

**Bewertung von
Methoden zur
Berechnung von
Leckraten für
druckführende
Komponenten mit
rissartigen Lecks**

Bewertung von Methoden zur Berechnung von Leckraten für druckführende Komponenten mit rissartigen Lecks

Jürgen Sievers
Klaus Heckmann
Christoph Bläsius

Juni 2015

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende FE-Vorhaben 3613R01332 wurde im Auftrag des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz, Bau und Reaktorsicherheit (BMUB) 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:

Berechnungsmethoden, Bruchabschluss, Experimente, KTA 3206, Leckfläche, Leckrate, rissartige Lecks

Kurzfassung

Im Rahmen von Nachweisen zum Bruchausschluss für druckführende Komponenten in Kernkraftwerken ist nach KTA 3206 unter anderem sicherzustellen, dass ein wand-durchdringender Riss (Leck) mit einer Risslänge kleiner der kritischen Risslänge, bei betrieblichen Belastungen von einem vorhandenen Leckdetektionssystem erkannt wird.

Im Rahmen des Vorhabens 3613R01332 wurden mit den in der GRS verfügbaren Leckratenmodellen Untersuchungen im Hinblick auf konservative Abschätzungen der Leckraten bei Nachweisen zum Bruchausschluss durchgeführt. Dazu wurden durch Vergleichsrechnungen zu ausgewählten Leckratenversuchen Konservativitäten in der Vorgehensweise quantifiziert und die in der KTA 3206 enthaltenen Festlegungen zur Leckratenermittlung verifiziert und präzisiert. Weiterhin wurden die Modelle erweitert und entsprechende Empfehlungen für die Berechnungsprozedur erarbeitet. Die Berechnungsmethoden wurden im Rahmen der Untersuchungen zu Leckratenversuchen validiert, anhand der beiden in der KTA 3206 enthaltenen Anwendungsbeispiele qualifiziert und auf einen postulierten Leckstörfall im Kühlkreislauf eines DWR angewendet. Dabei wurden zur Leckratenberechnung verschiedene vereinfachte Lösungsmethoden, die in dem GRS-Programm WinLeck enthalten sind, verwendet und zur Simulation eines Leckstörfalls die Großprogramme ANSYS Mechanical und ATHLET (Thermohydraulikprogramm der GRS) eingesetzt.

Bei der Anwendung vereinfachter Methoden zur Leckratenberechnung unter Verwendung der im Rahmen des Vorhabens abgeleiteten, abdeckenden Kurve für den Widerstandsbeiwert, die in die KTA 3206 aufgenommen wurde, ist zu beachten, dass bei geringen Strömungslängen der Einströmverlust gegenüber dem Reibungsverlust dominieren kann. Die Datenlage ist jedoch nicht ausreichend, um eine quantitative Aussage bezüglich Anwendungsgrenzen geben zu können. Es bleiben offene Punkte, insbesondere zur detaillierten Simulation der Strömungsvorgänge in rissartigen Lecks in Verbindung mit entsprechend instrumentierten Leckratenversuchen und speziell die Quantifizierung der Einströmverluste.

Zur Simulation eines Leckstörfalls wurden thermohydraulische und strukturmechanische Analysen für postulierte Leckpositionen in der Volumenausgleichsleitung (VAL) eines DWR vom Typ Konvoi durchgeführt. Die Leckgrößen wurden im Rahmen von FE-Berechnungen bestimmt. Mit diesen Leckgrößen wurden ATHLET-Berechnungen

zu der Thermohydraulik im Reaktorkreislauf und den Leckraten durchgeführt, wobei insbesondere auch der Einfluss der Berücksichtigung einer variablen Leckgröße untersucht wurde. Die Auswirkungen einer in Abhängigkeit des Druckes und von mechanischen Spannungen kleiner werdenden Leckgröße verbunden mit einer entsprechend kleineren Leckrate auf den zeitlichen Verlauf des Störfalles und z. B. auch den Druckverlauf im Reaktorkreislauf sind signifikant. Die Berücksichtigung dieser Effekte kann die Genauigkeit von Stör- und Unfallanalysen deutlich erhöhen.

Abstract

For the demonstration of break preclusion for pressure retaining components in nuclear power plants, the nuclear safety standard KTA 3206 determines also the requirements for the leak-before-break verification. For this procedure, it has to be ensured that a wall-penetrating crack is subcritical with respect to instable growth, and that the resulting leakage under stationary operation conditions can be detected by a leak detection system.

Within the scope of the project 3613R01332 analyses with respect to conservative estimates of the leak rates in case of detections regarding break preclusion were performed by means of leak rate models being available at GRS. For this purpose, conservative assumptions in the procedure were quantified by comparative calculations concerning selected leak rate experiments and the requirements regarding the determination of leak rates indicated in the KTA 3206 were verified and specified. Moreover, the models were extended and relevant recommendations for the calculation procedure were developed. During the investigations of leak rate tests the calculation methods were validated, qualified by means of both examples indicated in KTA 3206 and applied to a postulated leak accident in the cooling circuit of a PWR. For the calculation of leak rates several simplified solution methods which are included in the GRS program WinLeck were applied, and for the simulation of a leak accident the large-scale programs ANSYS Mechanical and ATHLET (thermohydraulics program developed by GRS) were used.

When applying simplified methods for the calculation of leak rates using the limiting curve for the friction factor which has been derived during the project and which is included in the KTA 3206 attention has to be paid to the fact that in case of small flow lengths the entrance loss can dominate compared to the friction loss. However, the available data do not suffice in order to make a quantitative statement with respect to limits of applicability. There are still open issues, especially with respect to the detailed simulation of flow processes in crack-like leaks in connection with adequately instrumented leak rate experiments, and in particular the quantification of the entrance losses.

In order to simulate a leak accident thermohydraulic and structural-mechanical analyses for postulated leak positions in the surge line of a Konvoi-type PWR were per-

formed. The size of these leaks was determined within the scope of FE-calculations. With these leak sizes ATHLET-calculations on thermohydraulics in the reactor circuit and on leak rates were made during which particularly the impact of the consideration of a variable leak size was analyzed as well. The effects of a leak size which is decreasing due to the loss of pressure and mechanical strains accompanied with a correspondingly smaller leak rate on the time dependent course of the accident and e.g. also on the pressure flow in the reactor circuit are significant. The consideration of these effects can increase the accuracy of analyses of accidents and severe accidents.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung, Zielsetzung und Arbeitsprogramm.....	1
2	Methoden zur Bestimmung der Leckfläche	3
2.1	Einführung	3
2.2	Querschnittsgeometrie und hydraulischer Durchmesser	4
2.3	Übersicht über verwendete Verfahren.....	5
2.4	Validierung der Modelle an Experimenten	7
2.5	Analyse der Testbeispiele im Anhang D der KTA 3206.....	8
3	Methoden zur Leckratenberechnung	13
3.1	Eindimensionale Beschreibung der Ausströmung	13
3.1.1	Einführung	13
3.1.2	Einströmverlust.....	15
3.1.3	Reibungsverlust.....	16
3.1.4	Zustandsänderungen, Verdampfung und Phasenseparation	17
3.1.5	Kritikalität.....	17
3.1.6	Knicke und Querschnittsänderungen im Strömungskanal	18
3.2	Verfahren zur Bestimmung der Leckrate.....	20
3.2.1	Bernoulli-Modelle	20
3.2.2	Henry-Modell	21
3.2.3	Pana-Modell	22
3.2.4	Müller-Formel	23
3.2.5	Estorf-Modell	24
3.2.6	Leckratenberechnung mit dem ATHLET-Code	25
4	Strömungswiderstand und Widerstandsbeiwert	27
4.1	Messung.....	27
4.2	Datenbasis zu Widerstandsbeiwerten	28
4.3	Analyse der Datenstreuung und offene Fragen.....	29
4.4	Lecks in dünnwandigen Komponenten	33

5	Leckraten-Experimente	35
5.1	Übersicht	35
5.2	Exemplarische Leckratenberechnungen zu einer Testserie	36
5.3	Ausströmung durch einen definierten Spalt bekannter Rauheit.....	38
5.4	Ausströmung aus Rissen mit lastspezifischer Rissöffnung.....	40
6	Anwendungsbeispiele aus KTA 3206	43
6.1	Austenitische Rohrleitung mit Umfangsriss	43
6.2	Ferritische Rohrleitung mit Umfangsriss	45
7	Simulation eines Leckstörfalls im Kreislauf eines DWR.....	49
8	WinLeck.....	57
8.1	Entwicklungsschritte	57
8.2	WinLeck-Übersicht.....	57
9	Schlussfolgerungen und Empfehlungen	61
	Literatur.....	65
	Abbildungsverzeichnis.....	73
	Tabellenverzeichnis.....	75

1 Einleitung, Zielsetzung und Arbeitsprogramm

Im Rahmen von Nachweisen zum Bruchausschluss für druckführende Komponenten in Kernkraftwerken ist nach KTA 3206 /KTA 14/, speziell im Leck-vor-Bruch Nachweis-schritt sicherzustellen, dass ein wanddurchdringender Riss mit zulässiger Risslänge unter allen betrieblichen und Störfallbelastungen unterkritisch gegenüber Instabilität bleibt und dass ein derartiges Leck unter den betrieblichen Belastungen des stationären Betriebs durch ein vorhandenes Leckdetektionssystem rechtzeitig erkannt wird. Dafür sind Analysemethoden zur Bestimmung von Leckflächen und Leckraten bereitzustellen, die an entsprechenden Versuchen validiert werden. In diesem Zusammenhang sind für die Leckflächen und Leckraten kleinere Werte abzuschätzen, als sich bei der realen Ausströmung ergeben würden, damit im Vergleich mit den durch die Leck-überwachung detektierbaren Werten eine konservative Vorgehensweise bezüglich der Leckdetektion sichergestellt ist.

Zielsetzung der Arbeiten im Vorhaben 3613R01332 ist es, im Hinblick auf konservative Abschätzungen der Leckraten bei Nachweisen zum Bruchausschluss, Untersuchungen zu experimentellen Daten mit den in der GRS verfügbaren Leckratenmodellen durchzuführen, die Modelle zu erweitern und entsprechende Empfehlungen für eine Berechnungsprozedur zu erarbeiten. Dabei sollen durch Vergleichsrechnungen zu ausgewählten Leckratenversuchen Konservativitäten quantifiziert und die in die KTA 3206 /KTA 14/ eingeflossenen Festlegungen zur Leckratenermittlung verifiziert und präzisiert werden.

Weiterhin spielen bei der Auslegung von Kernkraftwerken im Ausland Nachweise zum Leck-vor-Bruch-Verhalten von Komponenten eine wesentliche Rolle. Dabei ist die amerikanische Vorgehensweise im Standard Review Plan 3.6.3 der U.S. NRC /SRP 07/ vorgeschrieben. Eine Reihe anderer Länder – auch europäische – folgen diesem Vorgehen /EUR 00/. Ähnlich wie beim deutschen Nachweis zum Bruchausschluss sind dabei Berechnungen der Leckraten im Hinblick auf die Auslegung der Leckdetektionssysteme durchzuführen, wobei in Anbetracht der Unsicherheiten bei der Leckratenbestimmung teilweise Sicherheitsfaktoren von bis zu 10 verwendet werden. Die Ergebnisse der im Rahmen des Vorhabens 3613R01332 durchgeführten Arbeiten sollen zur Quantifizierung dieser Unsicherheiten beitragen.

Zur Erfüllung der Zielsetzung wurden Arbeiten zu den folgenden Arbeitspaketen durchgeführt und entsprechende Ergebnisse erzielt, die in den Kapiteln 2 – 9 beschrieben sind.

- Ableitung vereinfachter Verfahren zur Bestimmung von Leckflächen bei realitätsnaher Belastung aus der Literatur und Vergleich der Verfahren im Rahmen von Nachrechnungen zu ausgewählten Experimenten
- Überprüfung der vorhandenen Leckratenmodelle im Hinblick auf enthaltene Näherungen, die zu einer Über- oder Unterschätzung der Leckrate führen können
- Auswertung verfügbarer Ergebnisse zu ausgewählten Leckratenexperimenten mit Schlitz- und Rissgeometrien bezüglich der Abhängigkeit des Widerstandsbeiwertes vom Quotienten aus hydraulischem Durchmesser und Rissrauigkeit und Ableitung einer abdeckenden Kurve im Sinne der Zielsetzung
- Nachrechnung einer Vielzahl ausgewählter Leckratenversuche und Quantifizierung von Sicherheitsmargen durch Vergleich der berechneten Ergebnisse mit den Versuchsergebnissen
- Nutzung der erhaltenen Ergebnisse zur Ertüchtigung der im GRS-Programm WinLeck enthaltenen Verfahren zur Leckflächen- und Leckratenbestimmung
- Bestimmung des zeitlichen Verlaufs der Leckfläche und der Leckrate unter Berücksichtigung der abgeleiteten Empfehlungen für einen unterstellten Leckstörfall mit rissartigem Leck in der Volumenausgleichsleitung eines DWR vom Typ Konvoi unter Einsatz vereinfachter Verfahren sowie der Rechenprogramme ATHLET und ADINA
- Empfehlungen für eine Berechnungsprozedur im Rahmen von Nachweisen zum Bruchausschluss.

Eine ausführlichere Dokumentation zu den Methoden der Leckflächenbestimmung ist in /BLA 15/ enthalten und zu den im Rahmen des Vorhabens durchgeführten Leckratenberechnungen wurde der technische Bericht /HEC 15b/ erstellt.

2 Methoden zur Bestimmung der Leckfläche

Die Bestimmung der Öffnung eines wanddurchdringenden Risses unter der Einwirkung von mechanischen und thermischen Belastungen ist eine Teilaufgabe zur Berechnung der Leckrate im Rahmen der bruchmechanischen Analyse des Bruchausschlusskonzepts. In diesem Kapitel werden vereinfachte Verfahren zur Ermittlung von Leckflächen beschrieben und im Rahmen von Nachrechnungen zu ausgewählten Experimenten die mit diesen Verfahren berechneten Ausstömratens untereinander sowie mit experimentellen Daten verglichen. Die ausgewählten Verfahren wurden in das Programm WinLeck (siehe Kapitel 8) implementiert. Die Arbeiten zu diesem Arbeitspunkt wurden im Rahmen des Technischen Berichts /BLA 15/ dokumentiert; die folgenden Abschnitte fassen die Erkenntnisse zusammen und zeigen ausgewählte Ergebnisse.

2.1 Einführung

Die Leckfläche ist die offene Querschnittsfläche eines wanddurchdringenden Risses, die sich unter den einwirkenden Lasten ergibt. Bei einer idealisierten Rissbildung, bei der z. B. keine nennenswerten plastischen Verformungen für eine dauerhafte Öffnung des Risses vorliegen, ist die Leckfläche bei unbelasteter Komponente verschwindend klein, da der Riss geschlossen ist. Eine grafische Übersicht über charakteristische Größen einer Lecköffnung und deren Einflussparameter ist in Abb. 2.1 gegeben.

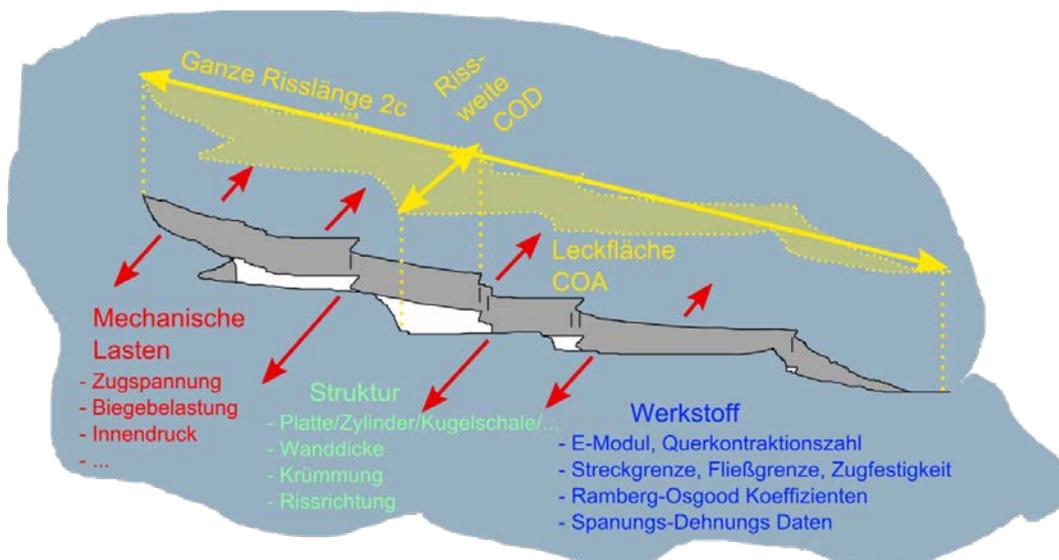


Abb. 2.1 Leckfläche (COA), Rissöffnung (COD) und Einflussparameter eines wanddurchdringenden Risses

Die halbe Länge eines Risses wird üblicherweise mit c bezeichnet, die ganze Länge mit $2c$. Die Klaffung der beiden Rissufer in der Mitte des Risses, die Rissöffnung, wird mit COD (crack opening displacement) und die Leckfläche dementsprechend mit COA (crack opening area) bezeichnet. Die Öffnung des Lecks, also COA und COD, ergibt sich aus der Geometrie der rissbehafteten Struktur, dem Werkstoffverhalten sowie den wirkenden mechanischen Lasten.

2.2 Querschnittsgeometrie und hydraulischer Durchmesser

Die Leckflächenform, also die geometrische Gestalt des durchströmten Querschnitts, ist eine entscheidende Größe bei der Beschreibung von rissartigen Leckagen. Gängig sind drei Geometrien: Rechteck, Ellipse und Raute. Ein elliptischer Querschnitt ergibt sich im Fall elastischen Materialverhaltens bei einem Riss in einer ebenen Platte unter einachsiger Zugbelastung. Daher kann ein elliptischer Querschnitt ein guter Anhaltspunkt für eine best-estimate Rechnung eines realen Risses sein. Experimente mit künstlichen Schlitzten dagegen haben oft einen rechteckigen Querschnitt.

Wie einleitend bereits beschrieben, ist es im Rahmen von Analysen zum Leck-vor-Bruch Nachweisschritt wesentlich, dass die Berechnungsverfahren kleinere Leckraten vorhersagen, als sie in der Realität zu erwarten wären. Eine Unterschätzung von Leckraten lässt sich durch Berücksichtigung entsprechender Annahmen in den vereinfachten Verfahren erreichen. Ein Vorschlag dazu ist z. B. die Approximation einer realen ellipsenförmigen Leckfläche durch eine rhombusförmige Fläche mit realer Rissöffnung (COD) und realer Gesamtrisslänge ($2c$) als Diagonalen des Rhombus (/EST 11a/, /EST 11b/). Damit wird die Leckfläche und somit auch tendenziell die Leckrate unterschätzt.

Auch wenn die Unterschiede zwischen einem schmalen rissartigen Spalt und einem Rohr erheblich scheinen, lässt sich ein „Ersatzrohr“ über den hydraulischen Durchmesser berechnen, welcher als

$$d_h = \frac{4 COA}{U} \quad (2.1)$$

definiert ist, wobei die Leckfläche COA und auch der Umfang um die Leckfläche U eingehen. Diese Vorgehensweise wird auch bei Rohrleitungen mit nicht-kreisförmigem Querschnitt angewendet und lässt sich selbst auf den Extremfall einer Rissgeometrie

erweitern. Ein Rohr mit diesem Durchmesser wird dann zur Berechnung verwendet. Im Allgemeinen unterscheidet sich dieser hydraulische Durchmesser von einem der Durchmesser eines Kreises, dessen Flächeninhalt der Leckfläche entspricht. Dies verdeutlichen die Beispiele in Abb. 2.2. Alle dargestellten Leckflächen (orange) haben gleiche Länge $2c$ und gleiche Leckweite COD. Ein Kreis mit einem der Leckfläche entsprechenden Durchmesser ist jeweils in violett dargestellt, ein Kreis mit dem hydraulischen Durchmesser gemäß Formel (2.1) in grün.

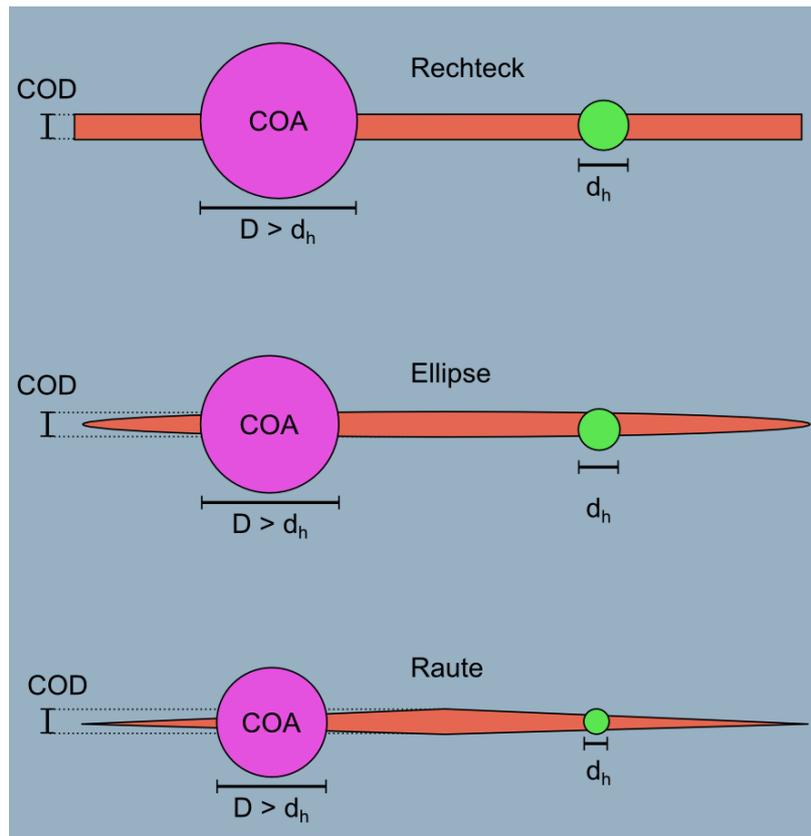


Abb. 2.2 Beispiele für Leckquerschnitts-Geometrien

Hier wird deutlich, dass sich bei einem rissartigen Leck der flächenäquivalente Durchmesser D und der hydraulische Durchmesser d_h erheblich unterscheiden. Ferner wird deutlich, dass die Geometrie der Leckfläche eine bedeutende Auswirkung auf den hydraulischen Durchmesser hat.

2.3 Übersicht über verwendete Verfahren

Als best-estimate Methode zur Bestimmung einer Lecköffnungsfläche steht die vergleichsweise aufwändige Finite-Elemente Methode (FEM) zur Verfügung. Der Fokus

dieses Abschnitts liegt auf vereinfachten Verfahren, die eine analytische Bestimmung für spezielle, generische Geometrien ermöglichen. Die ausgewählten vereinfachten Methoden werden in den folgenden Absätzen kurz skizziert, eine ausführliche Darstellung der Berechnungsmethoden ist in /BLA 15/ und /HEC 14a/ gegeben.

Die vereinfachten Verfahren lassen sich in mehrere Klassen unterteilen: Die Wüthrich-basierten Verfahren, die EPRI-basierten Verfahren, KWU-Verfahren sowie geometrische Abschätzungen.

Die Berechnungsmethodik nach Wüthrich basiert auf den Publikationen /WUE 83, WUE 84/. In der einfachsten Form (hier mit dem Zusatz „classic“ bezeichnet) wird ein ebener gleichförmiger Zugspannungszustand angenommen. Basierend auf der Lecköffnungsfläche einer Platte können durch Transformationen die Flächen in Zylindern und Kugelschalen ermittelt werden. Ausgangspunkt dieses Verfahrens ist eine über die gesamte Länge des Risses konstante Spannung. Der Ansatz in der KTA 3206 /KTA 14/ berücksichtigt zusätzlich zu dieser sogenannten Membranspannung eine eventuell vorhandene Biegelast durch Addition der maximalen Biegespannung. Da dies nur für kurze Risse eine angemessene Beschreibung ist und bei langen Rissen eine Überschätzung der Leckfläche erwartet wird, wurde der Wüthrich-Ansatz für komplexere Lastsituationen im Rahmen des Vorhabens erweitert (siehe /BLA 15/). Diese Erweiterung wird mit „GRS PB-Methode“ bezeichnet.

Die EPRI-Methodik der Leckflächenbestimmung basiert auf /KUM 81, KUM 84, KIS 88/, eine Implementierung dieses Ansatzes wird hier mit „EPRI-Original“ bezeichnet. Eine Verbesserung wurde von Rahman et al. /RAH 98/ vorgenommen, diese Methodik wird im Folgenden „EPRI-Rahman“ benannt. Eine engverwandte Methode, bei der lediglich die plastischen Anteile anders bestimmt werden, wird mit „LBB.ENG2“ bezeichnet. Sie basiert auf den Arbeiten /BRU 87, SAN 82, SAN 83, RAH 98/.

Verfahren zur Leckflächenberechnung, die bei Siemens/KWU (heute Areva) entwickelt wurden, werden hier vereinfacht „KWU-Modelle“ genannt. Neben dem klassischen KWU-Verfahren nach /BAR 85/ wurde neu auch das Verfahren nach Keim und Rippel /KEI 91/ angewendet.

Weiterhin sind noch geometrische Abschätzungen erwähnt, die die Leckfläche nicht aufgrund von Materialeigenschaften und Belastungen berechnen, sondern lediglich aus

der Rohrleitungsgeometrie abschätzen. Ein Beispiel ist der Ansatz nach Brötz /BRO 79/, ein anderer stammt aus der technischen Regel für Druckbehälter /TRB 01/.

2.4 Validierung der Modelle an Experimenten

Für die Validierung der Verfahren zur Bestimmung von Lecköffnungsflächen wurden Experimente herangezogen, in denen rissbehaftete Strukturen der entsprechenden Geometrie (hier: Geradrohre) belastet werden und bei denen die resultierende Rissöffnung gemessen wurde. In einigen Experimenten war das Hauptaugenmerk genau darauf gerichtet, in anderen waren diese Messwerte eher ein Nebenaspekt, beispielsweise wenn es um das Rissinitiierungs- und Berstverhalten ging. Eine Übersicht über ausgewertete Versuchsreihen und Forschungsprogramme ist in Tab. 2.1 gegeben.

