. Die Verminderung der Ausströmung bei der Divergenz des Strömungswiderstand ist gut erkennbar.



**Abb. 9.6** Leckraten unter normalen Betriebsbedingungen als Funktion der Lecklänge

Der Referenzriss hat demnach eine Leckrate von 0,0153 kg/s. Das Henry-Modell prognostiziert im Vergleich dazu 0,00108 kg/s – allerdings scheint es, dass die Strömung aufgrund des großen Luftwiderstands nicht erstickt wird. Das bedeutet, dass der Henry-Modellwert fragwürdig ist. Der LEAPOR-Code berechnet einen Wert von 0,02207, der näher am erwarteten Wert liegt.

Im nächsten Schritt wird die Berechnung mit konservativer Methodik wiederholt. Für den Referenzriss und ohne Berücksichtigung von Biegungen im Fließweg beträgt der Widerstand 856, was zu einer Durchflussmenge von 0,01844 kg/s führt. Dieser ist höher als der Best-Estimate-Wert. Bei Einbeziehung der Umdrehungsdichte steigt der Strömungswiderstand auf 1153, der Durchfluss beträgt 0,015 kg/s.

Im offiziellen Datensatz wird das verbesserte Morphologiemodell für die effektive Oberflächenrauheit ignoriert, indem gleiche Werte für die lokale und globale Rauheit gewählt werden. In der Literatur wird ein Wert von 40,51  $\mu\text{m}$  für die globale Rauheit und 8,814  $\mu\text{m}$  für die lokale Rauheit gefunden /PAR 15/. Die Berechnung wird mit dieser alternativen Morphologie wiederholt. Da CSB und globale Rauheit in der gleichen Größenordnung liegen, hat diese Wahl einen starken Einfluss: Die effektive Rauheit wird kleiner, ebenso wie die Reibung. Die bestmögliche Berechnung ergibt eine Leckrate von 0,027 kg/s, während der konservative KTA-Ansatz 0,020 kg/s voraussagt.

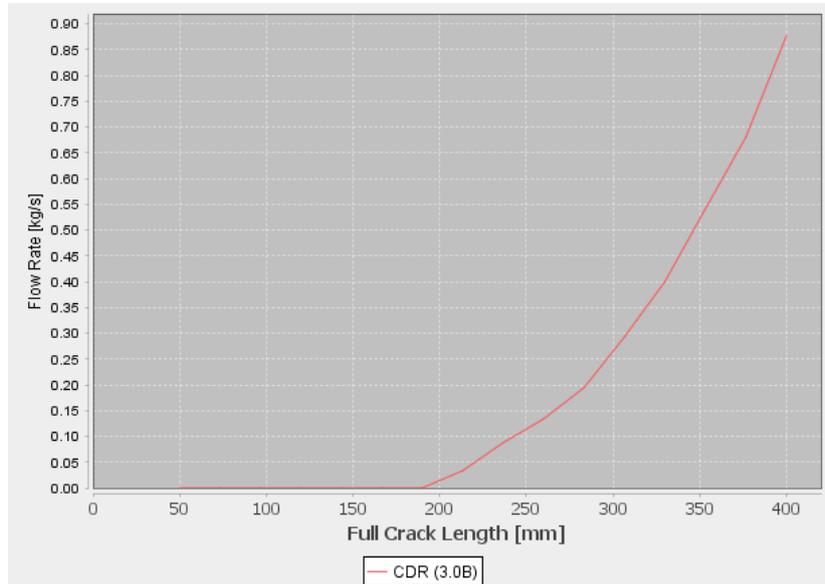
### 9.3.1.2 Spannungsrisskorrosion

Die Parameteranpassung im Gegensatz zum obigen Korrosionsermüdungs-Fall betrifft die Parameter der Rissmorphologie. Die Rauheit (lokal und global) beträgt 114  $\mu\text{m}$ , die 90°-Knickdichte 5940 1/m und der Wegabweichungsfaktor 1,2.

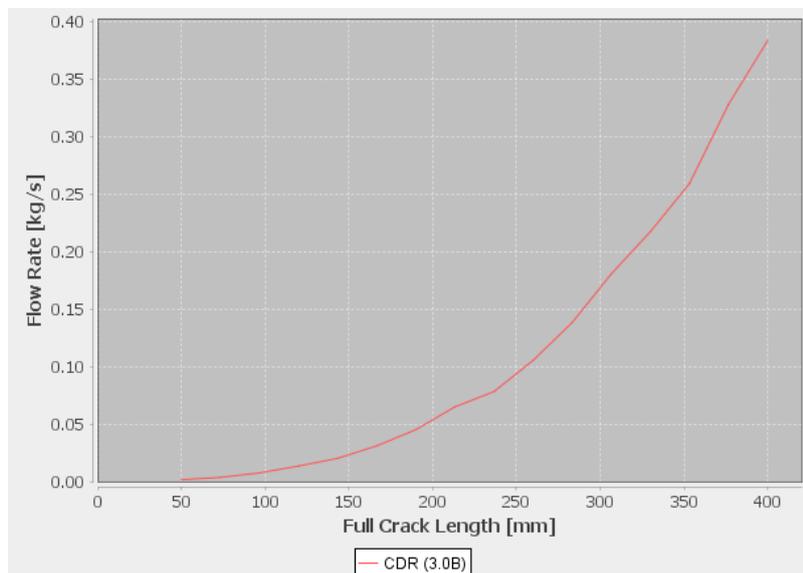
Für die weitere Auswertung ist es wichtig, den Parameter  $d_h/2R_z$  zu untersuchen: Da die Rauheit konstant 114  $\mu\text{m}$  beträgt und der hydraulische Durchmesser etwa das 1,6-fache des COD (elliptische Rissform angenommen), haben wir  $d_h/2R_z = 1$  für COD von etwa 0,14. Diese Breite wird für 200 mm Risslänge (und etwas später für die konservative KTA-Methode) erreicht, nicht aber für den 125 mm Referenzriss. Die Reibungskurven sind irgendwann darunter ungültig oder sogar undefiniert, und eine Berechnung der Leckrate ist unmöglich.

Das Best-Estimate-Ergebnis ist in Abb. 9.7 dargestellt, das konservative in Abb. 9.8. Man beachte, dass bei sehr engen Rissen der am besten geschätzte Durchfluss

aufgrund der Abweichung des Reibungsfaktors im SQUIRT-Reibungsmodell kleiner wird als bei der KTA-Methode. Der Maximalwert in der KTA-Methode in diesem Bereich verhindert diese Abweichung.



**Abb. 9.7** Best-Estimate-Leckrate für den Spannungsrisskorrosions-Fall



**Abb. 9.8** Konservative Leckrate für den Spannungsrisskorrosions-Fall

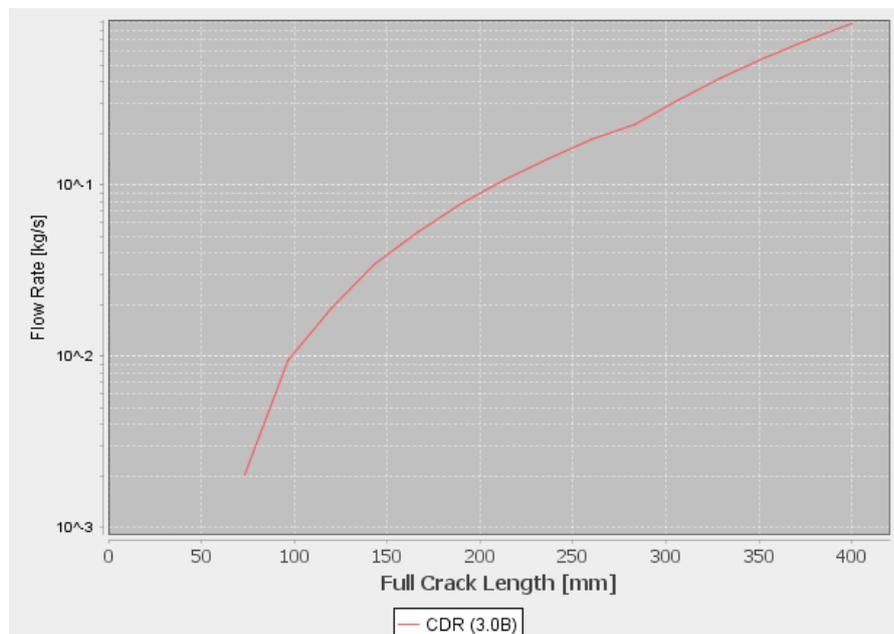
Die Gültigkeit beginnt erst bei Risslänge über ca. 240 mm.

Daher ist es mit den verfügbaren Verfahren nicht möglich, eine quantitative Aussage über die Leckrate des Durchbruchrisse von 125 mm Länge zu treffen. Es ist möglich, eine Obergrenze durch die erste berechenbare Leckrate für das KTA-Verfahren

festzulegen, die 0,1 kg/s betragen würde. Die Best-Estimate-Rechnung ergibt eine Null-Leckrate, da die Reibung divergiert.

Ein bisher vernachlässigter Beitrag ist der Rissflankendruck. Für eine erste Schätzung wird der Druck von 7,75 MPa zu der Zugspannung von 22,94 MPa addiert, was 30,69 MPa ergibt. Dadurch erhöht sich der COD des 125 mm Referenzrisses auf 83  $\mu\text{m}$ , was nicht ausreicht, um den undefinierten Bereich der SQUIRT-Reibungskurve zu verlassen.

Die Unfähigkeit, die kurzen Risse zu berechnen, liegt auch daran, dass keine lokale Oberflächenrauheit vorhanden ist. Es gibt jedoch Standardwerte für die lokale Oberflächenrauheit von PWSCC-Rissen. /PAR 15/ verweist auf das PRO-LOCA-Handbuch mit einem Mittelwert von 16,86  $\mu\text{m}$  für die lokale Rauheit und 113,9  $\mu\text{m}$  für die globale Rauheit – entsprechend dem offiziellen Datensatz. Mit dieser Modifikation konnte die Best-Estimate-Rechnung auch für den 125 mm-Riss durchgeführt werden; die Ergebnisse sind in Abb. 9.9 dargestellt.

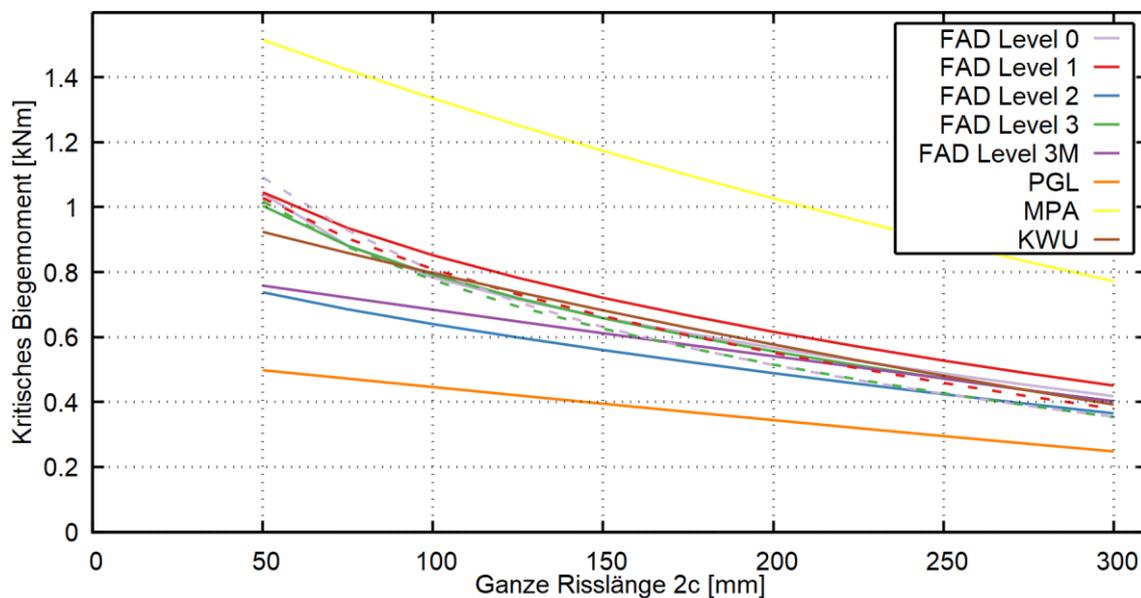


**Abb. 9.9** Best-Estimate-Berechnung mit lokalem Rauheits-Wert

Unter dieser Annahme beträgt die effektive Rauigkeit für 71  $\mu\text{m}$  Rissbreite 20  $\mu\text{m}$ , was zu einem Reibungsfaktor von 0,385 führt. Der Gesamtwiderstand beträgt 454 und die Leckrate 0,024 kg/s. Der konservative Wert beträgt 0,0152 kg/s.

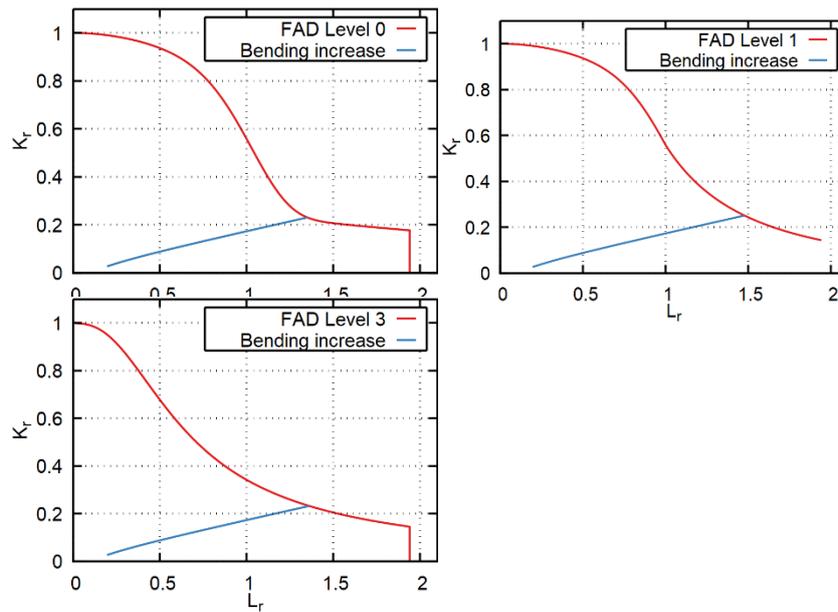
### 9.3.2 Kritische Last

Die beiden Anwendungsfälle unterscheiden sich hinsichtlich der Schweißnahteigen-  
spannungen: Einmal wird der Fall mit und einmal ohne untersucht. Der unterstellte Schä-  
digungsmechanismus hat auf die kritische Last keinen Einfluss. Das kritische Biegemom-  
ent kann mit PROST ausgewertet werden. Es werden die Versagenskriterien FSK  
KWU, FSK MPA und PGL sowie das Fehlerbewertungsdiagramm (FAD) nach verschie-  
denen SINTAP-Leveln angewendet. Die Schweißnahteigenstressungen haben lediglich  
auf die FAD-Methoden einen Einfluss. Das kritische Biegemoment für verschiedene  
Risslängen ist in Abb. 9.10 dargestellt.



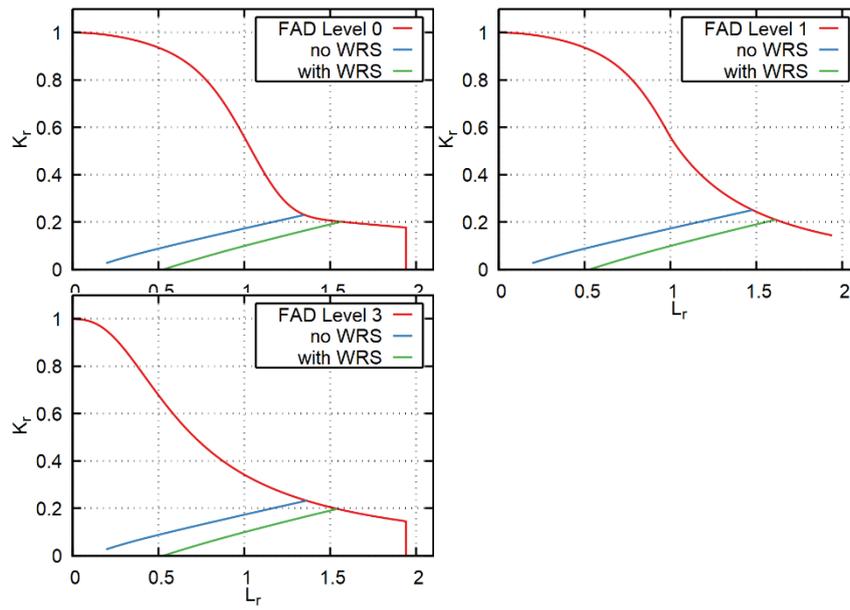
**Abb. 9.10** Kritisches Biegemoment als Funktion der Risslänge, durchgezogen ohne und gestrichelt mit Eigenspannungen

Es fällt auf, dass die höheren (weniger konservativen) FAD-Level teilweise kleinere kri-  
tische Biegemomente vorhersagen als die (konservativeren) niedrigeren FAD-Level. Zur  
Untersuchung der FAD-Bewertungsergebnisse werden die FAD-Grenzkurven und die  
Bewertungspunkte für den Referenzriss (125 mm) in Abb. 9.11.



**Abb. 9.11** Vergleich der FAD-Grenzkurven und des Bewertungspunkts für variables Biegemoment (blaue Linie)

Aus diesem Vergleich wird offensichtlich, dass die Grenzkurven der höheren Level nicht unbedingt außerhalb der niedrigeren liegen. Der Effekt, dass die Schweißnahteigen-  
spannungen zu einer Erhöhung des kritischen Biegemoments führen können, liegt da-  
ran, dass die vorgegebenen Eigenspannungen nicht vollständig balanciert sind, sondern  
einen kompressiblen Anteil haben. Dadurch ändern sich die Bewertungspunkte, wie in  
Abb. 9.12 dargestellt. Die Eigenspannungen erhöhen  $L_r$  und senken  $K_r$ , was zu einer  
modifizierten Bewertung führt.



**Abb. 9.12** Einfluss der Schweißnahteigenspannungen auf die FAD-Bewertung

## **10 Leckratenbenchmark**

### **10.1 Einführung und Zielsetzung**

Da der Leck-vor-Bruch-Benchmark (vgl. Kapitel 9) das Thema der Leckratenberechnung nur sehr oberflächlich behandelt, wurde eine zweite Aktivität initiiert, die die Berechnung der Ausströmraten, insbesondere bei Leck-vor-Bruch-Nachweisen, genauer untersucht und verschiedene Techniken und Werkzeuge vergleicht. Als Testfälle werden die Versuche an der MPA Universität Stuttgart verwendet. Organisiert wird die Aktivität gemeinsam von GRS und MPA im Rahmen der Metal-Subgroup der WGIAGE.

Die Aktivität ist in zwei Phasen untergliedert. Jede Phase besteht aus einem vorbereitenden Teil, einem Berechnungsteil und einem anschließenden Vergleich. Im Rahmen des Vorhabens RS1551 wurde die erste Phase begonnen. Dieses Kapitel stellt den Stand der Arbeiten vor und gibt einen Ausblick auf die Pläne für die kommenden Arbeiten.

### **10.2 Erste Phase**

In der ersten Phase sollen Nachrechnungen von Versuchen durchgeführt werden, bei denen das Ergebnis bereits kommuniziert wird. Es wurden folgende Fälle ausgewählt:

- Ausströmung durch einen künstlichen Schlitz
- Ausströmung durch einen Ermüdungsriß
- Nachrechnung eines realen Befundes
- Sensitivitätsstudie zum Leck-vor-Bruch-Benchmark

Die einzelnen Fälle werden in den folgenden Unterabschnitten vorgestellt.

#### **10.2.1 Ausströmung durch einen künstlichen Schlitz**

Als Testbeispiel für den künstlichen Schlitz wurde die Probe 010T30 ausgewählt (vgl. Tab. 8.3 und Tab. 8.4). Die Eingabedaten der Geometrie und Morphologie des Schlitzes wurden den Teilnehmern in tabellarischer Form zur Verfügung gestellt. Diese

Informationen sind entsprechend dem Original in englischer Sprache in Tab. 10.1 zusammengestellt.

**Tab. 10.1** Eingabedatensatz für den künstlichen Schlitz

Category	Attribute		Variable	Value	Unit
Structure	Geometry Type		-	Plate	-
	Wall Thickness		t	30	mm
	Additional loads			none	
Leak Geometry	Approximate shape		-	Rectangle	-
	Interior	Full length	2c	27	mm
		Maximal width	COD	192-190-201	µm
		Cross section	COA	5.22	mm <sup>2</sup>
	Exterior	Full length	2c	28.15	mm
		Maximal width	COD	185-229-239	µm
		Cross section	COA	6.22	mm <sup>2</sup>
Morphology	Damage mechanism		-	Artificial	-
	Inlet form loss		zeta_in	unknown	-
	Roughness	Local	Rz	22	µm
		Global	Rz	22	µm
	Bends	Local	N	0	-
		Global	N	0	-
	Measured total resistance		zeta	4.32	-
Fluid (Stagnation)	Pressure		p	variable	MPa
	Temperature		T	variable	°C

Aus den Versuchen wurden sechs Punkte ausgewählt, die für eine Nachrechnung herangezogen wurden. Entsprechend der Vorgabe der Phase I wurde den Teilnehmern dabei auch der gemessene Wert der Leckrate mitgeteilt. Die Angaben sind (ebenfalls dem Original entsprechend) in Tab. 10.2 zusammengefasst.

