

**Weiterentwicklung
der Analysemethode
zur Bewertung des
Tragverhaltens von
Mischnähten**

Abschlussbericht/ Final Report

Reaktorsicherheitsforschung-
Vorhabens Nr.:/
Reactor Safety Research-Project No.:
RS 1153

Vorhabensitel / Project Title:
Weiterentwicklung der Analy-
semethode zur Bewertung des
Tragverhaltens von Mischnäh-
ten

Further Development of the
Structure Mechanics Analysis
Method for the Determination
of the Load Carrying Capacity
of Dissimilar Welds

Autor / Author:
T. Schimpfke
P. Bachmann
J. Sievers

Berichtszeitraum / Publication Date:
März 2006

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde lie-
gende F&E-Vorhaben wurde im
Auftrag des Bundesministeriums
für Wirtschaft und Technologie
(BMWi) unter dem Kennzeichen
RS 1153 durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt
dieser Veröffentlichung liegt beim
Auftragnehmer.

Kurzfassung

Im Rahmen der Reaktorsicherheitsforschung des Bundesministers für Wirtschaft und Technologie, Forschungsschwerpunkt "Integrität und Zuverlässigkeit" wurde im Vorhaben RS 1153 eine strukturmechanische Analysemethodik zur bruchmechanischen Bewertung von Rohrleitungsabschnitten und Behälteranschlüssen, die aus Schweißverbindungen zwischen ferritischen und austenitischen Rohrsegmenten bzw. Stützenteilen bestehen, weiterentwickelt und qualifiziert.

Zur Qualifizierung der bruchmechanischen Ansätze wurden dreidimensionale Analysemodelle zu bei EDF durchgeführten Experimenten an unterschiedlich großen Rohrleitungen mit jeweils einer Mischnaht und einem Riss an der Außenoberfläche im Bereich der Pufferung parallel zur Materialgrenze zwischen der Wärmeeinflusszone (WEZ) und der Pufferung entwickelt. Dabei wurden die Unterschiede in den Materialdaten der verschiedenen in Verbindung stehenden Werkstoffbereiche berücksichtigt. In den offenen Nachrechnungen der Versuche konnte eine gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Analyse für die Rohrverformung erzielt werden. Für die globale Last-Verformungskurve ergaben sich in einem Versuch größere Differenzen, die auf die ungenaue Kenntnis des Materialverhaltens insbesondere im Schweißgutbereich und auf den im Versuch bestimmten Ausgangspunkt des Kraft- und Verformungsnullpunktes zurückgeführt wurden.

Bei den Berechnungen zu den Versuchen stand die Bestimmung der Rissinitiierung im Vordergrund. Die Berechnungen wurden zwar ohne Simulation des Risswachstums durchgeführt, aber die dabei zu erwartenden Rissbeanspruchungen in Form von J-Integralen wurden über das im Experiment detektierte Risswachstum abgeschätzt. Dabei ergibt sich eine Risswiderstandskurve für die Rohrleitung, die gut mit den extrapolierten Risswiderstandskurven von Kleinproben übereinstimmt. Eine Variation der zur Bestimmung des J-Integrals eingesetzten virtuellen Risserweiterungsrichtung zeigt, dass bei den hier untersuchten Versuchen der höchste Wert des J-Integrals nicht bei einer virtuellen Risserweiterung parallel zur Grenzfläche WEZ/Pufferung erreicht wird, sondern für virtuelle Risserweiterungen etwa senkrecht zur Rohrachse, was mit den Rissausbreitungsrichtungen nach Auswertung der Bruchflächen übereinstimmt. Demnach scheint sich das J-Integral zur Einschätzung der Risswachstumsrichtung zu eignen.

Untersuchungen zur Gültigkeit der J-Integralformulierung zeigen, dass die übliche Formulierung für homogene Materialbereiche auch für Rissfrontbereiche in der Nähe einer Materialgrenzfläche gilt und mit geeigneter Netzfeinheit zuverlässige Rissbeanspruchungen bestimmt werden können. Für J-Integralauswertebereiche, die eine Materialgrenzfläche teilweise enthalten, wird ein Verfahren zur Berechnung eines J-Integral-Korrekturterms vorgestellt, das direkt auf den Unterschieden in der Formänderungsarbeit der beiden beteiligten Werkstoffbereiche beruht. Exemplarische Anwendungen dieses Verfahrens zeigen, dass es zur Bestimmung der Rissbeanspruchung von Rissfrontpunkten angewendet werden kann, die auf einer Materialgrenzfläche liegen und für die die virtuelle Rissausbreitungsrichtung zur Bestimmung des J-Integrals nicht in der Materialgrenzfläche liegt.

Für vereinfachte Verfahren stehen derzeit Lösungen zur plastischen Grenzlast für Schweißnähte in Geradrohren mit der Materialabfolge Grundwerkstoff-Schweißgut-Grundwerkstoff unter Zugbelastung zur Verfügung. Eine im Rahmen des Vorhabens durchgeführte probabilistische Untersuchung zeigt, dass für solche Konfigurationen eine Variation der Risstiefe und des Mismatchverhältnisses (Streckgrenze Schweißgut / Streckgrenze Grundwerkstoff) den größten Einfluss auf die ertragbare Lastspannung haben. Für komplexere Materialabfolgen und Belastungsarten müssten FE-Berechnungen zur Bestimmung der plastischen Grenzlast durchgeführt werden.

Internationaler Erfahrungsaustausch über Analysemethoden und Anwendungsberechnungen zur Mischnahtproblematik erfolgte im Rahmen der Beteiligung an der Arbeitsgruppe NESC-III (Network for Evaluating Structural Components).

Insgesamt wurde die Aussagesicherheit von Analysemethoden zur Beschreibung des Strukturverhaltens von Mischnähten verbessert. Weiterhin tragen die Arbeiten zur Bewertung der in diesem Zusammenhang durchgeführten Großversuche bei.