Tab. 2.1 Experimente mit Leckflächenbestimmung

Institution, Jahr	Name des Forschungsprogramms	Ausgewertete Versuche	Last	Quellen
MPA Stuttgart, 1985/87	Phänomenologische Behälterberstversuche Phasen I+II	BVS010 BVZ161 BVZ091 BVZ100 BVS060	P B B P+B P+B	/HIP 85/ /HIP 87/
GE/EPRI 1982	Elastic-plastic Failure analysis of stainless steel pipes	4"-45°-axial No 1 4"-180°-axial No. 3	T T	/GER 82/
PHDR-Gruppe 1994	PHDR (Projekt Heißdampf-Reaktor), Reihe E22	E22.05 E22.05V	P+B B	/GRE 94/
Batelle 1984 – 1989	Degraded Piping Program Phase II	4111-1 4131-1 4131-3	B P+B P+B	/WIL 89/ /RAH 98/
Batelle 1990	Short Cracks in Piping and Piping Welds	1.1.1.21	B	/WIL 91/ /RAH 98/

Abkürzungen in der Spalte „Last“: Innendruck- (P), Biege- (B) oder Zugspannungs-Lasten (T)

Die aufgeführten Versuche und die dazu durchgeführten Berechnungen sind in /BLA 15/ beschrieben. Die Rechenergebnisse zeigen, dass die Methodik nach KTA 3206 für reine Innendruck- oder Zugbelastung die tatsächliche Leckfläche sicher unter-

schätzt. Im linear-elastischen Bereich sind die Ergebnisse sehr nah an den best-estimate Ergebnissen anderer Verfahren; im elastisch-plastischen Bereich dagegen deutlich konservativer. Für lange Risse unter Biegebelastung, wo der Gültigkeitsbereich der KTA 3206-Methodik seine Grenzen erreicht, ist die neu entwickelte GRS PB Methode geeignet, die für diese wie auch für einfachere Fälle ebenfalls die Leckfläche sicher unterschätzt. Weitere Empfehlungen werden in Kapitel 9 diskutiert.

2.5 Analyse der Testbeispiele im Anhang D der KTA 3206

Für die im Anhang D1 und D2 der KTA 3206 beschriebenen Beispiele einer austenitischen und einer ferritischen Rohrleitung jeweils mit wanddurchdringendem Teilumfangsrisse wurde die Leckfläche abhängig von der Risslänge mit verschiedenen Berechnungsverfahren bestimmt.

In Abb. 2.3 ist der Axialspannungsverlauf in dem Rohr (ohne Riss) und seine Zusammensetzung aus den Einzelkomponenten für die im Beispiel angenommene Überlagerung von Biegung und konstanter Axialspannung dargestellt (linkes Bild). Dem gegenübergestellt ist die Darstellung der maximalen Membranspannung für die Leckflächenberechnung nach Wüthrich. Die Länge der Pfeile an den verschiedenen Positionen ist proportional zum Betrag der Spannung, die Richtung der Pfeile entspricht der Richtung der Spannung.

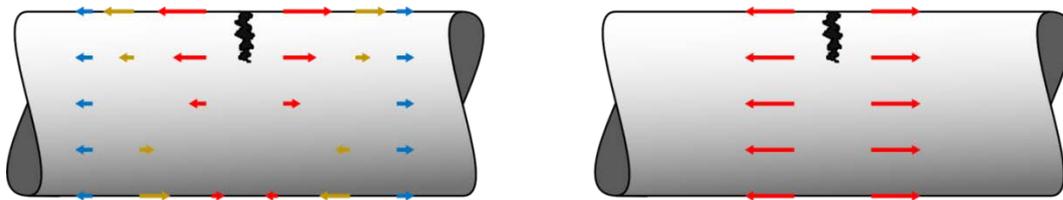


Abb. 2.3 Beispiel: Rohrleitung mit Riss in Umfangsrichtung: Spannungen (rote Pfeile) in der Rohrwand (ohne Riss) und ihre Variation über den Querschnitt, linkes Bild: Überlagerung aus Innendruck (blau) und Biegemoment (gelb), rechtes Bild: Maximale Membranspannung für Leckflächenberechnung nach Wüthrich

Es wird in der Abbildung deutlich, dass in diesem Beispiel im Bereich der Rissmitte die Beanspruchung durch Biegung größer ist als die Last durch Innendruck. Das führt dazu, dass mit zunehmendem Abstand zum Risszentrum die anliegende Spannung rasch

kleiner wird und bei hypothetischen, sehr langen Rissen sogar in manchen Bereichen rissschließend wirken kann. Ebenso wird aus der Darstellung ersichtlich, dass im Fall langer Risse bei Anwendung der Leckflächenberechnung nach Wüthrich mit dem Ansatz des maximalen Biegemoments als Membranspannung die Rissöffnung überschätzt werden kann. Beim Beispiel mit der ferritischen Rohrleitung ist zu betonen, dass in der vereinfachten Methodik der Einfluss der in Kernkraftwerken üblichen inneren Plattierung vernachlässigt wird. Diese Ungenauigkeit wird durch Untersuchungen basierend auf Finite-Elemente (FE)-Analysen mit Berücksichtigung der Plattierung quantifiziert.

Bei der Anwendung des vereinfachten Verfahrens nach Wüthrich, wie es in Anhang B Abschnitt 3.1.2 (2) der KTA 3206 enthalten ist, kann nur eine fiktive gleichförmige Membranspannung angenommen werden. Diese fiktive Spannung entspricht der maximalen lokal auftretenden Spannung und überschätzt die wahre Spannung entlang des Risses fast überall. Es ist daher zu erwarten, dass je nach Risslänge das Überschätzen der Spannung zu einer Überschätzung der Leckfläche und damit zu einer Überschätzung der Leckrate führen kann. Diese Vorgehensweise ist daher insbesondere für lange Risse nicht konservativ.

Der Einfluss vereinfachter Annahmen bei der Leckflächenberechnung, insbesondere bezüglich der rissöffnenden Spannung, wurde untersucht, indem die Ergebnisse verschiedener Verfahren verglichen wurden. Dazu wurden Berechnungen für die beiden Testbeispiele im Anhang D der KTA 3206 durchgeführt, wobei verschiedene Risslängen betrachtet wurden. Neben dem in der KTA 3206 beschriebenen Verfahren nach Wüthrich wurden die „GRS PB-Methode“ (siehe /BLA 15/) sowie die Verfahren „EPRI“ (nach /KUM 81/, /KUM 84/, /KIS 88/) und „LBB.ENG2“ (nach /BRU 87/, /RAH 98/) eingesetzt, bei denen hier jedoch nur der rein elastische Anteil berücksichtigt wurde. Zusätzlich wurden in die Bewertung Ergebnisse elastoplastischer FE-Berechnungen mit verschiedenen Randbedingungen einbezogen.

Der Vergleich der Verfahren ist für das Beispiel einer austenitischen Rohrleitung (D1) (Innendurchmesser 243 mm, Wanddicke 15 mm) mit wanddurchdringendem Teilumfangriss (Risslänge $2c$ wird variiert) unter Innendruck (7,4 MPa), Temperatur (150 °C) und Biegemoment (72,3 kNm) in Abb. 2.4 dargestellt. Die Ergebnisse entsprechender Berechnungen für das Beispiel (D2) einer ferritischen Rohrleitung (Außendurchmesser 864 mm, Wanddicke 57 mm einschließlich 5 mm Plattierung) mit wanddurchdringendem Umfangriss (Risslänge $2c$) unter Innendruck (15,8 MPa), Temperatur (319 °C)

und Biegemoment (3737 kNm) sind in Abb. 2.5 gegenübergestellt. Für die Ermittlung des Risswinkels wurde jeweils die Risslänge $2c$ in der Mitte der Rohrwand angenommen.

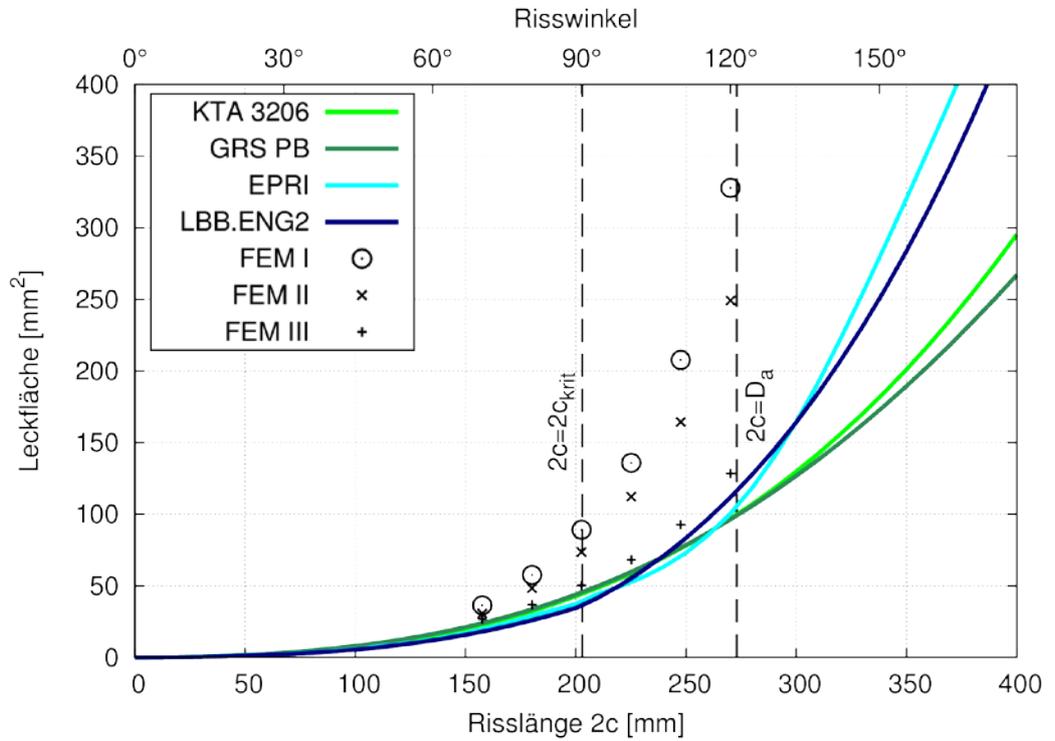


Abb. 2.4 Leckfläche als Funktion der Risslänge für das Beispiel einer austenitischen Rohrleitung (D1) mit verschiedenen Verfahren

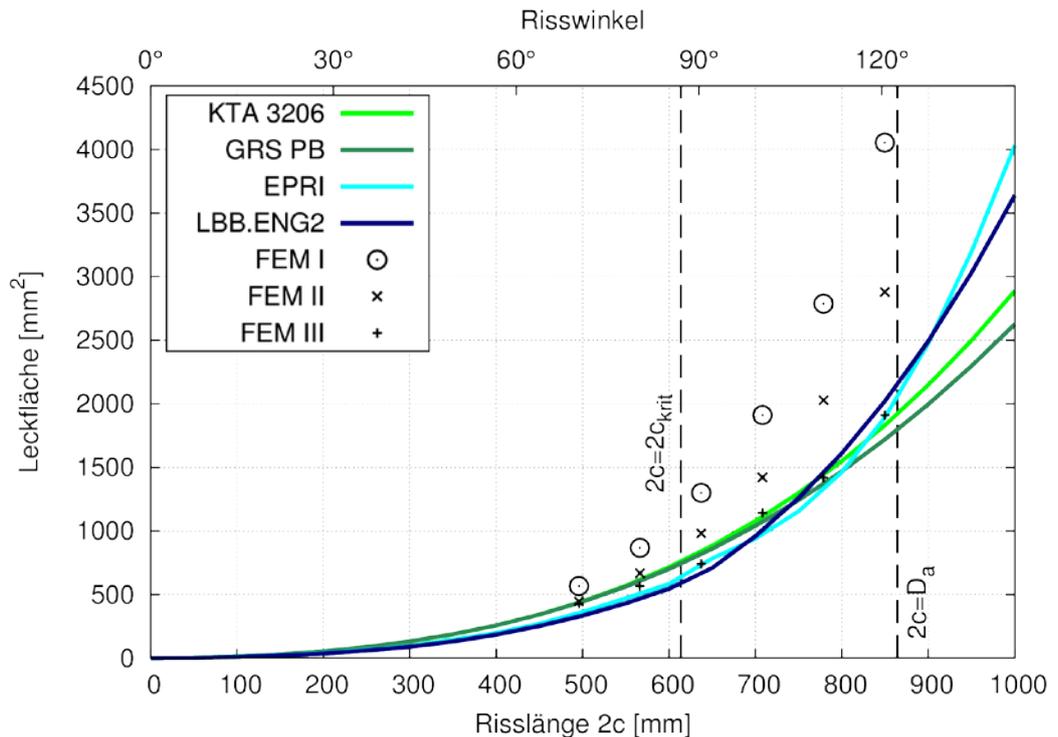


Abb. 2.5 Leckfläche als Funktion der Risslänge für das Beispiel einer ferritischen Rohrleitung (D2) mit verschiedenen Verfahren

Für die mit „FEM I“ bezeichneten Werte wurde ein Riss im Bereich der freien Rohrleitung mit einer entsprechenden Ovalisierung und auf die Flanken einwirkendem vollen Innendruck angenommen. „FEM II“ bezeichnet Werte der korrespondierenden Rechnung ohne Aufbringen von Innendruck auf die Rissflanken. Für „FEM III“ wurde ein Riss nahe des Übergangs zu einer Komponente mit hoher Steifigkeit angenommen und eine entsprechende Ovalisierung des Rohrquerschnitts durch Fixierung der Knoten unterbunden. In dieser Rechnung wurde kein Druck auf die Rissflanken aufgebracht. Weiterhin sind in die beiden Abbildungen die kritischen Risslängen, berechnet mit der in der KTA 3206 enthaltenen Methodik, sowie Risslängen die dem Außendurchmesser der jeweiligen Rohrleitung entsprechen, eingetragen. Dabei ist zu beachten, dass je nach angewandeter Methode die kritische Risslänge sehr unterschiedlich ist, z. B. beim ferritischen Beispiel im Bereich ca. 600 bis ca. 800 mm.

Beim Beispiel mit austenitischer Rohrleitung (Abb. 2.4) liegen die Ergebnisse aller vereinfachten Verfahren unterhalb der Ergebnisse der FE-Rechnungen. Die Resultate der elastischen Rechnungen mit der EPRI- und der ENG2-Methodik liegen für Risslängen kleiner als die kritische Risslänge geringfügig unterhalb der KTA-Kurve. Der Verlauf der Kurve nach KTA 3206 zeigt im Vergleich zur GRS-Kurve für Risslängen kleiner als

dem Außendurchmesser des Rohrs keine nennenswerten Unterschiede. Im Bereich noch größerer Risslängen, der jedoch sicherheitstechnisch nicht relevant ist, bewirken die Unterschiede in der Berücksichtigung der Biegespannung eine Überschätzung der Leckfläche nach KTA 3206. Insgesamt ist somit für dieses Anwendungsbeispiel die Berechnung der Leckfläche nach dem in der KTA 3206 beschriebenen Verfahren sachgerecht. Die Ergebnisse der FE-Rechnung decken sich mit einzelnen durch AREVA im Vorfeld der Erstellung der KTA 3206 durchgeführten Berechnungen /BLA 13/.

Für das Beispiel mit ferritischer Rohrleitung (Abb. 2.5) sind die Ergebnisse nach KTA 3206 und dem GRS-Modell nahezu identisch für Risslängen kleiner der kritischen Risslänge (etwa 600 mm). Für größere Risslängen führt die realistischere Berücksichtigung der Biegespannung im GRS-Modell zu kleineren Leckflächen. Die elastischen Rechnungen mit dem LBB.ENG2-Modell führen für kleine Risslängen zu Leckflächen, die unterhalb der GRS- und KTA-Kurve liegen, für größere Risslängen steigen die Kurven nach EPRI und LBB.ENG2 dann stärker an. Die Ergebnisse der FE-Rechnungen liegen stets oberhalb der entsprechenden, mit der KTA 3206-Methode bestimmten Leckfläche. Insgesamt ist somit für dieses Anwendungsbeispiel die Berechnung der Leckfläche nach dem in der KTA 3206 beschriebenen Verfahren sachgerecht.

In diesem Zusammenhang fällt auf, dass für die beiden betrachteten Beispiele die mit der KTA- und der GRS-Methode bestimmten Leckflächen für Risslängen kleiner als die jeweilige kritische Risslänge gut übereinstimmen. Dieses Ergebnis ist plausibel, da sich die Biegespannung über den Rohrumfang kosinusförmig ändert, d. h. bei kurzen Rissen ist die Veränderung der Biegespannung vernachlässigbar.

3 Methoden zur Leckratenberechnung

Die Ermittlung von Ausströmraten durch rissartige Lecks in druckführenden Komponenten war insbesondere in den 80er und 90er Jahren ein wesentlicher Untersuchungsschwerpunkt. Dabei lag das Hauptaugenmerk früherer Arbeiten auf der Entwicklung vereinfachter Methoden zur Berechnung der Ausströmraten und deren Qualifizierung durch entsprechende Versuche. Abhängig vom thermodynamischen Zustand des Fluids vor dem Eintritt in das rissartige Leck sind für die Ermittlung der Leckrate unterschiedliche Berechnungsformeln zu verwenden.

Grundlage der im Folgenden betrachteten Modelle ist die vereinfachte Vorgehensweise durch eindimensionale Beschreibungen der Ausströmvorgänge. Weiterhin werden ausgewählte Modelle bezüglich der Näherungen in den einzelnen Aspekten, die zu einer Über- oder Unterschätzung der Leckrate führen können, untersucht.

3.1 Eindimensionale Beschreibung der Ausströmung

3.1.1 Einführung

Die hier untersuchten Modelle beschränken sich auf eindimensionale Beschreibungen. Die reale, dreidimensionale Komplexität des Ausströmvorgangs wird zu einer effektiven Beschreibung in einer Dimension (parallel zur Ausströmrichtung) vereinfacht. Die Strömungsgeschwindigkeit wie auch die thermodynamischen Variablen (wie Druck, Temperatur T , Dampfanteil x und Dichte ρ) werden in einer solchen Beschreibung Funktionen der zurückgelegten Strecke z . In Abb. 3.1 ist eine solche Beschreibung schematisch dargestellt. In diesem Beispiel wird eine beginnende Verdampfung im Strömungskanal angenommen. Die Einströmung in den Riss verursacht im Allgemeinen einen ersten Strömungswiderstand. Durch die Einströmung entsteht eine Einschnürung der Strömung, die sich daraufhin wieder aufweitet und dann den vollen Risskanal durchströmt. Während der Strömung durch den Riss sorgt die Reibung mit der Wand für Dissipation. Der absinkende Druck in Richtung der Strömung verursacht bei unterkühlten Flüssigkeiten, d. h. Flüssigkeiten mit Druck und Temperaturniveau links von der Siedelinie (siehe Abb. 3.2) ein Verdampfen des Fluids. Abhängig von den thermodynamischen Bedingungen im Stagnationsvolumen, d. h. vor Eintritt in den Strömungskanal, kann es zu Verdampfungsvorgängen im Riss kommen, so dass eine

mehrphasige Ausströmung und möglicherweise auch eine reine Dampfausströmung auftreten können.

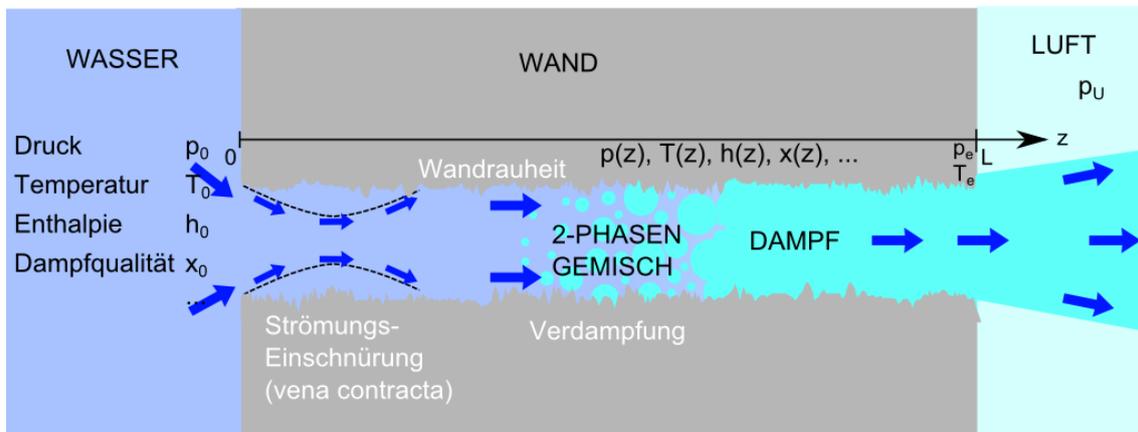


Abb. 3.1 Schematische Darstellung des Ausströmvorgangs von unterkühltem Wasser durch ein rissartiges Leck

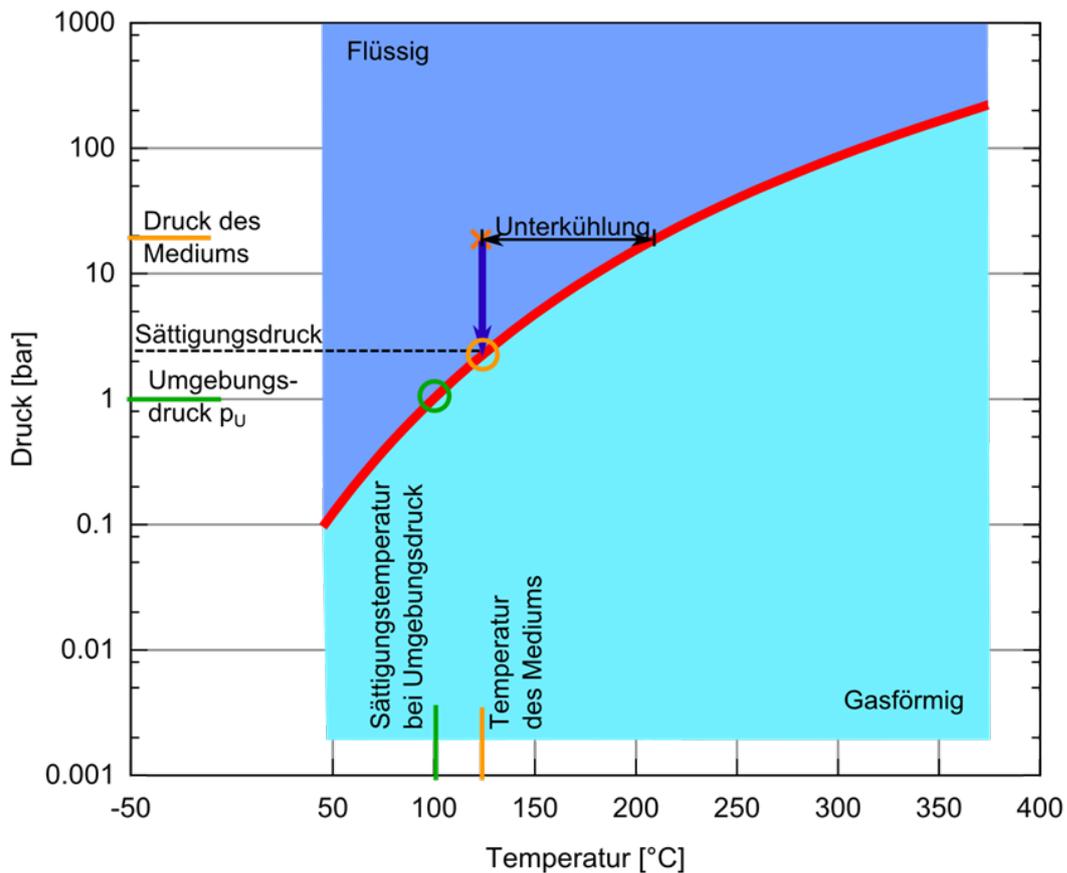


Abb. 3.2 Ausströmendes Medium mit mäßiger Unterkühlung, thermodynamischer Zustand des Mediums vor dem Eintritt in den Spalt (orange), Zustandsänderung bei der Ausströmung (blauer Pfeil)

Die eindimensionale Beschreibung von Strömungsvorgängen ist analog zur Durchströmung von zylindrischen Rohrleitungen etabliert. In der Tat kann man die Beschreibung von Leckagen aus Rissen mit dieser Methodik so verstehen, dass ein „Ersatzrohr“ (im ähnlichen Sinne wie ein Ersatzschaltbild) konstruiert wird, dessen Durchströmung sich analog verhält. Eine wichtige Kenngröße dieser Beschreibung ist der Strömungswiderstand ζ , der sich aus einzelnen Komponenten für den Einströmverlust (ζ_{in}), für den Reibungsverlust (ζ_f), für Querschnittsänderungen und Abknickungen entlang des Strömungspfadcs (ζ_{cc}) und für den Ausströmverlust (ζ_{out}) zusammensetzt.

$$\zeta = \zeta_{in} + \zeta_f + \zeta_{cc} + \zeta_{out} \quad (3.1)$$

Erläuterungen zu den Summanden des Strömungswiderstands eines äquivalenten Rohres mit dem hydraulischen Durchmesser (siehe Abschnitt 2.2) werden in den folgenden Unterabschnitten erläutert.

3.1.2 Einströmverlust

Die verschiedenen Leckratenmodelle enthalten unterschiedliche Ansätze zur Behandlung des Einströmverlusts. Der Einströmverlust-Wert ζ_{in} steht in Verbindung mit dem Einschnürverhältnis (discharge coefficient c_d), welches die Einschnürung der Strömung, d. h. die Ausbildung der sogenannten „vena contracta“ im Risskanal durch ein entsprechendes Flächenverhältnis beschreibt (siehe Abb. 3.3).

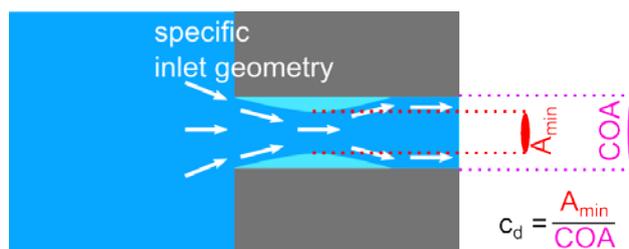


Abb. 3.3 Einschnürverhältnis beim Einströmen („vena contracta“)

Der Wert des Einströmverlusts ist in der KTA 3206 /KTA 14/ mit $\zeta_{in} = 0,5$ angegeben, derselbe Wert findet sich in /JOH 87/. Das Einschnürverhältnis (discharge coefficient) c_d hängt von der Geometrie der Eintrittsöffnung ab: Für scharfe Übergänge sind Werte im Bereich $0,6 \leq c_d \leq 0,67$ gängig, während abgerundete Öffnungen mit $c_d \approx 0,95$ do-

kumentiert sind /PAU 94/. Eine Angabe in Abhängigkeit des Verhältnisses der hydraulischen Durchmesser vor (D_1) und im (d_h) Leck $\beta = d_h/D_1$,

$$c_d = 0,5959 + 0,0312 \beta^{2,1} - 0,184 \beta^8 + 91,71 \frac{\beta^{2,5}}{Re_{D_1}^{0,75}} \quad (3.2)$$

mit Reynoldszahl Re ist in /REV 13/ dokumentiert.