**Tab. 10.2** Ausgewählte Fluidbedingungen und gemessene Leckraten

<b>Data Number</b>	<b>Pressure</b> [bar]	<b>Temperature</b> [°C]	<b>Measured Mass Flow Rate</b> [kg/s]	<b>Second Estimate</b> [kg/s]
10	45.2	233.9	0.122	0.117
13	70.3	216.9	0.201	0.189
14	75.2	250.5	0.183	0.174
20	35.4	161.4	0.166	0.157
33	48.6	122.4	0.214	0.203
38	10.4	79.3	0.104	0.1

Den Teilnehmern wurde ein Antwort-Bogen zur Verfügung gestellt, bei dem neben den berechneten Leckraten auch die verwendeten Parameter, Modelle und Werkzeuge abgefragt wurden.

### **10.2.2 Ausströmung durch einen Ermüdungsriß**

Für den Ermüdungsriß wurde die Probe R5 (vgl. Tab. 8.3 und Tab. 8.4) ausgewählt. Die verfügbaren Informationen zur Probengeometrie wurden den Teilnehmern in tabellarischer Form zur Verfügung gestellt. Die Originaldaten (in englischer Sprache) sind in Tab. 10.3 zusammengefasst. Die sechs ausgewählten Messpunkte sind in Tab. 10.4 dargestellt. Außerdem wurde den Teilnehmern der Hinweis gegeben, dass die aus den einphasigen Messergebnissen ermittelten Werte für den Strömungswiderstand Streuungen aufweisen.

**Tab. 10.3** Eingabedatensatz für den Ermüdungsriß

Category	Attribute	Variable	Value	Unit	
Structure	Geometry Type	-	Plate	-	
	Wall Thickness	t	7.8	mm	
	Additional loads		None		
Leak Geometry	Approximate shape	-	Rectangular	-	
	Interior	Full length	2c	53.89	mm
		Maximal width	COD	79	mm
		Cross section	COA	4.26	mm <sup>2</sup>
	Exterior	Full length	2c	39.04	mm
		Maximal width	COD	48	mm
Cross section		COA	1.87	mm <sup>2</sup>	
Morphology	Damage mechanism	-	fatigue	-	
	Inlet form loss	zeta_in	unknown	-	
	Roughness	Local	Rz	unknown	µm
		Global	Rz	40	µm
	Bends	Local	N	unknown	-
		Global	N	unknown	-
Measured total resistance	zeta	ca. 40	-		
Fluid	Pressure	p	variable	MPa	
	Temperature	T	variable	°C	

**Tab. 10.4** Fluidbedingungen für die ausgewählten Messpunkte

Data Number	Pressure [bar]	Temperature [°C]	Measured Mass Flow Rate [kg/s]	Second Estimate [kg/s]
2	65.7	204.3	0.016	0.0226
9	20.8	204.4	0.0061	0.0145
27	70.7	254.4	0.0164	0.0182
45	76.7	20.8	0.0408	0.0478
61	77.2	229.9	0.0165	0.0217
80	62.1	161.8	0.0331	0.0369

Der Antwortbogen ist analog zu dem für den künstlichen Schlitz gestaltet, er umfasst neben den berechneten Leckraten auch Felder zur Methodik.

### 10.2.3 Nachrechnung eines realen Befundes

Für die Berechnung eines realen Befundes wurden Fälle aus der CODAP- und Kompass-Datenbank sowie publizierte Nachrechnungen herangezogen (vgl. Abschnitt 8.1). Für die erste Phase wurde die Sperrwasser-Leckage herangezogen, die in /HER 01/ vorgestellt wird und in Abschnitt 8.1.5 dieses Berichts näher untersucht wird. Die Eingabedaten für die Teilnehmer sind in Tab. 10.5 zusammengestellt.

**Tab. 10.5** Eingabedatensatz für die Bewertung eines realen Befundes

Category	Attribute		Variable	Value	Unit	
Structure	Geometry Type		-	Pipe	-	
	Outer Diameter		D	37.7	mm	
	Wall Thickness		t	4.33	mm	
Material	Number			"1.4550"	-	
	Young's Modulus		E	186000	MPa	
	Yield Stress		Rp0,1	167	MPa	
	Ultimate Stress		Rm	409	MPa	
	Poisson Number		nu	0.3	-	
	Ramberg-Osgood		prefactor	alpha	15.5	
Exponent			n	2.5		
Loads	Pressure		p	15.9	MPa	
	Bending		M	Unknown	Nm	
Leak Geometry	Orientation		-	Circumferential	-	
	Approximate shape		-	Unknown	-	
	Interior	Full length		2c	40	mm
		Estimated maximal width		COD	<0.05?	mm
		Cross section		COA	Unknown	mm <sup>2</sup>
	Mean	Full length		2c	36	mm
		Estimated maximal width		COD	0.05?	mm
		Cross section		COA	Unknown	mm <sup>2</sup>
	Exterior	Full length		2c	34	mm
		Estimated maximal width		COD	0.01?	mm
Cross section		COA	Unknown	mm <sup>2</sup>		
Morphology	Damage mechanism		-	Fatigue	-	
	Inlet form loss		zeta_in	Unknown	-	

Category	Attribute		Variable	Value	Unit
	Average Roughness	Local	Rz	Unknown	µm
		Global	Rz	7.6	µm
	Mean Roughness		Ra	2.3	
	Maximal Roughness		Rt	10.6	
	Bends	Local	N	Unknown	-
		Global	N	Unknown	-
	Measured total resistance		zeta	Unknown	-
Fluid	Pressure		p	15.9	MPa
	Temperature		T	40-70	°C
Leak rate	Measures flow rate		m <sup>3</sup>	0.013	kg/s

Aufgrund der notwendigen Berechnung der Rissöffnung sind die Angaben umfangreicher. Die Aufgabe der Teilnehmer ist es, eine Best-Estimate-, eine unterschätzende und eine überschätzende Analyse durchzuführen. Da eine relevante unbekannte Größe das Biegemoment ist, wird zusätzlich eine Variation dieser Größe durchgeführt. Die Teilnehmer haben die Aufgabe, die Fragestellung einmal ohne Biegemoment, einmal mit einem moderaten Biegemoment und einmal mit einem hohen, aber plausiblen Biegemoment zu berechnen.

#### 10.2.4 Sensitivitätsstudie zum Leck-vor-Bruch-Benchmark

Als Sensitivitätsstudie zum Leck-vor-Bruch-Benchmark wurde die Variation von Rissmorphologie-Parametern beim Schädigungsmechanismus Spannungsrisskorrosion herangezogen, wie sie auch in Abschnitt 9.3.1.2 diskutiert wurde. Der Eingabedatensatz ist in Tab. 10.6 wiedergegeben.

**Tab. 10.6** Eingabedatensatz für die Leck-vor-Bruch-Sensitivitätsstudie

Category	Attribute		Variable	Value	Unit
Structure	Geometry Type		-	Pipe weld	-
	Outer Diameter		D	406.4	mm
	Wall Thickness		t	40.462	mm
	Weld Width		h	50.8	mm
Base Material	Yield strength		Rp02	153.6	MPa
	Ultimate tensile strength		Rm	443	MPa
	Elastic modulus		E	176.7	Gpa

Category	Attribute		Variable	Value	Unit
	Poisson Number		nu	0.3	-
	Ramberg-Osgood		$\sigma_o$	200.9	MPa
			$\epsilon_o$	0.00114	-
			$\alpha$	15.64	-
			n	3.75	-
Weld Material	Yield strength		Rp02	316.5	MPa
	Ultimate tensile strength		Rm	542.4	MPa
	Elastic modulus		E	196.8	Gpa
	Poisson Number		nu	0.3	-
	Ramberg-Osgood		$\sigma_o$	332.35	MPa
			$\epsilon_o$	0.00169	-
			$\alpha$	0.386	-
		n	11.39	-	
Loads	Axial force (prim.)		F	17.34	kN
	Axial force (sec.)		F	-4	kN
	Crack face pressure		p	7.75	MPa
	Bending (prim.)		M	21.59	kNm
	Bending (sec.)		M	68	kNm
Leak Geometry	Orientation		-	Circumferential	-
	Approximate shape		-	Unknown	-
	Center	Full length	2c	50-300	mm
		Maximal width	COD	Unknown	mm
		Cross section	COA	Unknown	mm <sup>2</sup>
Mor-phology	Damage mechanism		-	PWSCC	-
	Entry discharge coefficient		c_d	0.95	-
	Roughness	Local	$\mu L$	17 or 114	$\mu m$
		Global	$\mu G$	114	$\mu m$
	Bends	COD-dep.	N	5940	1/m
		COD-indep.	N	5020	1/m
	Path deviation	Local	K	1.2	-
		Global	K	1.2	-

Category	Attribute		Variable	Value	Unit
	Measured total resistance		zeta	Unknown	-
Fluid	Pressure		p	15.5	MPa
	Temperature		T	340	°C
Leak rate	Measures flow rate		m <sup>3</sup>	Around 0.0608	kg/s

Als Antwort wird die Berechnung der Leckrate als Funktion der Risslänge zwischen 50 mm und 300 mm erbeten. Dabei ist einmal die lokale Rauigkeit auf 17 µm und einmal auf 114 µm zu setzen.

### 10.3 Planung der zweiten Phase

Im Gegensatz zur ersten Phase sollen in der zweiten Phase blinde Vorausrechnungen durchgeführt werden. Dabei sind folgende Teile geplant:

- Blindrechnung: Ausströmung durch einen künstlichen Schlitz
- Blindrechnung: Ausströmung durch einen Ermüdungsriss
- Blindrechnung: Berechnung eines realen Befundes
- Studie zur Rissmorphologie
- Studie zu Spannungsrisskorrosion

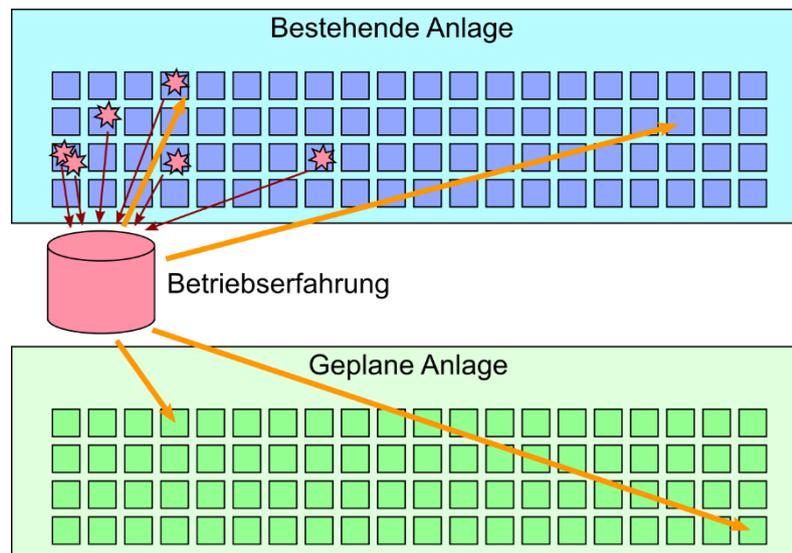
Die Durchführung der Blindrechnungen in dieser späteren Phase soll die Unsicherheiten und Streuungen von Beiträgen mindern.

## 11 Leck- und Bruchhäufigkeiten für GenIII/GenIII+

### 11.1 Einführung

In diesem Kapitel werden die Arbeiten und Beiträge im Rahmen des Coordinate Research Project (CRP) „Methodology for Assessing Pipe Failure Rates in Advanced Water Cooled Reactors“ der IAEA vorgestellt. In dieser Behandlung von Schadenshäufigkeiten nimmt die Untersuchung der Methodik („Methodology“) und die Entwicklung von Verbesserungen und Kombinationen einen erheblichen Stellenwert ein.

Zur grundlegenden Einführung der Problematik von Schadenshäufigkeiten kann die Verwendung von Betriebserfahrung bei bestehenden Anlagen aufgegriffen werden. In der Methodik, wie sie beispielsweise im Methoden- und Datenband der PSA /GRE 09/ vorgesehen sind, werden Leckereignisse aus der Betriebserfahrung mit Attributen bezüglich Systems und Nennweite klassifiziert. Aus diesen Ereignissen kann dann auf zukünftige Häufigkeiten der gleichen Klasse geschlossen werden oder sogar auf Nennweitenklassen der Anlagen, bei denen keine Ereignisse vorliegen. Letzterer Fall betrifft vor allem größere Nennweiten mit hohen Sicherheitsanforderungen bis hin zum Bruchausschluss. Von diesem Ansatz aus betrachtet ist die Extrapolation der Betriebserfahrung auf fremde (z. B. Gen III/III+) Anlagen eine verwandte Aufgabe (vgl. Abb. 11.1).



**Abb. 11.1** Nutzung der Betriebserfahrung zur Bewertung von Versagenhäufigkeiten

Bereits bei der Behandlung bestehender Anlagen stellt sich die Frage, welche Kategorisierung sinnvoll ist und somit auch, welche Ereignisse bei der Bewertung einer Anlage

berücksichtigt werden müssen. Zusätzlich muss noch die Gesamtheit bestimmt werden: die leckrelevanten Stellen in den Referenzanlagen sowie im zu bewertenden System. Diese Fragestellungen ergeben sich bereits im einfachsten Fall, der Bewertung von Systemen, bei denen in vergleichbaren Umständen Leckereignisse beobachtet wurden. Die Extrapolation auf Anlagenteile, bei denen es keine Ereignisse mehr gab, stellt schon eine erste Schwierigkeit dar. Bei anderen Anlagen stellt sich die Frage nach der Übertragbarkeit umso mehr.

## **11.2      Methodenkategorisierung**

Eine systematische Kategorisierung von Methoden zur Bestimmung von Versagenshäufigkeiten wurde im Rahmen des CRP in /CHE 20/ vorgestellt. Diese Kategorisierung basiert auf vier Kriterien:

1. Explizite oder implizite Berücksichtigung des physikalischen Schädigungsmechanismus
2. Typen der Schadenscharakterisierung
3. Typen der physikalischen Schädigungsmodelle
4. Explizite, implizite oder keine Berücksichtigung von Prüfungen und Wartung

Große Unterschiede gibt es insbesondere bei den ersten beiden Kriterien, während der Wert des letzten Kriteriums eher zweifelhaft scheint. Eine tabellarische Übersicht entsprechend der zitierten Quelle ist in Tab. 11.1 gegeben. Die Methodik aus dem PSA-Methodenband /GRE 09/ würde der Kategorie A.1 mit impliziter Berücksichtigung von Wartung und Inspektion entsprechen. Eine probabilistische bruchmechanische Simulation dagegen würde in Kategorie B.2.2 oder B.2.3 fallen.

**Tab. 11.1** Kategorisierung von Methoden

Schädigungsmechanismus	Schadenscharakterisierung	Physikalische Schädigungsmodelle	Prüfung und Wartung
Implizit (A)	Datengestützt (1)	-	Keine/Implizit
		-	Explizit
	Last-Stärke (2)	-	Keine/Implizit
		-	Explizit
	Schaden-Haltbarkeit (3)	-	Keine/Implizit
		-	Explizit
Explizit (B)	Last-Stärke (1)	Korrelationsbasiert (1)	Keine
			Explizit
		Mechanistisch (2)	Keine
			Explizit
		Kombiniert (3)	Keine
			Explizit
	Schaden-Haltbarkeit (2)	Korrelationsbasiert (1)	Keine
			Explizit
		Mechanistisch (2)	Keine
			Explizit
		Kombiniert (3)	Keine
			Explizit

Dieser eher akademische Ansatz kann allerdings Ähnlichkeiten zwischen Methoden, Einflüssen und Verwandtschaften nicht wiedergeben, zudem ist er mit 18 Klassen (die manchmal nur theoretischer Natur sind, da keine Studie einer solchen Kategorie bekannt ist) recht komplex. Ein handhabbarer Gegenentwurf ist die Unterscheidung von drei Kategorien und einer Zusatzkategorie:

1. Expertenbefragung (EE, Expert Elicitation)
2. Datengestützt (DD, Data Driven)
3. Probabilistische Bruchmechanik (PFM, Probabilistic Fracture Mechanics)

#### 4. Zusatz: Probabilistische Schädigungsphysik (PPoF, Probabilistic Physics of Failure)

Die letzte Kategorie beschreibt einen Ansatz einer amerikanischen Universität, die auf Bewertungsmethoden für Elektronikkomponenten basiert. Da die Methode in der Anwendung viele Gemeinsamkeiten mit der probabilistischen Bruchmechanik beinhaltet, stellt sich die Frage, ob eine eigene Kategorie gerechtfertigt ist.

### 11.3 Methodenentwicklung

Für eine Bewertung von Anlagen der Generation III/III+ gelangen die im vorigen Abschnitt kategorisierten Methoden an ihre Grenzen: Die Extrapolation von Expertise für die EE-Methoden weist Grenzen auf, die DD-Methoden können auf keine unmittelbar verwertbaren Informationen zurückgreifen, die PFM-Methoden weisen erhebliche Unsicherheiten auf. Die Lösung dieser Beschränkung kann in der Kombination der Methoden bzw. der Berücksichtigung von Informationen aus anderen Methoden liegen. Dieser Gedanke liegt der Methodenentwicklung im Rahmen des CRP zu Grunde. Während andere Teilnehmer z. B. an der Weiterentwicklung der DD-Methode unter Berücksichtigung von PFM-Ergebnissen arbeiten, konzentriert sich dieser Abschnitt auf die Fortentwicklung der PFM-Methode unter Verwendung von DDM-Informationen.

Die eigentliche Herausforderung bei der PFM-Methode ist die Erstellung eines adäquaten Datensatzes. Mit einem solchen Datensatz lassen sich mithilfe spezialisierter PFM-Programme (wie PROST) die Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten berechnen. Die Gewinnung der Eingabeparameter anhand der verfügbaren Informationsquelle ist prinzipiell vorstellbar, das Problem ist vielmehr, dass viele Eingabewerte unsicherheitsbehaftet sind und das Ergebnis bedeutend beeinflussen. Dies betrifft nicht nur die Darstellung der Eingabeparameter als Verteilungsfunktionen, sondern auch die Verteilungsfunktionen selbst. Verschiedene Eingabeparameter und die typische Sensitivität, die in Vergleichsstudien beobachtet wurde, sind in Tab. 11.2 wiedergegeben.

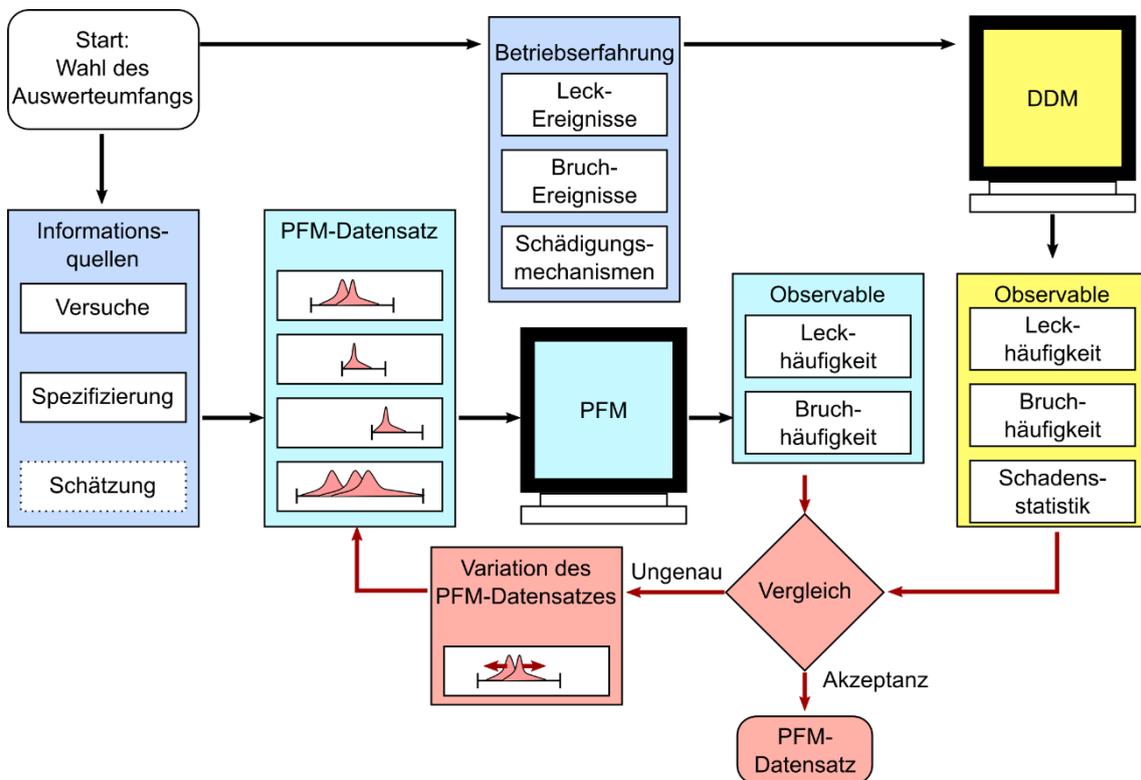
**Tab. 11.2** PFM-Datensatzbestandteile und die geschätzte Sensitivität

<b>Eingabe- parameter</b>	<b>Beispiele</b>	<b>Verfügbare Informationen</b>	<b>Sensiti- vität</b>
Werkstoff- Charakteri- sierung	Streckgrenze, Bruchzähigkeit	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Nennwerte aus Regelwerken</li> <li>• Realistische Werte aus Versuchen</li> <li>• Verteilungen aus PFM-Fällen</li> </ul>	Niedrig
Schädi- gungs- initiation	Initiierungs- frequenz, An- fangsfehlergrö- ßen	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Wenig Informationen</li> </ul>	Hoch
Schadens- fortschritt	Risswachstums- kurven, Wöhlerlinien	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Laborversuche</li> </ul>	Mittel
Lasten	Betriebliche Las- ten und Störfall- Lasten	Gut bekannt <ul style="list-style-type: none"> <li>• Betriebsdruck</li> <li>• Betriebstemperatur</li> </ul> Weniger bekannt (unsicher oder ab- hängig von der Auswertestelle): <ul style="list-style-type: none"> <li>• Biegemoment aus Eigengewicht</li> <li>• Thermische Fluktuationen</li> <li>• Störfall-Lasten</li> </ul>	Mittel
POD, Leck- über- wachung	POD-Kurve, Lecküber- wachungs-Kenn- wert	<ul style="list-style-type: none"> <li>• POD-Kurven aus Forschungs- berichten</li> <li>• Standardwerte oder Anlagenspezifi- sche Werte für Lecküberwachung</li> </ul>	Mittel

Zusätzlich zu den klassischen PFM-Fällen, bei dem eine bestimmte Stelle untersucht wird, kommt bei der Bewertung einer ganzen Anlage die Unsicherheit durch die räumliche Stelle des möglichen Lecks. Hier sind insbesondere die Lasten von Wichtigkeit, da Biegemoment, thermische Fluktuationen, Störfalllasten und Eigenspannungen hochgradig vom Ort abhängen.