Abstract

Within the framework of the reactor safety research of the German Ministry of Economics and Technology - main research area "Integrity and Reliability" - a structure-mechanical analysis methodology for the assessment of pipe sections and pipe connections consisting of welded joints of ferritic and austenitic piping or nozzle segments was further developed and qualified as part of project RS 1153.

For the qualification of the fracture-mechanical approaches, three-dimensional analysis models were developed relating to the experiments carried out by EDF on pipes of different dimensions, each with a dissimilar-metal weld and a crack on the outer surface in the area of the buttering parallel to the material border between the heat-affected zone and the buttering. The differences in the material data of the different connecting material areas were taken into account. The open post-test calculations of the experiments showed very good agreement between experiment and analysis regarding pipe deformation. In one experiment, there were more marked differences for the global load-deformation distribution, which were put down to the inexact knowledge of the material behaviour, especially in the area of the weld material, and the initial point of the load and deformation zero point determined in the experiments.

The calculations relating to the experiments focused on the determination of crack initiation. Although these calculations were performed without simulating crack growth, the expected crack-driving forces in the form of J-integrals were estimated from the crack growth observed in the experiment. This results in a crack resistance curve for the pipe which agrees well with the extrapolated crack resistance curves of subsize specimens. One variation of the virtual crack extension direction used for the determination of the J-integral shows that for the experiments analysed here, the highest value of the J-integral is not reached at a virtual crack extension in parallel direction to the heat-affected zone/buttering contact surface but for virtual crack extensions running about perpendicular to the pipe's axis, which corresponds to the crack propagation directions found following the examination of the fracture surfaces. This indicates that the J-integral appears to be suitable for estimating the crack extension direction.

Studies into the validity of the J-integral formulation show that the usual formulation for homogenous material areas also apply to crack front areas in the vicinity of a material

boundary surface and that reliable crack-driving forces can be determined with suitable mesh refinement. For J-integral evaluation areas which partly contain a material boundary surface, a method to calculate a J-integral correction term is introduced which is based directly on the differences in the deformation work of the two material areas involved. Exemplary applications show that this method can be used for the determination of the crack-driving force of crack front points that lie on a material boundary surface and for which the virtual crack extension direction for the determination of the J-integral does not lie within the material boundary surface area.

For simplified procedures, solutions are currently available relating to the plastic collapse load for welds in straight pipes with the material sequence 'base material - weld material - base material' under tensile stress. A probabilistic study performed within the project shows that for such configurations, a variation of the crack depth and the mismatch ratio (yield strength weld material / yield strength base material) has the biggest influence on the bearable load stress. For more complex material sequences and load types, plastic collapse load calculations would have to be performed.

An international exchange of experiences on analysis methods and application calculations regarding the dissimilar-weld problem took place within the framework of the membership of the NES-III (Network for Evaluating Structural Components) working group.

In all, the validity of analysis methods for the description of the structural behaviour of dissimilar-metal welds was improved. The work furthermore contributes to the assessment of the large-scale experiments carried out in this context.

Inhaltsverzeichnis

1	Stand von Wissenschaft und Technik.....	1
2	Zielsetzung und Arbeitsprogramm.....	6
2.1	Globale Zielsetzung	6
2.2	Einzelzielsetzung	7
2.3	Arbeitsprogramm.....	8
3	Untersuchungen zum Großversuch ADIMEW	10
3.1	Kurzbeschreibung des Experiments ADIMEW.....	10
3.2	GRS-Analysen zu ADIMEW	12
4	Untersuchungen zu einem BIMET-Versuch.....	25
4.1	Kurzbeschreibung des BIMET 01-Experiments	25
4.2	GRS-Analysen zum Experiment BIMET-01	27
5	Vereinfachte Analysemethodik und Bewertung von Unsicherheiten	34
5.1	Vergleichende Untersuchungen zur plastischen Grenzlast.....	34
5.1.1	Vorbemerkungen.....	34
5.1.2	Finite-Elemente Modell zur Berechnungen der plastischen Grenzlast.....	37
5.1.3	Vergleich der plastischen Grenzlasten zwischen FE-Berechnungen und vereinfachtem Verfahren	41
5.2	Einfluss von Unsicherheiten auf die Bewertung	45
5.3	Berücksichtigung von Eigenspannungen	49
6	J-Integral-Korrekturterm bei Materialinhomogenitäten	54
6.1	Theoretische Betrachtung zum Korrekturterm	54
6.2	Numerische Berechnungen zum Korrekturterm.....	57
7	Zusammenfassung	63
8	Literatur.....	67

9	Abkürzungen	72
10	Verteiler	73

1 Stand von Wissenschaft und Technik

In den letzten 20 Jahren wurden in vielen Ländern Forschungsarbeiten zur Reaktor-druckbehälterintegrität durchgeführt. In diesem Zusammenhang wurden zahlreiche Großversuche zum Verhalten von Rissen in dickwandigen Strukturen mit Materialbedingungen, die unterschiedliche Betriebszustände repräsentieren, durchgeführt. Die daraus zur bruchmechanischen Bewertung entwickelte Analysemethodik ist weit fortgeschritten und weltweit akzeptiert.

Bisher wurde die in der GRS entwickelte Analysekette zur bruchmechanischen Bewertung erfolgreich in vielen nationalen und internationalen Forschungsprogrammen eingesetzt /SIE 94, SIE 95, SIE 96a, SIE 96b, SIE 99a/. Das Hauptaugenmerk lag dabei auf der Bewertung des Rissverhaltens in homogenen Materialbereichen bei überlagerter mechanischer und thermischer Last (Thermoschock-Problematik). Dabei wurde teilweise auch der Einfluss von angrenzenden unterschiedlichen Werkstoffbereichen berücksichtigt. So wurde zum Beispiel bei der Simulation des NESCS 1 Thermoschock-Großversuchs /BHA 99/ neben dem Grundwerkstoff und der Plattierung auch die Wärmeübergangszone zwischen Grundwerkstoff und Plattierung berücksichtigt. Auch hier konnten mit dem bruchmechanischen Bewertungskonzept basierend auf dem J-Integral bzw. dem Spannungsintensitätsfaktor gute Ergebnisse bezüglich des Rissverhaltens erzielt werden /SCH 97/.