Die Parameter ζ_{in} und c_d sind nicht unabhängig voneinander. Zur konsistenten Behandlung des Einströmverlusts wird die Konvertierungsvorschrift

$$\zeta_{in} = \frac{1}{c_d^2} - 1 \Leftrightarrow c_d = \sqrt{\frac{1}{1 + \zeta_{in}}} \quad (3.3)$$

angewendet. Diese Umrechnung ist in einigen Modellen auch explizit enthalten. Es ergibt sich aus dieser Relation das Einschnürverhältnis $c_d \approx 0,816$, wenn der KTA-Eintrittsverlust von $\zeta_{in} = 0,5$ angesetzt wird. Ein Einschnürverhältnis von $c_d = 0,6$ dagegen entspricht $\zeta_{in} \approx 1,78$. Es kann gefolgert werden, dass der Ansatz $\zeta_{in} = 0,5$ nicht pauschal verwendet werden sollte. Teilweise ist dieser Ansatz möglicherweise zu klein gewählt.

3.1.3 Reibungsverlust

Die Flanken eines rissartigen Lecks sind im Allgemeinen rau, was den Strömungswiderstand beeinflusst. Zur Charakterisierung der Rauheit wird im Zusammenhang mit der Leckausströmung der Parameter R_z verwendet. In der eindimensionalen Modellierung der Strömung wird der Reibungsverlust durch den Widerstandsbeiwert λ , auch Reibungsfaktor genannt, beschrieben. Der Reibungsfaktor wird als Funktion des Verhältnisses von hydraulischem Durchmesser d_h und Rauheit R_z sowie der Reynoldszahl Re

$$\lambda = f\left(\frac{d_h}{2R_z}, Re\right) \quad (3.4)$$

angesetzt /KAR 31, PRA 33, NIK 33, MOO 44/. Für übliche Leckagen in Rohrleitungssystemen eines Primärkreislaufs kann im Grenzbereich $Re \rightarrow \infty$ die Abhängigkeit von

der Reynoldszahl vernachlässigt werden. Der funktionale Zusammenhang in Gleichung (3.4) wird in Kapitel 4 genauer thematisiert.

Der aus der Reibung resultierende Strömungswiderstand ζ_f ergibt sich aus dem Widerstandsbeiwert bzw. Reibungsfaktor λ und dem Verhältnis aus Strömungslänge L und hydraulischem Durchmesser d_h :

$$\zeta_f = \frac{L}{d_h} \lambda \quad (3.5)$$

3.1.4 Zustandsänderungen, Verdampfung und Phasenseparation

Die Änderung des thermodynamischen Zustands infolge der Druckabsenkung beim Durchströmen eines Risskanals ist ein wichtiger Bestandteil der Leckausströmung. Die Zustandsänderung bei schneller Ausströmung unter hohem Druck, beispielsweise aus der Umschließung eines Primärkreislaufs eines Leichtwasserreaktors, kann vereinfacht als adiabatisch, d. h. ohne Wärmeaustausch mit der Umgebung, angenommen werden.

Der Verdampfungsvorgang selbst (als Dynamik eines Phasenübergangs erster Ordnung) kann entweder als Gleichgewichtsprozess angenommen werden oder außerhalb des Gleichgewichts (Siedeverzug) stattfinden. Auch das thermische Gleichgewicht bzw. das Konzentrationsgleichgewicht zwischen den Phasen muss modelliert werden. Hinzu kommt die Modellierung der Phasenseparation: So gibt es vereinfachte Modelle, die eine homogene Mischung von flüssiger und gasförmiger Phase annehmen, und solche, die eine vollständige Entmischung der Phasen postulieren.

3.1.5 Kritikalität

Die Ausströmung von Wasser durch einen leckartigen Strömungskanal hängt bei kleinen Druckdifferenzen vom Innen- wie auch vom Außendruck ab. Wird bei konstantem Innendruck der Außendruck abgesenkt, so steigt der Massenstrom \dot{m} bis zu einem bestimmten Differenzdruck an und verbleibt bei weiterer Erhöhung des Differenzdrucks auf dem Niveau des sogenannten kritischen Massenstroms \dot{m}_{crit} . Dieses Verhalten ist in Abb. 3.4 dargestellt.

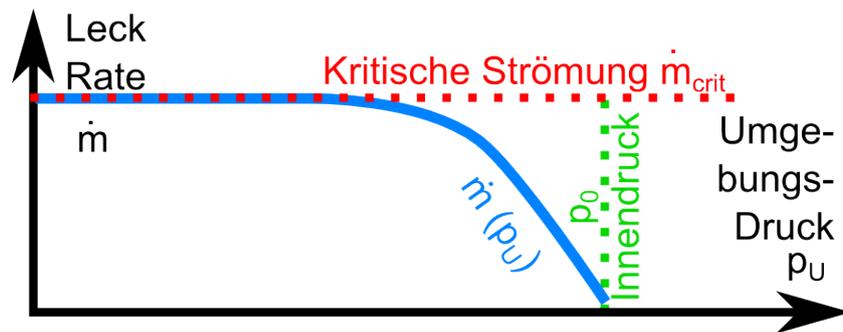


Abb. 3.4 Schematische Darstellung der Definition der kritischen Ausströmung bei konstantem Innendruck und variablem Umgebungsdruck

Die Ausbildung des Niveaus hängt mit dem Erreichen der Schallgeschwindigkeit im Strömungskanal zusammen. Dieses Ausströmverhalten ist für zweiphasige Strömungen zu beobachten, wobei im Austrittsbereich des Strömungskanals die Schallgeschwindigkeit erreicht wird. Die Schallgeschwindigkeit in flüssigem Wasser ist zu hoch, als dass sie unter üblichen Reaktorbedingungen bei einer Leckausströmung erreicht werden kann, daher sind einphasige Wasserausströmungen in der Regel unterkritisch.

Wie bereits in Kapitel 1 ausgeführt, muss im Rahmen des Leck-vor-Bruch Nachweis-schritts zur Leckdetektion sichergestellt sein, dass die Leckrate unterschätzt wird. Vor diesem Hintergrund muss vom Leckratenmodell erkannt werden, ob die Randbedingungen für eine kritische Ausströmung mit maximal möglicher Leckrate vorliegen, d. h. insbesondere unterkritische Strömung muss erkannt werden. Bei einigen vereinfachten Leckratenmodellen wird der Einfluss des Außendrucks vernachlässigt, d. h. der Einsatz dieser Modelle ist nur gerechtfertigt, wenn zusätzlich geprüft wird, dass die Bedingungen der kritischen Ausströmung vorliegen.

3.1.6 Knicke und Querschnittsänderungen im Strömungskanal

Die Berücksichtigung von Eigenschaften komplexer wanddurchdringender Risse, wie z. B. Knicke im Strömungskanal oder Änderung der Querschnittsfläche, ist z. B. im Henry-Modell /HEN 70/ möglich. Andere vereinfachte Leckratenmodelle wurden im Rahmen des Vorhabens diesbezüglich erweitert, wobei auf gängige Verfahren in der Beschreibung eindimensionaler Strömungen zurückgegriffen wurde. Die übliche vereinfachte Vorgehensweise ist, die Abknickungen bzw. Querschnittsänderungen mit einer Verlängerung des Strömungsweges ΔL bzw. mit einem Widerstandswert ζ_{cc} zu assozi-

ieren. Diese Vorgehensweise ist in der Berechnung von komplexen Rohrleitungssystemen etabliert /CRA 86/ und wird analog auf rissartige Lecköffnungen übertragen.

Abknickungen um 45° werden auf diese Weise mit Termen berücksichtigt, in die die Anzahl N_{45° dieser Biegungen eingeht,

$$\Delta L_{45^\circ} = 26 d_h N_{45^\circ} \Leftrightarrow \zeta_{45^\circ} = 26 \lambda N_{45^\circ}. \quad (3.6)$$

Rechtwinklige Abknickungen werden entsprechend durch eine größere Verlängerung des Strömungsweges berücksichtigt,

$$\Delta L_{90^\circ} = 50 d_h N_{90^\circ} \Leftrightarrow \zeta_{90^\circ} = 50 \lambda N_{90^\circ}. \quad (3.7)$$

Änderungen des Leckquerschnitts werden durch das Flächenverhältnis r_{AA} charakterisiert, das das Verhältnis aus Ausströmöffnung zur Einströmöffnung bezeichnet. Der daraus resultierende Widerstand, bzw. die effektive Strömungswegverlängerung, ergibt sich aus

$$\Delta L_{AA} = \zeta_{AA} \frac{d_h}{\lambda}, \quad \zeta_{AA} = \begin{cases} \left(\frac{1}{r_{AA}} - 1 \right)^2 & \text{falls } r_{AA} > 1 \\ \frac{1-r_{AA}}{2r_{AA}^2} & \text{falls } r_{AA} < 1 \end{cases}. \quad (3.8)$$

Während die Berücksichtigung von Abknickungen analog zum Henry-Code /COL 84/ umgesetzt sind, ist der Widerstandswert durch Querschnittsänderung an die Vorgehensweise bei Rohrleitungskomponenten /CRA 86/ angelehnt.

Die gesamte effektive Verlängerung des Strömungsweges ΔL bzw. des Strömungswiderstandes ζ_{cc} ist durch die Summe der Einzelkomponenten gegeben.

$$\Delta L = \Delta L_{45^\circ} + \Delta L_{90^\circ} + \Delta L_{AA} \Leftrightarrow \zeta_{cc} = \zeta_{45^\circ} + \zeta_{90^\circ} + \zeta_{AA} \quad (3.9)$$

Der so definierte Strömungswiderstand eines komplexen Risses durch Querschnittsänderungen und Abknickungen ζ_{cc} geht dann in Gleichung (3.1) ein.

3.2 Verfahren zur Bestimmung der Leckrate

Im Folgenden sind die für das Vorhaben ausgewählten vereinfachten Verfahren zur Berechnung der Leckrate beschrieben mit Hinweisen bezüglich Gültigkeitsbereich und zugrundeliegenden Näherungen (siehe auch /ISB 57, FAL 63, REI 84/). Darüber hinaus gibt es zahlreiche alternative Modelle, die hier nicht näher vorgestellt werden, insbesondere das Moody-Modell /MOO 65/, das homogene Gleichgewichtsmodell /YAN 86, CLE 00/ und das Delayed Equilibrium Model /FEB 93/.

3.2.1 Bernoulli-Modelle

Die Bernoulli-Gleichung für die Strömung eines Fluids mit Massendichte ρ durch einen Kanal mit Strömungswiderstand ζ ist beschrieben durch

$$G = \sqrt{\frac{2 \rho (p_0 - p_U)}{1 + \zeta}}. \quad (3.10)$$

Hier ist p_0 der statische Druck des Mediums vor dem Eintritt in das rissartige Leck (Stagnationsdruck) und p_U der Umgebungsdruck im Bereich des Leckaustritts. Diese Formulierung vernachlässigt jede Zustandsänderung (und so auch einen möglichen Phasenübergang) des Fluids, da nur ein Wert für die Dichte verwendet wird. Der Anwendungsbereich ist auf Fälle beschränkt, in denen entlang des Strömungspfades keine wesentliche Änderung des Zustands zu erwarten ist. Ein typischer Anwendungsbereich ist die einphasige Ausströmung z. B. von kaltem Wasser, das im Bereich des Leckaustritts nicht verdampft.

Für die kritische Ausströmung einer unterkühlten Flüssigkeit steht die modifizierte Bernoulli-Gleichung zur Verfügung. Dabei wird in Gleichung (3.9) der Umgebungsdruck durch den Sättigungsdruck der Flüssigkeit und die Dichte durch den Sättigungswert bei der Temperatur des Mediums im Bereich des Leckeintritts (Stagnationstemperatur) ersetzt ($p_U \rightarrow p_S$, $\rho \rightarrow \rho_S$). Der Anwendungsbereich für die modifizierte Bernoulli-Gleichung ist die Ausströmung von Wasser mit Unterkühlung, wobei die Verdampfung nicht innerhalb des Risskanals stattfindet, sondern erst im Bereich des Leckaustritts. In diesem Bereich hat das Wasser gerade Sättigungsbedingungen. Wird die Formel bei kleinen Unterkühlungen angewendet, ist zu beobachten, dass die Ungenauigkeit der Leckratenabschätzung steigt, insbesondere weil dann der Unterschied zwischen Stagnationsdruck und Sättigungsdruck sehr klein ist.

Da die beiden Bernoulli-Formulierungen den Strömungswiderstand des Risskanals berücksichtigen, kann sowohl der Einströmverlust wie auch die Wandreibung berücksichtigt werden. Auch die Erweiterung auf Strömungskanäle mit Knicken und Querschnittsänderungen ist gemäß Abschnitt 3.1 möglich. Definitionsgemäß wird mit der unmodifizierten Bernoulli-Gleichung eine unterkritische Ausströmung und mit der modifizierten Bernoulli-Gleichung eine kritische Ausströmung beschrieben.

3.2.2 Henry-Modell

Das Henry-Modell (auch Henry-EPRI-Modell genannt) basiert auf einem empirischen Verdampfungsmodell /HEN 70/ /ABD 83/. Eine Erweiterung wurde in /CHE 87/ vorgeschlagen. Ein vereinfachtes Berechnungsschema der Leckrate nach Henry ist in Abb. 3.5 dargestellt.

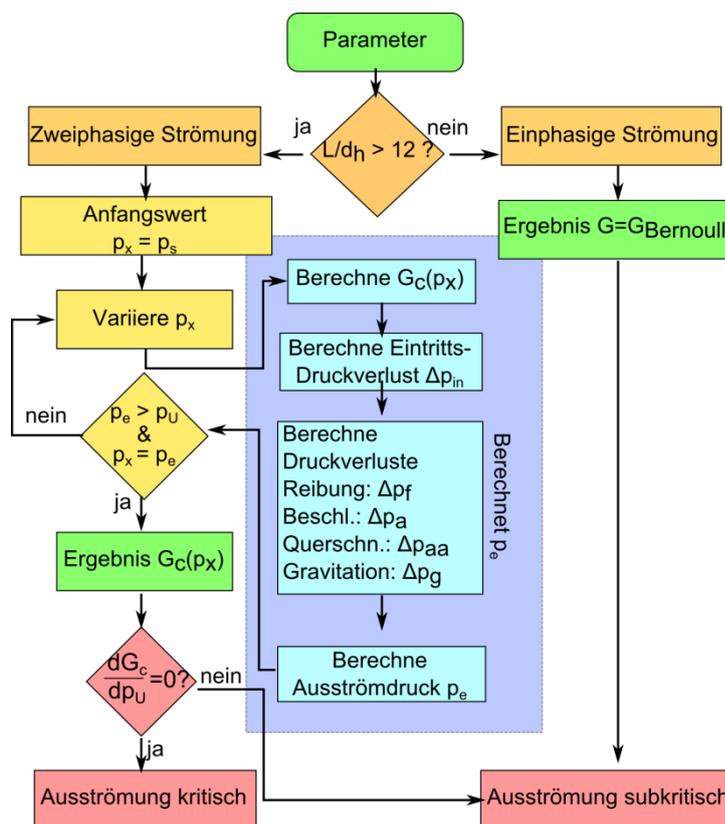


Abb. 3.5 Flussdiagramm des Algorithmus nach Henry

Im Henry-Algorithmus wird zunächst geprüft, ob das Verhältnis von Strömungslänge L und hydraulischem Durchmesser d_h groß genug ist, um eine Verdampfung zuzulassen. Dabei wird der empirische Vergleichswert 12 verwendet. Die zweiphasige Ausströmra-

te wird durch die Bestimmung des Drucks am Ende des Strömungskanals p_e ermittelt. Dieser wird durch Variation eines numerischen Testparameters p_x ermittelt: Mit dem Ansatz von einem Druck von p_x am Ende des Strömungswegs wird die Ausströmrates $G_c(p_x)$ berechnet. Aus diesem Massenfluss ergeben sich dann die verschiedenen Beiträge zum Druckverlust Δp . Die Lösung ist gefunden, wenn $p_0 - \sum \Delta p = p_e$ erfüllt ist, unter der Nebenbedingung, dass der Umgebungsdruck nicht unterschritten wird.

Die Henry-Implementierung im Rechenprogramm war ursprünglich auf rechteckige Leckflächen-Querschnitte beschränkt. Im Rahmen des Vorhabens wurde das Modell bezüglich Berücksichtigung anderer Querschnitte erweitert. Weiterhin können mit dem Henry-Modell unterkritische Strömungen berechnet werden. Für einphasige Ausströmung kann dazu entweder die Extrapolationsvorschrift nach /CHE 87/ (Henry-Chexal) oder die unmodifizierte Bernoulli-Gleichung (Henry-Bernoulli) verwendet werden.

3.2.3 Pana-Modell

Im Leckratenkonzept nach Pana /PAN 75, PAN 76, PAN 78/ werden unterschiedliche Berechnungswege vorgeschlagen, abhängig davon, ob im Stagnationsvolumen unterkühlte Flüssigkeit oder Sattedampf vorliegt. Der Berechnungsablauf ist in Abb. 3.6 dargestellt.

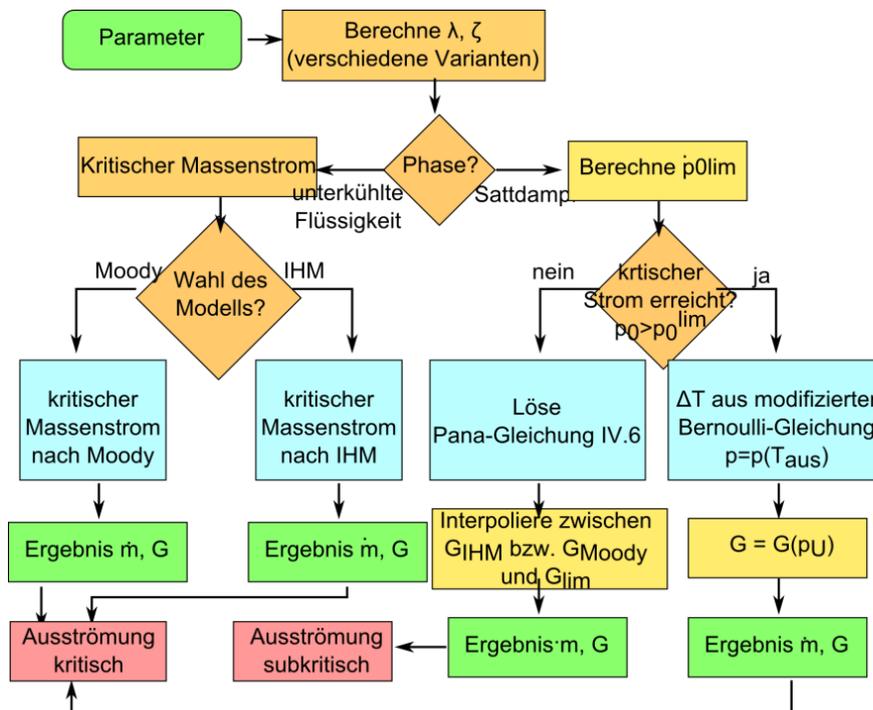


Abb. 3.6 Flussdiagramm der Leckratenberechnung nach Pana

Der Berechnungsweg nach Pana bestimmt zunächst die Parameter λ bzw. ζ , anschließend wird für unterkühlte Flüssigkeit und Satttdampf ein unterschiedlicher Berechnungsweg gewählt. Für unterkühlte Flüssigkeit wird der kritische Massenstrom je nach Eingabe wahlweise nach Moody oder nach dem inhomogenen Gleichgewichtsmodell (IHM) bestimmt. Für Satttdampf wird geprüft, ob der Stagnationsdruck p_0 hinreichend groß ist, um kritische Ausströmbedingungen zu erreichen, je nach Kritikalität wird die Leckrate auf unterschiedliche Weise bestimmt.

Ursprünglich wurde das Pana-Modell für einen festen Satz von ζ -Werten gelöst und zwischen tabellierten Ergebnissen interpoliert. Dies beschränkte die Anwendung auf Werte im Bereich $1 \leq \zeta \leq 7$. Um diese Beschränkung zu umgehen, wurde die Berechnung neu implementiert, bei der auch die Extremwertanalyse des Algorithmus nicht analytisch, sondern numerisch durchgeführt wird.

In das Pana-Modell geht der Strömungswiderstand ζ ein, der bei Anwendung entweder abdeckend, d. h. konservativ (siehe Kapitel 4), oder als best-estimate Wert berücksichtigt werden kann. Weiterhin können auch Knicke, Querschnittsänderungen und Einströmverluste über diesen Parameter gesteuert werden.

3.2.4 Müller-Formel

Das Berechnungsschema nach Müller /GRE 99/ ist eine empirische Anpassung des homogenen Gleichgewichtsmodells an experimentelle Messwerte von Ausströmungen aus rissartigen Geometrien, wobei Anpassungsfaktoren für Unterkühlung, Rauheit und Grenzschichtbeschreibung zur Verfügung stehen.

Der Gültigkeitsbereich der Müller-Formel ist demnach auf den Parameterbereich der berücksichtigten Experimente beschränkt, die bei der empirischen Konstruktion der Korrekturfaktoren herangezogen wurden. Insgesamt gehen sechs Größen in die Berechnung der Leckrate nach Müller ein, die sich für den Innendruck im Bereich zwischen $0,2 \text{ MPa} < p_i < 12,797 \text{ MPa}$ und die Innentemperatur innerhalb $120 \text{ °C} < T_i < 329,6 \text{ °C}$ bewegen. Die Geometrie des Risses wird durch die Rissöffnung $0,1 \text{ mm} < COD < 12,83 \text{ mm}$, die ganze Risslänge $4,0 \text{ mm} < 2c < 96,6 \text{ mm}$ sowie die Wanddicke $8,6 \text{ mm} < t < 256,0 \text{ mm}$ festgelegt. Der Rauheit-Parameter liegt in der Datenbasis im Bereich $0,0 \text{ }\mu\text{m} < R_z < 150,0 \text{ }\mu\text{m}$.

Aufgrund der empirischen Modellierung des Strömungswiderstands mit der Rauheit lässt sich das Modell nur schwer mit anderen Ansätzen vergleichen, und auch eine konservative Einstellung von Parametern gestaltet sich als schwierig. Der Strömungswiderstand oder der Reibungsfaktor gehen nicht in die Berechnung ein, und somit lässt sich die abdeckende Methodik der KTA 3206 nicht in der Müller-Formel verwenden. Geometrie des Leckflächenquerschnitts, Einströmverluste wie auch Knicke und Querschnittsänderungen lassen sich in der Müller-Formel konstruktionsbedingt nicht berücksichtigen. Da der Außendruck ebenfalls nicht eingeht, ist die Strömung definitionsgemäß immer kritisch. Daher wurde dieser Modellansatz nicht weiterentwickelt.

3.2.5 Estorf-Modell

Das Modell nach Estorf basiert auf einem Algorithmus, der im Rahmen der Arbeiten zur KTA 3206 entstand /EST 11, EST 11a, EST 11b/. Eine Übersicht über den Berechnungsablauf ist in Abb. 3.7 gegeben.

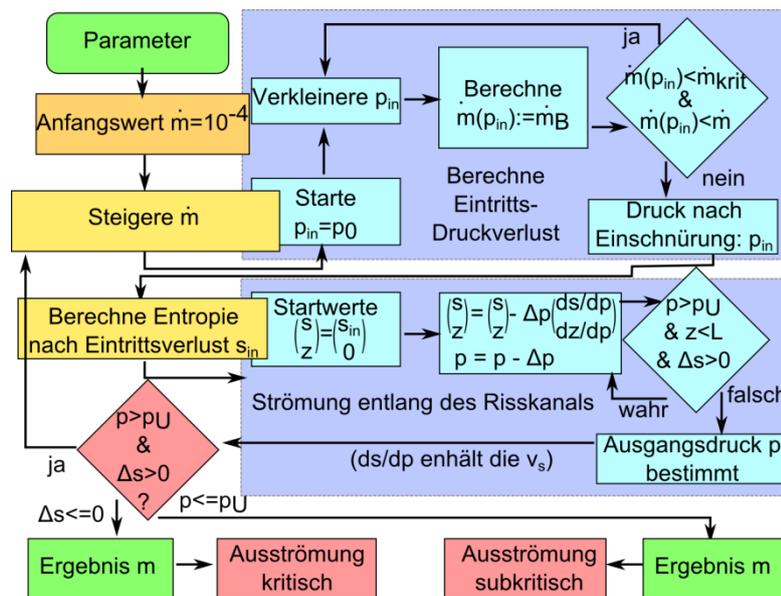


Abb. 3.7 Flussdiagramm des Leckratenmodells nach Estorf

Der Massendurchsatz \dot{m} selbst ist die Variable der Hauptiteration dieser Berechnung. Dabei wird zunächst der Druckverlust nach dem Eintritt berechnet (p_{in}). Dann werden die Entropiezunahme und die zurückgelegte Wegstrecke über den Druckverlust integriert, die Abbruchbedingung ist das Erreichen des Umgebungsdrucks, die Überschreitung der Strömungslänge sowie die Abnahme der Entropie. Der so erreichte Druck ist

der gemäß des \dot{m} -Ansatzes ermittelte Druck im Auslassquerschnitt. Nun wird \dot{m} variiert, bis die Strömungslänge korrekt ist. Wechselt dann die Entropiezunahme das Vorzeichen, während der Druck am Ende über dem Umgebungsdruck liegt, so liegt eine kritische Ausströmung vor. Ist dagegen der Umgebungsdruck erreicht und die Entropieänderung zeigt keine Auffälligkeiten, so ist die Ausströmung unterkritisch.

Zusätzlich zu dieser Methodik ist im Skript des Algorithmus eine weitere, einfachere Berechnungsmethodik enthalten, die thermohydraulisch unterschätzende Annahmen trifft. Sie berechnet zunächst den maximalen isentropen Massenstrom mit Gleichgewichtsthermodynamik ohne Berücksichtigung der Reibungsdruckverluste. Diese Verluste werden dann nachträglich berücksichtigt, was für eine kompressible Strömung eine zu geringe (und daher konservative) Massenströmung ergibt.

Es gibt aus dieser Konstruktion des Modells keine prinzipiellen Anwendungsgrenzen, solange sich die Leckausströmung in der flüssig/gasförmigen Phase bewegt und eine hinreichend genaue Wasser-Dampf-tafel zur Verfügung steht.

Die im Original-Algorithmus enthaltenen Einschränkungen bezüglich Querschnittsgeometrie (Raute) und Einströmverlust ($c_d = 0,62$) wurden aufgehoben und die Möglichkeiten zur Modellierung der Wandreibung wurden erweitert. Nun können insbesondere Eintritts- und Reibungsverlust frei gewählt werden. Weiterhin wurde die Berücksichtigung von Druckverlusten durch Querschnittsänderungen und Knicke im Strömungskanal ins Modell aufgenommen.