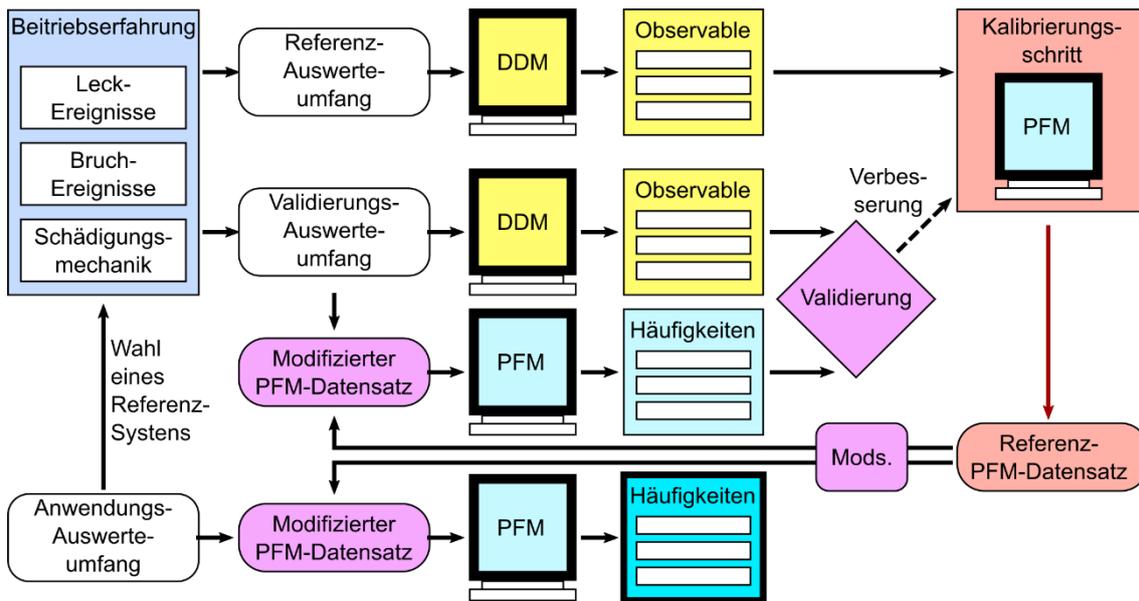
Auf der anderen Seite können die Unsicherheiten genutzt werden, um einen PFM-Datensatz zu kalibrieren. Die Größen, die letztlich aufgrund der PFM-Simulation berechnet werden, sind die Leck- und Bruchhäufigkeiten. Gleiche Größen erhält man auch durch die Auswertung der Betriebserfahrung mit einer DDM-Methode. Indem nun der PFM-Datensatz innerhalb der Unsicherheiten variiert wird, kann ein PFM-Datensatz

kalibriert werden, der zu einem mit Betriebserfahrung hinterlegten System passt. Dieser Kalibrierungsschritt ist in Abb. 11.2 dargestellt.



**Abb. 11.2** Kalibrierungsschritt

Mit diesem Kalibrierungsschritt ist es also möglich, zu einer bestehenden Anlage mit ausreichender Betriebserfahrung einen PFM-Datensatz zu erstellen, der in allen Ergebnissen mit der Betriebserfahrung übereinstimmt. Um dieses Konzept zu nutzen, um andere Anlagen (z. B. Gen III/III+) bewerten zu können, ist eine Anpassung des PFM-Datensatzes notwendig. Um sicherzustellen, dass die Aussagegenauigkeit erhalten bleibt, ist ein Validierungsschritt erforderlich. Dem Vorgehen der Kreuzvalidierung, bei dem ein Teil eines Datensatzes zur Modellanpassung und ein weiterer zur Validierung eingesetzt wird, ist das vorgeschlagene Vorgehen entlehnt, das in Abb. 11.3 dargestellt ist.



**Abb. 11.3** Kreuzvalidierungsschritt

Die Anwendung der Methodik soll im Rahmen der zweiten Benchmark-Phase stattfinden. Neben dieser Methode gibt es auch Vorschläge, die auf der DDM-Methode aufbauen.

## 11.4 Erster Benchmark: Anwendungsdemonstration der Methoden an Testfällen

### 11.4.1 Vorbereitung

Der erste rechnerische Benchmark sollte die bestehenden Methoden exemplarisch anwenden und die eingesetzten Techniken der unterschiedlichen Teilnehmer aufzeigen. Zur Vorbereitung wurde ein Spezifikations-Blatt entwickelt. Die drei Methoden DDM, PFM und PPOF waren für die Bearbeitung vorgesehen. Da Teilnehmer üblicherweise nur eine Methode einsetzen, hatte die Auswahl zum Ziel, jedem CRP-Teilnehmer zu ermöglichen, die Testfälle zu bearbeiten. Mit der Bearbeitung von zwei Fällen (DDM und PFM) war die GRS der einzige Teilnehmer, der mehr als einen Fall bearbeitet hat.

## 11.4.2 PFM-Fall

### 11.4.2.1 Fallbeschreibung

Der PFM-Fall wird tabellarisch spezifiziert. Die entsprechende Tabelle ist in Tab. 11.3 reproduziert.

**Tab. 11.3** Tabellarische Spezifizierung des PFM-Falls (Original)

No	Specification			
1.	Evaluation Boundary			
	Reactor Design	PWR		
	System Name	CVC System		
	Evaluation Scope Type	Junction in a spray line		
	Evaluation Scope Description	Single position, specific damage mechanism and defect type considered.		
2.	Pipe Dimensions			
	Description Type	Description		
	Pipe Geometry Description	Single junction		
	Nominal Diameter	DN 50 = NPS 4		
	Outer Diameter	114.0 mm		
	Wall Thickness	10.8 mm		
3.	Piping Material			
	Material Type	Austenitic stainless steel weld		
	Composition	Unspecified		
	Method of Fabrication	Shielded metal arc weld		
	Mechanical Properties (mean value ± standard deviation)	Young's Modulus	20°C: 195 200°C: 183 286°C: 177	GPa
		Poisson Ratio	0.3	
		Yield Stress	20°C: 206 ± 21 300°C: 130 ± 13	MPa
		Ultimate Stress	20°C: 515 ± 30 300°C: 495 ± 30	MPa

No	Specification		
	Fracture Toughness	25°C: $239 \pm 18$ 288°C: $182 \pm 14$	MPa m <sup>1/2</sup>
	Additional Information	No additional information	
	<i>Additional Information</i>	No further information	
4.	Operating Environment		
	Type of medium	Borated water	
	Chemistry	Specification of chemistry	
	Flow Conditions	Not specified	
Design/ Operating conditions	Pressure	15.41	MPa
	Temperature	345	°C
	Pipe Stresses	$P_m = 31.8$ Mpa (axial) $P_b + P_e = 33.7$ MPa	
	Weld residual stress distribution	Radial coordinate $(r - r_i)/t$	Axial Stress [MPa]
		0	75
		0.05	71
		0.1	67
		0.15	64
		0.2	62
		0.25	62
		0.3	62
		0.35	61
		0.4	60
		0.45	57
		0.5	50
		0.55	40
		0.6	26
		0.65	7
		0.7	-18
		0.75	-47
		0.8	-80
		0.85	-115
		0.9	-151

No	Specification		
			0.95 -185 1 -214
	Additional Information	No further information	
5.	Degradation mechanisms		
	List of mechanisms	Stress corrosion cracking (SCC) of a circumferential, semi-elliptic surface crack in a pipe weld heat affected zone. The cracks nucleate with a specific frequency, depth and size, and grow further according to a load-dependent velocity.	
	Crack length distribution	Exponential function, restricted to the interval $[0, 2\pi r_i]$ $f(l_0) = \frac{\lambda \chi_{[0, 2\pi r_i]}(l_0)}{2\pi r_i [1 - \exp(-\lambda)]} \exp\left[-\frac{\lambda l_0}{2\pi r_i}\right]$	
	Crack nucleation frequency per weld	Frequency	$4.08 \cdot 10^{-4}$ 1/year
	Initial crack size	Depth Length	$a_0 = 1$ $\lambda = 9.380$ mm
	Crack grow relation	$\frac{da}{dt} = \begin{cases} C_{SCC} K_I^{n_{SCC}} & K_I \leq K_{thr} \\ C_{sat} & K_I > K_{thr} \end{cases}$	
	Parameters	Prefactor Exponent Saturation value Threshold	$C_{SCC} = 1.05 \cdot 10^{-14}$ (MPa m <sup>1/2</sup> ) <sup>-5.76</sup> mm/s - $C_{sat} = 1.74 \cdot 10^{-6}$ mm/s $K_{thr} = 26.7$ MPa m <sup>1/2</sup>
6.	Inspection and maintenance		
	Inspection program	Ultrasonic testing is considered by a specific POD curve.	
	POD curve	The probability of detection for a flaw with depth $a$ is given by $POD(a) = \frac{\exp(\beta_0 + \beta_1 \ln a)}{1 + \exp(\beta_0 + \beta_1 \ln a)}$	
	POD parameters	$\beta_0 = 0.8256$ $\beta_1 = 0.8711$	- -
	Leak detection	Leak monitoring systems are assumed to be present in the specific location of the spray line austenitic weld. The monitoring is able to detect leakage above a certain threshold, resulting in repair measures.	
	Leak detection threshold	Detectable leak rate	0.3 kg/s
	Crack surface roughness	Global roughness Local roughness Global PLC Local PLC	114 $\mu$ m 11.4 $\mu$ m 0.594 v.heads/mm 5.94 v. heads/mm

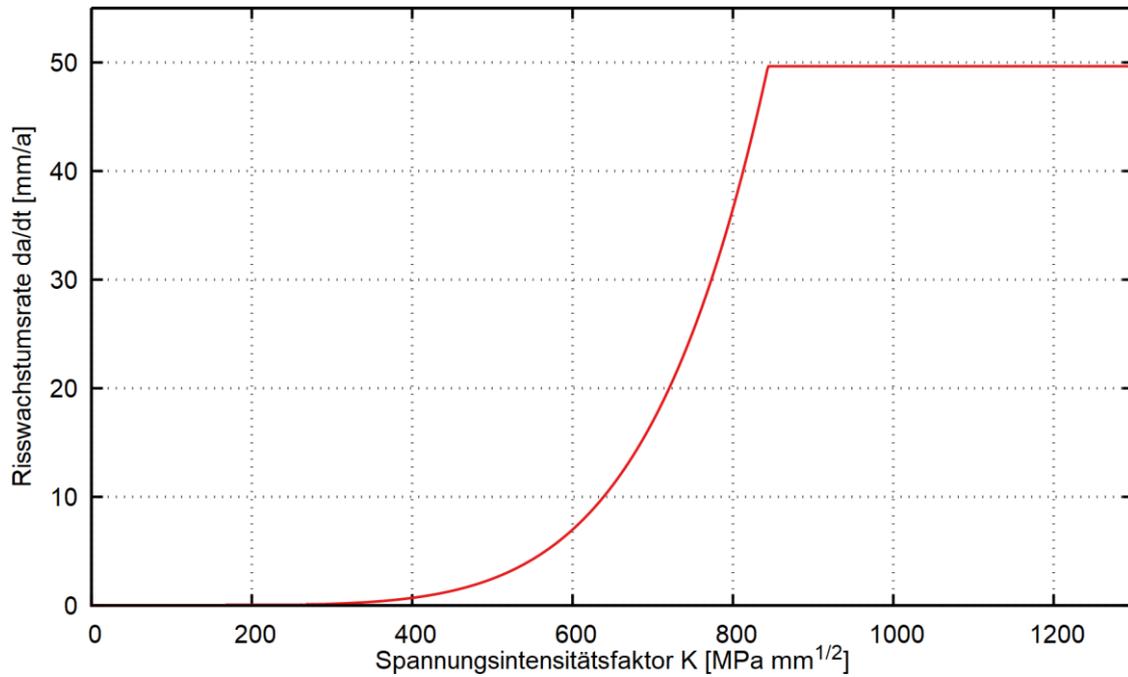
No	Specification			
		Global thickness	1.33	-
		Local thickness	1.07	-
	Resistance	Discharge coefficient	0.95	-
7.	Plant operation			
	Operation	Annual operation: 8,000 hours Design lifetime: 60 years		

Für die Berechnung in PROST müssen einige Größen umgerechnet oder in andere Einheiten konvertiert werden. Die Betriebszeit von 8000 Stunden pro Betriebsjahr (gegenüber 8766 Stunden pro Kalenderjahr) wird aus numerischen Effizienzgründen durch eine Modifikation der zeitabhängigen Effekte (Nukleationsrate und Risswachstumsrate) berücksichtigt. Das Korrosionsgesetz hat die in folgender Gleichung präsentierte Form, die Parameter sind in Tab. 11.4 zusammengefasst. Der Verlauf des Risswachstumsgesetzes ist grafisch in Abb. 11.4 aufgetragen.

$$\frac{da}{dt} = C [\min(K, K_{thr})]^n \quad (11.1)$$

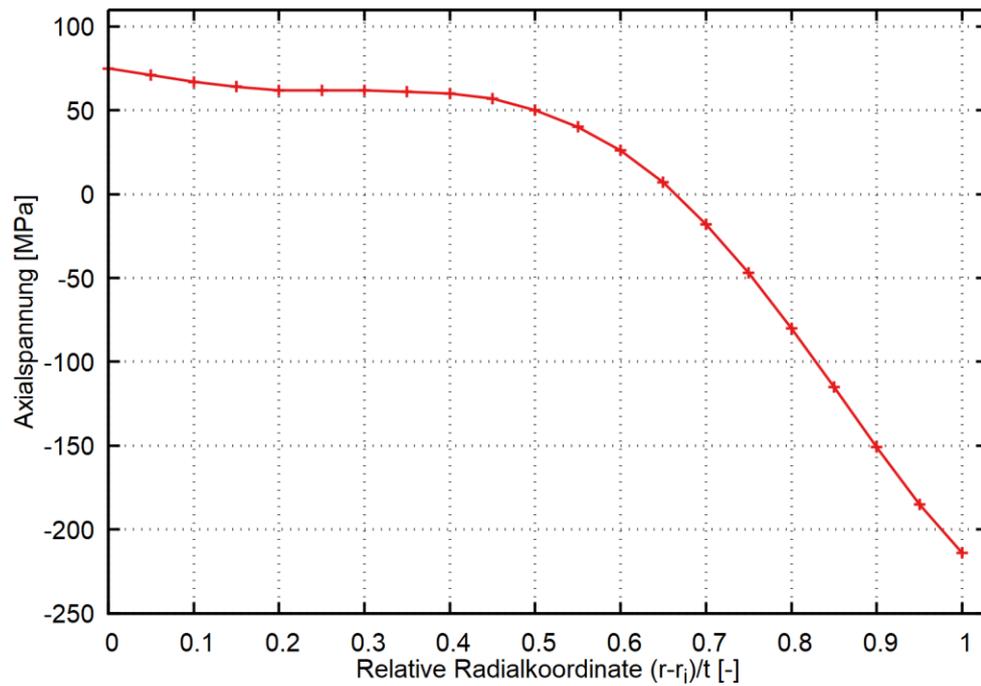
**Tab. 11.4** Parameter des Korrosionsrisswachstumsgesetzes

	Original		PROST	
$C$	1,05e-14	(MPa m <sup>1/2</sup> ) <sup>-5.76</sup> mm/s	6,92e-16	(MPa mm <sup>1/2</sup> ) <sup>-5.76</sup> mm/a
$n$	5,76		5,76	
$K_{th}$	26,7	MPa m <sup>1/2</sup>	844	MPa mm <sup>1/2</sup>



**Abb. 11.4** Korrosionsrisswachstumsgesetz

Das vorgegebene Eigenspannungsprofil ist in Abb. 11.5 dargestellt. Auf der Innenseite liegen demnach Zug- und auf der Außenseite Druckspannungen vor.



**Abb. 11.5** Schweißnahtelastspannungsverlauf als Funktion der relative Risstiefe

Die Initiierungszeit wird durch eine Exponentialverteilung mit dem Mittelwert der Initiierungsfrequenz berücksichtigt. Da nur Datensätze zu Leckagen führen, bei denen während des Betriebs ein Riss initiiert, wird die Nukleationszeit auf das Intervall  $[0; 60]$  Jahre beschränkt und die totale Leckwahrscheinlichkeit wird durch einen dem statistischen Gewicht entsprechenden Faktor korrigiert.

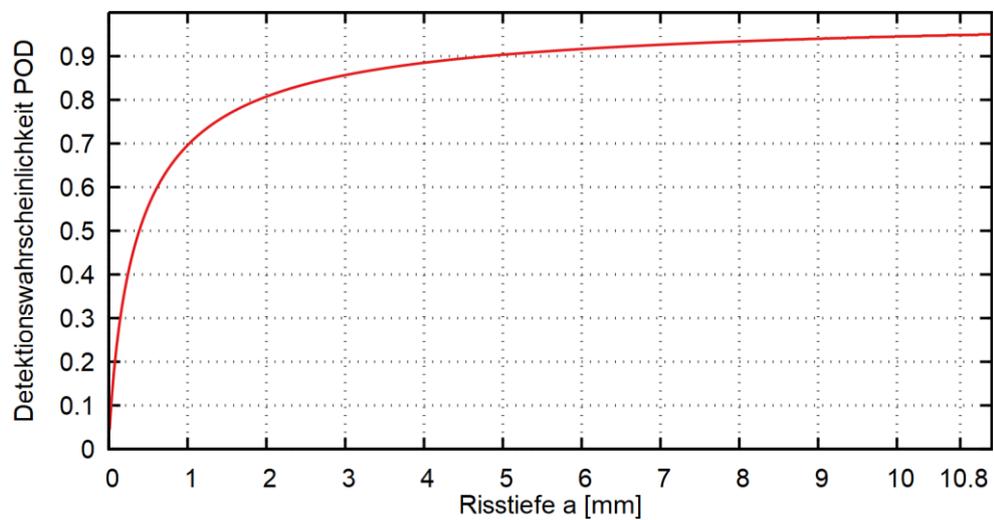
$$F_{exp}(60, 4.08E - 4) = 1 - \exp(-4.08E - 4 * 60) \approx 0.02418 \quad (11.2)$$

Eine Übersicht über alle verteilten Größen wird in Tab. 11.5 zusammengefasst.

**Tab. 11.5** Verteilte Parameter im PFM-Fall

Eingabegröße	Verteilung	Parameter
Streckgrenze [MPa]	Normal	$\mu = 130, \sigma = 13$
Zugfestigkeit [MPa]	Normal	$\mu = 495, \sigma = 30$
Bruchzähigkeit [MPa mm <sup>1/2</sup> ]	Normal	$\mu = 5755, \sigma = 443$
Initiierungszeit [Jahre]	Exponential	$\mu = 2451$ , beschränkt auf [0, 60]
Anfangsrislänge [mm]	Exponential	$\mu = 30.95$ , beschränkt auf [0, 290.3]

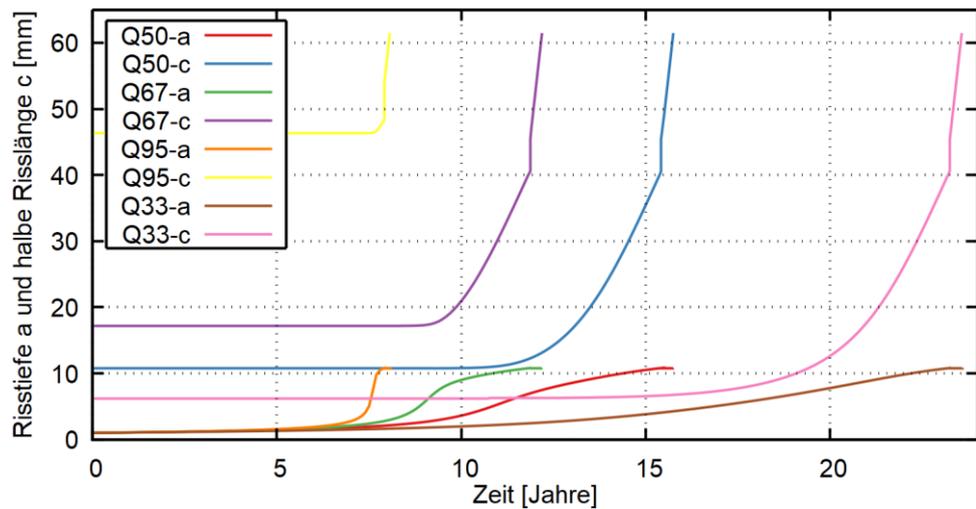
Wiederkehrende Prüfungen wurden mit einer POD-Kurve modelliert. Der Verlauf der Detektionswahrscheinlichkeit POD in Abhängigkeit der Risstiefe ist in Abb. 11.6 dargestellt.