Im Vergleich zum homogenen Materialverbund weisen Schweißnahtverbindungen jedoch einige Besonderheiten auf. Ein Überblick zum Stand von Wissenschaft und Technik zur Schweißnahtproblematik ist in /ASM 97/ gegeben. Durch den Schweißprozess entstehen entlang einer Verbindungsnaht dicht aufeinander folgende Bereiche mit unterschiedlichen mikrostrukturellen und werkstoffmechanischen Eigenschaften. Weiterhin ergeben sich aus unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten beim Aufheizen und anschließender Kontraktion während des Schweißvorgangs bleibende Eigenspannungsverteilungen. Diese beiden Effekte sind die Hauptursachen für die Unsicherheiten bei einer bruchmechanischen Bewertung von Schweißverbindungen.

Haben Schweißgut und Grundwerkstoff unterschiedliche Streckgrenzen, so spricht man von Festigkeits-Mismatch. Ist die Streckgrenze des Schweißgutes höher als die des Grundwerkstoffs spricht man von "Overmatching", im umgekehrten Fall von "Undermatching". Befindet sich ein Riss in der Nähe einer Grenzschicht zweier Materialien

mit unterschiedlichen Streckgrenzen, so wird dadurch die Größe und Form der plastischen Zone an der Risspitze je nach Grenzschichtnähe und Mismatchverhältnis mehr oder weniger stark abweichen von der Form, die bei homogenem Material auftreten würde und somit auch das Rissverhalten als Antwort auf die Beanspruchung.

In vereinfachten Verfahren zur bruchmechanischen Bewertung werden üblicherweise die Materialeigenschaften des Werkstoffes eingesetzt in dem sich der zu bewertende Riss befindet, was bei Mismatchverhältnissen zu Fehlern führen kann. In den letzten Jahren wurden einige Verfahren speziell für diese Mismatchproblematik entwickelt bzw. erweitert (z. B. R6, ETM-MM oder SINTAP). Die Bewertungsroutinen dieser Verfahren basieren auf Experimenten von Standardproben unter Zug oder Biegung mit unterschiedlichen Mismatchverhältnissen, Rissabständen zur Grenzschicht, Risstiefen und Dickenverhältnissen zwischen Schweißgut und Grundwerkstoff. Inwiefern diese Verfahren für komplexere Mismatchverhältnisse und Geometrien eingesetzt werden können wurde im Rahmen des Vorhabens RS 1153 untersucht. Abb. 1.1 zeigt schematisch den Aufbau einer Mischnaht zwischen einem austenitischen und einem ferritischen Werkstoffbereich. Die Besonderheit solcher Austenit-Ferrit-Verbindungen, im weiteren Mischnähte genannt, ist das Zusammenwirken verschiedener Werkstoffbereiche mit teilweise stark unterschiedlichen Werkstoffeigenschaften.