3.2.6 Leckratenberechnung mit dem ATHLET-Code

Der direkte Vergleich verschiedener vereinfachter Leckratenmodelle einschließlich der Optionen des thermohydraulischen Codes ATHLET /ATH 12/ der GRS wurde im Rahmen der Nachrechnung entsprechender Experimentreihen zu Rissausströmungen durchgeführt. Dabei wurden modellabhängige und systematische sowie parametrisierungsabhängige Effekte getrennt. Mit den in ATHLET enthaltenen Ansätzen zur Fluid-dynamik und zum Verdampfungsmodell wurden Leckratenberechnungen zu Versuchen durchgeführt, wobei der Risskanal mit in ATHLET verfügbaren Elementen modelliert wurde. Die Ergebnisse stimmen überwiegend gut mit experimentellen Werten überein, weisen jedoch teilweise noch systematische Diskrepanzen zu anderen vereinfachten Verfahren zur Bestimmung von Leckraten auf. Bei der Simulation kritischer Ausström-

vorgänge mit einem verfeinerten ATHLET-Modell konnte festgestellt werden, dass diese ATHLET-Modellierung zur Simulation von Verdampfungsvorgängen in Rohrleitungsabschnitten im Allgemeinen nicht für die schnellen Verdampfungsvorgänge in kurzen Risskanälen geeignet ist. Für diesen Anwendungsbereich liefert nur das vereinfachte CDR-Modul in ATHLET /ATH 12/ hinreichend gute Ergebnisse.

4 Strömungswiderstand und Widerstandsbeiwert

Der Strömungswiderstand charakterisiert die Druckverluste im Strömungskanal, die durch den geometriebedingten Widerstand verursacht werden. Für prismatische Strömungskanäle (d. h. keine Knicke und Querschnittsänderungen) gilt, zusammen mit den in der KTA 3206 enthaltenen Annahmen zum Einström- und Ausströmverlust, für den Strömungswiderstand nach Formel (3.1):

$$\zeta = \zeta_{in} + \zeta_f + \zeta_{cc} + \zeta_{out} = 0,5 + \lambda \frac{L}{d_h} + 0 + 0 \quad (4.1)$$

Aus dieser Gleichung kann dann der Widerstandsbeiwert bzw. Reibungsfaktor λ in Abhängigkeit der Spaltgeometrie ermittelt werden.

4.1 Messung

Verfügbare Ergebnisse zu ausgewählten Leckratenexperimenten mit Schlitz- und Rissgeometrien wurden bezüglich der Abhängigkeit des Widerstandsbeiwertes vom Quotienten aus hydraulischem Durchmesser und Rissrauigkeit ausgewertet und eine Empfehlung für eine abdeckende Kurve im Sinne der Zielsetzung des Vorhabens wurde abgeleitet. Die experimentelle Messung des Strömungswiderstands ζ ist über die Messung der Ausströmrate G bei gegebenen thermohydraulischen Bedingungen möglich. Findet diese Ausströmung zwischen Innendruck p_i und Außendruck p_u kalt und ohne wesentliche Änderungen der Dichte ρ statt, kann die Bernoulli-Gleichung (Formel (3.10)) nach dem Strömungswiderstand aufgelöst werden. Somit ergibt sich zusammen mit Formel (4.1) folgender funktionaler Zusammenhang zwischen Widerstandsbeiwert und Leckrate:

$$\lambda = \frac{d_h}{L} (\zeta - 0,5) = \frac{d_h}{L} \left(\frac{2\rho(p_i - p_u)}{G^2} - 1,5 \right) \quad (4.2)$$

Es wird deutlich, dass die impliziten Modellannahmen zum Ein- und Ausströmverlust keine wesentliche Rolle spielen, wenn $\zeta \gg 1$. Für kleine Strömungswiderstände insbesondere im Bereich $\zeta \gtrsim 0,5$ ist jedoch das Ergebnis für λ stark abhängig von diesen Annahmen.

4.2 Datenbasis zu Widerstandsbeiwerten

Zur Ableitung der abdeckenden Kurve für den Widerstandsbeiwert, die in der Regel in der KTA 3206 enthalten ist, wurden die verfügbaren Datenpunkte von Leckratenexperimenten, insbesondere von Nikuradse /NIK 33/, Button et al. /BUT 78/, Gardner und Tyrrell /GAR 86/, John et al. /JOH 87/, Kefer et al. /KEF 88/, Westphal /WES 91/ und Chivers /CHI 97/ analysiert. Die Details zu dieser Überprüfung sind in /GRE 14/ (Abschnitt 3.4) dokumentiert. Als Ergebnis sind in Abb. 4.1 die überprüften Datenpunkte sowie die Grenzkurve dargestellt.

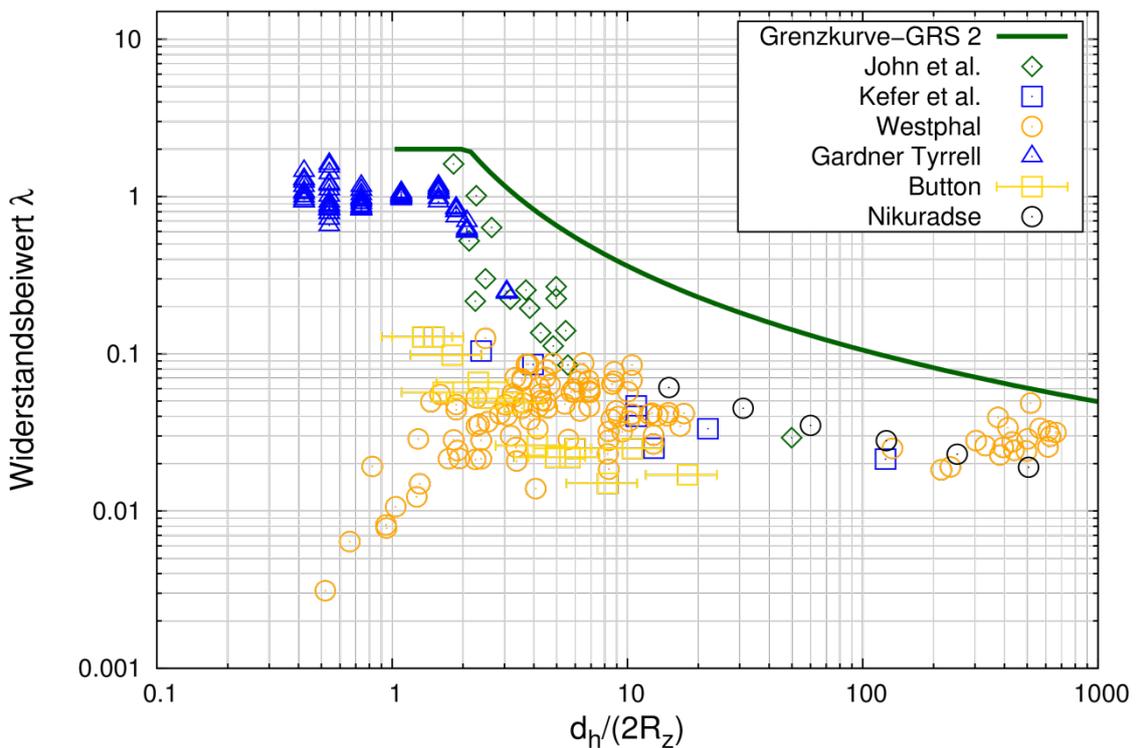


Abb. 4.1 Experimentelle Basis und Grenzkurve für den abdeckenden Zusammenhang zwischen Widerstandsbeiwert und Rissrauigkeit

Die Anzahl der Datenpunkte wurde im Verlauf des Vorhabens vergrößert. Insgesamt belegen sie, dass der Widerstandsbeiwert bei großen Verhältnissen von hydraulischem Durchmesser zu Rauheit größer abgeschätzt werden muss, als dies zu Beginn des Vorhabens vermutet wurde. Die Ergebnisse der bisher durchgeführten Arbeiten zur Ableitung einer abdeckenden Kurve für den Widerstandsbeiwert, die zu dem Änderungsantrag (vom 31.03.2014) zum KTA 3206 Regelentwurf geführt haben, wurden im Arbeitsgremium der KTA 3206 am 20. Mai 2014 diskutiert. Die Hintergründe sind in dem

Zwischenbericht GRS-A-3720 /GRE 14/ verfasst, der eine Auswertung der zugrunde liegenden Leckratenexperimente enthält. Die abdeckende Kurve besitzt den Definitionsbereich $d_h/(2R_z) \geq 1$ und hat die Form

$$\lambda = \min \left\{ 2, \frac{1}{2 \left[\log \left(1.5 \frac{d_h}{2R_z} \right) \right]^2} \right\}. \quad (4.3)$$

Der Schnittpunkt der beiden in Gleichung (4.3) angegebenen Funktionen liegt bei $d_h/(2R_z) = 2/3 \sqrt{10}$.

4.3 Analyse der Datenstreuung und offene Fragen

Die Daten im Widerstandsbeiwert-Diagramm Abb. 4.1 zeigen teilweise große Streuungen, insbesondere im $d_h/(2R_z)$ - Bereich von 0,4 bis ca. 5, was die Suche nach weiteren Einflussparametern rechtfertigt. Daher wurden den Datenpunkten weitere relevante Größen zugeordnet, wobei dafür Farbcodierungen der Symbole zu den Versuchsreihen eingeführt wurden (siehe Abb. 4.2 bis Abb. 4.7).

Der Einfluss der Rissöffnung COD wird in Abb. 4.2 untersucht. Tendenziell zeigt sich, dass bei gleicher relativer Rauheit die Reibungsfaktoren aus Versuchen mit kleineren COD-Werten im unteren Bereich des Streubandes liegen. Zur Ableitung eines eindeutigen Trends bzw. eines Hinweises auf eine unerkannte Parameterabhängigkeit ist die Datenlage nicht ausreichend.

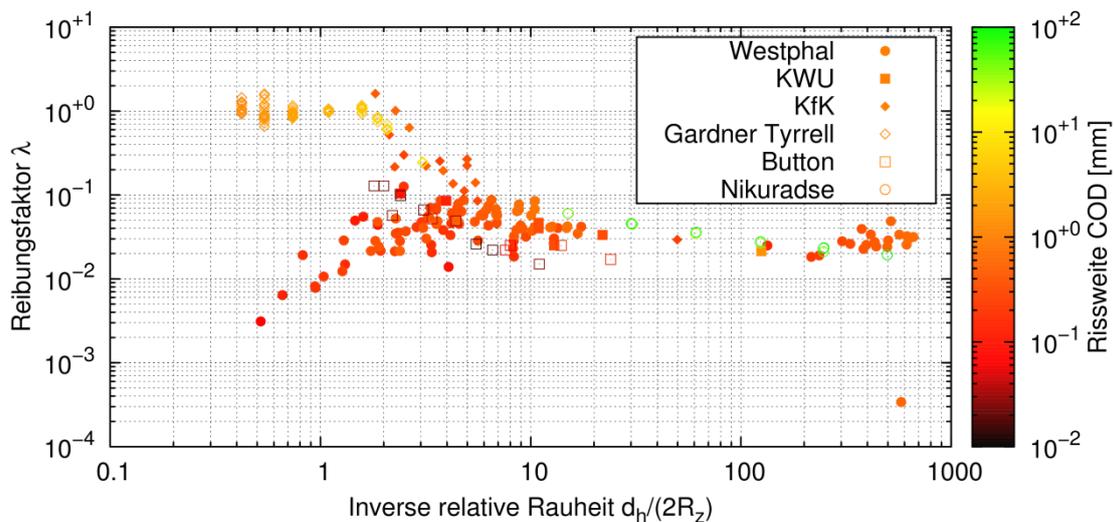


Abb. 4.2 Widerstandsbeiwert-Diagramm: Analyse der Rissöffnung

Das Fluid, das bei der Widerstandsmessung benutzt wird, ist in einem Fall Stickstoff und in allen anderen Fällen Wasser. Der Einfluss auf das Messergebnis ist gering (vgl. Abb. 4.3), allerdings scheinen die Widerstandswerte bei Stickstoff etwas geringer zu sein. Weiterhin ist die Zahl der Stickstoff-Messungen auch zu gering, um entsprechende Schlussfolgerungen ziehen zu können.

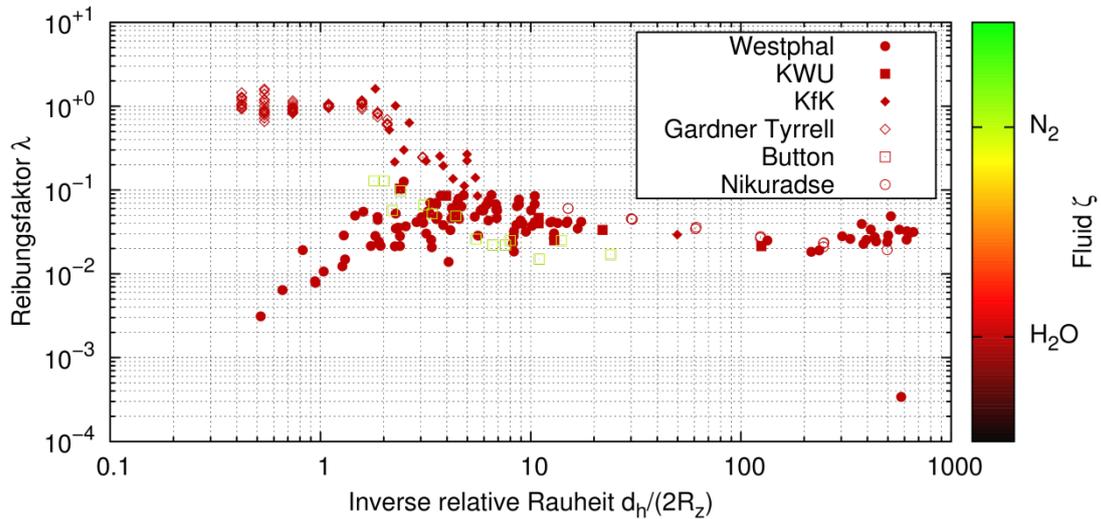


Abb. 4.3 Widerstandsbeiwert-Diagramm: Untersuchung des Fluids

Die absolute Strömungslänge variiert in den einzelnen Versuchsreihen über mehr als drei Größenordnungen (siehe Abb. 4.4).

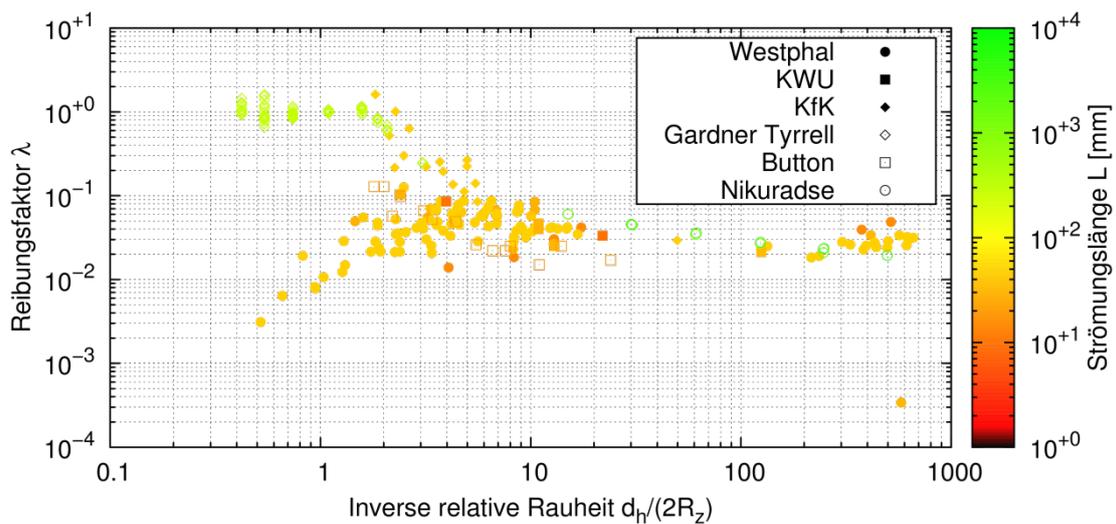


Abb. 4.4 Widerstandsbeiwert-Diagramm: Untersuchung der Strömungslänge

Tendenziell zeigt sich, dass bei gleicher relativer Rauheit die Reibungsfaktoren aus Versuchen mit kleineren Strömungslängen im unteren Bereich des Streubandes liegen. Zur Ableitung eines eindeutigen Trends bzw. von Hinweisen auf unerkannte Parameterabhängigkeiten ist die Datenlage nicht ausreichend.

Der Rauheits-Wert in den Experimenten der Datenbasis variiert über etwa drei Größenordnungen. Die Darstellung dieses Parameters ist in Abb. 4.5 gegeben. Tendenziell zeigt sich, dass bei gleicher relativer Rauheit die Reibungsfaktoren aus Versuchen mit kleinerer Rauheit im unteren Bereich des Streubandes liegen. Da R_z auf der Abszisse eingeht, ist der offensichtliche Trend abnehmender Rauheit bei großen $d_h/2R_z$ ein trivialer Effekt. Dennoch fällt auf, dass Werte mit relativ großem Reibungsfaktor bei $d_h/2R_z > 100$ von Rauheiten im Bereich $R_z \approx 1 \mu\text{m}$ herrühren, also von Rauheiten im Bereich polierter Oberflächen.

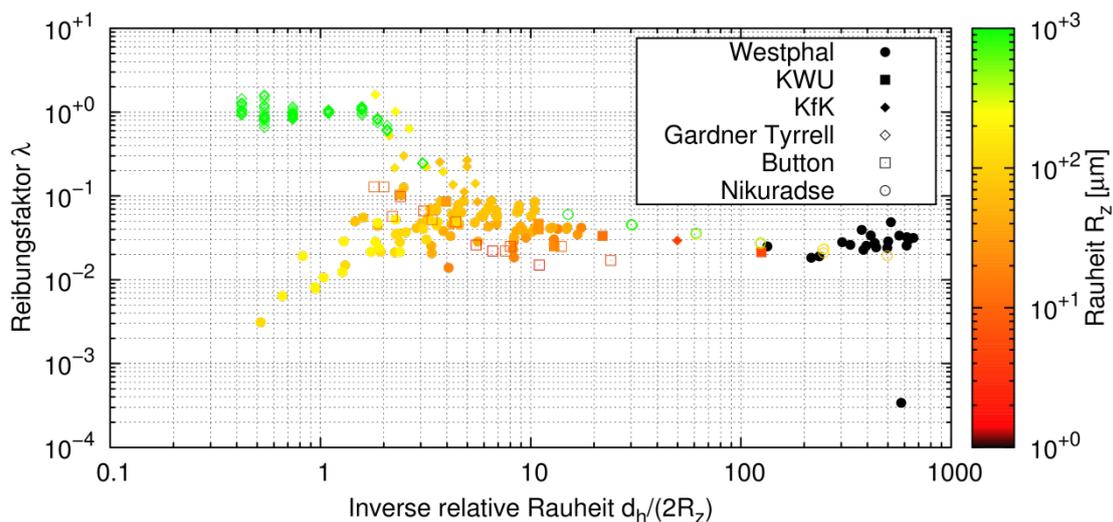


Abb. 4.5 Widerstandsbeiwert-Diagramm: Untersuchung der Rauheit

Die bei den Experimenten vermessenen Strömungskanäle sind in einigen Fällen reale Ermüdungsrisse, in vielen Fällen künstliche (meist aufgeraute) Schlitzte und in einigen Fällen raue Rohre oder zylindrische Bohrungen. Wie in Abb. 4.6 untersucht wird, scheint dieser Unterschied sich nicht wesentlich auf den ermittelten Reibungsfaktor auszuwirken – es ist allerdings festzustellen, dass Versuche mit realen Rissen naturgemäß nur für kleine inverse relative Rauheiten und Versuche mit rauen Rohren dagegen nur für große $d_h/2R_z$ zur Verfügung stehen.

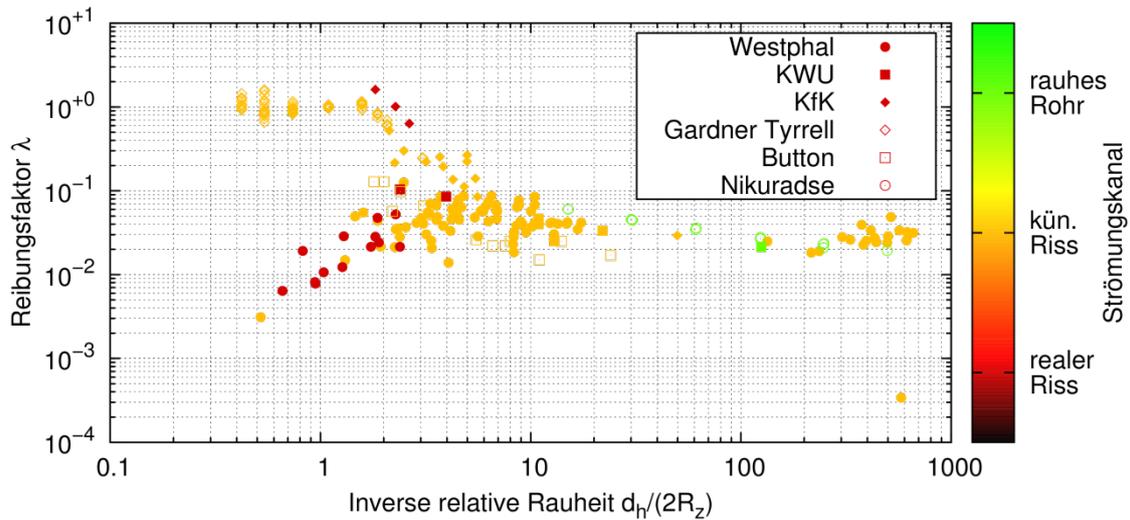


Abb. 4.6 Widerstandsbeiwert-Diagramm: Untersuchung der Beschaffenheit des Strömungskanals

Schließlich wird in Abb. 4.7 der Einfluss des absoluten ermittelten Strömungswiderstandes untersucht. Neben der direkten Proportionalität zwischen λ und ζ (siehe Gleichung (3.5)) kann man erkennen, dass einige Datenpunkte im Bereich $d_h/2R_z > 100$, relativ große λ Werte aber relativ kleine Strömungswiderstände zeigen. Hier könnte die Annahme zum Einströmverlust relevant sein.

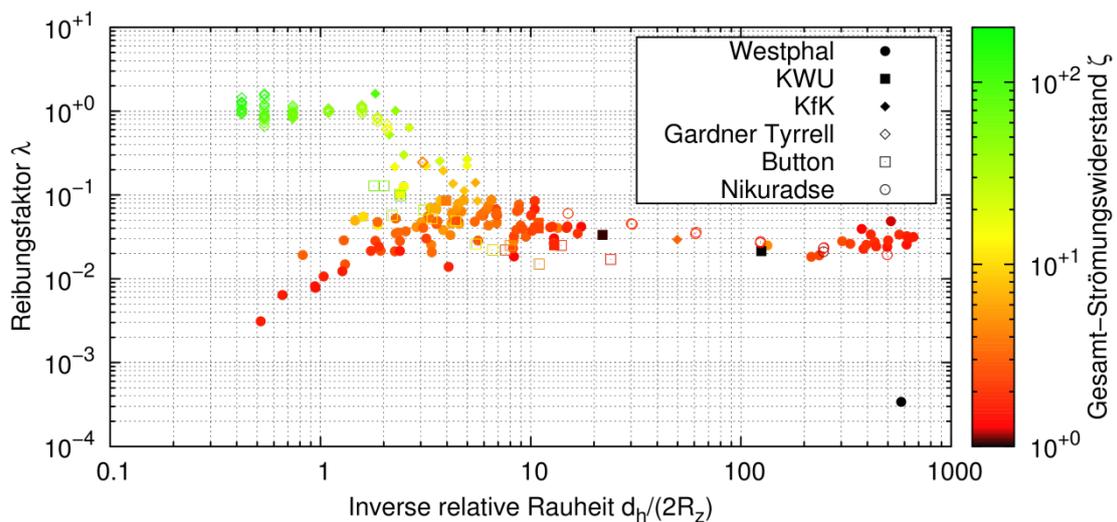


Abb. 4.7 Widerstandsbeiwert-Diagramm: Untersuchung des Strömungswiderstands

Zusammenfassend wird festgestellt, dass die Hypothese der geometrischen Ähnlichkeit bestätigt scheint und relative Längenabmessungen des Strömungskanals wie d_h/R_z geeignet sind, um verschiedene Experimente zu vergleichen. Der Einfluss des Fluids auf den Reibungsfaktor scheint vergleichsweise klein zu sein, insbesondere unterscheiden sich Stickstoff-Strömungen diesbezüglich nicht wesentlich von Wasser-Strömungen. Künstliche Risse und raue Rohre liefern ähnliche Ergebnisse wie echte Risse, solange die Wandrauheit ähnliche Werte aufweist, wie es für reale Risse der Fall ist. Systematische Abweichungen scheinen bei sehr kleinen Rauheiten im Bereich hydraulischer Glattheit aufzutreten. Große Reibungsfaktoren in Verbindung mit kurzen Strömungswegen und kleinen Gesamtwiderständen führen zu der Schlussfolgerung, dass die Annahme zum Ein- und Austrittsverlust (vgl. Abschnitt 4.1) einen bedeutenden Einfluss haben kann.

4.4 Lecks in dünnwandigen Komponenten

Im Rahmen des Vorhabens wurden auch kürzlich durchgeführte Experimente aus Kanada /REV 13/ ausgewertet, von denen einige für die Bewertung des Widerstandsbeiwerts herangezogen werden können. Diese Versuche unterscheiden sich grundlegend von den bisher angesprochenen Versuchen, insbesondere werden dünnwandige Versuchskörper aus Aluminium mit künstlichen Rissen verwendet. Die sicherheitstechnische Bedeutung liegt in der Thematik „Lecks in Dampferzeugerheizrohren“. Die Ergebnisse der Versuche wurden nicht in Abb. 4.1 aufgenommen, da für derartige dünnwandige Strukturen keine Nachweise zum Bruchabschluss durchgeführt werden. Die Ergebnisse werden herangezogen, um Grenzen für die Anwendbarkeit der Methoden zur Leckratenberechnung unter Verwendung der abdeckenden Kurve für den Widerstandsbeiwert nach KTA 3206 aufzuzeigen und offene Punkte zu identifizieren.