**Abb. 11.6** POD-Kurve

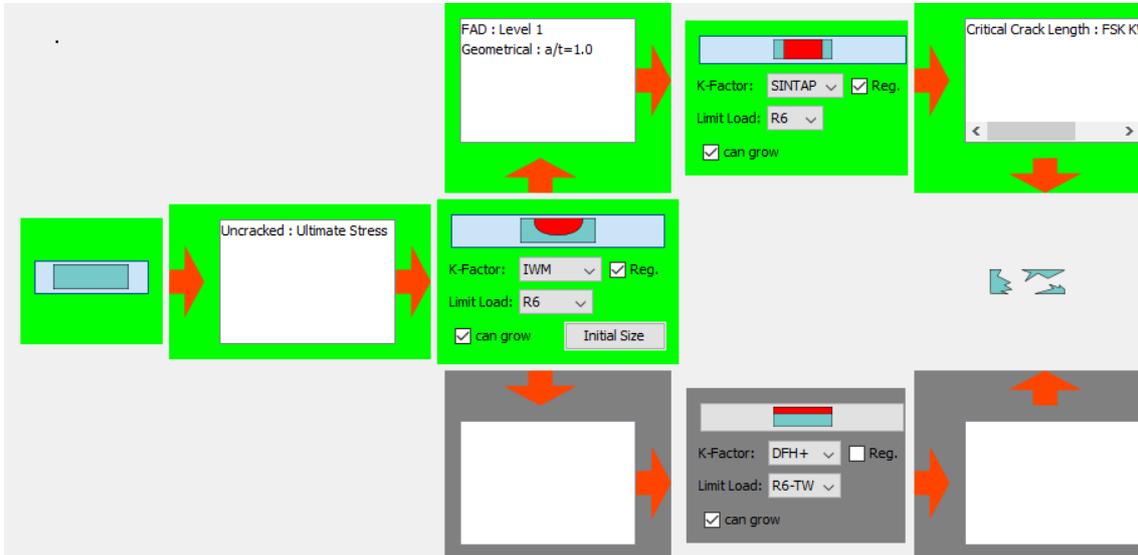
#### 11.4.2.2 Berechnung und Ergebnisse

Zur Vorbereitung der Untersuchung wird zunächst das deterministische Risswachstum untersucht. Da die Risslänge eine verteilte Größe ist, werden der Median sowie die 33%-, 67%- und 95%-Quantile untersucht. Das Wachstum von diesen Rissen ist in Abb. 11.7 dargestellt. Daraus kann abgelesen werden, dass die Oberflächenrissphase einige Jahre besteht, bevor ein Leck auftritt. Das Leck wiederum hat nur eine sehr kurze Lebensdauer von typischerweise weniger als einem Jahr.



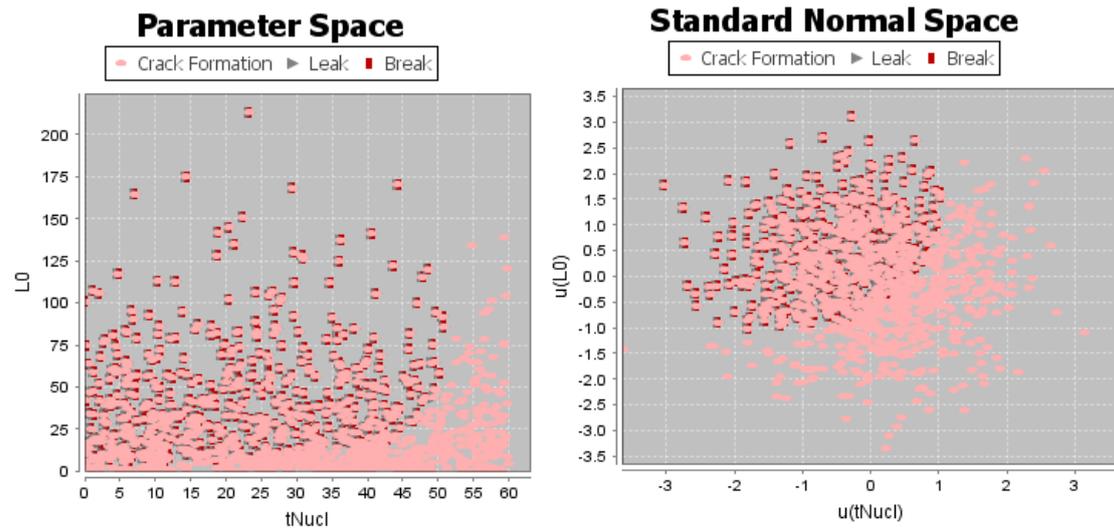
**Abb. 11.7** Deterministisches Risswachstum von bestimmten Quantilen

Die Berechnung in PROST erfolgt unter Verwendung der Phasen ohne Riss, Oberflächenriss und Leck. Da die Risse sehr lang sind, wurde die Verwendung der ausgedehnten Risse als Phase erwogen, jedoch wegen anderen numerischen Artefakten, die dadurch entstehen, wieder verworfen. Das Diagramm der verschiedenen Phasen ist in Abb. 11.8 dargestellt.



**Abb. 11.8** Zustandsdiagramm der Simulation in PROST

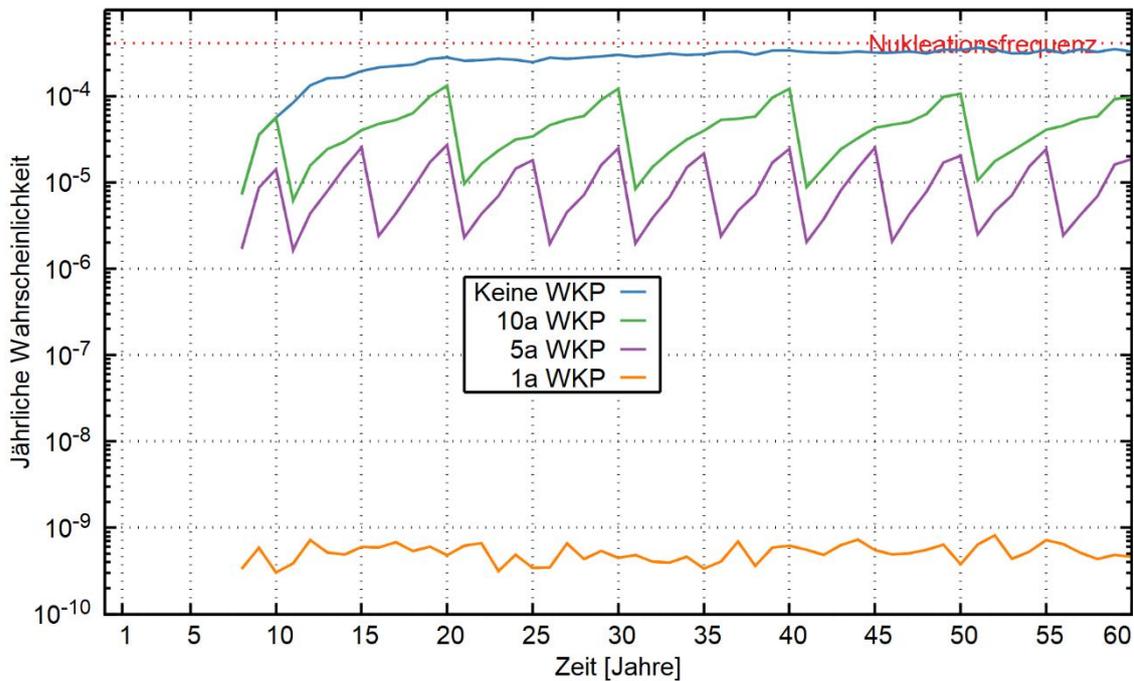
In PROST können die Initiierungs-, Leck- und Bruchübergänge in der Simulation verfolgt werden. Die erfolgten Übergänge im Parameterraum bei 1000 (Monte Carlo) Simulationen ist in Abb. 11.9 dargestellt.



**Abb. 11.9** Initiierungen (Crack Formation), Leckagen (Leak) und Brüche (Break) im Parameterraum, projiziert in die Ebene von Anfangsrisslänge und Nukleationszeit

Links sind die Parameter im direkten Parameterraum und rechts transformiert auf standardnormalverteilte Variablen ( $u$ -Raum) dargestellt.

Aus dieser Darstellung kann entnommen werden, dass frühe und lange Risse zu Brüchen und Lecks führen, während späte Initiierungen von kurzen Rissen bis zum Ende der Lebensdauer ohne Leckage bleiben. Die kurze Leckphase führt dazu, dass alle Leckagen auch zu Brüchen führen. Die Simulation der Versagenswahrscheinlichkeit ist in Abb. 11.10 grafisch dargestellt.



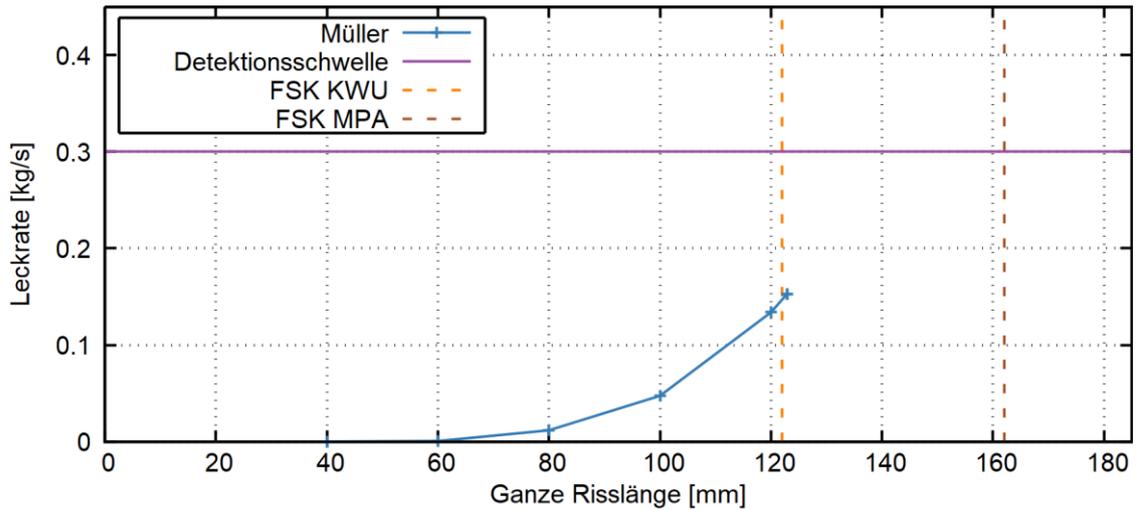
**Abb. 11.10** Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten als Funktion der Versagenszeit

Auch in den Wahrscheinlichkeiten ist kein Unterschied zwischen Leck und Bruch auszumachen. Die Verminderung der Wahrscheinlichkeiten nach einer wiederkehrenden Prüfung ist in der Abbildung an den Stufungen entsprechend dem Wartungsintervall zu erkennen.

**Tab. 11.6** Kumulierte Wahrscheinlichkeiten nach 60 Jahren Betrieb

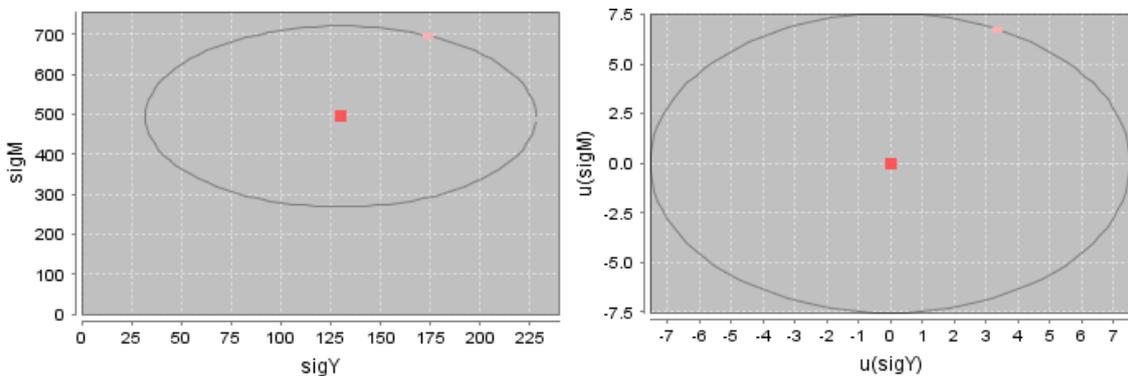
Interval [a]	Initiierung	Leck	Bruch
keine	2,418 %	1,447 %	1,447 %
10	2,418 %	0,255 %	0,255 %
5	2,418 %	0,0551 %	0,00551 %
1	2,418 %	2,77e-6 %	2,77e-6 %

Für die Untersuchung des Einflusses der Lecküberwachung wird die Leckratenberechnung mit einbezogen. Da die Fluidbedingungen im vorliegenden Fall nahezu auf der Sättigungslinie liegen, ist das sonst in probabilistischen Simulationen bevorzugte modifizierte Bernoulli-Modell nicht geeignet. Als Behelf wird das schnelllaufende, aber ungenaue Müller-Modell verwendet. Die detektierbare Leckrate beträgt 0,3 kg/s. In Abb. 11.11 werden die Leckraten nach dem Müller-Modell mit den kritischen Rissgrößen verglichen.



**Abb. 11.11** Leckrate als Funktion der Risslänge

Die kritische Rissgröße ist demnach für die Median-Parameter, die in der Abbildung verwendet wurden, so klein, dass die Leckrate eines entsprechenden Risses nur etwa halb so groß ist wie die detektierbare Leckage. Somit weist die untersuchte Rohrleitung typischerweise kein Leck-vor-Bruch-Verhalten auf. Allerdings ist es möglich, dass für gute Parameterkombinationen (hohe Bruchzähigkeit, hohe Streckgrenze und Zugfestigkeit) ein Leck dennoch erkannt werden kann. Der entsprechende Design Point für Leckdetektion ist in Abb. 11.12 dargestellt.



**Abb. 11.12** Synopsis des direkten Parameterraums (links) und des Standardnormalraums (rechts) als Projektion in die Ebene von Streckgrenze und Zugfestigkeit

Der Design Point (pink) und der Kreis mit Radius  $\beta$  um das Zentrum (rot) zeigen die wahrscheinlichsten Parameter für eine Leckdetektion an.

Die Leckerkennung entspricht daher einem 7,5  $\sigma$ -Ereignis und ist daher sehr selten. Die Auffindwahrscheinlichkeit wurde mit Design-Point-basiertem Importance Sampling berechnet, die Ergebnisse sind in Tab. 11.7 zusammengefasst.

**Tab. 11.7** Kumulierte Übergangswahrscheinlichkeiten bei Berücksichtigung von Leckdetektion

Formation	Leak	Rupture	Detection
2,418	1,447	1,447	4,9e-14%

Zuletzt werden noch die relevanten Einflussparameter ermittelt. Dazu wird einerseits die Analyse des Design Points und andererseits die Methode des Verstärkungsverhältnisses /ROO 05/ herangezogen. Die Hintergründe beider Methoden sind in /HEC 16c/ näher beschrieben. Aus dieser Analyse geht hervor, dass im Fall ohne Leckdetektion die Nukleationszeit und die Anfangsrisslänge den größten Einfluss haben, während die Werkstoffparameter einen untergeordneten Einfluss besitzen. Dies wird auch vor dem Hintergrund der deterministischen Analyse klar, denn die Werkstoffparameter gehen vorrangig in die Bewertung der kritischen Risslänge ein, die allerdings aufgrund der hohen Risswachstumsgeschwindigkeit und der geringen Wanddicke eine geringe Bedeutung besitzt. Eine Ausnahme stellt der (pathologische, s. o.) Leckdetektionsfall dar, da hier Streckgrenze und Zugfestigkeit wesentliche Größen sind.

### 11.4.3 DDM-Fall

Für den DDM-Fall wird ein Beispiel aus dem Methodenband PSA /GRE 09/ aufgegriffen. Da der Referenzfall mit der deutschen Betriebserfahrung durchgeführt wurde, hat diese Analyse auch einen Verifizierungs- und Aktualisierungscharakter.

#### 11.4.3.1 Fallbeschreibung

Die tabellarische Spezifizierung des Falls ist in Tab. 11.8 reproduziert.

**Tab. 11.8** Tabellarische Spezifizierung des DDM-Falls

No	Specification	
1	Evaluation Boundary	
	Reactor Design	PWR
	System Name	Volume Control System
	Evaluation Scope Type	System Part
	Evaluation Scope Description	Volume control system Only pipes of nominal width DN 50
2	Pipe Dimensions	
	Description Type	Description
	Pipe Geometry Description	No graphical representation given. The evaluation scope includes straight pipes, reducers, connectors, welded nozzles, and instrumentation. It is supposed that there are 23 leak-relevant positions in the 'cold' part, and 20 leak relevant positions in the 'hot' part of the evaluation scope, i.e. positions where leaks might occur.
	Nominal Diameter	DN 50 = NPS 2
3	Piping Material	
	Material Type	Unspecified
4	Operating Environment	
	Type of medium	Borated water
5	Degradation mechanisms	
	List of mechanisms	Not specified

#### 11.4.3.2 Datenbankauswertung

Für die Auswertung der Betriebserfahrung wurde die GRS-Datenbank KomPass herangezogen. Dazu wurden Ereignisse in den Nennweiten DN 50, DN 80, DN 100 und DN 150 ausgewertet. Da für die PSA-Methode eine Wandstärke benötigt wird, wurde anhand von in KomPass verfügbaren Größen eine plausible Wandstärke für die weitere

Analyse geschätzt, die einer Normgröße entspricht. Diese Wahl ist in Tab. 11.9 aufgeführt.

**Tab. 11.9** Typische Wandstärke für verschiedene Nennweiten

DN	Wanddicke [mm]	Normgröße (Schedule)
50	3,2	NPS 2 Sch. 30
80	3,2	NPS 3 Sch. 10s/20
100	3,6	NPS 4
150	10	NPS 6 Sch. 80

Für die Wahl des Systems wird auf die Systemklassifizierung in KomPass zurückgegriffen. Die Gruppen der nukleartechnischen Hilfsanlagen beginnen alle mit dem Buch "K", die Gruppe mit "KB" umfasst das Chemikalieneinspeisesystem und Volumenregelsystem und wird für die folgende Auswertung herangezogen (vgl. Tab. 11.10).

**Tab. 11.10** KB-Gruppe der Systemklassifizierung

System	Systembezeichnung
KB	Kühlmittelbehandlung
KBA	Füllstands- und Volumenregelungssystem
KBB	Kühlmittelversorgung
KBC	Deionat- und Borsäureeinspeisung
KBD	Chemikalieneinspeisung
KBE	Kühlmittelreinigung
KBF	Kühlmittelaufbereitung
KBG	Kühlmittelentgasung

Für die Bestimmung der Population ist auch die Zahl der Kraftwerke pro Jahr relevant. Als Auswertezeitraum wird 1978 (in dem in KomPass das erste relevante Leck verzeichnet ist) bis 2016 (aufgrund einer zweijährigen Frist waren neuere Ereignisse möglicherweise noch nicht in der Datenbank enthalten) gewählt. Allerdings sind nicht in allen Kraftwerken die leckrelevanten Stellen identisch. Basierend auf /GRE 09/ werden drei verschiedene Anlagegruppen unterschieden, die anhand ihrer Inbetriebnahme klassifiziert werden. Die Zahl der leckrelevanten Stellen ist mit der Definition der Gruppen in Tab. 11.11 zusammengefasst.

**Tab. 11.11** Zahl der leckrelevanten Stellen in den Anlagentypen

Gruppe		A		B		C	
Anlagen		5		8		1	
Inbetriebnahme		1972 – 1978		Nach 1978		Vor 1972	
Betrieb [Jahre]	2006	156*		153		37	
	2017	176		228		37	
Temperatur		kalt	heiß	kalt	heiß	kalt	heiß
Leck- relevante Stellen	DN 50	23	20	36	36	88	30
	DN 80	50	2	70	36	3	0
	DN 100	10	7	11	1	0	0

\*Die Zahl der Betriebsjahre von Gruppe A wird in /GRE 09/ mit 151 eingegeben, hier werden 156 gezählt.

Bei der Datenbankauswertung werden 21 Lecks (davon 17 mit Riss) und eine Flanschleckage gezählt. Die Aufschlüsselung der Ereignisse nach Systemgruppe wird in Tab. 11.12 zusammengefasst.

**Tab. 11.12** Anzahl der Leckagen nach Systemgruppe

	K*	KB*	KBA
Alle Lecks	21	8	7
Riss und Leck	17	7	7

Aus dieser Auswertung kann auch gefolgert werden, dass in /GRE 09/ die Systemgruppe KB\* zu Grunde liegt, da dort ebenfalls 8 Ereignisse mit 7 Bruch-Vorläufern vermerkt sind und keine neuen Ereignisse seit 2007 hinzugekommen sind. Für die Anwendung der GRS-Methodik zur Bestimmung der Leck- und Bruchhäufigkeiten muss die Auswertung nun Nennweiten-aufgelöst erfolgen. Hierbei werden nur Lecks mit Rissangabe ausgewertet. Die Ergebnisse sind in Tab. 11.13 dargestellt.

**Tab. 11.13** Leckereignisse nach Nennweite und Vergleich mit /GRE 09/

DN	50	80	100	150
Leckereignisse	7	9	6	0
Gesamtereignisse /GRE 09/	8	3	5	-
Relevante Ereignisse /GRE 09/	7	2	1	-

Die vorliegende Auswertung berücksichtigt also mehr aufgetretene Leckagen als in /GRE 09/.

### 11.4.3.3 Berechnung und Ergebnisse

Zunächst werden die Leckagen der Betriebserfahrungen bezüglich fünf Kriterien klassifiziert. Zu den fünf Kriterien kommt die Anlagengruppe (Tab. 11.11). Die Klassifizierung ist in Tab. 11.14 zusammengefasst.