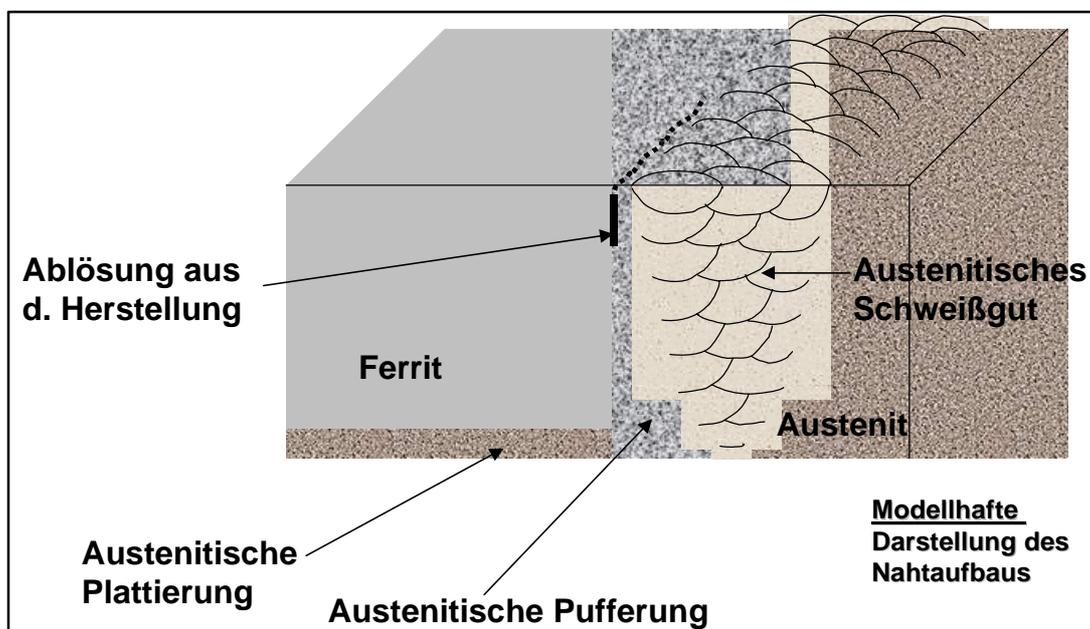


Abb. 1.1: Schematische Darstellung einer Mischnaht

An Mischnähten können schon bei der Fertigung Werkstofftrennungen unterschiedlicher Ursache auftreten, die mit zerstörungsfreien Prüfverfahren nicht immer eindeutig auffindbar sind. In deutschen Druckwasserreaktoren sind Mischnähte zum Beispiel beim Übergang von der Hauptkühlmittelleitung zur Nachkühlleitung oder beim Abzweig der Volumenausgleichsleitung von der Hauptkühlmittelleitung zu finden. Im Jahre 2000 wurden in einem deutschen Druckwasserreaktor Ablösungen der Aufpufferung vom Grundwerkstoff am Übergang von der Hauptkühlmittelleitung zur Nachkühlleitung entdeckt. Dieser Bereich ist nicht absperrbar und Bestandteil der druckführenden Umschließung und hat damit Barrierenfunktion zum Einschluss radioaktiver Stoffe. Somit hat eine verbesserte Quantifizierung der Sicherheitsmargen gerade hier eine wichtige sicherheitstechnische Bedeutung. Weiterhin wurden in Reaktoren amerikanischer Bauweise in Mischnähten zwischen Reaktordruckbehälter-Stützen und Hauptkühlmittelleitung Risse, in einem Fall sogar ein Durchriss, der durch interdendritische Spannungsrissskorrosion entstanden war, gefunden.

Wegen der teilweise sehr großen Unsicherheiten bei der Charakterisierung dieser Werkstoffbereiche sollten in der Analysemethodik Verteilungsfunktionen für bestimmte Werkstoffparameter eingesetzt werden. Darüber hinaus können die durch die Schweißung induzierten Eigenspannungen von Bedeutung sein und sollten in der Analysemethodik angemessen berücksichtigt werden.

Mit der aufwändigeren Finite-Elemente-Methode ergeben sich prinzipiell keine Probleme bei der Wiedergabe der plastischen Deformation an der Risspitze. Jedoch ist hierfür eine detaillierte Modellierung der Risslage und Werkstoffgebiete notwendig. Als Rissbeanspruchungsparameter in einem homogenen Werkstoffbereich hat sich das J-Integral bewährt. In einer Mischnaht liegen allerdings verschiedene Werkstoffbereiche mit teilweise großem Mismatchverhältnis vor. Weiterhin zeigen Schadensbilder, dass die Rissfront in der Regel nicht parallel zur Werkstoffgrenzfläche verläuft. Frühere Untersuchungen zeigen, dass bei der Verwendung des J-Integrals als Rissbeanspruchungsparameter für derartige Fälle im Grenzflächenbereich nicht zu vernachlässigende Fehler auftreten können /KUS 97/. Der durch die Materialgrenze entstehende Fehler kann nach /ECK 88/ über einen Korrekturterm zum J-Integral berechnet werden. Im Rahmen dieser Studie wurde untersucht, ob eine Korrektur bei der bruchmechanischen Bewertung notwendig ist. In der GRS wurde in dem Vorhaben RS 1056 ein Postprozessor zur Berechnung von Korrekturtermen zum J-Integral entwickelt /SCH 99/. Auf-

bauend auf dieser Entwicklung sollte die Einführung eines Korrekturterms untersucht werden.

Zusätzliche Unsicherheiten treten wie oben bereits erwähnt bei der Berücksichtigung von Eigenspannungen auf. Es gibt derzeit kein schnelles und zuverlässiges Verfahren zur Messung oder Vorhersage der Eigenspannungen im Inneren des geschweißten Bauteils. In Ermangelung von genaueren Messdaten werden häufig abdeckende Annahmen über die Höhe der Eigenspannungen gemacht. Üblicherweise werden Eigenspannungen als Zugspannungen bis zur Höhe der Streckgrenze konstant über den gesamten Querschnitt angesetzt, was zu extrem konservativen Bewertungen führt. Es wird dabei nicht berücksichtigt, dass sich Zug- und Druckanteile über dem Querschnitt ausbilden, die in sich im Gleichgewicht stehen. Ebenfalls unberücksichtigt bleibt, dass Eigenspannungen durch mechanische oder thermische Lasten bei einer anschließenden Wärmebehandlung oder im Verlauf des Betriebs abgebaut werden. Eine etwas realistischere Abschätzung von Eigenspannungsverteilungen basierend auf Messungen und FE-Rechnungen in geschweißten Rohrleitungen wurde von einer Arbeitsgruppe zum ASME Section XI Code vorgeschlagen /EPR 86/. In diesem Vorschlag ist die Gleichgewichtsbedingung über den Querschnitt bei den Axialspannungen berücksichtigt.

In einer bruchmechanischen Bewertung wird aus den angreifenden Lasten ein Rissbeanspruchungsparameter berechnet und dann einem Materialkennwert, der Bruchzähigkeit, gegenübergestellt. Die Bruchzähigkeit wird aus genormten Proben aus der Last-Verschiebungskurve bestimmt. Dabei haben die unterschiedlichen Bereiche einer Schweißnaht verschiedene Bruchzähigkeiten. So unterscheiden sich die Kennwerte von Grundwerkstoff, Wärmeeinflusszone und Schweißgut zum Teil erheblich. Aber auch innerhalb der einzelnen Zonen können durchaus unterschiedliche Bruchzähigkeiten gemessen werden, so dass mehrere Testergebnisse notwendig sind, um die Unsicherheiten durch die Streuung in den Kennwerten abdecken zu können. Gerade an den Materialgrenzflächen können durch den Schweißvorgang dicht beieinander liegende Zonen mit stark unterschiedlichen Gefügestrukturen und Materialeigenschaften auftreten.

Leitfaden für die Arbeiten im Rahmen des Vorhabens RS 1153 waren Fragen bezüglich der Aussagegenauigkeit von vereinfachten Verfahren und von FE-Methoden, insbesondere:

- Können mit FE-Methoden realistische Bewertungen des Rissverhaltens in Mischnähten durchgeführt werden?
- Können die vereinfachten Verfahren die Mischnahtproblematik ausreichend genau erfassen?
- Wie wirken sich Unsicherheitsfaktoren auf die Bewertung aus und welche sind maßgeblich?