Die betrachteten Experimente wurden mit Wandstärken von 1,3 bzw. 3,175 mm durchgeführt, wobei der Druck variiert. Bei einigen Versuchen wurden teilweise erhebliche Abhängigkeiten vom Druck festgestellt, obwohl der Widerstandsbeiwert bei Kaltwasserausströmung im Bereich großer Reynoldszahlen nicht vom Druck abhängen sollte. Die Autoren von /REV 13/ wählen ein durchaus plausibles Erklärungsmodell, in dem die Wandreibung, angesichts der dünnen Wand und des notwendigen Raumbereichs zur Ausbildung der „vena contracta“ (siehe Abschnitt 3.1.2), komplett vernachlässigt und der Strömungswiderstand allein dem Einströmverlust zugerechnet wird. Daher ist eine Auswertung dieser Versuche gemäß Gleichung (4.2) nicht sinnvoll.

Die Versuche zeigen jedoch, dass teilweise eine differenziertere Behandlung des Einströmverlusts bei der Auswertung von Experimenten sowie im Anwendungsfall erforderlich ist. Dazu müsste eine quantitative Aussage zur Relevanz von Einströmverlust gegenüber Reibungsverlust in Abhängigkeit von der Strömungslänge abgeleitet werden.

5 Leckraten-Experimente

Eine Vielzahl ausgewählter Leckratenversuche wurde unter Berücksichtigung der in der KTA 3206 enthaltenen Empfehlungen nachgerechnet. Durch Vergleich der berechneten Ergebnisse mit den Versuchsergebnissen können Aussagen zur Genauigkeit der eingesetzten Verfahren abgeleitet werden.

5.1 Übersicht

Zur Auswahl von Leckratenversuchen, die zur Nachrechnung geeignet sind, wurden die in Tab. 5.1 enthaltenen Quellen identifiziert.

Tab. 5.1 Übersicht über Versuchsprogramme mit Leckratenmessungen

Versuchsprogramm	Quellen	Reihen	Punkte	Analysiert
Argonne 1983	/KUP 83/ /CHE 87/	3	22	15
Berkeley 1984	/AMO 83/ /AMO 84/	3	58	18
Battelle 1984	/COL 84/	2	109	109
KfK 1987	/JOH 87/ /KEF 88/	16	458	458
IHHI 1987	/MAT 87/ /YAN 87/	2	24	24
KWU 1988	/KEF 88/	1	15	15
Toshiba 1989	/NAR 89/ /MAT 89/ /NAR 91/	4	60	23
OHRD 1990	/BOA 90/	3	45	11
JAERI 1990	/ISO 90/	7	22	10
PHDR 1994	/GRE 94/	9	(stetig)	4
Battelle 1994	/PAU 94/	1	22	22
Sheffield 1997	/CLA 97/	1	15	15
Cadarache 2004	/MIC 04/	1	2	2

Zu den Versuchen wurden zunächst best-estimate Rechnungen durchgeführt und zusätzlich soweit möglich Rechnungen nach den Vorgaben der KTA 3206, die die Leckraten unterschätzen sollen.

Im Rahmen der durchgeführten Rechnungen mit den verschiedenen in Abschnitt 3.2 beschriebenen Verfahren konnten durch Vergleich mit den experimentellen Werten die

Modelle nach Henry, Pana, Estorf sowie die ATHLET/CDR-Methodik als best-estimate Verfahren identifiziert werden. Dabei wurde folgender Trend beobachtet:

$$\dot{m}_{\text{Henry}} < \dot{m}_{\text{Pana}} \approx \dot{m}_{\text{Estorf}} < \dot{m}_{\text{CDR}} \quad (5.1)$$

Mit den genannten Verfahren können auch komplexe Leckpfade mit Abknickungen und unterschiedlichen Leckquerschnittsflächen am Eintritt und am Austritt analysiert werden. Weiterhin konnte ermittelt werden, dass sowohl die Estorf-mverl Berechnung als auch die modifizierte Bernoulli-Gleichung als die Leckrate unterschätzende Verfahren gelten können. Die unmodifizierte Bernoulli-Gleichung ist erwartungsgemäß nicht als Verfahren zur Berechnung der zweiphasigen Ausströmung geeignet. Details zu den durchgeführten Analysen sind in /HEC 15b/ enthalten.

5.2 Exemplarische Leckratenberechnungen zu einer Testserie

Im Folgenden sind exemplarisch die Berechnungen zu einer Testserie, die am ehemaligen Kernforschungszentrum Karlsruhe (KfK) von John /JOH 88/ durchgeführt wurden, zusammenfassend beschrieben. Als exemplarische Testserie wurden Leckratenversuche an einem künstlichen Riss, d. h. einem definierten Spalt (Spaltweite 0,25 mm, Strömungslänge 80 mm, rechteckiger Querschnitt) mit künstlich aufgerauter Oberfläche, ausgewählt (Probe 2.204). Die Spaltrauheit beträgt $R_z = 5 \mu\text{m}$, als Strömungswiderstand wurde $\zeta = 3,2$ gemessen. Druck und Temperatur werden variiert. Die Nachrechnung ist in Abb. 5.1 gezeigt.

Für die best-estimate Rechnungen wurde der gemessene Strömungswiderstandswert angesetzt, wobei als Formverlust beim Einströmen der Wert 0,5 verwendet wurde. Für die „konservative“ Nachrechnung dagegen wurde der Widerstandsbeiwert aus der Grenzkurve der KTA 3206 verwendet, der zu einem Strömungswiderstand von 13,6 führt, wobei die gemessene Rauheit und der hydraulische Durchmesser aus der Spaltgeometrie berücksichtigt wurden. Die beiden Varianten sind in den beiden unteren Bereichen der Abbildung gezeigt.

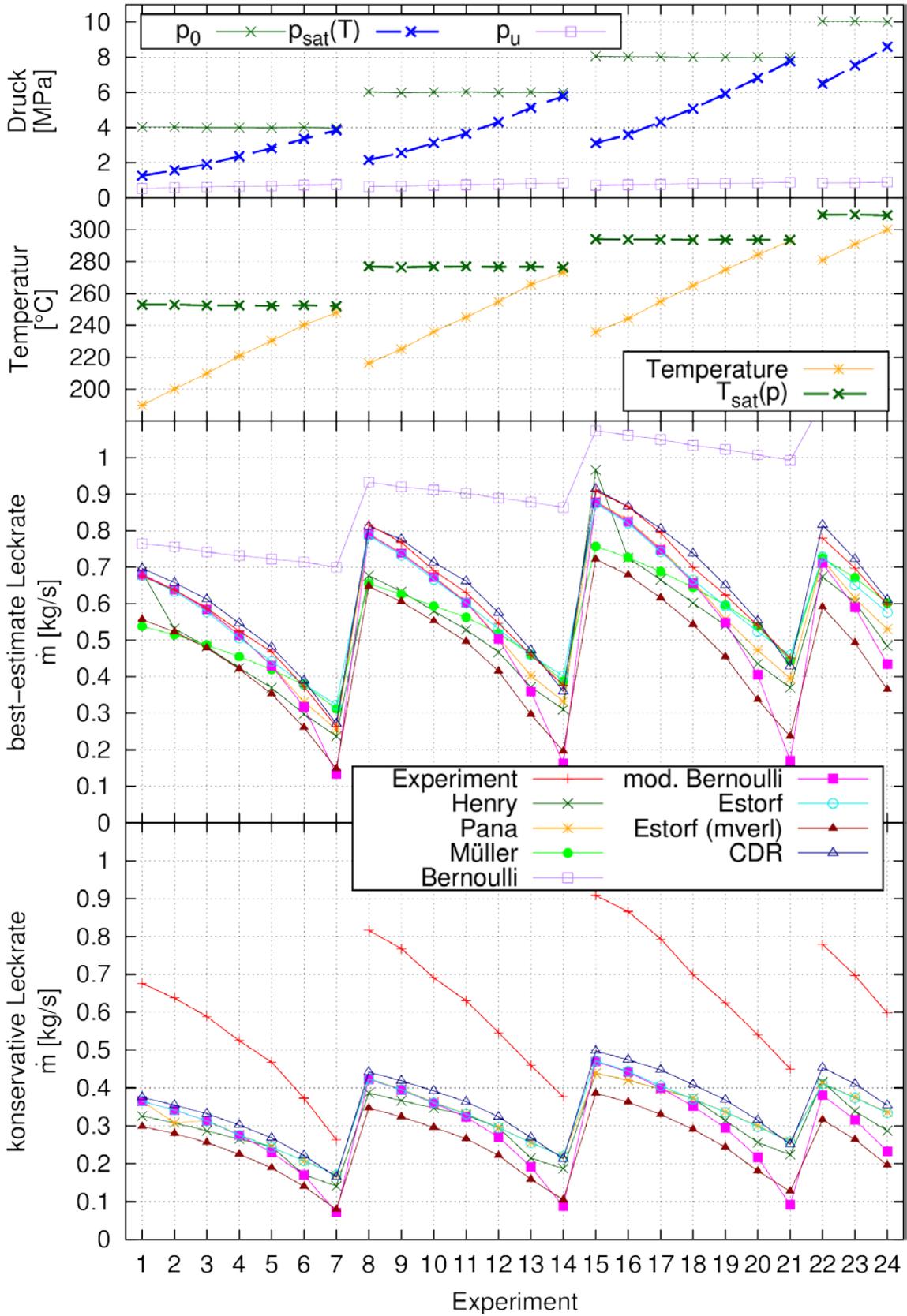


Abb. 5.1 Nachrechnungen zu Leckratenversuchen an der Kfk-Probe 2.204

In der best-estimate Analyse dieser Einzelprobe liegt das CDR-Verfahren sehr nah an den Messwerten (Abweichungen kleiner +5 %). Die anderen Verfahren haben Abweichungen bis etwa 20 %. Die Pana- und Estorf-Methode sind ebenfalls nah am Messwert, liegen jedoch meist darunter. Die Abweichung der Leckrate nach Henry ist etwas größer, hier werden bis auf wenige Ausnahmen kleinere Werte als im Experiment produziert. Die Abweichungen der Vier-Faktoren-Formel nach Müller sind im ähnlichen Rahmen, zeigen jedoch keinen klaren Trend. Die modifizierte Bernoulli-Gleichung erzielt für große Unterkühlungen gute Ergebnisse, nahe der Sättigungslinie jedoch werden die Ergebnisse stark unterschätzend.

Die unmodifizierte Bernoulli-Gleichung ist durchgängig überschätzend, die geringsten Fehler werden bei kleinen Drücken und Temperaturen erzielt. Die mverl-Formel nach Estorf ist durchgängig unterschätzend.

Für die konservative Analyse wurden die unmodifizierte Bernoulli-Gleichung und die Müller-Formel nicht einbezogen: erstere, da sie sicher keine adäquate Beschreibung der zweiphasigen Ausströmung darstellt, und letztere, da der Widerstandsbeiwert gemäß der KTA 3206 nicht berücksichtigt werden kann. In der Nachrechnung der verbleibenden Methoden wird durchgängig ein unterschätzendes Ergebnis erzielt. Der Trend der verschiedenen Methoden zu eher höheren oder niedrigen Ergebnissen ist vergleichbar mit der best-estimate Rechnung.

5.3 Ausströmung durch einen definierten Spalt bekannter Rauheit

In diesem Abschnitt werden alle betrachteten Versuche vorgestellt, bei denen die Ausströmung durch einen definierten Spalt mit bekannter Wandrauheit erfolgt. Hier wird somit lediglich der Widerstandsbeiwert λ nach der KTA-Kurve ermittelt, während Rauheit und Spaltöffnung den Versuchsdaten entnommen werden. In diese Klasse von Versuchen fällt damit

- KfK 1987
- KWU 1988
- Battelle 1984 (nur Phase I)
- CEA Cadarache 2004
- IHHI (nur Artificial Slit)
- PHDR (E22.05 und E22.22).

In Abb. 5.2 sind die gemessenen Leckraten den mit verschiedenen Methoden berechneten Leckraten gegenübergestellt, wobei die Berechnungen unter Berücksichtigung der in der KTA 3206 enthaltenen Empfehlungen durchgeführt wurden.

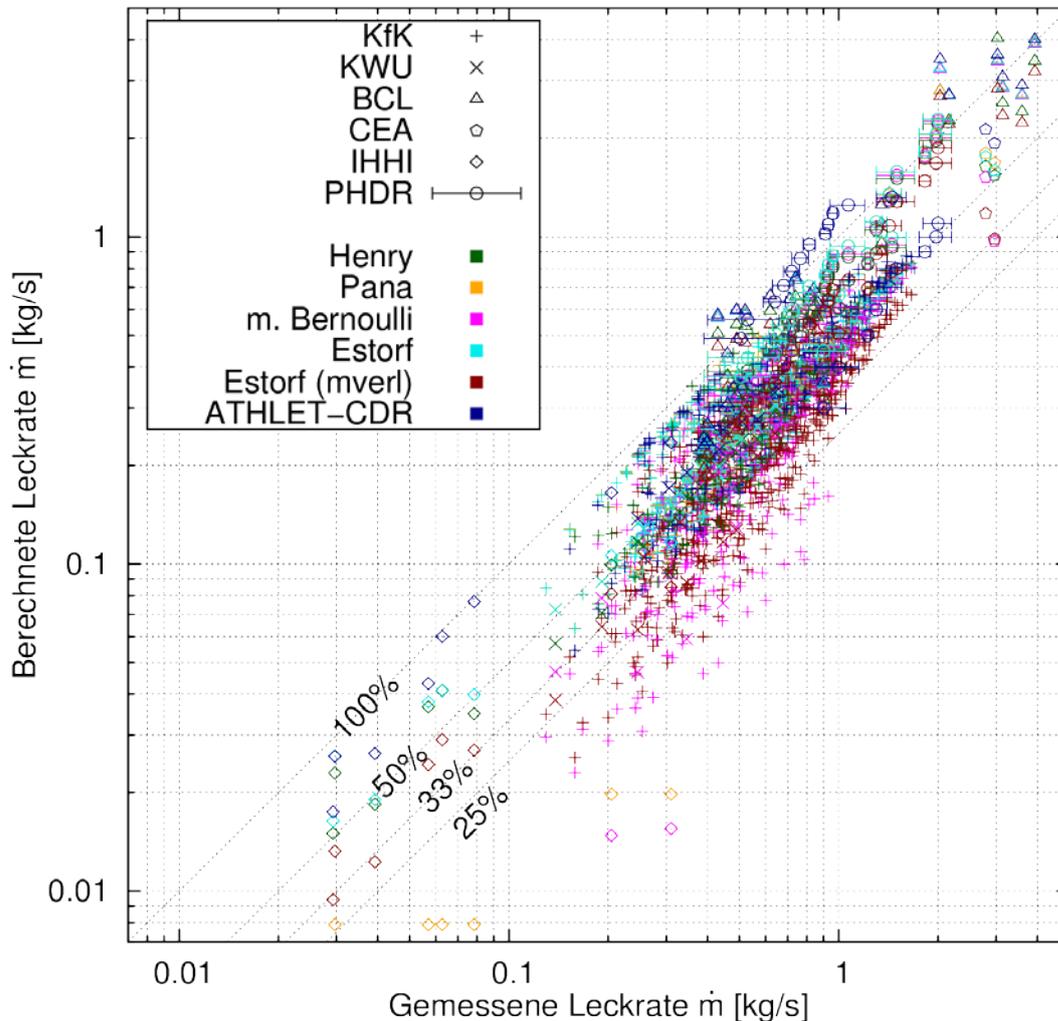


Abb. 5.2 Vergleich zwischen berechneten und gemessenen Leckraten zu ausgewählten Versuchen mit Ausströmung durch definierte Spaltgeometrien

Die Auftragung zeigt, dass die Leckratenberechnungen unter Berücksichtigung der KTA-Empfehlungen in nahezu allen Fällen die gemessenen Leckraten unterschätzen. Ausnahmen sind Berechnungen zu einzelnen Battelle-Versuchen (BCL) sowie zu einzelnen PHDR-Messpunkten. Bei diesen BCL-Versuchen tritt teilweise inkonsistentes Verhalten der gemessenen Leckrate bei Variation bestimmter Versuchsparameter auf. Weiterhin werden teilweise PHDR-Messungen durch das CDR-Verfahren überschätzt,

wobei für ausgewählte Punkte anhand der gemessenen Streuung der Leckraten während des Verlaufs der Messung entsprechende Fehlerbalken abgeleitet wurden. Details zu dieser Thematik sind in /HEC 15b/ enthalten.

5.4 Ausströmung aus Rissen mit lastspezifischer Rissöffnung

Nach den gut kontrollierten Versuchen mit bekannten Strömungskanälen wurden auch Experimente mit lastbedingter Rissöffnung ausgewertet, wobei teilweise keine Messergebnisse für die Rissöffnung vorliegen. Untersucht wurden folgende Messreihen:

- JAERI
- PHDR (E22.01 und E22.04)
- BCL 1994 (Paul et al.).

Abb. 5.3 enthält zu den ausgewählten Versuchsreihen den Vergleich zwischen gemessenen und „konservativ“ gerechneten Leckraten. Die Abbildung belegt, dass die meisten Experimente erfolgreich konservativ nachgerechnet werden können. Einzelne gemessene Leckraten, insbesondere bei den JAERI- und den PHDR-Experimenten, werden durch die Rechnungen überschätzt. Bei den JAERI-Experimenten gibt es bereits bei einer best-estimate Analyse Schwierigkeiten, einzelne Punkte innerhalb einer einzigen Messreihe zu erklären. Unsicherheiten sind insbesondere der nur rechnerisch ermittelten Rissöffnung, der beschränkten Kontrolle der Versuchsparameter (Druck, Biegemoment, Temperatur) sowie der Leckratenmessung zuzuordnen (siehe auch /HEC 15b/). Für ausgewählte Punkte der PHDR-Experimente wurden anhand der gemessenen Streuung der Leckraten während des Verlaufs der Messungen Fehlerbalken abgeleitet. Weiterhin wurden Berechnungs-Fehlerbalken durch unterschiedliche Berücksichtigung der plastischen Rissöffnung eingeführt. Teilweise liegen die Überschreitungen der 100%-Linie innerhalb der Fehlerbalken. Nur die CDR-Methode übertrifft die Grenzlinie an einigen Punkten. Details sind in /HEC 15b/ enthalten.

Weiterhin wird deutlich, dass die Müller-Formel im Allgemeinen nicht für eine konservative Berechnung geeignet ist: Hier geht lediglich der Wert der Rauheit, nicht aber die in der KTA 3206 enthaltene Grenzkurve für den Widerstandbeiwert ein.

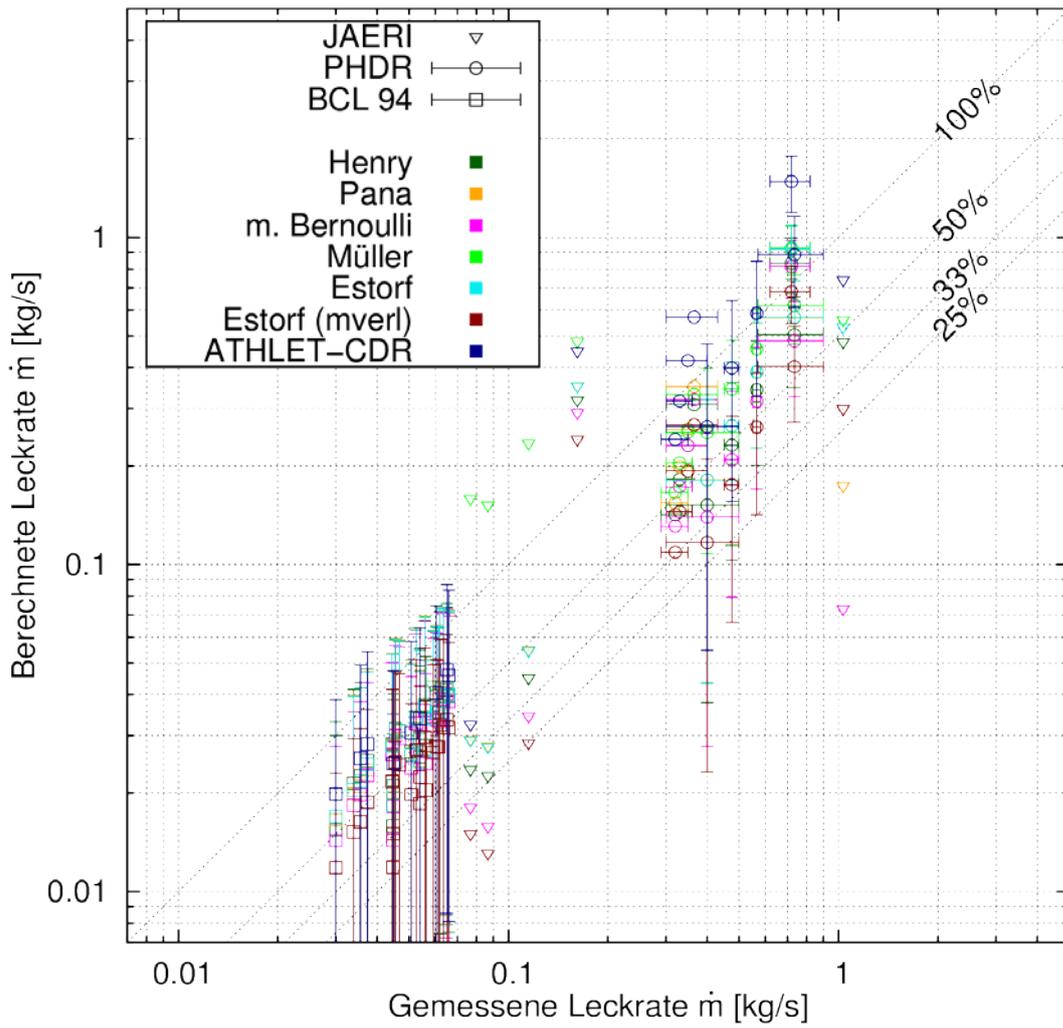


Abb. 5.3 Synopsis von Nachrechnungen von Leckratenexperimenten mit lastbedingter Rissöffnung

6 Anwendungsbeispiele aus der KTA 3206

In diesem Kapitel sind Untersuchungen zu den Anwendungsbeispielen in der KTA 3206 /KTA 14/, insbesondere zu den sieben Nachweisschritten der bruchmechanischen Analyse im Rahmen des Bruchausschlusskonzepts, zusammengefasst. Dabei werden die GRS-Programme PROST /HEC 15a/ und WinLeck /HEC 14a/ eingesetzt.

6.1 Austenitische Rohrleitung mit Umfangsriss

Das Beispiel einer austenitischen Rohrleitung mit Umfangsriss ist in /KTA 14/ (Abschnitt D1) beschrieben. Dabei wird ein Geradrohr mit einem Innenradius von $r_i = 121,5$ mm und einer Wandstärke von $s = 15$ mm aus dem austenitischen Werkstoff X6CrNiNb18-10 betrachtet.

In Schritt 1 wird zunächst die Größe des Ausgangsrisses festgelegt. Der postulierte Ausgangsriss hat eine Tiefe von $a_0 = 4,5$ mm und eine ganze Länge von $2c_0 = 27$ mm.

Schritt 2 besteht aus der Berechnung des betriebsbedingten Risswachstums. Dazu wird die zyklische Belastung aus 240 An-/Abfahrtransienten während der Betriebsdauer der Rohrleitung analysiert. Die Lasten sind in Tab. 6.1 dargestellt. Aus diesen Ermüdungsamplituden lässt sich bestimmen, dass der angenommene Umfangsriss am Ende der angenommenen Lebensdauer eine Tiefe von $a_{EOL} = 4,55$ mm und eine ganze Länge von $2c_{EOL} = 27,05$ mm hat.

Tab. 6.1 Lastamplitude der austenitischen Rohrleitung beim An- und Abfahren

Minimum		Maximum	
Innendruck	Biegemoment aus Eigengewicht	Innendruck	Biegemoment aus Eigengewicht und Wärmedehnung
0 MPa	4,2 kNm	7,4 MPa	36,8 kNm

In Schritt 3 wird nun die kritische Durchrisslänge ermittelt. Hier wird die Last im Schadensfall angesetzt, charakterisiert durch einen Innendruck von 7,4 MPa und ein Biegemoment aus Eigengewicht, Wärmedehnung und zusätzlicher Last durch den Schadensfall von insgesamt 72,3 kNm. Zur Bestimmung der kritischen Rissgröße stehen verschiedene vereinfachte Verfahren zur Verfügung, die sich in den verwendeten Ver-

sagenskriterien unterscheiden, insbesondere Fließspannungskonzepte (FSK) und plastische Grenzlastkonzepte (PGL) (siehe /KTA 14/). In die Formeln gehen die 0,2%-Dehngrenze (167 MPa) und die Zugfestigkeit (409 MPa) ein. Die Ergebnisse sind in Tab. 6.2 zusammengefasst.

Tab. 6.2 Kritische Risslängen $2c_{krit}$ mit verschiedenen Verfahren für das austenitische Rohrleitungsbeispiel

PGL	FSK/MPA	FSK/KWU
226,0 mm	202,8 mm	238,2 mm

Schritt 4 beinhaltet die Bestimmung der kritischen Risstiefe für die Risslänge zum Betriebsende. Für die hier betrachtete Rohrleitung ergibt sich $a_{krit} = 15$ mm, was der Wandstärke entspricht. Die Ergebnisse der Schritte 1 – 4 sind in Abb. 6.1 verdeutlicht. Man beachte, dass das Risswachstum so klein ist, dass es in der Abbildung nicht sichtbar ist.

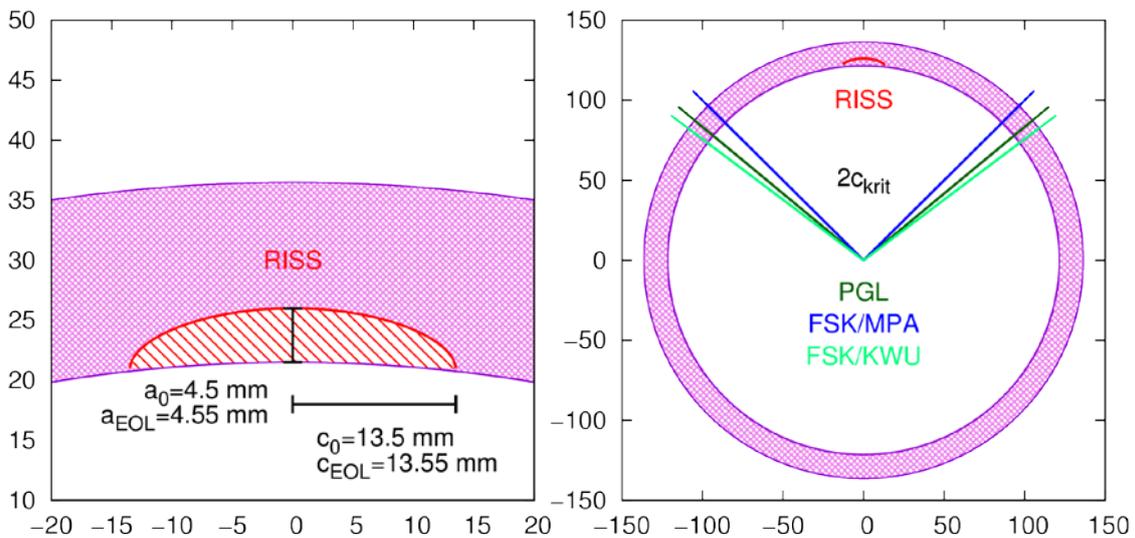


Abb. 6.1 Nachweisschritte 1 – 4 für das austenitische Rohrleitungsbeispiel

Für Schritt 5 muss nun die detektierbare Durchrisslänge berechnet werden. Die Leckrate als Funktion der Risslänge, berechnet nach der konservativen Methodik mit verschiedenen Ausströmmodellen, ist in Abb. 6.2 dargestellt.