**Tab. 11.14** Klassen und Indizes der Kriterien

	Index		Klasse
0	$k$	Anlagengruppe	A
1	$u$	System	KB*
2	$v$	Anlagenzustand	Not specified
3	$w$	Ort	LR
4	$x$	Leckgröße	0.02F, 0.1F
5	$y$	Nennweite	DN25-DN50

Für die Bewertung von DN 50-Komponenten wird in /GRE 09/ vorgeschlagen, die Population von DN 50 bis DN 150 zu betrachten. Die Häufigkeit eines wanddurchdringenden Risses in der Population ist demnach durch folgende Gleichung für  $\lambda_{L,D}$  gegeben.

$$\lambda_{L,D} = \frac{C_X(L_D D)}{t_D^X} \quad (11.3)$$

Hierbei ist  $L_D = 43$  die Zahl der leckrelevanten Stellen,  $D = 50$  mm der Leitungsdurchmesser,  $t_D$  die Wandstärke der Leitung und  $X$  ein Exponent zwischen 2 und 3.  $C_X$  ist eine Proportionalitätskonstante, die nach der folgenden Beziehung bestimmt wird.

$$C_X = \frac{\sum_{D=50}^{150} N_{L,D}}{\sum_{j \in \{A,B,C\}} \sum_{D=50}^{150} \frac{L_{D,j} D T_{D,j}}{t_{D,j}^X}} \quad (11.4)$$

In dieser Gleichung bezeichnet  $N_{L,D}$  die Zahl der rissartigen Lecks in Rohrleitungen des Durchmessers  $D$  (hier mit 8 angesetzt) und  $T_D$  ist die Zahl der Betriebsjahre, die zu der entsprechenden Nennweite gehören. Diesem Ansatz entgegen wird in /GRE 09/ die Zahl von 7 Ereignissen als hoch genug gewertet, um die Analyse auf die Nennweitenklasse DN 50 zu beschränken – andererseits wird die Gruppierung der Anlagen gewürdigt. Mathematisch beschrieben wird dieser Ansatz durch die folgende Gleichung.

$$\lambda_{L,D,k} = \frac{N_L \frac{D}{t_{D,k}^2}}{\sum_{j \in \{A,B,C\}} T_j n_j \frac{L_{D,j} D}{t_{D,j}^2}} \quad (11.5)$$

Da eine Unterscheidung der verschiedenen Wanddicken zwischen Anlagengruppen aufgrund der begrenzten Datenlage nicht möglich ist, kürzt sich der Faktor  $D/t^2$ . Die Abzählung der Betriebsjahre multipliziert mit der Anzahl der leckrelevanten Stellen in den einzelnen Nennweiten (d. h. der Nenner) ist in Tab. 11.15 dargestellt.

**Tab. 11.15** Leckrelevante Stellen multipliziert mit den Betriebsjahren für die einzelnen Gruppen und Nennweiten

	DN 50	DN 80	DN 100
<b>Gruppe A</b>	37840	45760	14960
<b>Gruppe B</b>	131328	193344	21888
<b>Gruppe C</b>	4366	111	0
<b>Summe</b>	173534	239215	36848

Dieses Ergebnis stellt den Normierungsfaktor für die aufgefundenen Lecks in der Datenbasis dar. Der Quotient der Ereignisse und diesen Größen stellt die Häufigkeit pro leckrelevanter Stelle dar. Das Ergebnis für das Gesamtsystem ist in Tab. 11.16. zusammengefasst.

**Tab. 11.16** Leckhäufigkeit [1/Jahr] bei Berücksichtigung nur einer Nennweite

DN	50	80	100
Pro Stelle	4,03E-05	3,76E-05	1,63E-04
Gesamt (Gruppe A)	1,73E-03	1,96E-03	2,77E-03

Als Alternative kann auch Gleichung (11.4) mit allen Nennweiten ausgewertet werden. Mit dem Vorfaktor  $C_{X=2} = 7,76E-06$  führt das zu den in Tab. 11.17 gezeigten Häufigkeiten.

**Tab. 11.17** Leckhäufigkeiten [1/Jahr] bei Anwendung von Gleichung (11.4)

DN	50	80	100
Pro Stelle	3,79E-05	6,07E-05	2,48E-05
Gesamt (Gruppe A)	1,63E-03	3,15E-03	4,21E-04

Im Vergleich von Tab. 11.16 und Tab. 11.17 sind die Ergebnisse für DN 50 sehr ähnlich. Bei DN-80-Leckagen fällt die Häufigkeit in der zweiten Version deutlich höher und bei DN-100-Leckagen deutlich niedriger aus.

Die Bruchhäufigkeit wird aus der Leckhäufigkeit mit der folgenden Beziehung bestimmt.

$$\lambda_{B,D} = \frac{2,5}{DN} \lambda_{L,D} \quad (11.6)$$

Für DN-50-Leitungen ist das Verhältnis von Brüchen zu Lecks 0,05, für DN 80 0,03125 und für DN 100 0,025.

#### 11.4.3.4 Unsicherheitsanalyse

Für eine Berücksichtigung von Unsicherheiten werden die Eingabegrößen der verwendeten Gleichungen durch Verteilungsfunktionen ersetzt. Die angesetzten Verteilungsfunktionen wurden entsprechend Tab. 11.18 festgelegt. Sie entsprechen (mit kleinen Anpassungen bei der Zahl der leckrelevanten Stellen) der Wahl in /GRE 09/.

**Tab. 11.18** Verteilungsfunktionen für die Unsicherheitsanalyse

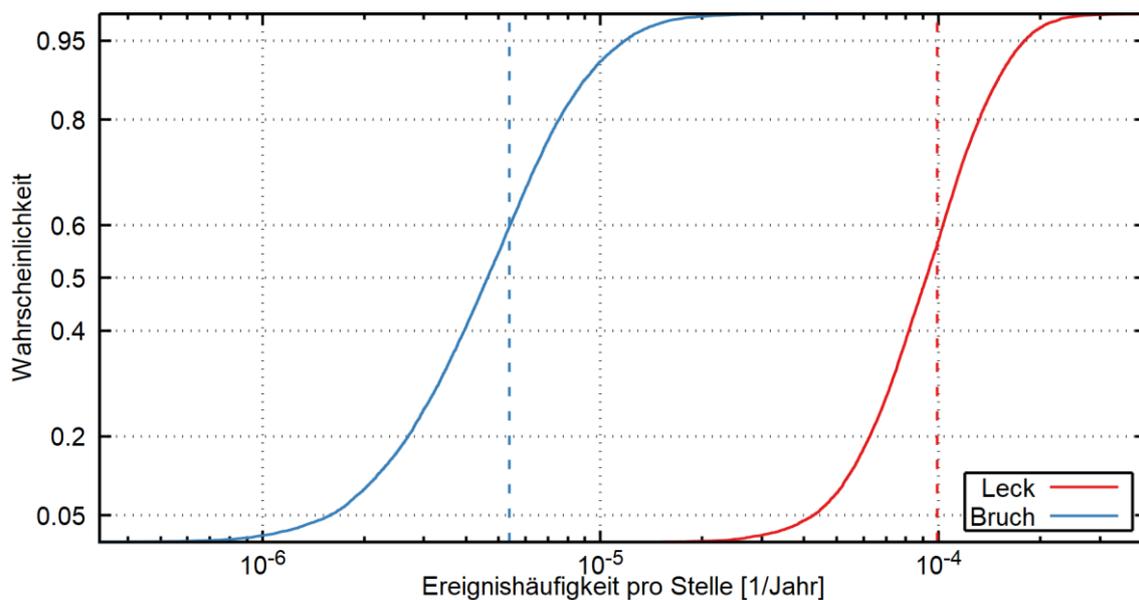
Eingabegröße	Symbol	Verteilung	Parameter
Bedingte Bruchwahrscheinlichkeit	$\frac{\lambda_{B,D}}{\lambda_{L,D}}$	Beta-Verteilung	$p = 5,5$ $q = 95,5$
Leckrelevante Stellen	$\tilde{L}_D$	Log-Normal Verteilung	Mittelwert: 43 Q95/Q50=2 $\mu = 3,65$ $\sigma^2 = 0,223$
Leckereignisse	$N_L$	Nicht-zentrale $\chi^2$ -Verteilung	$\mu = (7 + 0,5)/441^*$ $\nu = 2(7 + 0,5)$

\*In /GRE 09/, S. 38 wird irrtümlicherweise  $(7+0,5)*T$  anstatt  $(7+0,5)/T$  geschrieben.

Die Verteilungsfunktion der leckrelevanten Stellen wird durch die Modifizierung von Gleichung (11.6) erreicht. Die Verteilungsfunktion wird nur im Vorfaktor und nicht in der Gleichung für  $C_x$  verwendet.

$$\lambda_{L,D,k} = \frac{N_L \frac{D}{t_{D,k}^2}}{\tilde{L}_D \sum_{j \in \{A,B,C\}} T_j n_j \frac{L_{D,j} D}{\langle \tilde{L}_D \rangle t_{D,j}^2}} \quad (11.7)$$

Die Berechnung der Wahrscheinlichkeiten für die Leck- und Bruchhäufigkeiten mit den angesetzten Verteilungsfunktionen erfolgt mit einer Monte-Carlo-Simulation. Die erhaltene Wahrscheinlichkeitsverteilung für Leck- und Bruchhäufigkeiten ist in Abb. 11.13 dargestellt. In der Abbildung ist der Erwartungswert als senkrechte Linie eingezeichnet, während die 5%-, 50%- und 90%-Quantile anhand des Gitters abgelesen werden können.



**Abb. 11.13** Verteilung von Leck- und Bruchhäufigkeiten bei Berücksichtigung von Unsicherheiten

In der Abbildung ist gut erkennbar, dass beide Kurven im logarithmischen Maßstab nicht parallel sind, sondern die Bruch-Kurve flacher verläuft. Dies liegt an der Verteilungsfunktion der bedingten Bruchwahrscheinlichkeit – wäre diese Eingabegröße nicht verteilt, würden die Kurven parallel verlaufen.

## **11.5      Ausblick: Zweite Benchmark-Phase**

Während in der ersten Benchmarkphase die Anwendung der etablierten Methoden im Vordergrund steht, ist die zweite Phase der Anwendung auf Anlagen der Generation III/III+ gewidmet. Als in der Literatur gut beschriebener Fall ist der Anlagentyp Westinghouse AP 1000 ausgewählt worden /SOU 18/. Der heiße Strang der Hauptkühlmittelleitung mit dem Anschluss an die Volumenausgleichsleitung bietet die Möglichkeit, die Methodik zur Bestimmung von Leck- und Bruchhäufigkeiten an einem relevanten Fall zu demonstrieren. Als Herausforderung ergibt sich neben der geringen Betriebserfahrung dieses Anlagentyps die Mischnahtverbindung von Alloy 690/52/152 zwischen Hauptkühlmittelleitung und Dampferzeuger, die in bestehenden Anlagen nicht verwendet wurde.



## 12 Codeentwicklung

Die Erweiterungen der Codes PROST und WinLeck sollen in diesem Kapitel zusammengefasst werden. Für fachliche Hintergründe zu den einzelnen Leistungen wird auf die entsprechenden vorangegangenen Kapitel verwiesen.

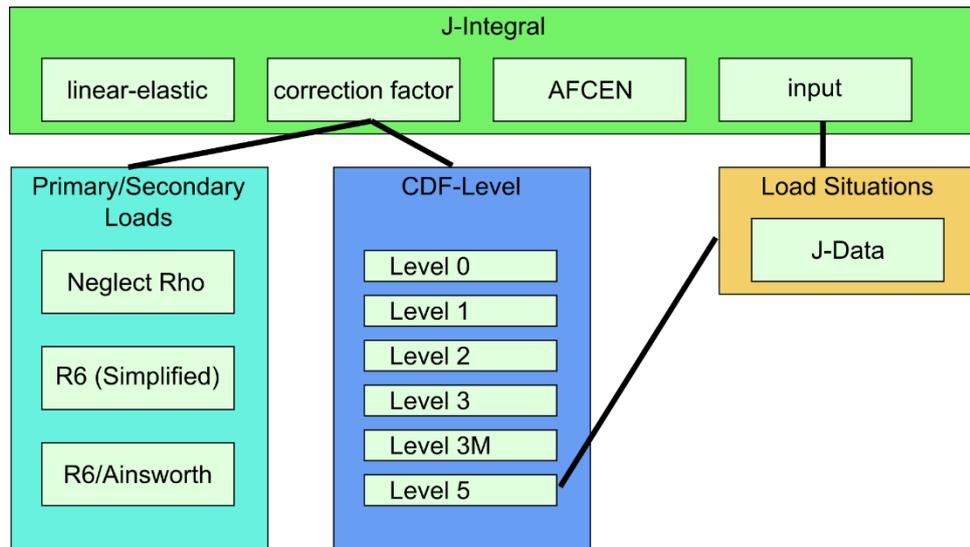
### 12.1 PROST

Der Code PROST wurde maßgeblich in früheren Vorhaben entwickelt und weiterentwickelt /GRE 04/, /GRE 10/, /HEC 13/, /HEC 16c/. Dieser Abschnitt stellt die Neuerungen vor. Von einer umfassenden Codepräsentation wird abgesehen, sie ist in der Code-Dokumentation /HEC 19a/ enthalten.

#### 12.1.1 Neue Leistungen

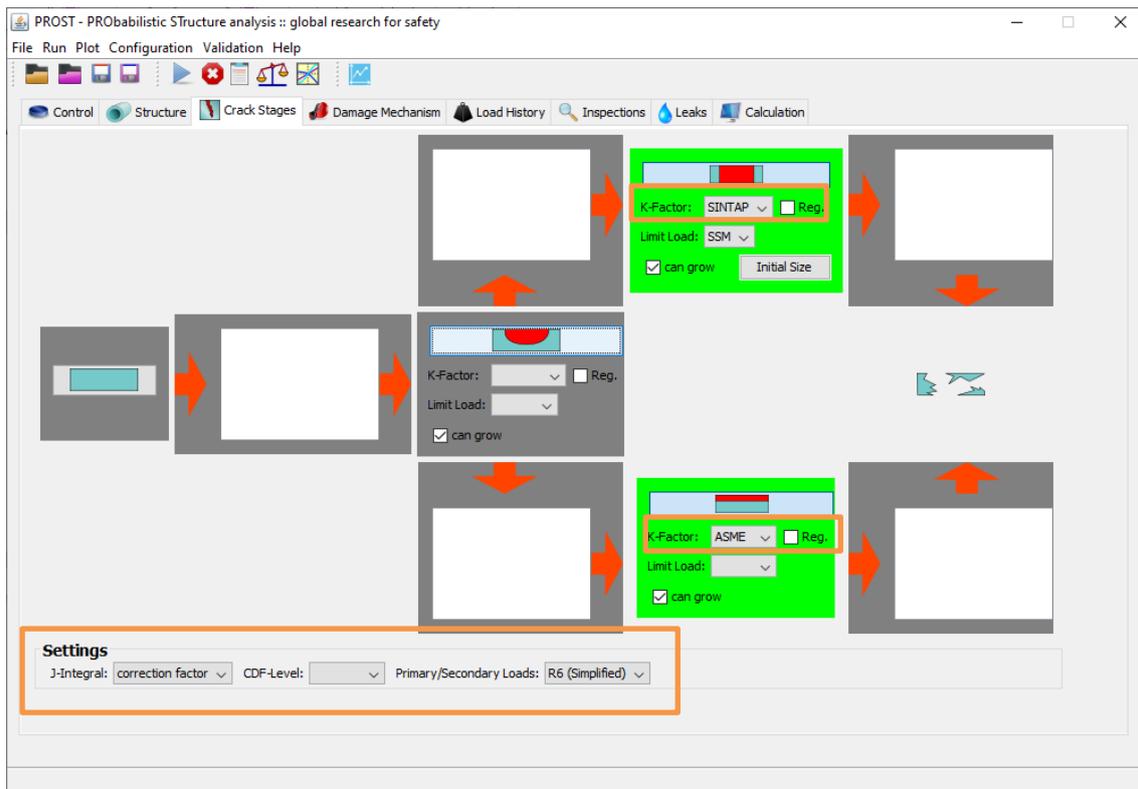
An neuen Leistungen wurden die in Kapitel 5 beschriebenen Methoden für die Berechnung von Spannungsintensitätsfaktoren bei vorliegenden radial variierenden Spannungsverteilungen ergänzt. Die beiden Methoden werden im Programm SINTAP (für die Methode aus 5.3.3) bzw. AFCEN (für die in 5.3.4 vorgestellte Methode) benannt.

Die Berechnung von thermomechanischen Lasten (in Kapitel 4 beschrieben) ist in PROST nun auch mit den erprobten Verfahren möglich. Die Steuerung erfolgt im Zusammenhang mit der Berechnung des  $J$ -Integrals. Die verwendete Methodik wird dann auch bei der Anwendung des Fehlerbewertungsdiagramms für alle Rissphasen umgesetzt. Die Wahlmöglichkeiten und die nachgelagerten Optionen sind in Abb. 12.1 dargestellt.



**Abb. 12.1** Optionen und Unteroptionen für die thermomechanischen Lasten

Ein Screenshot, der die Umsetzung in der Oberfläche von PROST zeigt, ist in Abb. 12.2 wiedergegeben. Die Schaltflächen mit den neuen Leistungen sind orange markiert.



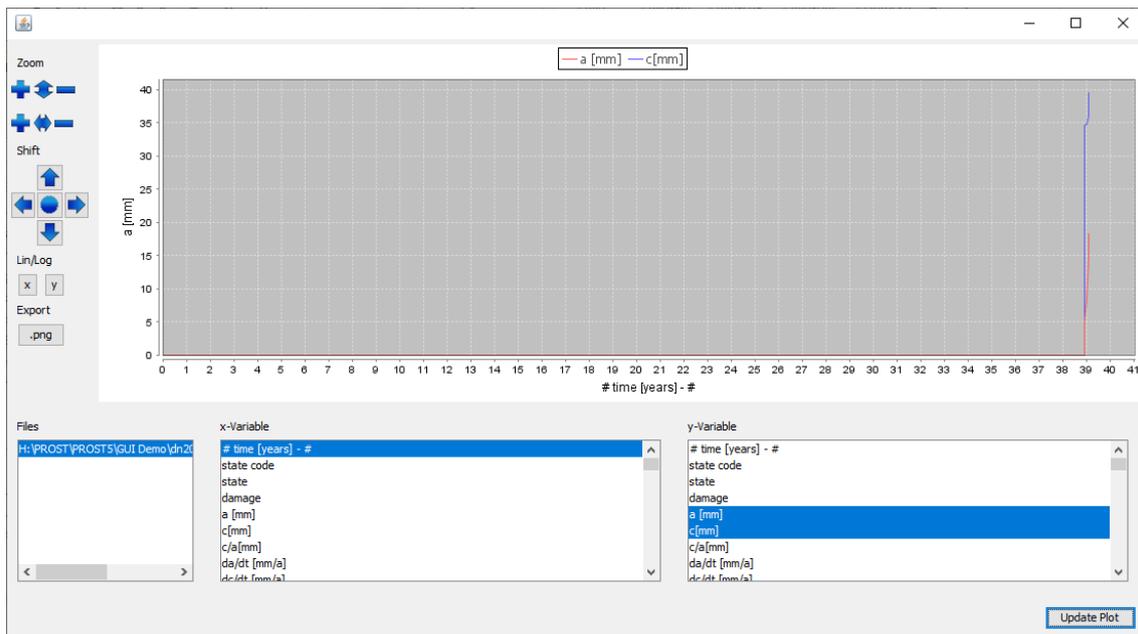
**Abb. 12.2** Screenshot aus der Oberfläche von PROST mit den Einstellmöglichkeiten für thermomechanische Lasten und neuen  $K$ -Faktoren

Das Risswachstumsgesetz „Power Law + Saturation“ wurde ebenfalls neu aufgenommen, um den PFM-Benchmark (siehe Abschnitt 11.4.2) bearbeiten zu können. Die Risswachstumsgeschwindigkeit als Funktion des Spannungsintensitätsfaktors wird durch die folgende Relation ausgedrückt.

$$\frac{da}{dt} = C [\min(K, K_{thr})]^n \quad (12.1)$$

Die in PROST wählbaren Parameter sind  $C$ ,  $K$  und  $n$ ; die Größen können bei Bedarf auch statistisch verteilt oder temperaturabhängig sein.

Zur Visualisierung der Rechenergebnisse für eine schnelle Überprüfung von Simulationsergebnissen, aber auch für eine Arbeitsdokumentation wurde eine Option zur Verfügung gestellt, auch deterministische Ergebnisse grafisch darzustellen. Das von PROST produzierte Format hat eine tabellenartige Struktur, die die zeitabhängigen Größen einer einzelnen Simulation (Rissgröße, Lasten,  $K$ -Faktoren, Versagensbewertungsgrößen, ...) erfasst. Die für PROST umgesetzte Lösung erlaubt es flexibel, verschiedene Größen gegeneinander aufzutragen und dabei auch mehrere deterministische Rechnungen zu vergleichen. Ein Screenshot dieses Werkzeugs für ein Beispiel ist in Abb. 12.3 dargestellt.



**Abb. 12.3** Grafische Darstellung deterministischer Ergebnisse in PROST

Mit diesem Werkzeug lassen sich auch verwandte Ausgabegrößen wie das Listen-Rechenergebnis in PROST visualisieren.

### **12.1.2 Automatisches Testen**

Für die Weiterentwicklung von PROST wurden automatisch ablaufende Tests eingeführt, die sicherstellen, dass Funktionalitäten nach Codeänderungen unverändert gültig sind. Da weite Teile von PROST bereits bestehen und der Code einen erheblichen Umfang besitzt, ist eine nachträgliche Einführung von Tests für alle denkbaren Funktionalitäten sehr aufwändig. Auch aufgrund der in den früheren Vorhaben erfolgten Validierungsmaßnahmen /GRE 04/, /GRE 10/, /HEC 13/, /HEC 16c/ wird daher die Strategie verfolgt,

- Tests für neu implementierte Klassen einzuführen,
- Tests bei geänderten Klassen vorzusehen,
- Tests bei vorgefundenen Fehlern vorzusehen.