2 Zielsetzung und Arbeitsprogramm

2.1 Globale Zielsetzung

Ziel des Vorhabens war die Qualifizierung und Weiterentwicklung der verfügbaren Analysemethodik bei der bruchmechanischen Bewertung von Rohrleitungsabschnitten und Behälteranschlüssen, die aus Schweißverbindungen zwischen ferritischen und austenitischen Rohrsegmenten bzw. Stützenteilen bestehen. Dabei sollten die aus werkstoffmechanischen Untersuchungen gewonnenen Erkenntnisse zu den Eigenschaften der in Verbindung stehenden Werkstoffbereiche berücksichtigt werden. Im Rahmen der Arbeiten sollten unter anderem über Parameterstudien die wesentlichen Einflussfaktoren, die zum Integritätsverlust führen können, identifiziert werden.

Im Rahmen des Vorhabens sollte ein Beitrag zur Validierung der bruchmechanischen Bewertungsmethodik für eventuell vorhandene Risse in einer Mischnaht geleistet werden. Zur Bewertung wurden zum einen die aufwendigere Finite-Elemente-Berechnungsmethodik auf der Basis des J-Integrals und zum anderen vereinfachte Abschätzungsverfahren herangezogen. Der Einsatz des J-Integral-Parameters ist prinzipiell auf homogene Werkstoffbereiche beschränkt und bei den meisten Anwendungen auf inhomogene Werkstoffbereiche wird der Einfluss der Materialgrenzflächen vernachlässigt. Die Abschätzungsverfahren basieren auf Auswertungen von Experimenten mit Standardproben unter idealisierten Bedingungen bezüglich Belastung, Schweißnahtgeometrie und Werkstoffeigenschaften und neigen dadurch zu großen Konservativitäten oder vereinfachen die Mischnahtproblematik durch Einsatz lediglich eines Werkstoffs (Schweißgut).

In den Untersuchungen sollten zu verfügbaren Versuchsergebnissen Berechnungen durchgeführt werden. Versuchsergebnisse sollten den bei EdF¹ /FAI 99/ durchgeführten Untersuchungen entnommen werden. Dabei sollten insbesondere Ergebnisse von FE-Berechnungen denen von Abschätzungsverfahren gegenübergestellt werden. Durch Berücksichtigung von Verteilungsfunktionen für Schweißspannungen, Rissgröße bzw. -lage und Werkstoffeigenschaften sollte die Sensitivität in der Rissbeanspruchung quantifiziert werden und eine Methode zur Bestimmung der Versagens-

¹ EdF = Electricite de France

wahrscheinlichkeit bereitgestellt werden. Weiterhin sollten die gewonnenen Erfahrungen durch die Beteiligung an Berechnungen des bei EdF in 2003 durchgeführten Großversuches im Rahmen der internationalen Arbeitsgruppe NESC²-III ergänzt werden.

Mit den Arbeiten im Rahmen des Vorhabens RS 1153 sollten die Analysemethoden basierend auf den vorhandenen umfangreichen Erkenntnissen zur bruchmechanischen Bewertung von Risskonfigurationen im homogenen Materialverbund für die Beurteilung von stark inhomogenem Materialverbund weiterentwickelt und validiert werden. Insgesamt sollten die aus den Untersuchungen gewonnenen Erkenntnisse eine verbesserte quantitative Beurteilung von Sicherheitsreserven in rissbehafteten Mischnähten ermöglichen.

2.2 Einzelzielsetzung

Zwei wichtige Punkte, die zu Unsicherheiten in der Bewertung von Rissen in Mischnähten führen, sind die Streuung der Werkstoffeigenschaften insbesondere der Bruchzähigkeit entlang der Verbindung und die Annahme über die durch Schweißung induzierten Eigenspannungen. Hier sollten durch geeignete Ansätze Verteilungsfunktionen für diese Parameter berücksichtigt werden und zusammen mit verschiedenen postulierten Rissgrößen der Einfluss auf die Integritätsbewertung untersucht werden.

Aufbauend auf dem von der GRS entwickelten Postprozessor JCALC /SCH 99/ sollte die Bedeutung des aus der Literatur bekannten Korrekturterms zur Berücksichtigung von Werkstoffinhomogenitäten /BMU-88/ untersucht werden. Anhand von Modellrechnungen sollte abgeschätzt werden, ab welchem Mismatchverhältnis und für welche Lagen der Rissebene zur Werkstoffgrenzfläche eine Korrektur notwendig ist.

Die Simulation bereits durchgeführter Versuche dient dabei der Validierung der eingesetzten Analyseverfahren für die speziellen Gegebenheiten in Mischnähten. In diesem Zusammenhang sollten die im 4. Rahmenprogramm der Europäischen Union durchgeführten Experimente zum Rissverhalten in Mischnähten /FAI 99/ analysiert werden. Weiterhin sollten Berechnungen zu dem EdF-Großversuch an einer Rohrleitung mit Mischnaht durchgeführt werden. In diesem Zusammenhang wurde die NESC-III Ar-

² NESC = Network for Evaluating Structural Components

beitsgruppe mit internationaler Beteiligung gegründet. NESC-III sollte zur Verifizierung eingesetzter bruchmechanischer Analysemethoden für die Befundbewertung von Mischnähten beitragen, wie sie in Druck- und Siedewasserreaktoren vorkommen.

2.3 Arbeitsprogramm

Zur Erfüllung der Zielsetzung waren die folgenden Arbeitspunkte vorgesehen:

AP 1: Nachrechnung ausgewählter Experimente an Rohrleitungen mit Mischnähten.

In diesem Arbeitspunkt sollte ein modulares Finite-Elemente Modell mit Riss unter Berücksichtigung der später durchzuführenden Parametervariationen erstellt werden. Damit sollten Rechenmodelle zur Simulation ausgewählter Experimente erstellt und die Versuchsnachrechnungen durchgeführt werden. Vergleichend hierzu sollten vereinfachte Analyseverfahren eingesetzt werden. Geeignete Experimente wurden aus den bereits durchgeführten Versuchen bei Battelle, EdF bzw. MPA-Stuttgart ausgesucht.