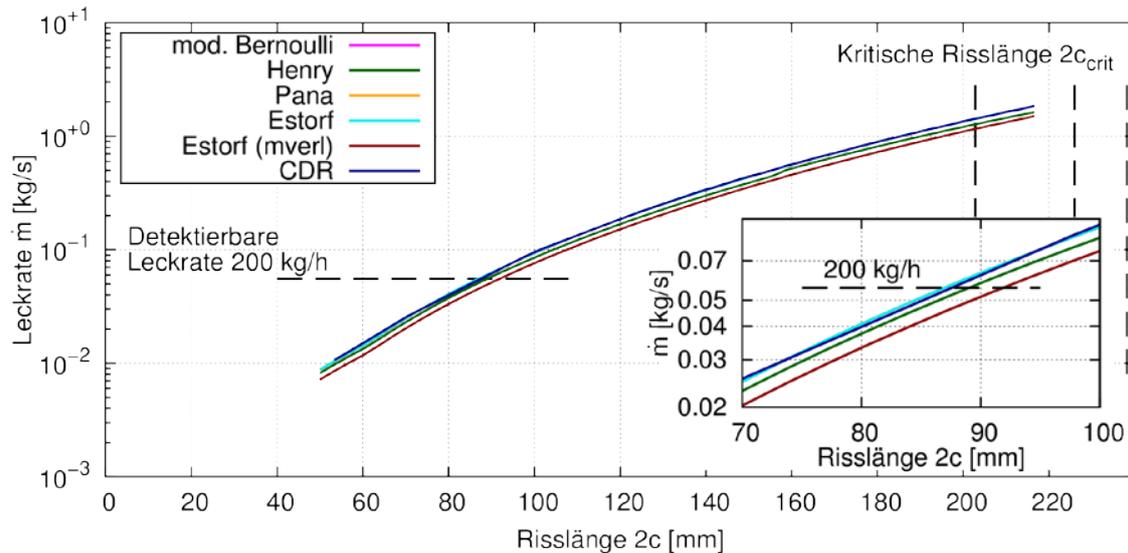


Abb. 6.2 Leckrate als Funktion der Durchrisslänge für das austenitische Rohrleitungsbeispiel

Die Detektionsschwelle wird bei einer Risslänge von etwa 87 mm überschritten, was im Zusammenhang mit einer kritischen Risslänge von mindestens 200 mm (siehe Tab. 6.2) einen großen Sicherheitsabstand darstellt. Die verschiedenen Ausströmmodelle liefern sehr ähnliche Ergebnisse, was auf die relativ große Unterkühlung des Fluids zurückgeführt werden kann. Lediglich die thermohydraulisch unterschätzend konstruierte Estorf-mverl Methode weicht von den anderen Verfahren etwas ab.

Schritt 6 und 7 beinhalten die Bewertung der Ergebnisse. Das Risswachstum ist auf das zulässige Maß begrenzt, d. h. die Integrität der Rohrleitung ist nachgewiesen (Schritt 6). Weiterhin sind Lecks mit Risslängen im Bereich der Detektionsschwelle deutlich kleiner als die kritische Risslänge, d. h. Leck-vor-Bruch ist nachgewiesen (Schritt 7). Insgesamt sind somit die im Rahmen des Bruchauschlusskonzepts erforderlichen Nachweise durch bruchmechanische Analysen erbracht.

6.2 Ferritische Rohrleitung mit Umfangsriss

Die exemplarische ferritische Rohrleitung mit Umfangsriss wird in /KTA 14/ (Abschnitt D 2) beschrieben. Das Geradrohr ist aus dem ferritischen Werkstoff 20MnMnNi5-5 gefertigt, der Innenradius beträgt 380 mm, die Wanddicke 52 mm zuzüglich 5 mm Plattierung.

In Schritt 1 wird der postulierte Ausgangsriss auf eine Tiefe von 5,2 mm und eine ganze Länge von 31,2 mm festgelegt.

In Schritt 2 wird das Risswachstum durch die betrieblichen Lastfälle berechnet. Dazu wird die zyklische Belastung aus 240 An-/Abfahrtransienten analysiert. Die Lasten sind in Tab. 6.3 dargestellt. Aus diesen Ermüdungsamplituden lässt sich bestimmen, dass die Rissgröße am Ende der angenommenen Lebensdauer eine Tiefe von $a_{EOL} = 5,3$ mm und eine ganze Länge von $2c_{EOL} = 31,3$ mm beträgt.

Tab. 6.3 Lastamplitude durch An- und Abfahren der ferritischen Beispiel-Rohrleitung

Minimum		Maximum	
Innendruck	Biegemoment	Innendruck	Biegemoment aus Eigengewicht und Wärmedehnung
0 MPa	0 kNm	15,8 MPa	2,4 MNm

In Schritt 3 wird die kritische Durchrisslänge ermittelt. Hier wird die Last im Schadensfall angesetzt (Biegemoment aus Eigengewicht, Wärmedehnung und zusätzlicher Last aus dem Schadensfall von insgesamt 3,7 MNm und Innendruck 15,8 MPa). Eine Übersicht über die berechneten kritischen Risslängen ist in Tab. 6.4 gegeben.

Tab. 6.4 Kritische Risslängen $2c_{krit}$ mit verschiedenen Verfahren für das ferritische Rohrleitungsbeispiel

PGL	FSK/MPA	FSK/KWU
847 mm	700 mm	696 mm

Die kritische Risstiefe für einen Riss mit Anfangslänge entspricht der Wandstärke. Die Ergebnisse der Schritte 1 – 4 sind in Abb. 6.3 dargestellt.

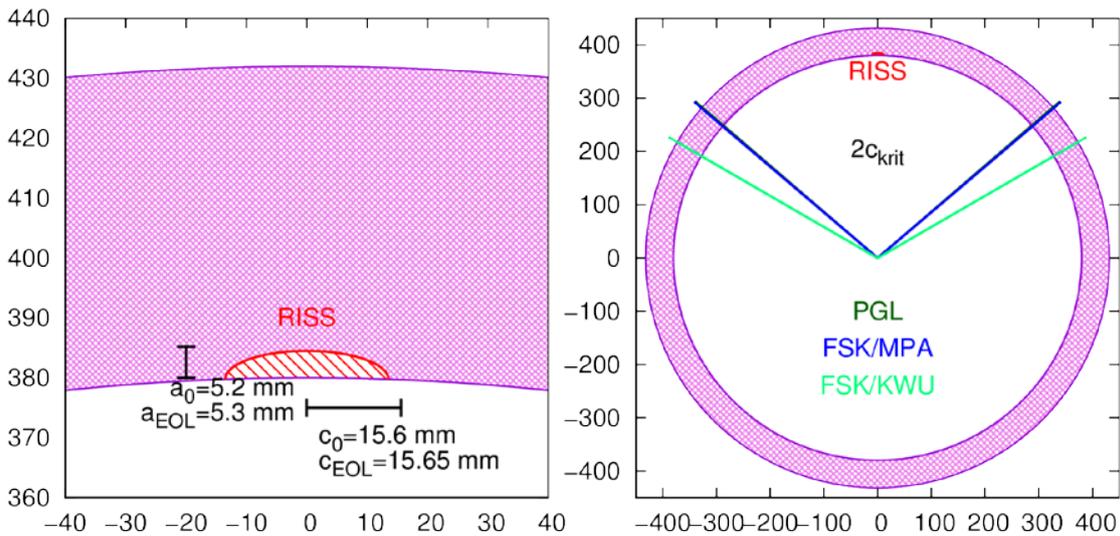


Abb. 6.3 Nachweisschritte 1 – 4 für das ferritische Rohrleitungsbeispiel

Für Schritt 5 wird nun die detektierbare Leckrate bestimmt. Die Leckrate als Funktion der Risslänge (berechnet mit verschiedenen geeigneten Verfahren unter Verwendung des konservativen Ansatzes für Lecköffnungsfläche und Strömungswiderstand) ist in Abb. 6.4 dargestellt.

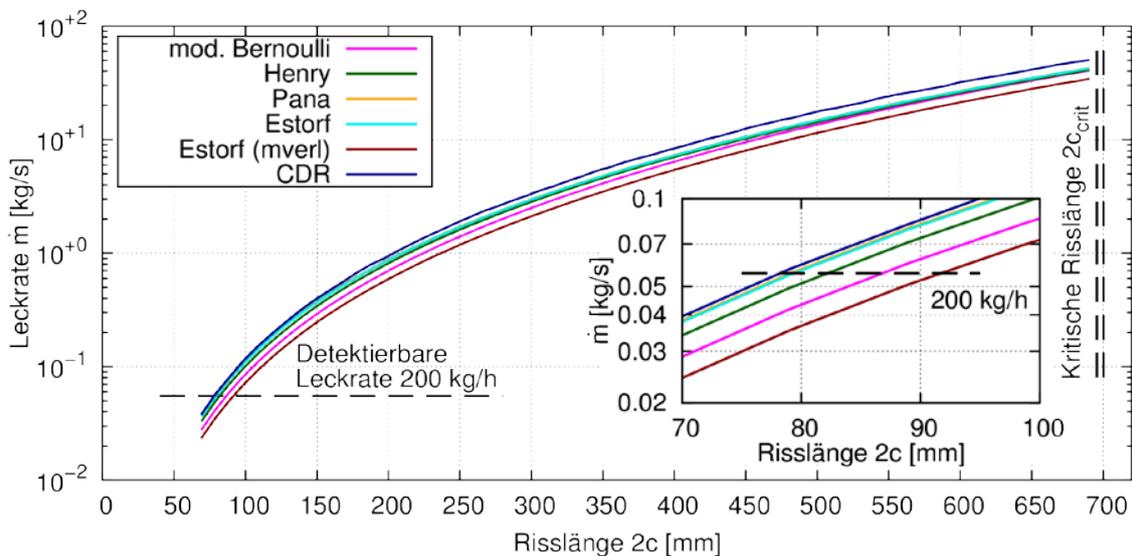


Abb. 6.4 Leckrate als Funktion der Risslänge für das ferritische Rohrleitungsbeispiel

Die Detektionsschwelle wird bei Risslängen von ca. 80 mm überschritten (die thermohydraulisch-konservativen Methoden ergeben ca. 85 – 95 mm). Dies bedeutet eine große Sicherheitsmarge gegenüber der kritischen Risslänge von ca. 700 mm.

Schritt 6 und 7 beinhalten die Bewertung der Ergebnisse. Das Risswachstum ist auf das zulässige Maß begrenzt, d. h. die Integrität ist nachgewiesen (Schritt 6). Weiterhin sind Lecks mit Risslängen im Bereich der Detektionsschwelle deutlich kleiner als die kritische Risslänge, d. h. Leck-vor-Bruch ist nachgewiesen (Schritt 7). Insgesamt sind somit die im Rahmen des Bruchauschlusskonzepts erforderlichen Nachweise durch bruchmechanische Analysen erbracht.

7 Simulation eines Leckstörfalls im Kreislauf eines DWR

Für einen unterstellten Leckstörfall mit postuliertem rissartigen Leck in der Volumenausgleichsleitung eines DWR vom Typ Konvoi wurde der zeitliche Verlauf der Leckfläche und der Leckrate bestimmt. Diese Aufgabenstellung erfordert unter anderem thermohydraulische Berechnungen, aus denen Lastannahmen für strukturmechanische Berechnungen abgeleitet werden. Dabei wurde eine Vorgehensweise mit iterativer Kopplung zwischen dem Thermohydraulikprogramm ATHLET /ATH 12/ der GRS und dem Strukturmechanikprogramm ANSYS Mechanical /ANS 13/ gewählt. Dazu wurde ein vorhandenes Analysemodell einer Kühlkreislaufschleife mit Teilen des Sekundärkreislaufs, das bisher für Berechnungen mit dem Programm ADINA /ADI 10/ eingesetzt wurde, in ein für das Finite-Elemente-Programm ANSYS Mechanical nutzbares Format portiert (siehe Abb. 7.1). Weiterhin wurden die teilweise vereinfachten Annahmen bezüglich Lagerungsbedingungen und Aufhängung von Komponenten verfeinert. Dadurch wurde erreicht, dass weitergehende Analysen sowie eine flexiblere Geometrie- und Netzgenerierung möglich sind. Im unteren Bild von Abb. 7.1 werden beispielhaft die Verformungen im Bereich der Leckstelle unter betrieblichen Belastungen in 20-facher Überhöhung gezeigt. Weiterhin ist die charakteristische Verteilung der Gesamtdehnung im Bereich der Risspitze dargestellt. Abb. 7.2 enthält die Nodalisierung des für ATHLET verwendeten thermohydraulischen Analysemodells. Voruntersuchungen zur Thematik wurden im Rahmen des Vorhabens RS1194 /SIE 13/ durchgeführt.

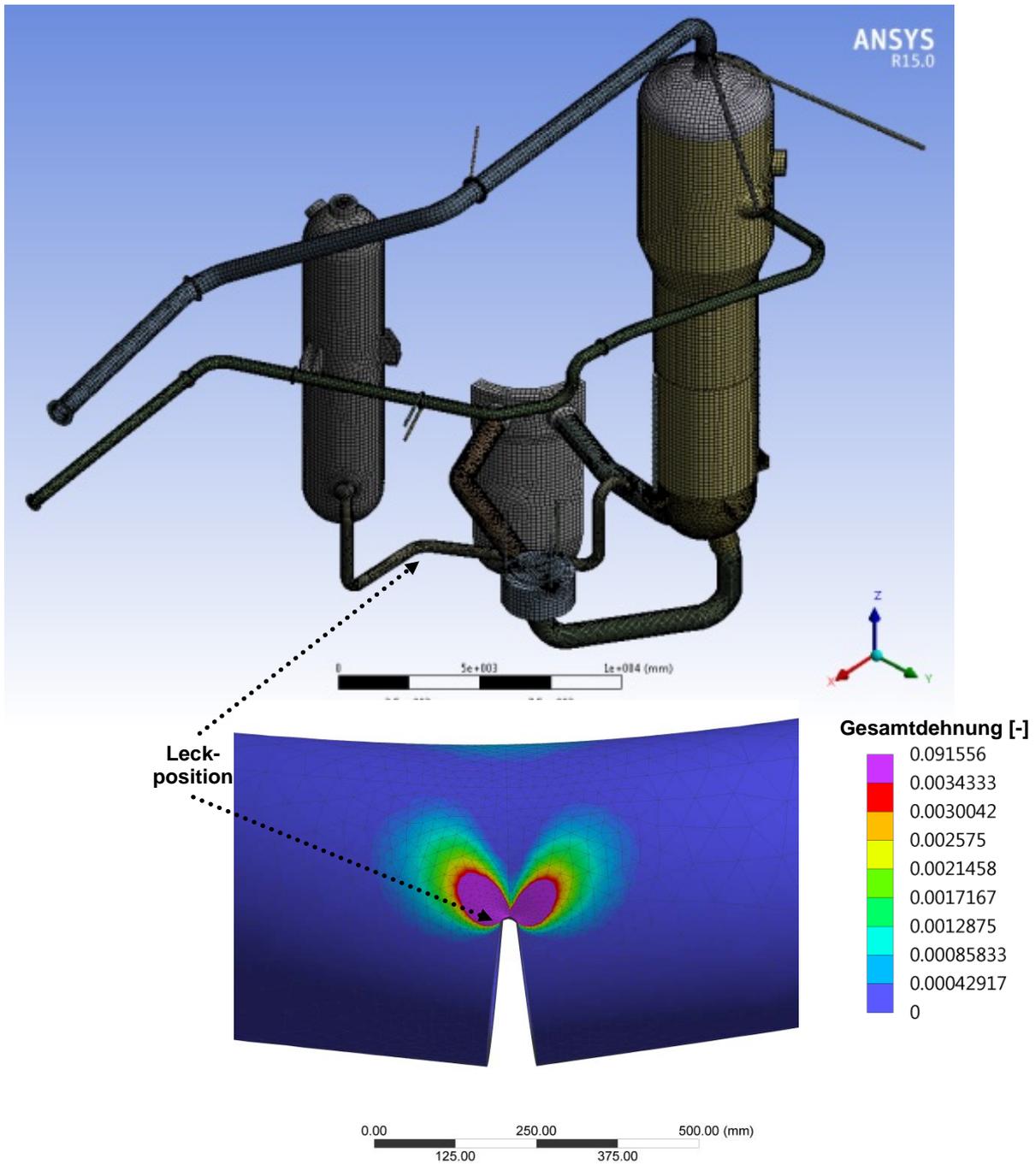


Abb. 7.1 Strukturmechanisches Analysemodell einer Kühlkreislaufschleife eines DWR Konvoi mit verbesserter Nodalisierung

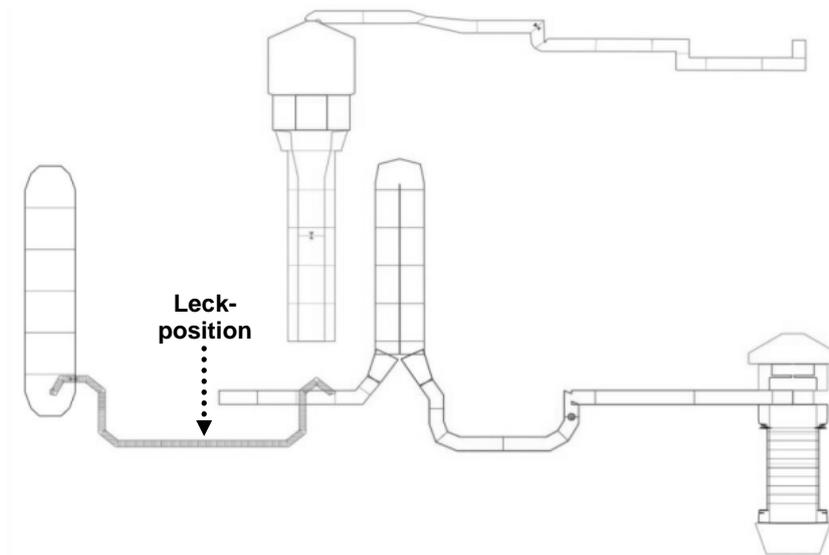


Abb. 7.2 Thermohydraulisches Modell einer Kühlkreislaufschleife eines DWR Konvoi in ATHLET

Ausgehend von thermohydraulischen Parametern bei Normalbetrieb wurde die Leckfläche eines 180° Umfangsrisses im mittleren Krümmer der Volumenausgleichsleitung (VAL) bestimmt. Dazu wurde die Geometrie virtuell getrennt und am Restligament wieder verknüpft. Zur Bestimmung der Leckfläche wurde gegenüber den Untersuchungen in /SIE 13/ ein verbessertes Verfahren basierend auf Triangulation implementiert. Dieses Leck wurde dann vereinfacht in Form eines sich öffnenden Ventils in den ATHLET-Berechnungen berücksichtigt. Die Ausströmung bewirkt ein in Druck und Temperatur transientes Verhalten. Dabei berechnet ATHLET die Leckrate intern mit dem CDR-Verfahren /ATH 12/. Zusätzlich wurden Vergleichsberechnungen zur Bestimmung der Leckrate mit den verschiedenen Verfahren, die im Programm WinLeck implementiert sind, durchgeführt. Für die Leckratenberechnung mit dem CDR-Modell und dem Modell nach Pana wurden für jeden Schritt stationäre Bedingungen sowie eine durch ein Rechteck angenäherte Leckquerschnittsfläche betrachtet. Als Leckfläche wurde die Fläche an der Innenoberfläche der Rohrleitung aus der strukturmechanischen Rechnung verwendet. In einer erneuten Iteration wurde eine auf den transienten thermohydraulischen Parametern basierende veränderliche Leckfläche erzeugt. Die dritte Iteration wurde nur bis zur Berechnung der Leckfläche durchgeführt, um die Konvergenz der Ergebnisse zu prüfen. Abb. 7.3 zeigt die Vorgehensweise schematisch.

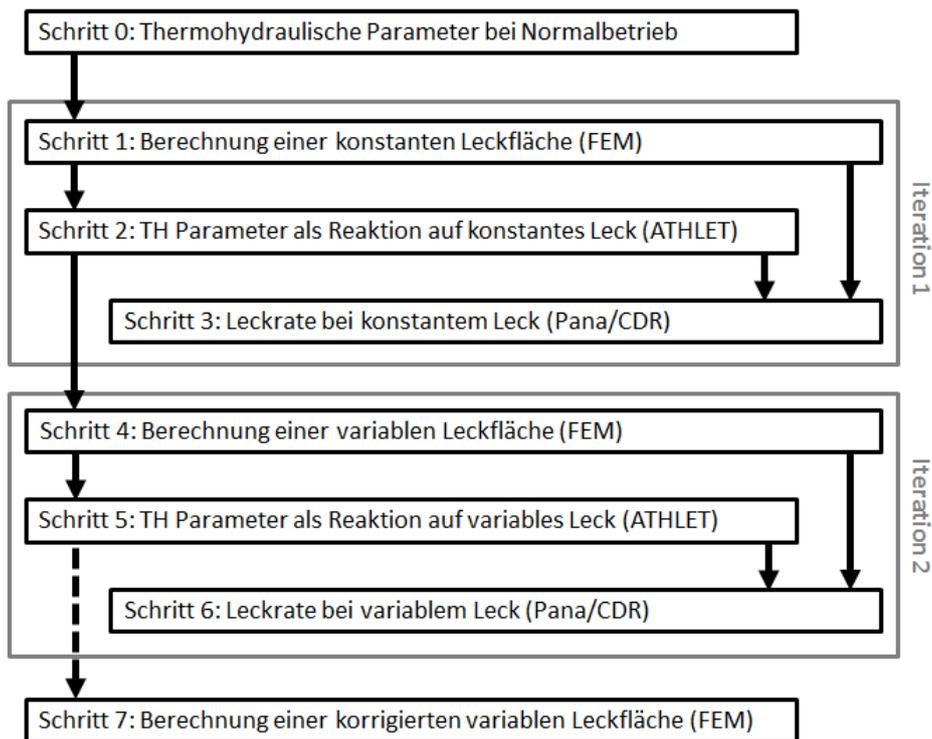


Abb. 7.3 Schematische Darstellung der Vorgehensweise

Aus numerischen Gründen geht dem instantanen Öffnen des Lecks eine 500 s dauernde stationäre Berechnungsphase mit Normalbetriebsparametern voraus. Nachfolgend wird auf die Ergebnisse näher eingegangen (siehe Abb. 7.4 – Abb. 7.6). Die Leckgröße beträgt an der Innenwand unter Annahme einer Rissausdehnung von 180° und thermohydraulischen Parametern des Normalbetriebs ca. $16,1 \text{ cm}^2$. In der darauffolgenden Iteration vermindert sich die Leckfläche ausgehend von $16,1 \text{ cm}^2$ kontinuierlich durch die Abnahme von Druck und Temperatur um ca. 20 % innerhalb einer Stunde des Ereignisablaufs. In der dritten Iteration ergibt sich nur noch eine vernachlässigbare Veränderung der Leckfläche, sodass zwei Iterationen als ausreichend erachtet werden.

In Abb. 7.5 sind die Verläufe der Temperatur in der Nähe des Lecks und des Primärdrucks für die beiden ersten Iterationen dargestellt. Zunächst kommt es zu einer Reaktorschnellabschaltung und wenn der Primärdruck 11 MPa erreicht, wird die Hochdruckeinspeisung gestartet, was eine langsamere Abnahme des Drucks zur Folge hat. Im Vergleich zur ersten Iteration unterscheidet sich der Temperaturverlauf bei der zweiten Iteration bis ca. 3800 s kaum. Der sichtbare Abfall der Temperatur danach ist auf einen reduzierten Naturumlauf und eine erhöhte Einspeiserate zurückzuführen und findet ebenfalls bei der ersten Iteration, jedoch später und daher außerhalb des Simulations-

zeitraums statt. Der Druckverlauf ist bis zum Beginn der Hochdruckeinspeisung annähernd gleich, fällt aber dann stärker, sodass er nach ca. einer Stunde 7 % unter dem Wert für die erste Iteration liegt.