Auf diese Weise hat PROST in der Version 4.7 insgesamt 355 Testfälle erhalten, die automatisch gestartet und mit hinterlegten Referenzergebnissen abgeglichen werden können.

### **12.1.3 Validierungskonzept**

Für die Validierung von PROST ist zusätzlich zum automatischen Funktionalitätstest die Anwendbarkeit aus Benutzersicht erforderlich. Als Maßgabe für eine erleichterte Validierung sollten diese Testrechnungen von Referenzfällen ebenfalls weitgehend automatisiert erfolgen, die Ergebnisse mit den Referenzwerten vergleichen und zudem Ein- und Ausgabe für den Validierungsbericht hinreichend gut dokumentieren.

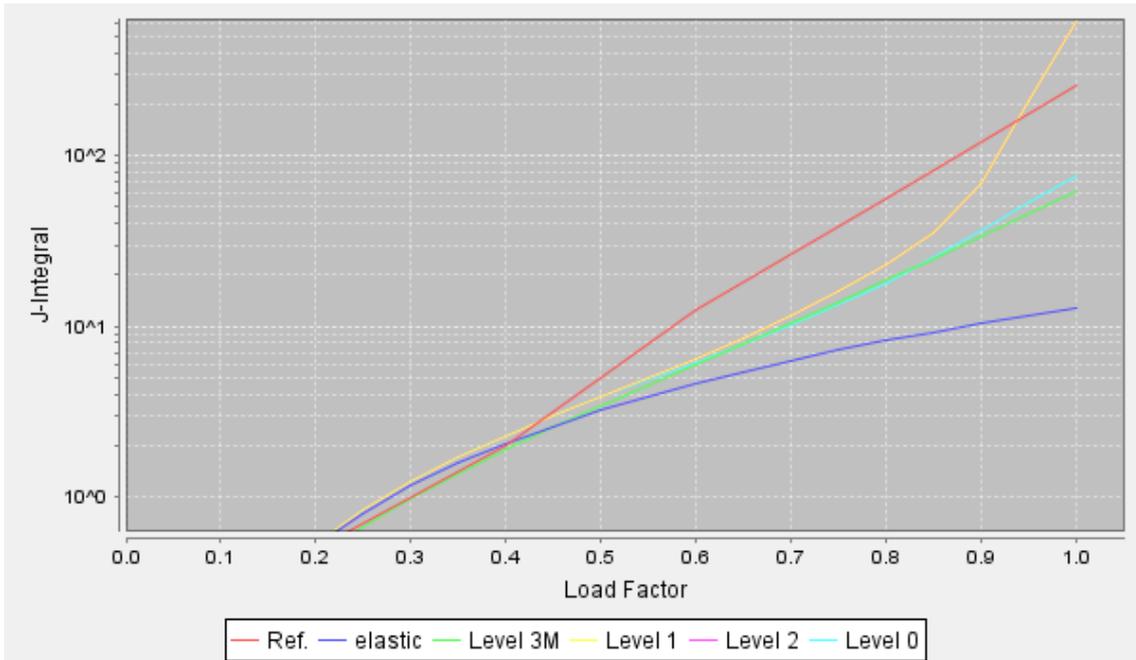
Als Ergebnis dieses Unternehmens wurde das Konzept der PROST Validation Cases (PVC) eingeführt. Diese beschreiben mit einfacher Syntax einen Fall, bestimmen Eingabedateien, auszuwertende Ergebnisse, Referenzwerte und Genauigkeiten. Ein Beispiel für eine PVC-Datei ist im Folgenden abgedruckt. Als Testfall wurde hier ein Beispiel aus dem Bruchmechanik-Benchmark BENCH-KJ gewählt /NEA 17a/, der mit einer analytischen Berechnung des  $J$ -Integrals mit verschiedenen SINTAP-Leveln verglichen wird.

```

# PROST Validation Case (PVC)
* NAME : BENCH-KJ Task6 Case W5
* ID : out/benchkj-t6-w5-
* OUTPUT : CG : X=Time=Load Factor : Y=J (deep)=J-Integral
* INPUT :
FILE=benchkj-task6-w5-sifDfh-lrGkss-fadNone.inp : ACC = quantita-
tive rel 0.4 : ID = elastic : LABEL = elastic : RANGE = X < 0.3
FILE=benchkj-task6-w5-sifDfh-lrGkss-sintap3.inp : ACC = quantita-
tive rel 1.5 : ID = sintap3 : LABEL = Level 3M : RANGE = X < 0.45
FILE=benchkj-task6-w5-sifDfh-lrGkss-sintap3.inp : ACC = quantita-
tive rel 0.4 : ID = sintap0 : LABEL = Level 1 : MOD = SINTAPLEVEL
--> Level 0 : RANGE = X < 0.45
FILE=benchkj-task6-w5-sifDfh-lrGkss-sintap3.inp : ACC = quantita-
tive rel 0.4 : ID = sintap0 : LABEL = Level 2 : MOD = SINTAPLEVEL
--> Level 2 : RANGE = X < 0.45
FILE=benchkj-task6-w5-sifDfh-lrGkss-sintap3.inp : ACC = quantita-
tive rel 0.4 : ID = sintap1 : LABEL = Level 0 : MOD = SINTAPLEVEL
--> Level 1 : RANGE = X < 0.45
* REFERENCE :
benchkj-task6-w5-Blaesius.csv : X=0 : Y=1 : L=Ref.
* GRAPH : LOGY

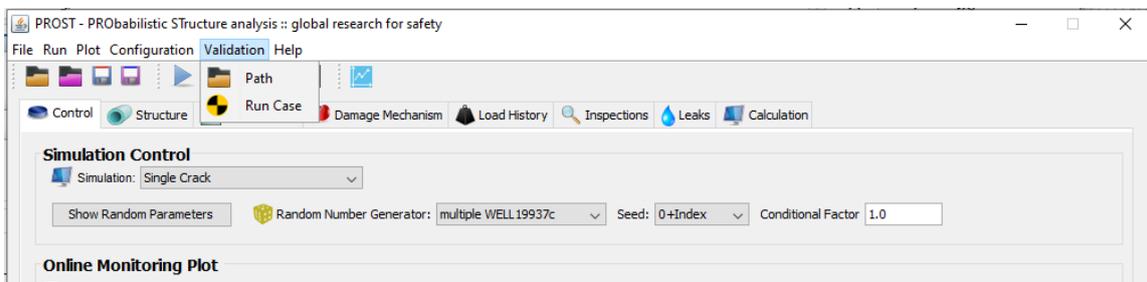
```

Für die Erläuterung der Schlüsselwörter sei auf die PROST-Dokumentation verwiesen /HEC 19a/. Mit den entsprechenden Eingabe- und Referenzwerten erzeugt PROST die Rückmeldung, ob die Referenzwerte mit der eingestellten Genauigkeit erreicht wurden. Außerdem wird eine grafische Darstellung der Ergebnisse erzeugt; das entsprechende Bild aus dem zuvor präsentierten PVC-Code ist in Abb. 12.4 dargestellt.



**Abb. 12.4** Beispiel einer Ausgabe eines PVC-Falls

In der Oberfläche können Validierungsfälle über ein eigenes Menü angewählt und ausgeführt werden. Mit der korrekten Wahl der Pfade werden die Ausgaben direkt in den Validierungsbericht übertragen.



**Abb. 12.5** Ausschnitt aus der PROST-Oberfläche mit Validierungsoptionen

Im Gegensatz zu den automatischen Tests werden die Validierungs-Dateien nicht mit dem Quellcode, sondern mit der (Validierungs-)Dokumentation verwaltet. Das PVC-Konzept wurde erfolgreich beim Release der Version 4.7 eingesetzt.

## 12.2 WinLeck

Der Code WinLeck wurde maßgeblich in früheren Vorhaben entwickelt /GRE 99/, /GRE 14/, /SIE 15a/. Die jüngsten Erweiterungen in WinLeck werden in den folgenden Absätzen zusammengefasst.

Eine wichtige Weiterentwicklung bezog sich auf die Flexibilisierung des Codes, so wurden die Kombinationsmöglichkeiten von Strömungsmodellen mit verschiedenen Fluiden vorbereitet. Auch die Kombinationsmöglichkeiten von Modellen zur Beschreibung des Strömungswiderstands wurden verbessert. Der Strömungswiderstand besteht aus folgenden Beiträgen:

- Einströmverlust (Vorgabe durch Einströmwiderstand, Einschnürverhältnis oder bestimmte Werte für bekannte Fälle)
- Reibungsverlust (Vorgabe von Reibungsfaktor, Reibungswiderstand oder Modell zur Berücksichtigung der Oberflächenrauheit)
- Verluste durch Knicke und Querschnittänderungen (Wahl des Modells)

Hinzu kommen noch morphologische Größen, die sich auf die einzelnen Beiträge auswirken:

- Effektive Strömungslänge (Vorgabe durch Wanddicke, eventuell unter Berücksichtigung eines Korrekturfaktors)
- Effektive Rauheit (Kann aus lokaler und globaler Rauheit mit dem verbesserten Rissmorphologiemodell bestimmt werden)

Das nun implementierte System berücksichtigt die verschiedenen Vorgabemöglichkeiten durch den Nutzer und die wechselseitigen Abhängigkeiten.

Bei den eigentlichen Ausströmmodellen wurde das verzögerte Gleichgewichtsmodell unter dem Namen Feburie implementiert, wie in 7.6.2 beschrieben. Außerdem wurde die Java-Implementierung des Pana-Modells verbessert (vgl. 7.6.1).



## 13 Zusammenfassung und Ausblick

Im Vorhaben RS1551 wurden Methoden zur Bewertung metallischer Komponenten erweitert und die Rechenprogramme PROST und WinLeck ertüchtigt.

Seitens der bruchmechanischen Methoden wurde die Bewertung kombinierter thermischer und mechanischer Lasten anhand des britischen (R6) und französischen (AFCEN) Regelwerks untersucht. Hier wurden neue Entwicklungen des britischen Regelwerks ebenso einbezogen wie die Erkenntnisse aus internationalen Vergleichen. Das Ergebnis dieser Untersuchung ist, dass die französische Herangehensweise sehr auf spezifische Fälle zugeschnitten ist und eine höhere Genauigkeit erreichen kann, während das britische Verfahren sehr allgemein Anwendung finden kann, jedoch mitunter weniger genau, aber immer noch konservativ ist.

Bei der Behandlung von Leckagen an Schweißnähten ist die Berücksichtigung von Eigenspannungen relevant. Daher wurde ein weiteres Verfahren für die bruchmechanische Bewertung der Rissbeanspruchung aufgenommen, das eigenspannungstypische Lasten bei wanddurchdringenden Rissen berücksichtigen kann. Außerdem wurden typische Eigenspannungsprofile untersucht.

Die dritte bruchmechanische Erweiterung betrifft die Bewertung innenliegender Risse in Zylinderwandungen, bei denen die Neigung variiert werden kann. Hier konnte ein eigenes Verfahren entwickelt werden, das für typische PTS-Transienten (Kombination aus Innendruck und radialer Temperaturverteilung) angewendet werden kann.

Die Arbeiten zur Leckratenberechnung standen unter dem Anspruch, auch Leckagen abseits der Leck-vor-Bruch-relevanten Undichtigkeiten zu untersuchen und Bewertungsansätze abzuleiten. Diese Arbeiten stützten sich neben Versuchen auch auf Analysen von Betriebserfahrung. Die Auswahl der Leckagen orientiert sich an der Verfügbarkeit entsprechender Daten: Gute Ergebnisse sind für Leckagen durch lochartige Korrosionsstellen, Leckagen aus erdverlegten Rohrleitungen, Leckagen an Flanschverbindungen, Leckagen durch Haarrisse, Leckagen durch fortschreitende Wanddickenschwächung und Leckagen durch Dampferzeuger-Heizrohre erzielt worden. Außerdem wurden die Strömungsmodelle verbessert und erweitert. Es wurden Versuche und reale Fälle aus der Betriebserfahrung mit verschiedenen Ansätzen nachgerechnet.

Im Rahmen des Vorhabens erfolgte auch die Teilnahme am Leck-vor-Bruch-Benchmark, der innerhalb der Metal-Subgroup der Arbeitsgruppe „Integrity and Ageing of Structures“ (WGIAGE) des Committee on the Safety of Nuclear Installations (CSNI) der OECD/NEA durchgeführt wurde. Hier konnten Methoden zur Bewertung von kritischen Lecklängen und detektierbaren Leckgrößen verglichen werden. Auch die regulatorischen Einflüsse auf die Leck-vor-Bruch-Bewertung boten interessante Einblicke. Als Ergänzung zu dieser Aktivität wurde außerdem ein weiterer Benchmark initiiert, der sich vertieft mit Leckratenberechnungen befasst. In der ersten Phase wurden „nicht-blinde“ Rechnungen durchgeführt.

Außerdem erfolgte eine Teilnahme an einem Coordinate Research Projekt der IAEA, bei dem die Methoden zur Vorhersage von Schadenshäufigkeiten an Rohrleitungen dergestalt erweitert werden, dass auch Reaktoren der Generation III/III+ bewertet werden können. In diesem Zusammenhang wurde ein weiterer Berechnungs-Benchmark durchgeführt.

Diese abgeschlossenen Forschungsarbeiten haben neue Methoden und Einsichten zur bruchmechanischen Bewertung rissbehafteter Strukturen, zur Berechnung von Leckraten bei verschiedenen Situationen und zur Leck-vor-Bruch-Bewertung geliefert. Gleichzeitig konnte durch die Arbeiten gezeigt werden, dass es noch unklare Fälle gibt, bei denen weitere gezielte Untersuchungen erforderlich sind, um die Aussagefähigkeit von Bewertungsmethoden zu verbessern. Dazu gehören Leckagen in Dampferzeugerheizrohren, bei denen die bestehende Methodik Fragen aufwirft. Ebenfalls dazu gehört die große Streuung der Ergebnisse bei der Bewertung der kritischen Risslänge. Und schließlich befindet sich die Methodenentwicklung für Schadenshäufigkeiten bei Anlagen der Generation III/III+ erst im Anfangsstadium: Die vielversprechenden Ansätze sollen im nächsten Schritt zu einem Abschluss gebracht, validiert und angewendet werden.

## Abbildungsverzeichnis

Abb. 4.1	Fehlerbewertungsdiagramm mit $f(Lr)$ -Kurve.....	20
Abb. 4.2	Verlauf von $V$ als Funktion des sekundären $K$ -Faktors für verschiedene Werte von $Lr$ (Farbe) und $Kp/Lr$ (Linienart) .....	22
Abb. 4.3	Verlauf von $\xi(Lr)$ und Vergleich mit der Darstellung in /BUD 15/.....	24
Abb. 4.4	Verlauf der einzelnen Funktionen bei der Berechnung von $ks$ .....	26
Abb. 4.5	Vergleich von Riss- (rot) und Rohrleitungsgröße im Beispiel C22 .....	28
Abb. 4.6	Temperaturverteilung bei Maximallast im Fall C22.....	29
Abb. 4.7	Werkstoff n6: Spannungs-Dehnungs-Diagramm.....	29
Abb. 4.8	J-Integral als Funktion der Last für C22 .....	31
Abb. 4.9	Riss und Rohrleitung im Testfall C29 .....	31
Abb. 4.10	Temperaturverlauf für den Fall C29 .....	32
Abb. 4.11	J-Integral als Funktion der Last für den Fall C29.....	33
Abb. 5.1	Bezeichnungen der Schweißnaht-Geometrie.....	35
Abb. 5.2	Axialspannung einer 65 mm dicken Schweißnaht für einen Grundwerkstoff mit einer Streckgrenze von 141 MPa .....	36
Abb. 5.3	Approximation des Spannungsverlaufs durch ein Polynom 3. Grades .....	38
Abb. 5.4	$K$ -Faktoren an der Oberfläche von halbelliptischen Rissen.....	39
Abb. 5.5	$K$ -Faktoren am tiefsten Punkt von halbelliptischen Rissen.....	40
Abb. 5.6	Spannungsintensitätsfaktor als Funktion der Risslänge für das SINTAP-Verfahren nach dem Anwendungsbeispiel aus /ZAN 97/ .....	42
Abb. 5.7	BENCH-KJ-Fall C20: Vergleich des AFCEN-SIF mit der Referenzlösung. Die linear-elastische Lösung sollte nur bei kleinen Lastfaktoren hinreichend genau sein, was bei 0,2 bestätigt wird.....	44
Abb. 6.1	Schema für den eingebetteten Riss /NEW 86/ .....	46
Abb. 6.2	$KI$ mit den Konturen 1 bis 10 .....	48
Abb. 6.3	$KI$ mit den Konturen 16 bis 25 .....	49
Abb. 6.4	Definition von Neigungswinkel $\eta$ und Winkelkoordinate $\alpha$ .....	50
Abb. 6.5	Last und Randbedingungen (hier bei Rissneigung $30^\circ$ ) .....	50

Abb. 6.6	Penny-Shaped-Crack mit verschiedenen Neigungswinkeln $\eta$ .....	51
Abb. 6.7	Mode-I K, geglättet, als Funktion von Neigung und Rissfront-Koordinate .....	52
Abb. 6.8	Mode-II K, geglättet, als Funktion von Neigung und Rissfront-Koordinate .....	53
Abb. 6.9	Mode-III K, geglättet, als Funktion von Neigung und Rissfront-Koordinate .....	53
Abb. 6.10	Koordinatenursprung der $\alpha$ -Koordinate bei der <i>KII</i> -Auswertung für den 75°-Riss (links) und den 60°-Riss (rechts). Das Maximum ist rot, das Minimum blau. Die Spannungsrichtung entspricht der Vertikalen .....	54
Abb. 6.11	Spannungsintensitätsfaktors <i>KI</i> als Funktion von Rissneigung $\eta$ und Rissfront-Koordinate $\alpha$ für einen kreisförmigen Riss mit Radius 2 cm unter einer Zugspannung von 100 MPa .....	55
Abb. 6.12	Geometrie des Reaktordruckbehälters aus ICAS (aus /SIE 99/) .....	56
Abb. 6.13	Vernetzung des Modells eines Druckbehältersegments mit einem kreisförmigen geneigten Riss (rechts Ausschnitt mit Rissbereich) .....	57
Abb. 6.14	Vergleichsspannung in der Rissebene bei 15° Rissneigung – links mit grober Vernetzung, rechts mit feiner Vernetzung .....	59
Abb. 6.15	Beispiel für eine Drehung der Rissebene um 30° .....	60
Abb. 6.16	Rohdaten der Rissneigungsvariation im ICAS-Fall unter reinem Innendruck.....	61
Abb. 6.17	<i>KI</i> -Faktor für den ICAS-Fall unter reinem Innendruck.....	62
Abb. 6.18	<i>KII</i> -Faktor für den ICAS-Fall unter reinem Innendruck.....	63
Abb. 6.19	<i>KIII</i> -Faktor für den ICAS-Fall unter reinem Innendruck .....	63
Abb. 6.20	Entwicklungsschritt für das Näherungsschema von <i>KI</i> .....	64
Abb. 6.21	Entwicklungsschritt für das Näherungsschema von <i>KII</i> .....	66
Abb. 6.22	Entwicklungsschritt für das Näherungsschema von <i>KIII</i> .....	67
Abb. 6.23	Berechnete K-Lösung und Bewertungsansatz im Vergleich für kreisförmigen Riss ( $2a = 10$ mm) unter Innendruck ( $p = 15,5$ MPa).....	68
Abb. 6.24	Axialspannung beim Testfall.....	71
Abb. 6.25	Umfangsspannung beim Testfall.....	71

Abb. 6.26	Testfall ohne Riss .....	72
Abb. 6.27	Rohdaten für linearen Temperaturgradienten mit 0,1 K/m, gezeigt sind die einzelnen Konturen.....	73
Abb. 6.28	Geglätteter Verlauf von $KI$ bei einem linearen Temperaturgradienten .....	74
Abb. 6.29	Geglätteter Verlauf von $KII$ bei einem linearen Temperaturgradienten .....	74
Abb. 6.30	Geglätteter Verlauf von $KIII$ bei einem linearen Temperaturgradienten .....	75
Abb. 6.31	$J$ -Integral und Glättung bei linearem Temperaturgradienten.....	75
Abb. 6.32	Fit von $KI$ für linearen Temperaturgradienten .....	76
Abb. 6.33	Fit von $KII$ , rechts der Vergleich des Polynomfits (durchgezogene Linie) gegenüber der Kosinusreihe (gestrichelte Linie) .....	77
Abb. 6.34	Fit von $KIII$ bei linearem Temperaturgradienten .....	78
Abb. 6.35	Quadratische Temperaturverteilung.....	81
Abb. 6.36	Bruchmechanische Kennwerte bei quadratischer Temperaturverteilung.....	82
Abb. 6.37	Normalisierung und Glättung der Funktion $KI$ unter quadratischer Temperaturverteilung.....	83
Abb. 6.38	Normalisierung und Glättung der Funktion $KII$ unter quadratischer Temperaturverteilung.....	83
Abb. 6.39	Normalisierung und Glättung der Funktion $KIII$ bei quadratischer Temperaturverteilung.....	84
Abb. 6.40	Anpassung des Bewertungsansatzes bei quadratischem Temperaturverlauf und Mode-I.....	85
Abb. 6.41	Anpassung des Bewertungsansatzes bei quadratischem Temperaturverlauf und Mode-II.....	85
Abb. 6.42	Anpassung des Bewertungsansatzes bei quadratischem Temperaturverlauf und Mode-III.....	86
Abb. 7.1	Schematische Darstellung verschiedener Leckagetypen .....	89
Abb. 7.2	Darstellung verschiedener Korrosionstypen, basierend auf /JON 96/, Fig. 1.4 .....	91