AP 2: J-Integral-Korrekturterm.

In diesem Arbeitspunkt sollte die Bedeutung des aus der Literatur bekannten J-Integral-Korrekturterms zur Berücksichtigung von Materialinhomogenitäten untersucht werden. Weiterhin sollten mit zweidimensionalen Rechnungen die Mismatchverhältnisse und Risswinkellagen herausgefunden werden, bei denen der Korrekturterm zum herkömmlichen J-Integral nicht mehr vernachlässigbar ist.

AP 3: Erweiterung der Analysemethodik zur Berücksichtigung von Verteilungsfunktionen für Werkstoffeigenschaften, Schweißzugspannungen und Rissgrößen.

Um die Auswirkungen möglicher Unsicherheiten in den Eingabedaten abschätzen zu können, sollte in diesem Arbeitspunkt die Analysemethodik erweitert werden, dass Werkstoffeigenschaften-, Schweißzugspannungs- und Rissgrößenverteilungen berücksichtigt werden können. Dabei sollte eine Methode zur Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit bereitgestellt werden. Für die Annahme realistischer Schweißzugspannungen sollte eine Sichtung und Bewertung vorhandener Literaturquellen sowie verfügbarer Versuchsergebnisse durchgeführt werden.

AP 4: Berechnungen zum EdF-Großversuch

In dem in 2003 bei EdF durchgeführten Großversuch wurde eine Rohrleitung mit einem in der Mischnaht enthaltenen Teilumfangsriss unter Biegebeanspruchung untersucht. Die Geometrie der Rohrleitung und Mischnaht entspricht den Abmessungen, die typischerweise in Primärkreisläufen von Druckwasserreaktoren anzutreffen sind. Begleitend sollten von einer international besetzten Expertengruppe die Ergebnisse von Finite-Elemente-Analysen zur Beurteilung des Rissverhaltens vor und nach der Versuchsdurchführung diskutiert und verglichen werden. Um einen intensiven Erfahrungsaustausch zu gewährleisten sollte diesbezüglich in der Arbeitsgruppe NESC-III mitgearbeitet werden.

AP 5: Ergebnisdokumentation

In dem vorliegenden Abschlussbericht wurden alle durchgeführten Arbeiten zusammengefasst. Modellerweiterungen, Dokumente und Analyseergebnisse wurden in geeigneter Form archiviert.

3 Untersuchungen zum Großversuch ADIMEW³

3.1 Kurzbeschreibung des Experiments ADIMEW

Im Juli 2003 wurde bei EdF in Fontainbleau ein Biegeversuch an einer Rohrleitung mit einer Mischnaht durchgeführt. Das etwa 8 m lange Rohrleitungsstück (siehe Abb. 3.1) hat einen Außendurchmesser von 453 mm und eine Wanddicke von 51 mm (siehe Abb. 3.2). Die Mischnaht wurde von Framatome unter Berücksichtigung französischer Spezifikationen für Kernkraftwerke zwischen dem ferritischen Werkstoff A508 und dem austenitischen Werkstoff 316L hergestellt. Die Lage der verschiedenen Werkstoffbereiche Austenit, Ferrit, Mischnaht, Pufferung, Wärmeeinflusszone (WEZ) und Lastarm, für die Materialdaten insbesondere Spannungs-Dehnungs-Kurven, Bruchzähigkeiten und Risswiderstandskurven bereitgestellt wurden sind in Abb. 3.2 dargestellt. In der Pufferung nahe der Materialgrenze zum ferritischen Rohrstück (Abstand 1.5 mm) war eine 17 mm tiefe Außenkerbe durch Funkenerosion eingebracht. Die Rohrleitung wurde durch Vier-Punkt-Biegung verformungsgesteuert (0.3 mm/min) belastet, wobei der Mischnahtbereich zuvor auf 300 °C aufgeheizt wurde. In den Lastarmen stellte sich ein Temperaturgradient von etwa 30 bis 130 °C ein. Die für die Nachrechnungen wesentlichen gemessenen bzw. abgeleiteten Versuchsergebnisse waren die Stempelverschiebungen, die Kräfte an den Stempeln, das Biegemoment an der Position des Risses, Verschiebungen zwischen den Stempeln und die Rissmaulöffnungen. Weitere Einzelheiten zum Versuch sind in den Berichten /MAR 03/, /FAI 04/ und /NES 04a/ zusammengefasst. Darüber hinaus sind der Fabrikationsprozess des Versuchskörpers, das Einbringen des Risses, Eigenspannungsmessungen und die Charakterisierung der verschiedenen Werkstoffbereiche in technischen Fachberichten dokumentiert.



Abb. 3.1: ADIMEW - Versuchskörper vor dem Test (aus /MAR 03/)

³ ADIMEW – Assessment of Aged Piping Dissimilar Metal Weld Integrity

Im Rahmen der internationalen NESC III-Arbeitsgruppe wurde der ADIMEW-Test in Fachgruppen zu den Themen Zerstörungsfreie Prüfungen, Material-Charakterisierung, Strukturanalysen und Eigenspannungen diskutiert und Messmethoden sowie Analysemethoden der beteiligten Organisationen verglichen.