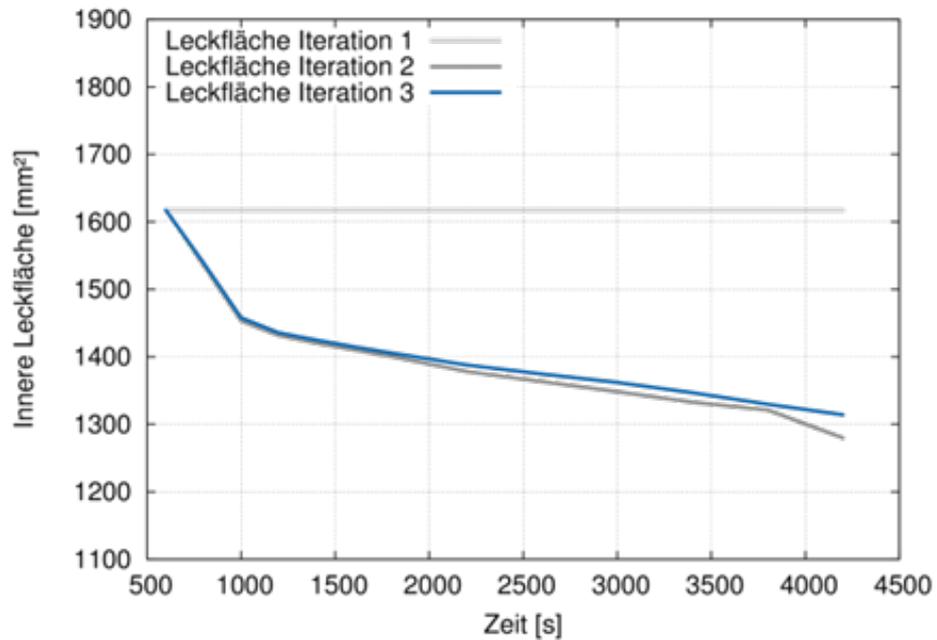


Abb. 7.4 Zeitlicher Verlauf der Leckfläche für die Stufen der iterativen Programm-
kopplung

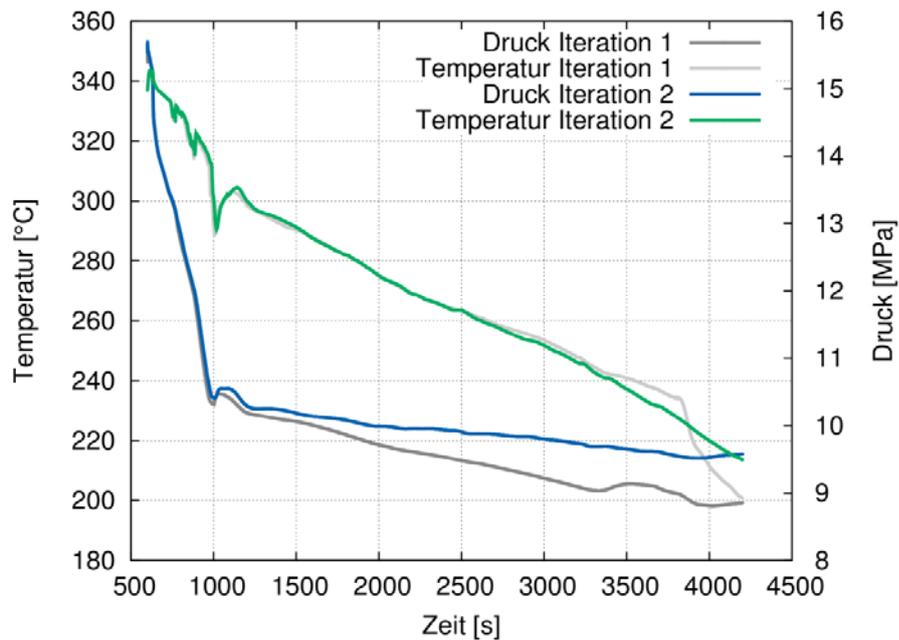


Abb. 7.5 Zeitlicher Verlauf des Innendrucks und der Temperatur im Bereich des
Leckeintritts für die Stufen der iterativen Programmkopplung

Für die Leckratenberechnung wurde gemäß KTA 3206 /KTA 14/ eine Rauheit der Rissflanken für austenitische Rohre von 10 µm angenommen. In Abb. 7.6 ist der Verlauf der Leckraten für die ersten beiden Iterationen abgebildet. Die Berechnungsergebnisse nach dem CDR-Modell und nach Pana zeigen eine gute Übereinstimmung, obwohl sich die Modellansätze signifikant unterscheiden. Nach Öffnen des Lecks verschwindet die Unterkühlung des Fluids auf der Innenseite des Lecks, es stellt sich ein Sättigungszustand mit teilweiser Dampfbildung ein, gleichzeitig fällt der Druck, was für eine Verminderung der Leckrate verantwortlich ist. Bei etwa 1200 s nimmt die Unterkühlung des Fluids wieder zu (siehe Abb. 7.5) und durch die höhere Dichte steigt auch die Leckrate. In der zweiten Iteration ist die Leckrate ca. eine Stunde nach Beginn der Transiente 23 % kleiner als in der ersten Iteration, was maßgeblich auf die veränderte Leckfläche und den veränderten Innendruck zurückzuführen ist.

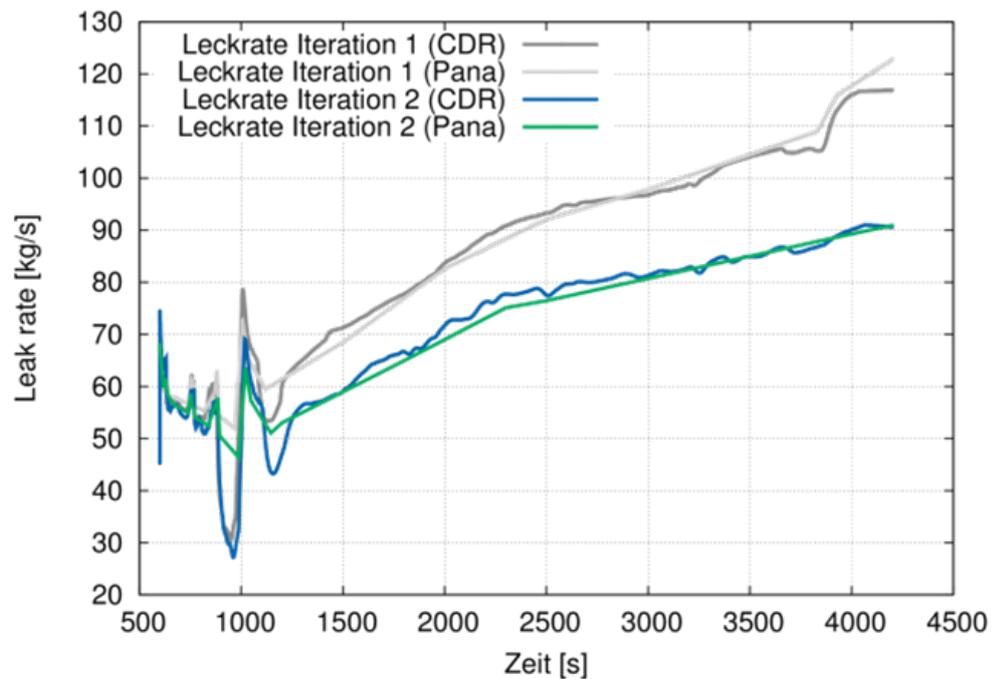


Abb. 7.6 Zeitlicher Verlauf der berechneten Leckrate für die Stufen der iterativen Programmkopplung

Der Effekt des Drucks auf die Rissflanken wurde bisher grundsätzlich nicht mitbetrachtet. Da dieser rissöffnend wirkt, stellt dies grundsätzlich eine bezüglich Leckdetektion konservative Vorgehensweise dar. In einer weiteren Rechnung wurde untersucht, inwiefern der Druck auf die Rissflanken bei einer Rechnung nach best-estimate zu einer zusätzlichen Öffnung des Risses führt. In einer ersten Näherung wurden dazu einmal der halbe und einmal der volle Rohrendruck auf die Rissflanken appliziert. Über die

Wanddicke wird das Netz dabei durch drei Elementschichten charakterisiert. Das Ergebnis zeigt eine deutlich größere Leckfläche gegenüber dem vereinfachten Modell ohne Berücksichtigung des Rissflankendrucks (siehe Abb. 7.7). Daraus lässt sich schließen, dass für eine best-estimate Rechnung zur Bestimmung der Leckfläche die Auswirkungen des Drucks auf die Rissflanken berücksichtigt werden sollte.

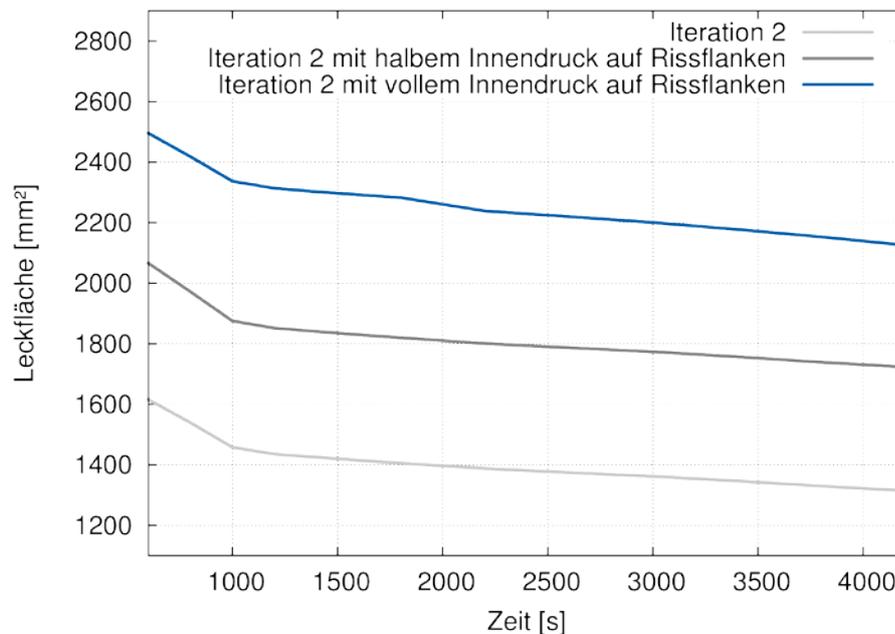


Abb. 7.7 Verlauf von Leckfläche bei Applikation von Innendruck auf Rissflanken

Weiterhin wurde ein vergleichbares rissartiges Leck im Bereich der Schweißnaht zwischen Druckhalter und Volumenausgleichsleitung untersucht. Die Ausgangsleckfläche ist mit 7,3 cm² deutlich kleiner als in VAL-Mitte. Die Abnahme der Leckfläche infolge des Druckabfalls beträgt ca. 19 %. Details sind in /BLA 15/ dokumentiert.

8 WinLeck

Die Ergebnisse der durchgeführten Leckratenberechnungen wurden dazu genutzt, die im GRS-Programm WinLeck enthaltenen Verfahren zur Leckflächen- und Leckratenbestimmung zu ertüchtigen. WinLeck ist ein Rechenprogramm zur Leckratenberechnung, das eine grafische Oberfläche (in englischer Sprache) besitzt.

8.1 Entwicklungsschritte

Das GRS Programm WinLeck, das bereits einzelne vereinfachte Methoden zur Berechnung von Leckflächen und Leckraten enthielt, wurde restrukturiert, um die geplanten Erweiterungen aufnehmen zu können. Die Gültigkeitsbereiche der verschiedenen Leckflächenverfahren wurden analysiert, dokumentiert und ihre Überprüfung in WinLeck umgesetzt. Nach der Restrukturierung wurde WinLeck um weitere vereinfachte Methoden zur Berechnung von Leckflächen und Leckraten erweitert. Die Gültigkeitskontrolle wurde umgesetzt. Die Reihenrechnungsfunktion, die die Versuchsnachrechnung und den Methodenvergleich erleichtert, wurde erweitert. Das Rechenprogramm wurde um die Ausgabe ergänzt, ob die Ausströmung kritisch oder unterkritisch ist. Ferner werden die verschiedenen nicht-unabhängigen Parameter der Eingabe einer Konsistenzprüfung unterzogen.

Das Konzept der konsistenten Eingabeparameter wurde konsequent in der Benutzeroberfläche umgesetzt, indem in vielen Fällen einzugebende und abgeleitete Werte definiert werden können. Weiterhin wurden mehr grafische Elemente, die z. B. die Geometrie veranschaulichen, eingefügt, und die Bedienung der Benutzeroberfläche wurde intuitiver gestaltet.

Nach Abschluss des Vorhabens trägt das neueste WinLeck-Release die Versionsnummer 4.6. Die Dokumentationsunterlagen (User's Manual und Validation Report) sind in der Reihe GRS-P-6 zusammengefasst /HEC 14a/ /HEC 14b/. Im Folgenden ist als kurzer Auszug die grafische Benutzeroberfläche vorgestellt.

8.2 WinLeck-Übersicht

WinLeck hat ein zentrales Programmfenster mit drei Reitern und zwei Menüs. Während die Menüs die üblichen Dateioperationen (speichern und öffnen von Daten im .wl4-

Format, einem menschen-lesbaren, WinLeck-spezifischen Format), die Kopplung des ATHLET-Codes sowie globale Einstellungen erlauben, dienen die drei Reiter der eigentlichen Parameterübersicht zur Leckberechnung (siehe Abb. 8.1).

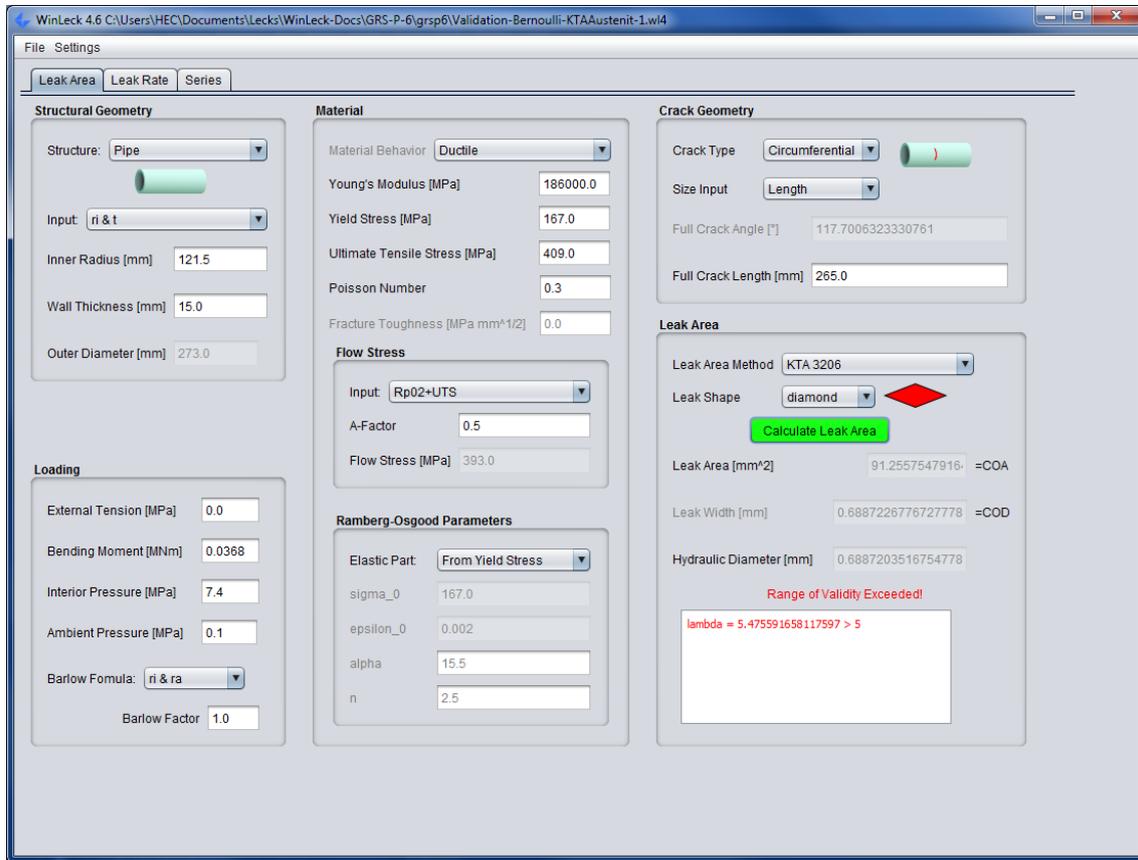


Abb. 8.1 WinLeck-Screenshot, Reiter Leckflächenberechnung

Im Leckflächen-Reiter, dem ersten der drei, können alle Größen zur Definition eines Lecks in einer Struktur eingestellt werden. Zunächst kann die Geometrie der Komponente definiert werden. Dabei hat der Benutzer die Wahl zwischen Platte, Kugel und Rohr. Bei Angabe der aufgetragenen Last kann Zugspannung, Biegemoment, Innendruck und Außendruck spezifiziert werden, zusätzlich noch ein Faktor, der eine partielle Berücksichtigung der Membranspannung durch den Innendruck ermöglicht. Im Unterpunkt Werkstoff können wichtige Werkstoffkenngrößen eingegeben werden. Die Rissgeometrie schließlich ermöglicht die Definition von Orientierung und Größe des wanddurchdringenden Risses. Das letzte Feld behandelt schließlich die Leckfläche: Hier können Leckflächenverfahren (oder Benutzereingabe) gewählt werden, wie auch die Form des Leckflächenquerschnitts. Nach durchgeführter Berechnung werden Leckfläche, Leckweite und hydraulischer Durchmesser angezeigt.

In Abb. 8.2 ist der Reiter zur Leckratenberechnung abgebildet. Hier können die Fluidbedingungen (anhand der thermodynamischen Variablen) eingegeben werden. Weitere Einstellungsmöglichkeiten bietet das Feld zur Definition der Morphologie des Strömungskanals: Eintritts- und Reibungsverluste können hier auf unterschiedliche Weisen spezifiziert werden. Der letzte Rahmen ist der Leckratenberechnung gewidmet: Das gewünschte Verfahren wird gewählt und die Leckrate sowie der Massenfluss angezeigt.

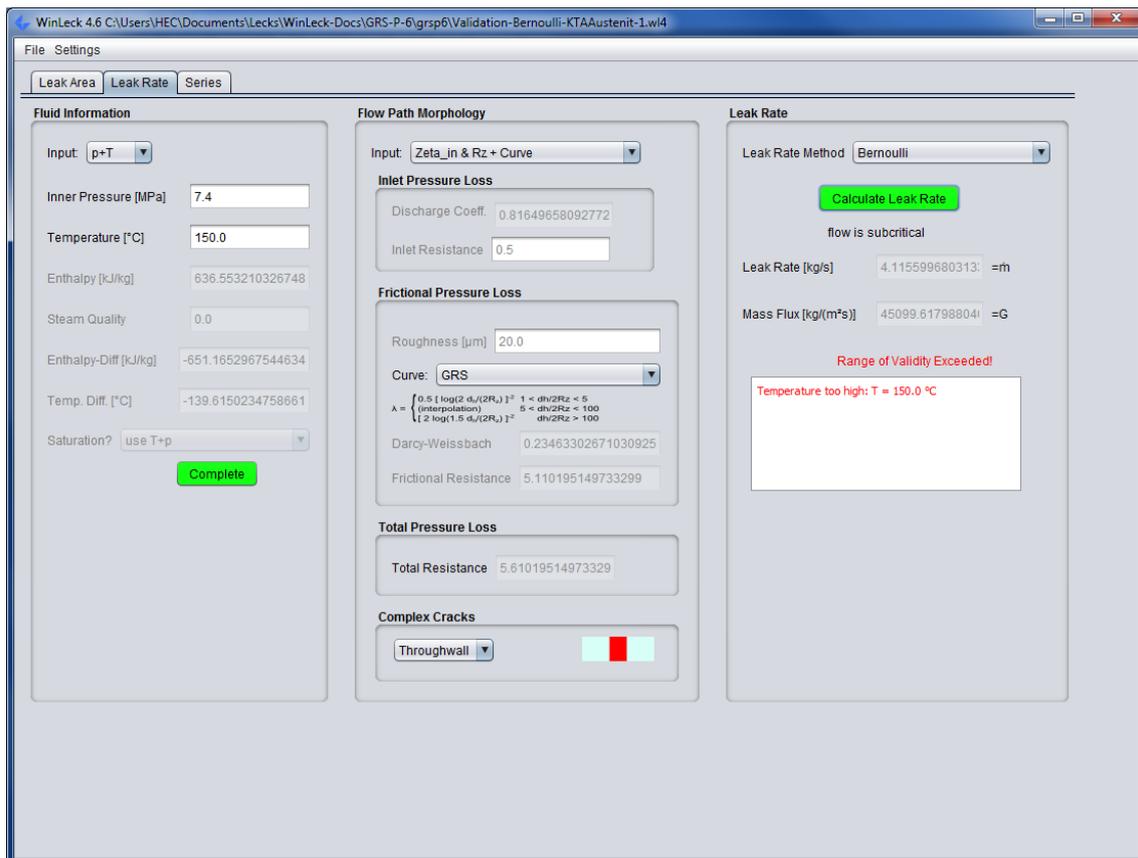


Abb. 8.2 WinLeck Screenshot, Reiter Leckratenberechnung

Ein weiterer Fortschritt von WinLeck4 im Vergleich zu den Vorgängerversionen ist die Berechnung von Reihen. Diese Option steht im Reiter „Series“ (siehe Abb. 8.3) zur Verfügung. Einerseits kann eine Variable variiert werden und nach Wahl ein oder mehrere Leckflächen- und ein oder mehrere Leckratenverfahren unter Verwendung der Parameter Serienberechnungen durchgeführt werden. Daneben kann aber auch eine Tabellendatei eingelesen werden, der mehrere Variablen entnommen werden, die simultan angepasst werden. Das Ergebnis einer solchen Reihenberechnung wird in einem Ausgabefile gespeichert. Die Reihenberechnungsoption ermöglichte erst das umfang-

reiche Analysieren von Experimenten sowie die effiziente Nachrechnung eines Leckstörfalls.

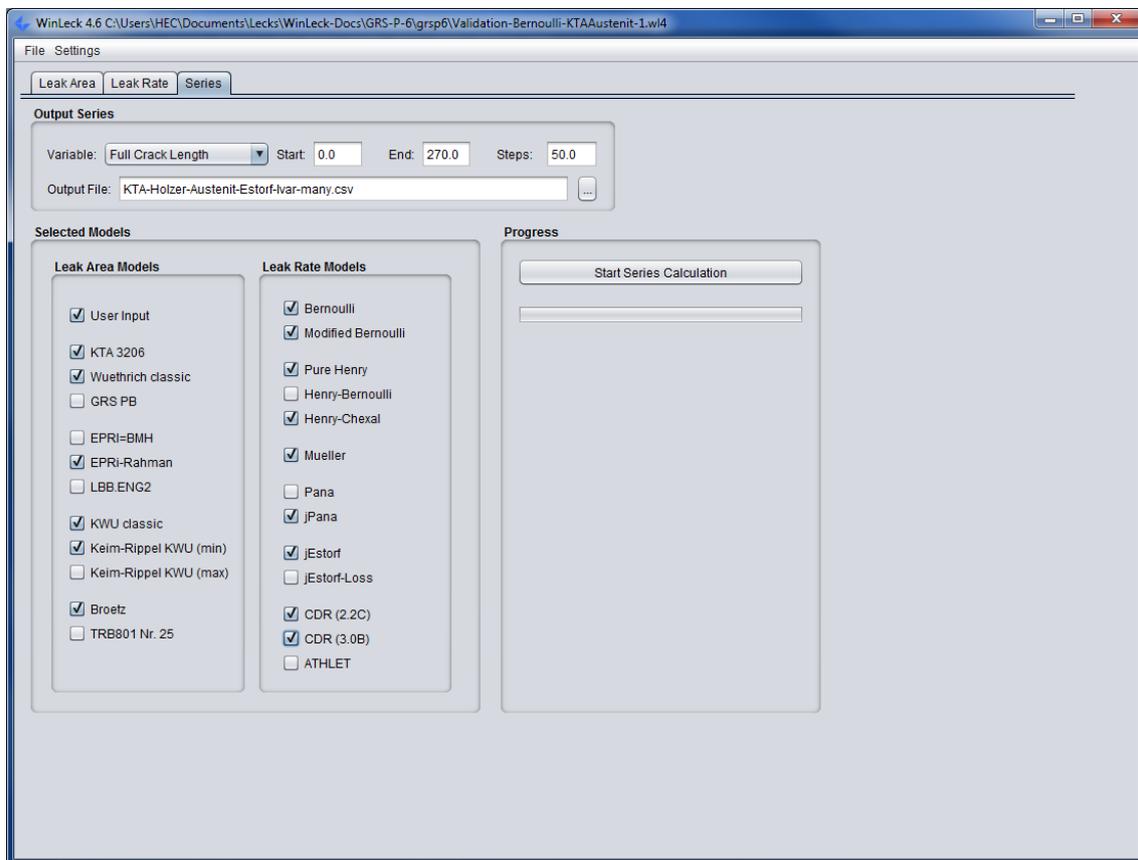


Abb. 8.3 WinLeck-Screenshot, Reiter Reihenberechnung

9 Schlussfolgerungen und Empfehlungen

Im Rahmen von Nachweisen zum Bruchausschluss für druckführende Komponenten in Kernkraftwerken ist nach KTA 3206 unter anderem sicherzustellen, dass ein wand-durchdringender Riss (Leck) mit Risslänge kleiner der kritischen Risslänge bei betrieblichen Belastungen von einem vorhandenen Leckdetektionssystem erkannt wird. Dafür wurden Analysemethoden zur Bestimmung von Leckflächen und Leckraten an entsprechenden Versuchen validiert und im Rahmen des Rechenprogramms WinLeck bereitgestellt. In diesem Zusammenhang sind für die Leckflächen und Leckraten kleinere Werte abzuschätzen, als sich bei der realen Ausströmung ergeben würden, damit im Vergleich mit den durch die Leckageüberwachung detektierbaren Werten eine konservative Vorgehensweise bezüglich der Leckdetektion sichergestellt ist.

Im Rahmen des Vorhabens 3613R01332 wurden mit den in der GRS verfügbaren Leckratenmodellen Untersuchungen im Hinblick auf konservative Abschätzungen der Leckraten bei Nachweisen zum Bruchausschluss durchgeführt. Eine Vielzahl von Leckratenversuchen wurde analysiert, um die Berechnungsmethodik abzusichern. Dabei wurden über 750 Einzelmessungen von 13 verschiedenen Versuchsprogrammen ausgewertet und entsprechende best-estimate sowie unterschätzende Berechnungen durchgeführt und bewertet. Im Rahmen dieser Vergleichsrechnungen wurden Konservativitäten in der Vorgehensweise quantifiziert und die in der KTA 3206 enthaltenen Festlegungen zur Leckratenermittlung verifiziert und präzisiert. Weiterhin wurden die Modelle erweitert und entsprechende Empfehlungen für die Berechnungsprozedur erarbeitet. Die Berechnungsmethoden zur Simulation der strukturmechanischen und thermohydraulischen Phänomene bei der Ausströmung aus rissartigen Lecks wurden im Rahmen der Untersuchungen zu Leckratenversuchen validiert, zu den beiden in der KTA 3206 enthaltenen Anwendungsbeispielen qualifiziert und zu einem Leckstörfall im Kühlkreislauf eines DWR angewendet. Dabei wurden zur Leckratenberechnung verschiedene vereinfachte Lösungsmethoden, die in dem GRS-Programm WinLeck enthalten sind, verwendet und zur Simulation eines Leckstörfalls die Großprogramme ANSYS Mechanical und ATHLET eingesetzt.

Die Ergebnisse von Finite-Element-Rechnungen zeigen, dass vereinfachte Methoden zur Berechnung der Leckfläche unabhängig von Verformungsrandbedingungen in der Regel unterschätzend sind und somit im Sinne der Detektierbarkeit von Lecks dazu beitragen, dass die Leckrate unterschätzt wird. Zusätzlich wurde gezeigt, dass die Be-

rücksichtigung des Drucks auf die Rissflanken die Leckfläche erheblich vergrößern kann und daher in best-estimate Rechnungen erforderlich ist. Die Vernachlässigung dieses Effekts ist ein weiterer Beitrag zur Unterschätzung der Leckrate.

Im Rahmen des Leck-vor-Bruch Nachweisschritts zum Bruchausschluss muss zur Leckdetektion sichergestellt sein, dass die reale Leckrate durch die Rechnung unterschätzt wird. Vor diesem Hintergrund müssen vom Leckratenmodell die Randbedingungen für eine kritische Ausströmung mit maximal möglicher Leckrate überprüft werden, d. h. insbesondere unterkritische Strömung muss erkannt werden. Bei einigen vereinfachten Leckratenmodellen wurde bisher der Einfluss des Außendrucks am Leckaustritt vernachlässigt, d. h. der Einsatz dieser Modelle war nur gerechtfertigt, wenn zusätzlich geprüft wurde, dass die Bedingungen der kritischen Ausströmung vorliegen. Daher wurden die empfohlenen Leckratenmodelle in WinLeck diesbezüglich erweitert.