Abb. 7.3	Unterschiedliche Entwicklung von tiefen und unterhöhlten Lochkorrosionsstellen, die in unterschiedlichen Leckquerschnitten resultieren.....	92
Abb. 7.4	Schema einer fortschreitenden Wanddickenschwächung (Zeitfortschritt von links nach rechts) mit daraus resultierender Leckage.....	93
Abb. 7.5	Ereignisse in der CODAP-Datenbank bei der systematischen Abfrage zu lochartigen Korrosionsstellen im Phasendiagramm von Wasser (...)	95
Abb. 7.6	Darstellung des Zusammenhangs zwischen den Größen der lochartigen Korrosionsstellen und der Wandstärke .....	96
Abb. 7.7	Skizze einer erdverlegten Rohrleitung .....	98
Abb. 7.8	Dreischichtmodell der Dichtungsleckagen.....	104
Abb. 7.9	Schematische Darstellung des Kontakts zwischen Dichtung und Struktur bei vorgesehener Pressung (oben) und verminderter Pressung (unten) .....	104
Abb. 7.10	Vergleich der Messung der Graphitdichtungsleckage mit den Modellvorhersagen .....	108
Abb. 7.11	Veranschaulichung des verbesserten Rissmorphologie-Modells: Je nach Weite des Risskanals ändert sich die effektive Rauheit zwischen globaler und lokaler Rauheit.....	111
Abb. 7.12	Iterationsschritte zur Konstruktion der Koch-Kurve .....	112
Abb. 7.13	Von links nach rechts: Konkaves Gebiet, Sterngebiet, als Graph einer Funktion darstellbare Kurve, Kochkurven-Iteration als Gegenbeispiel.....	112
Abb. 7.14	Konstruktion einer parallelkonvexen Kurve durch Parallelverschiebung .....	113
Abb. 7.15	Intervalle und Steigungen im Iterationsschritt.....	114
Abb. 7.16	Die ersten sieben Iterationen mit der Vorschrift $ri = 0.2i - 1$ .....	117
Abb. 7.17	Die ersten sieben Iterationen mit der Vorschrift $ri = 17i - 1$ .....	118
Abb. 7.18	Die ersten sieben Iterationen mit der Vorschrift $ri = 12i - 1$ .....	119
Abb. 7.19	$p2p1$ (farbige Linien, linke Skala) und $G\text{Moody } p1$ (graue Linie, rechte Skala) bei Fluidtemperatur 222 °C und 4 MPa Druck.....	121

Abb. 7.20	$p_2 p_1$ (farbige Linien, linke Skala) und $G_{\text{Moody}} p_1$ (graue Linie, rechte Skala) bei Druckwasserreaktorbedingungen (320 °C, 15,6 MPa).....	121
Abb. 7.21	Pana-Modell Berechnung bei IKE-Bedingungen (2 bar, 50 °C).....	122
Abb. 7.22	Schematischer Ausschnitt des Phasendiagramms von Wasser mit Erläuterung der Extrapolationsmethode zur Bestimmung von thermodynamischen Größen in der metastabilen Phase.....	128
Abb. 7.23	Massestrom für verschiedene angenommene Nukleationslängen, berechnet mit der Gleichung (7.42) für das beschriebene Beispiel .....	132
Abb. 7.24	Lösung der Differenzialgleichung für verschiedene Anfangswerte $z_1$ und den entsprechenden Massenstrom $M$ .....	132
Abb. 7.25	Lösung der DGL für verschiedene $z_1$ -Werte bei hohem Strömungswiderstand .....	134
Abb. 7.26	Lösung der DGL für verschiedene $z_1$ -Werte bei niedrigem Strömungswiderstand .....	135
Abb. 7.27	Lösung der DGL für verschiedene $z_1$ -Werte bei geringer Unterkühlung .....	136
Abb. 7.28	Lösung der DGL für verschiedene $z_1$ -Werte bei starker Unterkühlung...	137
Abb. 7.29	Nachrechnung von Amos Run 28 für verschiedene $z_1$ -Werte.....	138
Abb. 7.30	Angepasste Rechnung zu Amos Run 28 mit Lockhart-Martinelli-Korrelation .....	139
Abb. 7.31	Dampferzeuger (links) und U-Rohrbogen (rechts), schematisch, nach /GEH 13/.....	141
Abb. 8.1	Analyse der IKE-Messwerte: Grün – turbulente einphasige Ausströmung, blau – einphasige Ausströmung bei niedrigen Reynolds-Zahlen, rot – potenziell zweiphasige Ausströmung .....	149
Abb. 8.2	Absolute (oben) und relative (unten) Standardabweichung $\sigma$ und Streubreite $\Delta$ , jeweils für Innen- (links) und Außenparameter.....	150
Abb. 8.3	Berechnung von Einströmverlust und Reibungsfaktor aus den Daten, mit 95%-Konfidenz-Intervall und ebensolchem Vorhersage-Intervall.....	150
Abb. 8.4	Reibungsfaktor als Funktion der Inverse relative Rauheit .....	151
Abb. 8.5	Fit des Zusammenhangs des Reibungsfaktors mit der relativen Rauheit.....	152

Abb. 8.6	Ungefilterte Daten mit gemessenem $\zeta$ -Wert, Abweichungen $\Delta$ relativ (oben) und absolut (unten).....	155
Abb. 8.7	Gefilterte Daten, Abweichungen $\Delta$ , oben relativ, unten absolut.....	156
Abb. 8.8	Relative Abweichung der Verfahren für alle Versuche ( $pT$ -Daten mit Jitter) bei Annahme des gemessenen Rauheits-Werts .....	157
Abb. 8.9	Klassifizierung der gemessenen Ausströmraten am FSI-Kreislauf .....	159
Abb. 8.10	Analyse des Strömungswiderstands für die FSI-Proben .....	160
Abb. 8.11	Analyse des Reibungsfaktors in normaler (links) und umgekehrter (rechts) Probenrichtung .....	161
Abb. 8.12	Annäherung einer Näherungsfunktion an den Reibungsfaktor .....	162
Abb. 8.13	Untersuchung der Abweichungen an den FSI-Versuchen bei Verwendung des gemessenen Strömungswiderstands.....	164
Abb. 8.14	Betrachtung der Abweichungen bei Verwendung des angegebenen Rauheitswerts und berechnetem Widerstandswert .....	165
Abb. 8.15	Genauigkeit der gefilterten Daten bei Verwendung des gemessenen Strömungswiderstands .....	166
Abb. 8.16	Abweichungen der Rechnungen mit einzelnen Modellen von den Messwerten .....	167
Abb. 9.1	Schweißnahteigenspannungen.....	173
Abb. 9.2	Versagensmoment als Funktion der Risslänge .....	175
Abb. 9.3	Leckrate als Funktion der Risslänge .....	177
Abb. 9.4	COD als Funktion der Risslänge bei Korrosionsermüdung .....	179
Abb. 9.5	Strömungswiderstand als Funktion der Strömungslänge .....	180
Abb. 9.6	Leckraten unter normalen Betriebsbedingungen als Funktion der Lecklänge .....	180
Abb. 9.7	Best-Estimate-Leckrate für den Spannungsrisskorrosions-Fall .....	182
Abb. 9.8	Konservative Leckrate für den Spannungsrisskorrosions-Fall.....	182
Abb. 9.9	Best-Estimate-Berechnung mit lokalem Rauheits-Wert.....	183
Abb. 9.10	Kritisches Biegemoment als Funktion der Risslänge, durchgezogen ohne und gestrichelt mit Eigenspannungen .....	184

Abb. 9.11	Vergleich der FAD-Grenzkurven und des Bewertungspunkts für variables Biegemoment (blaue Linie) .....	185
Abb. 9.12	Einfluss der Schweißnahteigenspannungen auf die FAD-Bewertung.....	186
Abb. 11.1	Nutzung der Betriebserfahrung zur Bewertung von Versagenshäufigkeiten .....	195
Abb. 11.2	Kalibrierungsschritt .....	200
Abb. 11.3	Kreuzvalidierungsschritt.....	201
Abb. 11.4	Korrosionsrisswachstumsgesetz .....	206
Abb. 11.5	Schweißnahteigenspannungsverlauf als Funktion der relative Risstiefe.....	207
Abb. 11.6	POD-Kurve .....	208
Abb. 11.7	Deterministisches Risswachstum von bestimmten Quantilen.....	209
Abb. 11.8	Zustandsdiagramm der Simulation in PROST.....	209
Abb. 11.9	Initiierungen (Crack Formation), Leckagen (Leak) und Brüche (Break) im Parameterraum, projiziert in die Ebene von Anfangsrisslänge und Nukleationszeit .....	210
Abb. 11.10	Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten als Funktion der Versagenszeit...	211
Abb. 11.11	Leckrate als Funktion der Risslänge .....	212
Abb. 11.12	Synopsis des direkten Parameterraums (links) und des Standardnormalraums (rechts) als Projektion in die Ebene von Streckgrenze und Zugfestigkeit.....	212
Abb. 11.13	Verteilung von Leck- und Bruchhäufigkeiten bei Berücksichtigung von Unsicherheiten .....	220
Abb. 12.1	Optionen und Unteroptionen für die thermomechanischen Lasten.....	224
Abb. 12.2	Screenshot aus der Oberfläche von PROST mit den Einstellmöglichkeiten für thermomechanische Lasten und neuen $K$ -Faktoren .....	224
Abb. 12.3	Grafische Darstellung deterministischer Ergebnisse in PROST .....	225
Abb. 12.4	Beispiel einer Ausgabe eines PVC-Falls.....	228
Abb. 12.5	Ausschnitt aus der PROST-Oberfläche mit Validierungsoptionen .....	228



## Tabellenverzeichnis

Tab. 4.1	Funktion $f(a/t)$ für die Berechnung sekundärer Lasten .....	27
Tab. 4.2	Temperaturkoeffizienten des maximalen Temperaturgradienten im Fall C22 [°C]: -180,6337; 550,8022; -284,3022 (PROST-Eingabeformat) .....	29
Tab. 4.3	Referenzlösung für den Bench-KJ-Fall C22 .....	30
Tab. 4.4	Zwischenergebnisse des AFCEN-Code-J-Integrals (maximale Last) .....	30
Tab. 4.5	Zwischenergebnisse des AFCEN-J bei rein primärer Last: Maximaler Innendruck 32 MPa des Testfalls C29 .....	32
Tab. 4.6	Temperaturkoeffizienten des maximalen Temperaturgradienten im Fall C29 [°C]: -242,25 ; 738,7; -381,27 (PROST-Eingabeformat) .....	32
Tab. 4.7	Zwischenergebnisse der Ainsworth-Methode bei Maximallast im Fall C29 .....	33
Tab. 5.1	Polynomkoeffizienten für Schweißnahteigenspannungen nach /BON 16/ .....	36
Tab. 5.2	Koeffizienten eines gefitteten Polynoms 3. Grades zum Fall aus Tab. 5.1 (Wandstärke 65 mm, Axialspannung) .....	38
Tab. 5.3	Temperaturkoeffizienten vom Fall C20 [°C]: -242,0; 737,8; -380,1, Spannungskoeffizienten [MPa]: 1121; -3333; 1717 .....	43
Tab. 6.1	Komplexitätsebenen bei der Untersuchung geneigter Risse .....	46
Tab. 6.2	Werkstoffparameter .....	57
Tab. 6.3	Koeffizienten der Näherungsformel für $KI(\alpha, \eta)$ [MPa m <sup>1/2</sup> ] .....	65
Tab. 6.4	Koeffizienten der Näherungsformel für $KII(\alpha, \eta)$ [MPa m <sup>1/2</sup> ] .....	65
Tab. 6.5	Koeffizienten der $\eta$ -Abhängigkeit für $KIII$ [MPa m <sup>1/2</sup> ] .....	67
Tab. 6.6	Koeffizienten für $KI$ .....	69
Tab. 6.7	Koeffizienten für $KII(\alpha, \eta)$ .....	69
Tab. 6.8	Koeffizienten für $KIII$ .....	69
Tab. 6.9	Koeffizienten der Näherungsformel für $KI(\alpha, \eta)$ [MPa m <sup>1/2</sup> ] für den linearen Temperaturgradienten .....	76
Tab. 6.10	Koeffizienten der Näherungsformel für $KII(\alpha, \eta)$ [MPa m <sup>1/2</sup> ] für den linearen Temperaturgradienten .....	77

Tab. 6.11	Koeffizienten der Näherungsformel für $KIII(\alpha, \eta)$ [MPa m <sup>1/2</sup> ] für den linearen Temperaturgradienten.....	78
Tab. 6.12	Koeffizienten für $KI$ .....	79
Tab. 6.13	Koeffizienten für $KII$ .....	80
Tab. 6.14	Koeffizienten für $KIII$ .....	80
Tab. 6.15	Temperaturdifferenz in den Rechnungen.....	81
Tab. 6.16	Koeffizienten der Näherungsformel für $KI(\alpha, \eta)$ [MPa m <sup>1/2</sup> ] für den quadratischen Temperaturgradienten .....	84
Tab. 6.17	Koeffizienten der Näherungsformel für $KII(\alpha, \eta)$ [MPa m <sup>1/2</sup> ] für den quadratischen Temperaturverlauf .....	86
Tab. 6.18	Polynom-Koeffizienten der Näherungsformel für $KIII(\alpha, \eta)$ [MPa m <sup>1/2</sup> ] für den quadratischen Temperaturverlauf .....	86
Tab. 6.19	Trigonometrische Koeffizienten der Näherungsformel für $KIII(\alpha, \eta)$ [MPa m <sup>1/2</sup> ] für den quadratischen Temperaturverlauf .....	86
Tab. 6.20	Koeffizienten für $KI$ .....	87
Tab. 6.21	Koeffizienten für $KII$ .....	87
Tab. 6.22	Koeffizienten für $KIII$ .....	87
Tab. 7.1	ASTM-Klassifizierung von lochartigen Korrosionsstellen.....	91
Tab. 7.2	Messergebnisse an korrodierten Stahlrohren nach /GRE 07/.....	97
Tab. 7.3	Dichtheitsklassen nach KTA 3211.1.....	101
Tab. 7.4	Abschätzung der mittleren freien Weglänge in verschiedenen LWR-Bereichen .....	110
Tab. 7.5	Iteration bei der Vorschrift $ri = 0.2i - 1$ .....	116
Tab. 7.6	Iteration bei der Vorschrift $ri = 17i - 1$ .....	117
Tab. 7.7	Iteration bei der Vorschrift $ri = 12i - 1$ .....	118
Tab. 7.8	Auswertung des Einströmverlusts im Feburie-Paper.....	139
Tab. 8.1	Probenübersicht der einphasigen IKE-Versuche, die mit * gekennzeichneten Proben wurden in beiden Einbaulagen vermessen...	148
Tab. 8.2	Probenübersicht der einphasigen IKE-Versuche.....	153
Tab. 8.3	Probenübersicht FSI .....	158

Tab. 8.4	Probenübersicht FSI .....	163
Tab. 9.1	Vergleich der Werte von AISI 304 und KTA 3201.1 .....	171
Tab. 9.2	Betriebslasten.....	172
Tab. 9.3	Übersicht und Konvertierung der Zusatzlasten .....	172
Tab. 9.4	Kritische Risslänge bei Bewertung des Grundwerkstoffs .....	174
Tab. 9.5	Kritische Risslänge bei Bewertung der Schweißverbindung.....	174
Tab. 9.6	Ergebnisse der Berechnung der detektierbaren Risslänge .....	176
Tab. 9.7	ATHLET-CDR Berechnung.....	177
Tab. 9.8	Zusammenhang zwischen Biegemoment und detektierbarer Risslänge.....	178
Tab. 10.1	Eingabedatensatz für den künstlichen Schlitz.....	188
Tab. 10.2	Ausgewählte Fluidbedingungen und gemessene Leckraten .....	189
Tab. 10.3	Eingabedatensatz für den Ermüdungsriss .....	190
Tab. 10.4	Fluidbedingungen für die ausgewählten Messpunkte.....	190
Tab. 10.5	Eingabedatensatz für die Bewertung eines realen Befundes .....	191
Tab. 10.6	Eingabedatensatz für die Leck-vor-Bruch-Sensitivitätsstudie .....	192
Tab. 11.1	Kategorisierung von Methoden .....	197
Tab. 11.2	PFM-Datensatzbestandteile und die geschätzte Sensitivität .....	199
Tab. 11.3	Tabellarische Spezifizierung des PFM-Falls (Original).....	202
Tab. 11.4	Parameter des Korrosionsrisswachstumsgesetzes .....	206
Tab. 11.5	Verteilte Parameter im PFM-Fall.....	208
Tab. 11.6	Kumulierte Wahrscheinlichkeiten nach 60 Jahren Betrieb.....	211
Tab. 11.7	Kumulierte Übergangswahrscheinlichkeiten bei Berücksichtigung von Leckdetektion .....	213
Tab. 11.8	Tabellarische Spezifizierung des DDM-Falls.....	214
Tab. 11.9	Typische Wandstärke für verschiedene Nennweiten.....	215
Tab. 11.10	KB-Gruppe der Systemklassifizierung.....	215
Tab. 11.11	Zahl der leckrelevanten Stellen in den Anlagentypen.....	216

Tab. 11.12	Anzahl der Leckagen nach Systemgruppe.....	216
Tab. 11.13	Leckereignisse nach Nennweite und Vergleich mit /GRE 09/.....	216
Tab. 11.14	Klassen und Indizes der Kriterien .....	217
Tab. 11.15	Leckrelevante Stellen multiplizierten mit den Betriebsjahren für die einzelnen Gruppen und Nennweiten.....	218
Tab. 11.16	Leckhäufigkeit [1/Jahr] bei Berücksichtigung nur einer Nennweite.....	218
Tab. 11.17	Leckhäufigkeiten [1/Jahr] bei Anwendung von Gleichung (11.4).....	219
Tab. 11.18	Verteilungsfunktionen für die Unsicherheitsanalyse.....	219

## Literaturverzeichnis

- /AHA 95/ Ahammed, M., Melchers, R. E.: Probabilistic analysis of pipelines subjected to pitting corrosion leaks. *Engineering Structures*, 17(2):74–80, ISSN 01410296, 1995.
- /AIN 12/ Ainsworth, B.: Treatment of Primary and Secondary Stresses in Fracture Assessment with and without Elastic Follow-Up. In: European Structural Integrity Society (ESIS) TC1 Autumn Meeting, Workshop on the Structural Integrity of Weldments, Dezember 2012.
- /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.
- /AMO 83/ Amos, C. N., Schrock, V. E.: Critical Discharge of Initially Subcooled Water Through Slits. Technischer Bericht, University of California, Berkeley, California, USA, LBL-16363, September 1983.
- /ANS 19/ ANSYSOnline Documentation, Release 19.0, 2019.
- /AUS 16/ Austregesilo, H., Bals, C., Hora, A., Lerchl, G., Romstedt, P., Schöffel, P., Von der Cron, D., Weyermann, F.: ATHLET 3.1A Models and Methods. Garching, Germany, GRS-P-1 Vol. 3 Rev. 4, März 2016.
- /AWE 18/ Aweimer, A. S. O., Bouzid, A.-H.: Experimental Investigation of Interfacial and Permeation Leak Rates in Sheet Gaskets and Valve Stem Packing. In: ASME Pressure Vessel and Piping Conference, PVP2018-85112, Prague, Czech Republic. Juli 2018.
- /AZO 87/ Azodi, D., Beliczey, S., Grebner, H., Höfler, A., Schulz, H., Sievers, J.: Analytische Tätigkeiten. Bruchvorgänge in Behältern und Rohrleitungen. Technischer Bericht, Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Cologne, Germany, GRS-A-1343, Mai 1987.

- /BAL 14/ Ballesteros, A., Sanda, R., Peinador, M., Zerger, B., Negri, P., Wenke, R.: Analysis of events related to cracks and leaks in the reactor coolant pressure boundary. *Nuclear Engineering and Design*, 275:163–167, ISSN 0029-5493, August 2014.
- /BER 95/ Bergman, M., Brickstad, B.: A procedure for analysis of leak before break in pipes subjected to fatigue or IGSCC accounting for complex crack shapes. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*, 18(10):1173–1188, ISSN 8756-758X, eISSN 1460-2695, Oktober 1995.
- /BHI 15/ Bhimanadam, V. R., Blom, F. J.: Probabilistic leak before break assessment using master curve. In: *Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-23)*, Paper ID 312, Manchester. August 2015.
- /BLÄ 15/ Bläsius, C., Heckmann, K., Sievers, J.: Investigations on Crack-Like Leaks in Piping. In: *Volume 5: High-Pressure Technology; Rudy Scavuzzo Student Paper Competition and 23rd Annual Student Paper Competition; ASME NDE Division, PVP2015-45025*, ISBN 978-0-7918-5698-7. American Society of Mechanical Engineers, Juli 2015.
- /BMU 12/ Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit, Berlin, Germany, *Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke*, November 2012.
- /BON 16/ Bonnaud, E., Gunnars, J.: Recommended residual stress profiles for stainless steel pipe welds. *Technischer Bericht*, Swedish Radiation Safety Authority, 2016:39, 2016.
- /BRO 91/ Brown, S., Harnalsteen, P., Gerber, T., Gorman, J., Houtman, J.: *PWR Steam Generator Tube Repair Limits: Technical Support Document for Expansion Zone PWSCC in Roll Transitions (Revision 1)*. *Technischer Bericht*, Electric Power Research Institute, EPRI NP-6864-L, 1991.
- /BRU 87/ Brust, F. W.: *Approximate Methods for Fracture Analyses of Through-Wall Cracked Pipes*. *Technischer Bericht*, Battelle Columbus Div., Ohio, USA, Washington, DC., USA, BMI-2145, Februar 1987.