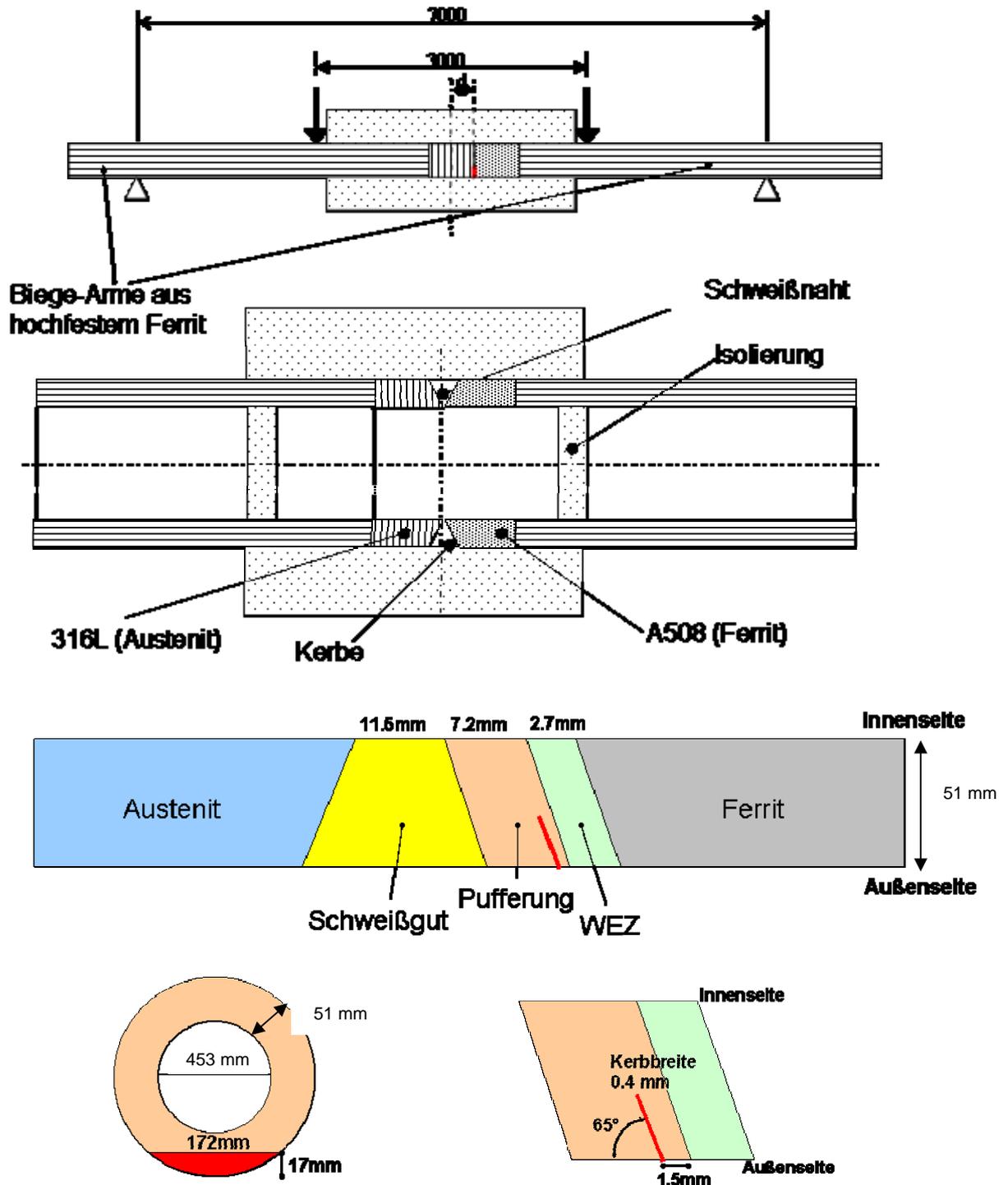


Abb. 3.2: Geometrie des ADIMEW-Versuchskörpers

3.2 GRS-Analysen zu ADIMEW

Es wurde ein flexibles drei-dimensionales Finite-Elemente-Rechenmodell zur Nachrechnung von Experimenten an geraden Rohrstücken mit einer Mischnaht für unterschiedliche Geometrien und Risstiefen im Bereich der Pufferung parallel zur Materialgrenze Ferrit/Pufferung erstellt und an die Geometrie des ADIMEW-Versuchskörpers angepasst (siehe Abb. 3.3). Dabei wurde, insbesondere zur Berechnung der Rissbeanspruchung in Form des J-Integrals, in der Pufferung nahe der Materialgrenze zum ferritischen Rohrstück eine feine Elementierung realisiert. Das Analysemodell enthält 6840 3D-Kontinuums-elemente mit insgesamt 31741 Knoten.