Bei der Bestimmung der Leckraten als kritische Ausströmraten mit vereinfachten Verfahren ist zu beachten, dass die bisher verwendeten Ansätze nach Pana, Henry und dem CDR-Modell (critical discharge) in ATHLET insbesondere bezüglich der Annahmen zur Behandlung von Einströmverlusten in den Risskanal und zum Widerstandsbeiwert infolge der Rissflächenrauigkeit sehr unterschiedlich waren. Diese unterschiedlichen Vorgehensweisen wurden angeglichen, sodass die bisher aufgetretenen, teilweise großen Streuungen in den Berechnungsergebnissen wesentlich reduziert werden konnten. Bei der Anwendung vereinfachter Methoden zur Leckratenberechnung unter Verwendung der im Rahmen des Vorhabens abgeleiteten, abdeckenden Kurve für den Widerstandsbeiwert, die in die KTA 3206 aufgenommen wurde, ist zu beachten, dass bei geringen Strömungslängen der Einströmverlust gegenüber dem Reibungsverlust dominieren kann. Die Datenlage ist jedoch nicht ausreichend, um eine quantitative Aussage bezüglich Anwendungsgrenzen geben zu können. Es bleiben demnach offene Punkte, insbesondere zur detaillierten Simulation der Strömungsvorgänge in rissartigen Lecks in Verbindung mit entsprechend instrumentierten Leckratenversuchen und speziell die Quantifizierung der Einströmverluste.

Zur Simulation eines Leckstörfalls wurden thermohydraulische und strukturmechanische Analysen für postulierte Leckpositionen in der Volumenausgleichsleitung eines DWR vom Typ Konvoi durchgeführt. Die Lecks wurden in Form von Umfangsdurchrisen mit 180° Umfangserstreckung angenommen. Die Leckgrößen dieser Lecks wurden im Rahmen von FE-Berechnungen mit Analysemodellen einer Kühlkreislaufschleife

vom DWR Typ Konvoi, in denen rissartige Lecks enthalten sind, berechnet. Mit diesen Leckgrößen wurden ATHLET-Berechnungen durchgeführt, wobei insbesondere auch der Einfluss der Berücksichtigung einer variablen Leckgröße untersucht wurde. Die Auswirkungen der Leckflächenreduktion infolge der Druck- und Temperaturabnahme auf den Druckverlauf und die Leckrate sind signifikant. Bei angenommener Leckstelle in der VAL-Mitte beträgt zum Beispiel die Leckflächenreduktion nach ca. 1 h Transienzenzeit etwa 20 % und bewirkt dadurch einen ca. 7 % größeren Druck sowie eine ca. 23 % kleinere Leckrate. Das Ergebnis zeigt, dass eine Berücksichtigung der Wechselwirkung zwischen thermohydraulischen und strukturmechanischen Einflüssen die Genauigkeit von Stör- und Unfallanalysen deutlich erhöhen kann.

Die Auswertung zu Versuchen mit dünnwandigen Komponenten hat Grenzen und Probleme der Leckratenberechnung nach KTA 3206 gezeigt. Das genaue Quantifizieren dieser Anwendungsgrenzen oder die Erweiterung und Anpassung der Methodik sollte das Ziel von nachfolgenden Arbeiten sein. Damit kann nicht nur die Zuverlässigkeit der Methode für Bruchausschluss-Nachweise gesichert werden, sondern auch andere sicherheitsrelevante Themengebiete erschlossen werden, wie z. B. Leckagen in Dampferzeuger-Heizrohren.

Die Ergebnisse des Vorhabens 3613R01332 basieren auf der umfangreichen Datenbasis von Leckratenexperimenten aus vergangenen Jahrzehnten. Diese Messungen hatten in vielen Fällen andere Zielsetzungen als die genaue Bestimmung von Auströmraten aus rissartigen Lecks in Rohrleitungen kerntechnischer Anlagen. Daher haben die neuen Leckratenversuche, die derzeit an der Materialprüfungsanstalt (MPA) der Universität Stuttgart zusammen mit dem Institut für Kernenergetik und Energiesysteme (IKE) geplant und durchgeführt werden, im Hinblick auf die in der KTA 3206 enthaltenen Formulierungen sicherheitstechnische Bedeutung. Gezielte Untersuchungen könnten neue Erkenntnisse liefern, insbesondere

- zur Abhängigkeit des Widerstandsbeiwertes vom Quotienten aus hydraulischem Durchmesser und Rissrauigkeit für einphasige und zweiphasige Ausströmung im Vergleich zu der in der KTA 3206 enthaltenen abdeckenden Kurve sowie
- zur Quantifizierung von Einströmverlusten in Abhängigkeit von der Geometrie des Leck Eintrittsbereichs und der Strömungslänge.

Weiterhin könnten Berechnungen zu diesen neuen Leckratenversuchen den Stand der Validierung vereinfachter Leckratenmodelle sowie von Ansätzen der numerischen Strömungsmechanik (computational fluid dynamics, CFD) wesentlich erweitern.

Literatur

- /ABD 83/ Abdollahian, D., Chexal, B.: „Calculation of Leak Rates Through Cracks in Pipes and Tubes“. EPRI-NP-3395, 1983.
- /ADI 10/ ADINA (Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis), Version 8.7, Theory and Modeling Guide, ADINA R&D Inc., September 2010.
- /AMO 83/ Amos, C. N., Schrock, V. E.: Critical discharge of initially subcooled water through slits, NUREG/CR-3475, 1983.
- /AMO 84/ Amos, C. N., Schrock, V. E.: Two-Phase Critical Flow in Slits. Nucl. Sci. Eng. 88, 261-274, 1984.
- /ANS 13/ ANSYS Mechanical User's Guide, Release 15.0, November 2013.
- /ATH 12/ ATHLET User's Manual, Mod. 3.0 Cycle A, GRS-P-1/Vol. 1 Rev. 6, 2012.
- /BAR 85/ Bartholomé, G., Keim, E., Senski, G.: "Experimental and theoretical determination of leakage areas due to subcritical cracks". Fracture control of engineering structures --- ECF 6, KWU (1985).
- /BLA 15/ Bläsius, C., Heckmann, K., Sievers, J.: „Methoden zur Leckflächenbestimmung“. Technischer Bericht, GRS-V-3613R01332-1/2015, April 2015.
- /BOA 90/ Boag, J. M., Flaman, M. T., Mills, B. E.: „Leak Rate Experiments for Through-Wall Artificial Cracks“. Int. J. Pres. Ves. & Piping 43 413-424 (1990).
- /BRO 79/ Brötz, W.: "Sicherheit von Chemieanlagen im Hinblick auf den Nachbarnschaftsschutz". Gutachten für das Nordrhein-Westfälische Ministerium für Arbeit, Gesundheit und Soziales, Stuttgart, 1979.

- /BRU 87/ Brust, F. W.: Approximate methods for fracture analysis of through-wall cracked pipes under axial plus bending loads. NURG/CR-4853, US Nuclear Regulatory Commission, 1987.
- /BUT 78/ Button, B. L. et al.: Gas flow through cracks, Journal of Fluids Engineering 100, 1978, 453-458.
- /CHE 87/ Chexal, B., Horowitz, J.: „A critical flow model for flow through cracks in pipes“, submitted for presentation at the 24th ASME/AIChE National Heat Transfer Conference for the session „Thermal-Hydraulic Aspects of Operational Reactor Transients“, 1987.
- /CHI 97/ Chivers, T. C.: Assessments of fluid friction factors for use in leak rate calculations, NUREG/CP-0155, 1997, 349-358.
- /CLA 97/ Clarke, L. V., Baimbridge, H., Beck, S. B. M., Yates, J. R.: “Measurement of fluid flow rates through cracks”. Int. J. Pres. Ves. & Pip. 71 71-75 (1997).
- /CLE 00/ Clerc, S.: „Numerical Simulation of the Homogeneous Equilibrium Model for Two-Phase Flows“. J. Comp. Phys. 161, 354--375 (2000).
- /COL 84/ Collier, R. P., Stulen, F. B., Mayfield, M. E., Pape, D. B., Scott, P. M.: „Two-Phase Flow Through Intergranular Stress Corrosion Cracks and Resulting Acoustic Emission“. EPRI NP-3540-LD, Project T118-2, Battelle, Columbus Laboratories, April 1984.
- /CRA 86/ Crane Ltd: „Flow of Fluids through valves, fittings, and pipe“. Technical Paper No. 410M, Crane Co., 1986.
- /EST 11/ Estorf, M.: „Berechnung von Wasser-/Dampfleckageraten aus Rissen“. Beitrag Vattenfall für Arbeitsgremium KTA 3206, 2011.
- /EST 11a/ Estorf, M.: „Leckratenberechnung“. Beitrag Vattenfall, Anlage 4 zur Niederschrift über die 15. Sitzung des Arbeitsgremiums KTA 3206 am 20.10.2011.

- /EST 11b/ Estorf, M.: „Leckratenberechnung“. Beitrag Vattenfall, Anlage 1 zur Niederschrift über die 16. Sitzung des Arbeitsgremiums KTA 3206 am 18.11.2011.
- /EUR 00/ European Commission, European safety practices on the application of the leak before break (LBB) concept, EUR 18549 EN, January 2000.
- /FAL 63/ Faletli, D. N., Moalton, R. N.: “Two-phase Critical Flow of Steam Water Mixture”. A/CAE Journal 9, 247, 1963.
- /FEB 93/ Feburie, V. et al.: “A model for choked flow through cracks with inlet subcooling”. Int. J. Multiphase Flow 19, 1993, 541-562.
- /GAR 86/ Gardner, G. C., Tyrrell, R. J.: The flow resistance of experimental models of naturally occurring cracks, Proc. Instn. Mech. Engrs. 200, No. C4, 1986, 245-250.
- /GER 82/ German, M. D., Andrews, W. R., Kumar, V., Shih, C. F., deLorenzi, H. G., Mowbray, D. F.: Elastic-Plastic Fracture Analysis of Flawed Stainless Steel Pipes. EPRI NP-2608-LD, Final Report, September 1982.
- /GRE 94/ Grebner, H., Höfler, A., Hunger, H.: HDR Sicherheitsprogramm. Untersuchungen zum Ausströmverhalten aus Lecks in Rohrleitungssystemen mit kleinen Nennweiten. Auswertebereicht Versuchsgruppe E22, Techn. Fachbericht PHDR 125-94.
- /GRE 99/ Grebner, H., Müller, C., Sievers, J.: “Weiterentwicklung der Analysetechnik und generische Analysen zum Komponentenverhalten im Verbund für auslegungsüberschreitende Störfälle“, GRS-A-2678, 1999.
- /GRE 14/ Grebner, H., Heckmann, K., Sievers, J.: Berechnung von Leckflächen und Leckraten mit vereinfachten Methoden. Technischer Zwischenbericht, Auftrags-Nr. 820490, GRS-A-3720, Juni 2014.
- /HEC 14a/ Heckmann, K., Bläsius, C., Sievers, J.: WinLeck 4.6 User's Manual. GRS-P-6 Vol. 1 Rev. 4, Oktober 2014.

- /HEC 14b/ Heckmann, K., Bläsius, C., Sievers, J.: WinLeck 4.6 Validation Report. GRS-P-6 Vol. 2 Rev. 4, Oktober 2014.
- /HEC 15a/ Heckmann, K., Bläsius, C., Sievers, J.: "PROST-Probabilistic Structure Analysis", GRS-P-7, Rev. 3, Vol.1 – 4, Februar 2015.
- /HEC 15b/ Heckmann, K., Bläsius, C., Sievers, J.: Nachrechnung von Leckratenexperimenten. Technischer Bericht, GRS-V-3613R01332-2/2015, April 2015.
- /HEN 70/ Henry, R. E.: „The two-phase critical discharge of initially saturated or sub-cooled liquid“. Nucl. Sci. Engng. 41, 1970, 336-342.
- /HIP 85/ Hippelein, K. W., Julisch, P., Muz, J., Schniedermaier, J.: Forschungsprogramm Phänomenologische Behälterberstversuche, Abschlussbericht Phase I. 150279, MPA Stuttgart, Juli 1985.
- /HIP 87/ Hippelein, K. W., Muz, J., Schniedermaier, J.: Forschungsvorhaben Phänomenologische Behälterberstversuche Phase II, Forschungsbericht. 1500 279, MPA Stuttgart, Dezember 1987.
- /ISB 57/ Isbin, H. S. et al.: „Two-phase Steam Water Critical Flow“. AIChE 3, 361, 1957.
- /ISO 90/ Isozaki, T. et al: „Measurement of Leak-Rate Through Fatigue-Cracks in Pipes under Four-Point Bending and BWR Conditions“, Int. J. Pres. Ves. Pip. 43 399-411 (1990).
- /JOH 87/ John, H. et al.: Kritische Leckströmung aus rauhen Rissen in Druckbehältern, Bericht KfK 4192, 1987.
- /JOH 88/ John, H. et al.: Critical two-phase flow through rough slits, Int. J. Multi-phase Flow 14, 1988, 155-174.
- /KAR 31/ Kármán, Th. von: "Mechanische Ähnlichkeit und Turbulenz", Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Fachgruppe 1, Mathematik, no. 5, 58-76 (1930).

- /KEF 88/ Kefer, V. et al.: Vorhersagegenauigkeit von Modellen für Leckraten aus Rissen in druckführenden Komponenten, Dechema-Monographien Band 111, VCH Verlagsgesellschaft, 1988, 123-147.
- /KEI 91/ Keim, E., Rippel, R.: Bestimmung von Leckflächen, Rißöffnungen und Leckraten. Technischer Bericht KWU E21/91/058 (1991).
- /KIS 88/ Kishida, K., Zahoor, A.: Crack opening area calculations for circumferential through-wall pipe cracks. EPRI Special Report NP-5959-SR, 1988.
- /KTA 14/ Kerntechnischer Ausschuss (KTA): „Nachweise zum Bruchausschluss für druckführende Komponenten in Kernkraftwerken“. KTA 3206, Sicherheitstechnische Regel des KTA, November 2014.
- /KUM 81/ Kumar, V., German, M., Shih, C.: An engineering approach for elastic-plastic fracture analysis. EPRI Report NP-1931, 1981.
- /KUM 84/ Kumar, V., German, M., Wilkening, W., Andrews, W., deLorenzi, H., Mowbray, D.: Advances in elastic-plastic fracture analysis. EPRI Final Report NP-3607, 1984.
- /KUP 83/ Kupperman, D., Shack, W. J., Claytor, T.: Leak Rate Measurements and Detection Systems. Presented at the CSNI Leak-Before-Break Conference, Monterey, California, September 1 – 2, 1983 (1983).
- /MAT 87/ Matsushima, E., Yano, T., Okamoto, A.: „Experimental study of leak flow rate through artificial slits“. SMiRT-9, 1987.
- /MAT 89/ Matsumoto, K. et al.: „Study on coolant leak rates through pipe cracks: Part 2 – Pipe Tests“. ASME PVP Vol. 165 HPET, 121-127 (1989).
- /MIC 04/ Michel, B. et al.: „Leak rate assessment in the leak before break analysis of a PWR piping system“. INIS-FR-480 33/04 FR0108177 (2004).
- /MOO 44/ Moody, L. F.: „Friction Factors for Pipe Flow“. Transactions of the A.S.M.E., November 1944, 671-984.

- /MOO 65/ Moody, F. J.: „Maximum flowrate of a single component two-phase mixture“. Trans. ASME, J. Heat Transfer 87, 1965, 134-142.
- /NAR 89/ Narabayashi, T. et al.: „Study on coolant leak rates through pipe cracks: Part 1 – Fundamental Tests“. ASME PVP Vol. 165 HPET, 113-120 (1989).
- /NAR 91/ Narabayashi, T. et al.: „Experimental study on leak flow model through fatigue crack in pipe“. Nucl. Eng. Des. 128 17-27 (1991).
- /NIK 33/ Nikuradse, J.: „Strömungsgesetze in Rauhen Rohren“, VDI Forschungsheft 361 1-22 (1933).
- /PAN 75/ Pana, P.: „Eine modifizierte Bernoulli-Gleichung für die Berechnung der Strömungsvorgänge im unterkühlten Wassergebiet“. IRS-W-18, 1975.
- /PAN 76/ Pana, P.: „Berechnung der stationären Massenstromdichte von Wasserdampfgemischen und der auftretenden Rückstoßkräfte“. IRS-W-24, 1976.
- /PAN 78/ Pana, P., Müller, M.: „Subcooled and Two-Phase Critical Flow States and Comparison with Data“. Nucl. Eng. Design 45, 117-125, 1978.
- /PAU 94/ Paul, D. D., Ghadiali, N., Rahman, S., Krishnaswamy, P., Wilkowski, G.: „SQUIRT --- Seepage Quantification of Upsets In Reactor Tubes“. User's Manual and Diskettes, Version 2.3. Battelle, November 1994.
- /PRA 33/ Prandtl, L.: „Neue Ergebnisse der Turbulenzforschung“. Zeitschrift des VDI 77 105-114 (1933).
- /RAH 98/ Rahman, S., Brust, F. W., Ghadiali, N., Wilkowski, G. M.: Crack-opening-area analyses for circumferential through-wall cracks in pipes – Parts I-III. Int. J. Pres. Ves. and Piping 75 357-415 (1998).
- /REV 13/ Revankar, S. T., Wolf, B., Vadlamani, A., Wilkowski, G.: „Assessment of Leak Rates through Steam Generator Tubes“. Final Report RSP-0294 PU/NE-13-11, Canadian Nuclear Safety Commission, Purdue University, 2013.

- /REI 84/ Reimann, J.: „Vergleich von kritischen Massenstrom-Modellen im Hinblick auf die Strömung durch Lecks“, in: Leck-vor-Bruch-Verhalten druckbeaufschlagter Komponenten (Hrsg. D. Munz), Fortschr.-Ber. VDI-Z. Reihe 18, Nr. 14, 1984, 63-95.
- /SAN 82/ Sanders, J. L.: "Circumferential Through-Cracks in Cylindrical Shells Under Tension". J. Appl. Mech. 49, 103–107 (1982).
- /SAN 83/ Sanders, J. L.: "Circumferential Through-Cracks in Cylindrical Shells Under Combined Bending and Tension". J. Appl. Mech. 50, 221 (1983).
- /SIE 13/ Sievers, J., Grebner, H., Bahr, L., Heckmann, K., Arndt, J., Pallas-Moner, G.: Simulation der Phänomene bei rissartigen Lecks und Brüchen in Rohrleitungen unter Berücksichtigung der Fluid-Struktur-Kopplung, Abschlussbericht, Reaktorsicherheitsforschung-Vorhabens-Nr. RS1194, GRS-A-3718, November 2013.
- /SRP 07/ U.S. NRC, Standard Review Plan, 3.6.3 Leak-Before-Break Evaluation Procedures, NUREG-0800, Revision 1, March 2007.
- /TRB 01/ Technische Regel Druckbehälter (TRB) 801 Nr. 25 Anlage Flüssiggaslagerbehälteranlagen, August 2001.
- /WES 91/ Westphal, F.: Berechnungsmodell für die Leckraten aus Rissen in Wänden druckführender Apparate und Rohrleitungen, Dissertation, Abteilung Chemietechnik der Universität Dortmund, 1991.
- /WIL 89/ Wilkowski, G. M. et al: Degraded Piping Program – Phase II. Summary of Technical Results and Their Significance to Leak-Before-Break and In-Service Flaw Acceptance Criteria. NUREG/CR-4082 BMI-2120 Vol. 8, January 1989.
- /WIL 91/ Wilkowski, G. M. et al: Short Cracks in Piping and Piping Welds. Semi-annual Report, March – September 1990, NUREG/CR-4599, BMU-2173 Vol. 1, No. 1, May 1991.
- /WUE 83/ Wüthrich, C.: Crack Opening Areas in Pressure Vessels and Pipes. Eng. Fract. Mech. 18, 1049--1057 (1983).

- /WUE 84/ Wüthrich, C.: „Die Berechnung von Leckflächen bei Druckbehältern mit Rissen“. Fortschr.-Ber. VDI-Z 18 No. 14, 1984.
- /YAN 86/ Yang, J., Jones, O. C., Shin, T. S.: „Critical Flow of Initially Subcooled Flashing Liquids: Limitations in the Homogeneous Equilibrium Model“. Nucl. Eng. Des. 95 197--206 (1986).
- /YAN 87/ Yano, T., Matsushima, E., Okamoto, A.: „Leak flow rate from through-wall crack in pipe“. 1998 ASME-JSME Thermal Engineering Joint Conference, 301 (1987).

Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.1	Leckfläche (COA), Rissöffnung (COD) und Einflussparameter eines wanddurchdringenden Risses.....	3
Abb. 2.2	Beispiele für Leckquerschnitts-Geometrien.....	5
Abb. 2.3	Beispiel: Rohrleitung mit Riss in Umfangsrichtung: Spannungen (rote Pfeile) in der Rohrwand (ohne Riss) und ihre Variation über den Querschnitt, linkes Bild: Überlagerung aus Innendruck (blau) und Biegemoment (gelb), rechtes Bild: Maximale Membranspannung für Leckflächenberechnung nach Wüthrich.....	8
Abb. 2.4	Leckfläche als Funktion der Risslänge für das Beispiel einer austenitischen Rohrleitung (D1) mit verschiedenen Verfahren.....	10
Abb. 2.5	Leckfläche als Funktion der Risslänge für das Beispiel einer ferritischen Rohrleitung (D2) mit verschiedenen Verfahren.....	11
Abb. 3.1	Schematische Darstellung des Ausströmvorgangs von unterkühltem Wasser durch ein rissartiges Leck.....	14
Abb. 3.2	Ausströmendes Medium mit mäßiger Unterkühlung, thermodynamischer Zustand des Mediums vor dem Eintritt in den Spalt (orange), Zustandsänderung bei der Ausströmung (blauer Pfeil).....	14
Abb. 3.3	Einschnürverhältnis beim Einströmen („vena contracta“).....	15
Abb. 3.4	Schematische Darstellung der Definition der kritischen Ausströmung bei konstantem Innendruck und variablem Umgebungsdruck.....	18
Abb. 3.5	Flussdiagramm des Algorithmus nach Henry.....	21
Abb. 3.6	Flussdiagramm der Leckratenberechnung nach Pana.....	22
Abb. 3.7	Flussdiagramm des Leckratenmodells nach Estorf.....	24
Abb. 4.1	Experimentelle Basis und Grenzkurve für den abdeckenden Zusammenhang zwischen Widerstandsbeiwert und Rissrauigkeit.....	28
Abb. 4.2	Widerstandsbeiwert-Diagramm: Analyse der Rissöffnung.....	29
Abb. 4.3	Widerstandsbeiwert-Diagramm: Untersuchung des Fluids.....	30
Abb. 4.4	Widerstandsbeiwert-Diagramm: Untersuchung der Strömungslänge.....	30
Abb. 4.5	Widerstandsbeiwert-Diagramm: Untersuchung der Rauheit.....	31

Abb. 4.6	Widerstandsbeiwert-Diagramm: Untersuchung der Beschaffenheit des Strömungskanals	32
Abb. 4.7	Widerstandsbeiwert-Diagramm: Untersuchung des Strömungswiderstands	32
Abb. 5.1	Nachrechnungen zu Leckratenversuchen an der Kfk-Probe 2.204	37
Abb. 5.2	Vergleich zwischen berechneten und gemessenen Leckraten zu ausgewählten Versuchen mit Ausströmung durch definierte Spaltgeometrien	39
Abb. 5.3	Synopse von Nachrechnungen von Leckratenexperimenten mit lastbedingter Rissöffnung	41
Abb. 6.1	Nachweisschritte 1 – 4 für das austenitische Rohrleitungsbeispiel.....	44
Abb. 6.2	Leckrate als Funktion der Durchrisslänge für das austenitische Rohrleitungsbeispiel	45
Abb. 6.3	Nachweisschritte 1 – 4 für das ferritische Rohrleitungsbeispiel	47
Abb. 6.4	Leckrate als Funktion der Risslänge für das ferritische Rohrleitungsbeispiel	47
Abb. 7.1	Strukturmechanisches Analysemodell einer Kühlkreislaufschleife eines DWR Konvoi mit verbesserter Nodalisierung.....	50
Abb. 7.2	Thermohydraulisches Modell einer Kühlkreislaufschleife eines DWR Konvoi in ATHLET	51
Abb. 7.3	Schematische Darstellung der Vorgehensweise	52
Abb. 7.4	Zeitlicher Verlauf der Leckfläche für die Stufen der iterativen Programmkopplung	53
Abb. 7.5	Zeitlicher Verlauf des Innendrucks und der Temperatur im Bereich des Leckeintritts für die Stufen der iterativen Programmkopplung.....	53
Abb. 7.6	Zeitlicher Verlauf der berechneten Leckrate für die Stufen der iterativen Programmkopplung	54
Abb. 7.7	Verlauf von Leckfläche bei Applikation von Innendruck auf Rissflanken.....	55
Abb. 8.1	WinLeck-Screenshot, Reiter Leckflächenberechnung.....	58
Abb. 8.2	WinLeck Screenshot, Reiter Leckratenberechnung	59
Abb. 8.3	WinLeck-Screenshot, Reiter Reihenberechnung	60

Tabellenverzeichnis

Tab. 2.1	Experimente mit Leckflächenbestimmung.....	7
Tab. 5.1	Übersicht über Versuchsprogramme mit Leckratenmessungen	35
Tab. 6.1	Lastamplitude der austenitischen Rohrleitung beim An- und Abfahren.....	43
Tab. 6.2	Kritische Risslängen $2ckrit$ mit verschiedenen Verfahren für das austenitische Rohrleitungsbeispiel.....	44
Tab. 6.3	Lastamplitude durch An- und Abfahren der ferritischen Beispiel-Rohrleitung	46
Tab. 6.4	Kritische Risslängen $2ckrit$ mit verschiedenen Verfahren für das ferritische Rohrleitungsbeispiel	46

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

Schwertnergasse 1
50667 Köln

Telefon +49 221 2068-0

Telefax +49 221 2068-888

Forschungszentrum

85748 Garching b. München

Telefon +49 89 32004-0

Telefax +49 89 32004-300

Kurfürstendamm 200

10719 Berlin

Telefon +49 30 88589-0

Telefax +49 30 88589-111

Theodor-Heuss-Straße 4

38122 Braunschweig

Telefon +49 531 8012-0

Telefax +49 531 8012-200

www.grs.de

ISBN 978-3-944161-50-1