- /BRÜ 16/ Brückner, J.: Numerische Simulation von äußeren Zusatzlasten auf erdverlegte Pipelines. In: Pipeline Symposium, 2016.
- /BSA 15/ Benchmark Study of the Accident at the Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant (BSAF Project). Technischer Bericht, OECD NEA, NEA/CSNI/R(2015)18, März 2015.
- /BUD 15/ Budden, P. J., Sharples, J. K.: The R6 Defect Assessment Procedure: Status And Key Recent Developments. In: Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-23), Seiten 1–10, Paper 81, Manchester. August 2015.
- /BUS 95/ Busch, M., Petersilge, M., Varfolomeyev, I.: Einflussfaktoren für axiale und Umfangsoberflächenrisse in Zylindern, IWM-Bericht T18/94, 1995.
- /CHA 15a/ Chapuliot, S., Marie, S., Kayser, Y., Le Delliou, P.: Overview and background of the RSE-M/RCC-MRx appendixes devoted to Fracture Mechanics Assessment at both design and operation level. In: Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-23), Paper ID 188, Manchester, United Kingdom. August 2015.
- /CHA 15b/ Chapuliot, S., Marie, S., Le Delliou, P.: RSE-M/RCC-MRx Analytical scheme for the J parameter calculation on cracked pipes and vessels submitted to through thickness thermal loading. In: Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-23), Paper ID 187, Manchester, United Kingdom. August 2015.
- /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.
- /CRO 10/ Cronvall, O.: Welding Residual Stress Relaxation in NPP Components Under Operation: A Literature Study. Projektbericht, VTT, NO VTTR0220010, 2010.
- /CUV 95/ Cuvelliez, C., Roussel, G.: Assessment of the leak tightness integrity of the steam generator tubes affected by ODS-CC at the tube support plates. In: *Proceedings of the CNRA/CSNI Workshop on Steam Generator Tube Integrity in Nuclear Power Plants*, Seiten 385–398, 1995.
- /DEI 91/ Deimel, P., Läßle, V.: Zusammenstellung und Bewertung von Modellsätzen zur Quantifizierung des korrosionsgestützten Rißwachstums in Hochtemperaturwasser. Technischer Bericht, Staatliche Materialprüfungsanstalt (MPA) Universität Stuttgart, Stuttgart, MPA-Auftrags-Nr. 872 300, Oktober 1991.
- /DEP 14/ De Paola, F., Galdiero, E., Giugni, M., Papa, R., Urciuoli, G.: Experimental Investigation on a Buried Leaking Pipe. *Procedia Engineering*, 89:298–303, ISSN 18777058, 2014.
- /DUL 16/ Dulieu, P., Lacroix, V.: Structural Integrity Assessment of Doel 3 and Tihange 2 RPVs Affected by Hydrogen Flakes: Refined X-FEM Analyses. In: *Volume 1A: Codes and Standards*, Seite V01AT01A059, 10.1115/PVP2016-63766, ISBN 978-0-7918-5035-0. ASME, Juli 2016.
- /ERI 13/ ERIKS Technisches Handbuch O-Ringe, 2013.

- /EST 11/ Estorf, M.: Computation of water/steam-leakages through cracks — Leak rate computation — Leak rate computation. In: Working group of the safety standard KTA 3206, 2011.
- /ETS 11/ European TSO Network (ETSON): Research Needs in Nuclear Safety for Gen 2 and Gen 3 NPPs. Arbeitsunterlage, ETSON/2011-001, Oktober 2011.
- /FEB 93/ Feburie, V., Giot, M., Granger, S., Seynhaeve, J. M.: A model for choked flow through cracks with inlet subcooling. International Journal of Multi-phase Flow, 19(4):541–562, ISSN 0301-9322, August 1993.
- /FEY 96/ Feynman, R. P.: Personal observations on the reliability of the Shuttle. In: Report of the Presidential Commission on the Space Shuttle Challenger Accident. NASA, Appendix F, Januar 1996.
- /GAU 17/ Gauder, P., Swacek, C., Novokshanov, D., Münstermann, S., Schuler, X., Seidenfuß, M.: Experimental and numerical Investigations on crack fields in pressurized components. In: 43rd MPA-Seminar, Stuttgart, Germany. Oktober 2017.
- /GEH 13/ Gehrlicher, S., Seidenfuß, M.: Schädigungsmechanische Modellierung des Resttragvermögens von geschädigten Dampferzeugerheizrohren. Technischer Bericht, Universität Stuttgart, MPA-Auftrags-Nr. 8418 000 000, Juli 2013.
- /GRE 94/ Grebner, H., Höfler, A., Hunger, H.: Untersuchungen zum Ausströmverhalten aus Lecks in Rohrleitungssystemen mit kleinen Nennweiten. Auswertebereich Versuchsgruppe E22. Technischer Bericht, HDR Sicherheitsprogramm, Techn. Fachbericht PHDR 125-94, 1994.
- /GRE 99/ Grebner, H., Müller, C., Sievers, J.: Weiterentwicklung der Analysetechnik und generische Analysen zum Komponentenverhalten im Verbund für auslegungsüberschreitende Störfälle. Technischer Bericht, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS), Köln, Auftrags-Nr.: 73 296, Juni 1999.

- /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 07/ Greyvenstein, B., van Zyl, J. E.: An experimental investigation into the pressure - leakage relationship of some failed water pipes. Journal of Water Supply: Research and Technology–AQUA, 56(2):117, ISSN 0003-7214, März 2007.
- /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.
- /GRE 14/ Grebner, H., Heckmann, K., Sievers, J.: Berechnung von Leckflächen und Leckraten mit vereinfachten Methoden. Technischer Bericht, GRS, Cologne, Germany, Technischer Zwischenbericht, Auftrags-Nr.: 820490, Juni 2014.
- /HAA 16/ Haas, W.: Grundlehrgang Dichtungstechnik. Institut für Maschinenelemente, Universität Stuttgart, 2016.
- /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 15a/ Heckmann, K., Ma, K., Sievers, J.: Probabilistic aspects on break preclusion assessment in nuclear piping. In: 41st MPA-Seminar, Stuttgart. Oktober 2015.
- /HEC 15b/ Heckmann, K., Sievers, J.: Code development for integrity assessment with respect to new German safety standard. In: Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-23), Paper ID 148, Manchester, United Kingdom. IASMiRT, August 2015.
- /HEC 16a/ Heckmann, K., Bläsius, C., Sievers, J.: Nachrechnung von Leckratenexperimenten. Technischer Bericht, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS), Cologne, Germany, Korrigierte Fassung, Juni 2016.
- /HEC 16b/ 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 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 18/ 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 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.
- /HEN 70/ Henry, R. E.: The Two-Phase Critical Discharge of Initially Saturated or Subcooled Liquid. *Nuclear Science and Engineering*, 41(3):336–342, ISSN 0029-5639, 1970.

- /HER 01/ Herbst, O., Huber, N., Kastner, W.: Application of the Leak Flow Rate Calculation Program FLORA to Real Cracks in Piping. In: SMiRT 16, Paper #1919, August 2001.
- /IVA 11/ Ivanov, D., Varfolomeev, I., Moroz, S., Siegele, D.: Weiterentwicklung von Rechenmethoden zur probabilistischen Fehlerbewertung von Kraftwerkskomponenten. Technischer Bericht, Fraunhofer IWM, Vorhabens-Nr. 1501350, Mai 2011.
- /JON 96/ Jones, D. A.: Principles and Prevention of Corrosion. Prentice-Hall, Upper Saddle River, New Jersey, USA, ISBN 0 -13-359 993-0, 1996.
- /JÜN 18/ Jüngert, A., Swacek, C., Gauder, P., Schuler, X.: Ultraschalluntersuchungen an Rissfeldern in großen Schmiedekomponenten. In: DGZfP Jahrestagung 2018, Leipzig, Germany. German Society for Non-Destructive Testing (DGZfP), Mai 2018.
- /KEI 91/ Keim, E., Rippel, R.: Bestimmung von Leckflächen, Rißöffnungen und Leckraten. Technischer Bericht, Siemens KWU, KWU E121/91/058, April 1991.
- /KIL 02/ Kilian, R., Roth, A.: Corrosion behaviour of reactor coolant system materials in nuclear power plants / Korrosionsverhalten von Primärkreiswerkstoffen in Kernkraftwerken. Materials and Corrosion, 53(10):727–739, ISSN 0947-5117, 2002.
- /KTA 13/ Sicherheitstechnische Regel des KTA: Druck- und aktivitätsführende Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung. Technischer Bericht, Kerntechnischer Ausschuss, KTA 3211.2, November 2013.
- /KTA 16a/ Nuclear Safety Standards Commission (KTA): Break Preclusion Verifications for Pressure-Retaining Components in Nuclear Power Plants. Technischer Bericht, Safety Standards of the Nuclear Safety Standards Commission (KTA), Salzgitter, Germany, KTA 3206, November 2016.

- /KTA 16b/ Sicherheitstechnische Regel des KTA: KTA 3206 Nachweise zum Bruchausschluss für druckführende Komponenten in Kernkraftwerken. Technischer Bericht, Sicherheitstechnische Regel des KTA, November 2016.
- /KTA 17/ Nuclear Safety Standards Commission (KTA): Components of the Reactor Coolant Pressure Boundary of Light Water Reactors Part 1: Materials and Product Forms. Technischer Bericht, Safety Standards of the Nuclear Safety Standards Commission (KTA), Salzgitter, Germany, KTA 3201.1, November 2017.
- /KUM 81/ Kumar, V., German, M. D., Shih, C. F.: An Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture Analysis. Technischer Bericht, Electric Power Research Institute, Palo Alto, California, Juli 1981.
- /KUM 84/ Kumar, V., German, M. D., Wilkening, W. W., Andrews, W. R., deLorenzi, H. G., Mowbray, D. F.: Advances in Elastic-Plastic Fracture Analysis. Technischer Bericht, General Electric Company, August 1984.
- /KUS 84/ Kussmaul, K.: German Basis Safety Concept rules out possibility of catastrophic failure. Nuclear Engineering International, 29(363):41–46, ISSN 0029-5507, 1984.
- /LAM 13/ Lammert, R., Wackenhut, G.: Weiterentwicklung probabilistischer Methoden zur Integritätsbewertung unter besonderer Berücksichtigung der statistischen Bewertung maßgeblicher Eingangsgrößen. Technischer Bericht, MPA Universität Stuttgart, Stuttgart, Germany, Vorhaben-Nr. 1501376, September 2013.
- /LV 15/ Lv, X., Li, S., Zhang, H., Wang, Y., Wang, Z., Xue, F., Wang, X.: Leak-before-break analysis of thermally aged nuclear pipe under different bending moments. Nuclear Engineering and Technology, 47(6):712–718, ISSN 1738-5733, Oktober 2015.

- /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.
- /MAR 12/ Marie, S.: BENCH-KJ : Benchmark on analytical methods for the Fracture Mechanics parameters calculation: 2012 progress report. Technischer Bericht, Commissariat à l'Énergie Atomique et aux Énergies Alternatives, 91191 Gif/Yvette cedex - France, Dezember 2012.
- /MER 09/ Merrill, J. B.: A contemporary guide to mechanical seal leakage. In: Proceedings of the 25th International Pump User Symposium, Seiten 14–22, 2009.
- /NEA 99/ Nuclear Energy Agency, Organisation for Economic Cooperation and Development (NEA-OECD): Comparison Report of RPV Pressurised Thermal Shock International Comparative Assessment Study (PTS ICAS). Technischer Bericht, NEA/CSNI/R(99)3, November 1999.
- /NEA 16/ Nuclear Energy Agency, Organisation for Economic Cooperation and Development (NEA-OECD): Leak Before Break (LBB) Status Report. Technischer Bericht, Working Group on Integrity and Ageing of Structures (WGIAGE), Paris, France, 2016.
- /NEA 17a/ Nuclear Energy Agency, Organisation for Economic Cooperation and Development (NEA-OECD): Benchmark Results on the Analytical Evaluation of the Fracture Mechanic Parameters K and J. Technischer Bericht, Nuclear Energy Agency, NEA/CSNI/R(2017)11, November 2017.

- /NEA 17b/ Nuclear Energy Agency, Organisation for Economic Cooperation and Development (NEA-OECD): OECD/NEA CODAP project topical report on operating experience insights into below ground and buried piping. NEA/CSNI/R(2017)NN FINAL DRAFT Revision 16, 2017.
- /NEA 18/ Nuclear Energy Agency, Organisation for Economic Cooperation and Development (NEA-OECD): Operating experience insights into below ground and buried piping. Technischer Bericht, OECD NEA, NEA/CSNI/R(2018)2, Mai 2018.
- /NEA 19/ Nuclear Energy Agency, Organisation for Economic Cooperation and Development (NEA-OECD): NEA Component Operational Experience, Degradation & Ageing Programme (CODAP): Second Term (2015-2017) Status Report. Technischer Bericht, NEA/CSNI/R(2019)7, April 2019.
- /NEW 86/ Newman jr., J. C., Raju, I. S.: Stress-Intensity Factor Equations for Cracks in Three-Dimensional Bodies Subjected to Tension and Bending Loads. In: Atluri, S. N., Hrsg.: Computational Methods in the Mechanics of Fracture, Seiten 311–334. Elsevier Science Publisher B. V., 1986.
- /NOR 86/ Norris, D. M.: Evaluation of flaws in austenitic steel piping. Technischer Bericht, Electric Power Research Institute, Palo Alto, California, USA, EPRI NI-4690-SR, 1986.
- /NRC 08/ U.S. Nuclear Regulatory Commission: Guidance on monitoring and responding to reactor coolant system leakage. Technischer Bericht, Regulatory Guide 1.45, Mai 2008.
- /NUG 13/ Nuclear Generation II & III Association (NUGENIA): NUGENIA Roadmap. Arbeitsunterlage, 2013.
- /NUR 16/ US Nuclear Regulatory Commission (NUREG): Changes to Buried and Underground Piping and Tank Recommendations. Technischer Bericht, LR-ISG-2015-01, Februar 2016.

- /OH 12/ Oh, C.-Y., Kim, Y.-J., Oh, Y.-J., Song, T.-K., Kim, Y.-B.: Estimation of stress intensity factors for circumferential cracked pipes under welding residual stress field (sic). In: Transactions of the Korean Nuclear Society Autumn Meeting, 2012.
- /PAN 75/ Pana, P.: Eine modifizierte Bernoulli-Gleichung für die Berechnung der Strömungsvorgänge im unterkühlten Wassergebiet. Technischer Bericht, Institut für Reaktorsicherheit der technischen Überwachungs-Vereine, Köln, IRS-W-18, Dezember 1975.
- /PAN 76/ Pana, P.: Berechnung der stationären Massenstromdichte von Wasserdampfgemischen und der auftretenden Rückstoßkräfte. Technischer Bericht, Institut für Reaktorsicherheit der technischen Überwachungs-Vereine, Köln, IRS-W-24, November 1976.
- /PAN 78/ Pana, P., Müller, M.: Subcooled and two phase critical flow states and comparison with data. Nuclear Engineering and Design, 45(1):117–125, ISSN 00295493, 1978.
- /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.
- /PER 08/ Persson, B. N. J., Yang, C.: Theory of the leak-rate of seals. Journal of Physics: Condensed Matter, 20(31):315011, ISSN 0953-8984, eISSN 1361-648X, August 2008.
- /PÉR 16/ Pérez-Ràfols, F., Larsson, R., Almqvist, A.: Modelling of leakage on metal-to-metal seals. Tribology International, 94:421–427, ISSN 0301-679X, Februar 2016.
- /R6 01/ R6 Panel: R6: Assessment of the integrity of structures containing defects. Other, April 2001.
- /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.
- /REV 09/ Revankar, S. T., Riznic, J. R.: Assessment of Steam Generator Tube Flaw Size and Leak Rate Models. Nuclear Technology, 167(1):157–168, ISSN 0029-5450, 2009.
- /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.
- /ROO 05/ Roos, E., Herter, K.-H., Ringel, M.: Evaluation of Full Scale Pipe Tests Based on a Probabilistic Procedure. In: 18th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 18), Beijing, China. August 2005.
- /ROT 07/ Roth, A., Nowak, E., Widera, M., Ilg, U., Wesseling, U., Zimmer, R.: Recent In-Service Experience with Degradation of Low Alloy Steel Components Due to Localized Corrosion and Environmentally Assisted Cracking in German PWR Plants. In: Allen, T. R., King, P. J., Nelson, L., Hrsg.: 12th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, ISBN 9781604236330, Salt Lake City, Utah. TMS - Minerals Metals and Materials Society, März 2007.
- /ROU 10/ Roul, M. K., Jena, J., Dash, S. K.: Mathematical Modeling of Two-phase Flow Through Thin Orifices in Horizontal Pipes. In: International Conference on Theoretical, Applied, Computational and Experimental Mechanics, ICTACEM-2010/265, Kharagpur, India. Dezember 2010.
- /ROU 12/ Roul, M. K., Dash, S. K.: Single-Phase and Two-Phase Flow Through Thin and Thick Orifices in Horizontal Pipes. Journal of Fluids Engineering, 134(9):091301, ISSN 0098-2202, 2012.

- /RSK 12/ Reaktor-Sicherheitskommission (RSK): Zu unterstellende Leckagen an Dampferzeuger(DE)-Heizrohren Mehrfachrohrbruch/Lecköffnung wand-dickengeschwächter DE-Heizrohre. Technischer Bericht, RSK/ESK-Geschäftsstelle, 447. Sitzung, Mai 2012.
- /RÜC 07/ Rückriem, U., Hüper, H., Plagemann, H.-J., Gersinska, R.: Untersuchung zum Gefährdungspotential durch ausgewählte Korrosionsarten in deutschen LWR-Anlagen / Investigation to the hazard potential by selected types of corrosion in German LWR plants. In: 33. MPA-Seminar "Werkstoff- & Bauteilverhalten in der Energie- & Anlagentechnik", Seiten 10.1–10.12, Stuttgart. Staatliche Materialprüfanstalt (MPA) Universität Stuttgart, Oktober 2007.
- /SCH 00/ Schaumann, P., Seidel, M.: Zur Bestimmung der Grenztragfähigkeit von Verbindungen mit planmäßig auf Zug beanspruchten Schrauben. Bauingenieur, Seiten 637–645], 2000.
- /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 07/ Schopphoff, A., Hiss, L.: Dichtigkeit und Undichtigkeit von Elastomeren. In: DGZfP-Berichtsband BB 104, Seite Vortrag 92, ISBN 978-3-931381-98-1, 2007.
- /SCH 17/ Schuler, X.: Sicherheitstechnische Bewertung der Rissbefunde in den RDB der belgischen Kernkraftwerke - Safety related Evaluation of the crack findings in the RPV of the Belgian NPPs Doel 3 and Tihange 2. In: 43rd MPA-Seminar, Oktober 2017.
- /SHA 15/ Sharples, J., Keim, E., Lauerova, D.: Fracture Mechanics Assessment - The European view of the State of the Art. Arbeitsunterlage, Nuclear Generation II & III Association (NUGENIA), NUGENIA position on fracture mechanics assessment, Juni 2015.

- /SHE 16/ Shen, M., Peng, X., Xie, L., Meng, X., Li, X.: Deformation Characteristics and Sealing Performance of Metallic O-rings for a Reactor Pressure Vessel. Nuclear Engineering and Technology, 48(2):533–544, ISSN 17385733, 2016.
- /SHI 14/ Shim, D.-J., Xu, S., Lee, D.: Closed-form stress intensity factor solutions for circumferential through-wall cracks in cylinder. In: Proceedings of the ASME 2014 Pressure Vessels & Piping Conference, 2014.
- /SIE 88/ Sievers, J., Höfler, A., Schulz, H.: Thermoschockbeanspruchung von Komponenten. Technischer Bericht, Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Garching, Germany, GRS-A-1501, Dezember 1988.
- /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 13/ Sievers, J., Grebner, H., Bahr, L., Heckmann, K., Pallas-Moner, G.: Simulation der Phänomene bei rissartigen Lecks und Brüchen in Rohrleitungen unter Berücksichtigung der Fluid-Struktur-Kopplung. Technischer Bericht, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS), Cologne, Germany, Vorhaben RS1194, November 2013.
- /SIE 15a/ Sievers, J., Heckmann, K., Bläsius, C.: Bewertung von Methoden zur Berechnung von Leckraten für druckführende Komponenten mit rissartigen Lecks. Technischer Bericht, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS), Cologne, Germany, GRS-369, Juni 2015.
- /SIE 15b/ Sievers, J., Heckmann, K., Pallas-Moner, G., Lerchl, G.: Structural mechanical and thermal hydraulic aspects on the behaviour of crack like leaks in piping. Progress in Nuclear Energy, 84:18–23, ISSN 0149-1970, September 2015.
- /SIN 99/ SINTAP: Sintap procedure: final version. Technischer Bericht, SINTAP project, 1999.

- /SNE 13/ Sustainable Nuclear Energy Technology Platform (SNETP): Strategic Research and Innovation Agenda. Technischer Bericht, SRIA 2013, Februar 2013.
- /SOU 18/ Southern Company: Vogtle Electric Generating Plant, Units 3 & 4, Updated Final Safety Analysis Report, Revision 7. Technischer Bericht, Washington, DC., USA, Juni 2018.
- /VZY 13/ van Zyl, J. E., Alsaydalani, M. O. A., Clayton, C. R. I., Bird, T., Dennis, A.: Soil fluidisation outside leaks in water distribution pipes - preliminary observations. Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Water Management, 166(10):546–555, ISSN 1741-7589, 2013.
- /WAL 06/ Walski, T., Bezts, W., Posluszny, E. T., Weir, M., Whitman, B. E.: Modeling Leakage Reduction through Pressure Control. Journal - American Water Works Association, 98:147–155, April 2006.
- /ZAN 97/ Zang, W.: Stress Intensity Factor Solutions for Axial and Circumferential Through-Wall Crack in Cylinders. Technischer Bericht, SAQ Kontroll AB, SINTAP/SAQ/02, 1997.
- /ZAN 09/ Zang, W., Gunnars, J., Mullins, J., Dong, P., Hong, J. K.: Effect of Welding Residual Stresses on Crack Opening Displacement and Crack-Tip Parameters. Technischer Bericht, Swedish Radiation Safety Authority, 2009:17, 2009.