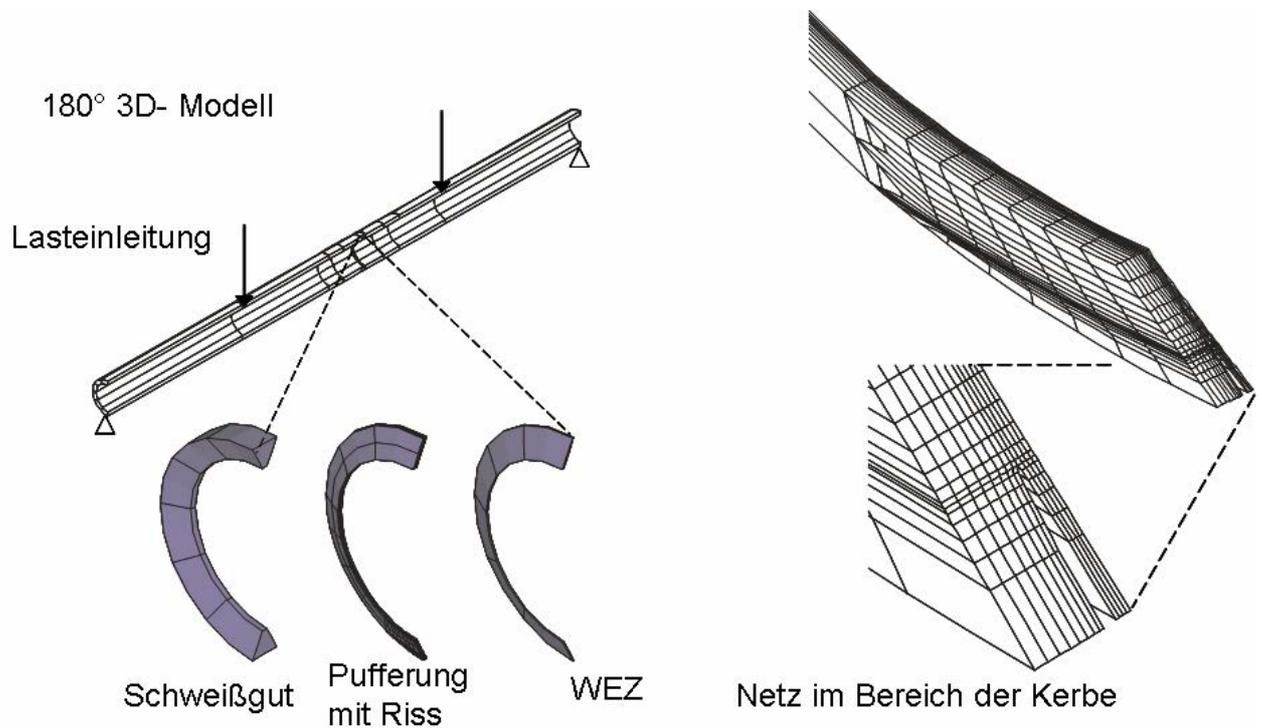


Abb. 3.3: Analysemodell des ADIMEW-Versuchskörpers

Die entwickelte Methodik zur Analysemodellerstellung wurde auch für Berechnungen zu einem weiteren Mischnahtversuch (siehe Kapitel 4) eingesetzt. Temperaturabhängige Materialdaten für den austenitischen und den ferritischen Rohrbereich, das Schweißgut sowie die Pufferung, die Wärmeeinflusszone und die angeschweißten Lastarme wurden basierend auf den im Rahmen der NESC-III Arbeitsgruppe zur Verfügung gestellten Informationen /FAI 03/ bzw. /MAR 03/ aufbereitet und im Analysemodell berücksichtigt. Abb. 3.4 zeigt die in der Berechnung für die verschiedenen Werk-

stoffbereiche verwendeten Spannungs-Dehnungs-Kurven. Die Streckgrenzen $R_{P0.2}$ der Pufferung und des Schweißguts liegen etwa 50 % und die des Austenits etwa 60 % unter der Streckgrenze des Ferrits.

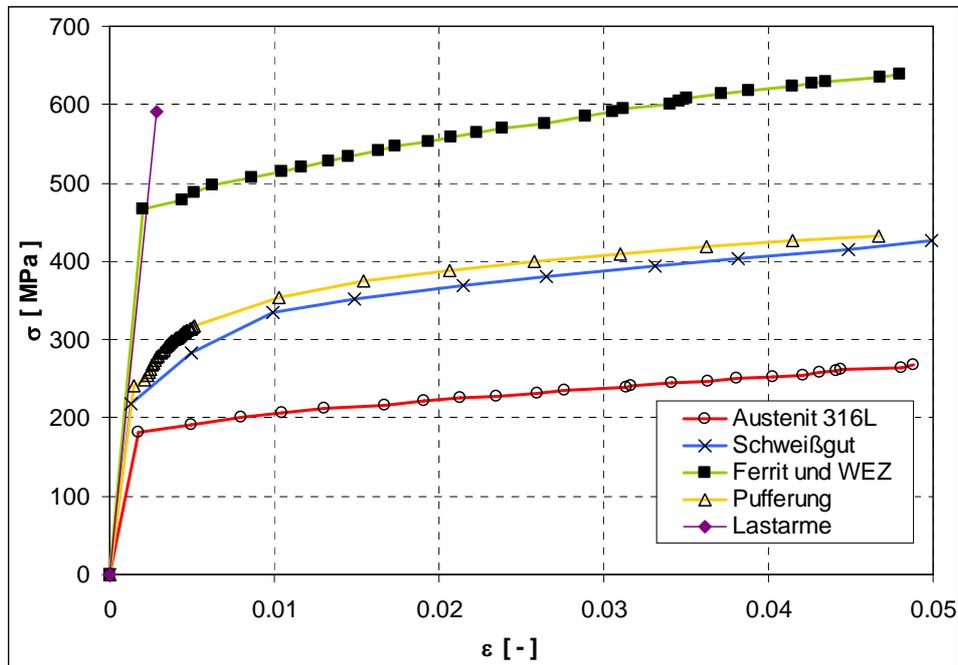


Abb. 3.4: ADIMEW - Spannungs-Dehnungs-Kurven für die Werkstoffbereiche des Versuchskörpers bei 300 °C (Lastarm: nur elastischer Anstieg bei 20 °C)

Die im Rahmen des ADIMEW-Tests durchgeführten Eigenspannungsmessungen zeigen, dass im Bereich der Rissfront des hier eingebrachten Risses das Niveau der rissöffnenden Eigenspannungskomponente relativ gering ist /NES 04b/.

Die Analysen zeigen, dass durch die Wahl des Lastarmmaterials (WB 36) mit einer Streckgrenze von etwa 590 MPa bei Raumtemperatur, die Lastarme elastisch bleiben und daher der Einsatz eines linear elastischen Materialgesetzes gerechtfertigt sind. Im Gegensatz dazu zeigen die Lastarme in den BIMET-Versuchen (siehe Kapitel 4) nennenswerte Plastifizierung.

Abb. 3.5 zeigt die berechneten Verformungen des analysierten Rohrleitungsstücks für verschiedene Lastpunktverschiebungen sowie die Positionen F_1 , F_2 , und F_3 von Messwertgebern für die Verformung des Rohres im Bereich der Mischnaht. Der Vergleich zwischen Messwerten und Analyseergebnissen ist in Abb. 3.6 dargestellt. Er zeigt, dass die berechneten Verformungen gut mit den Messdaten übereinstimmen (Abweichung <3%).

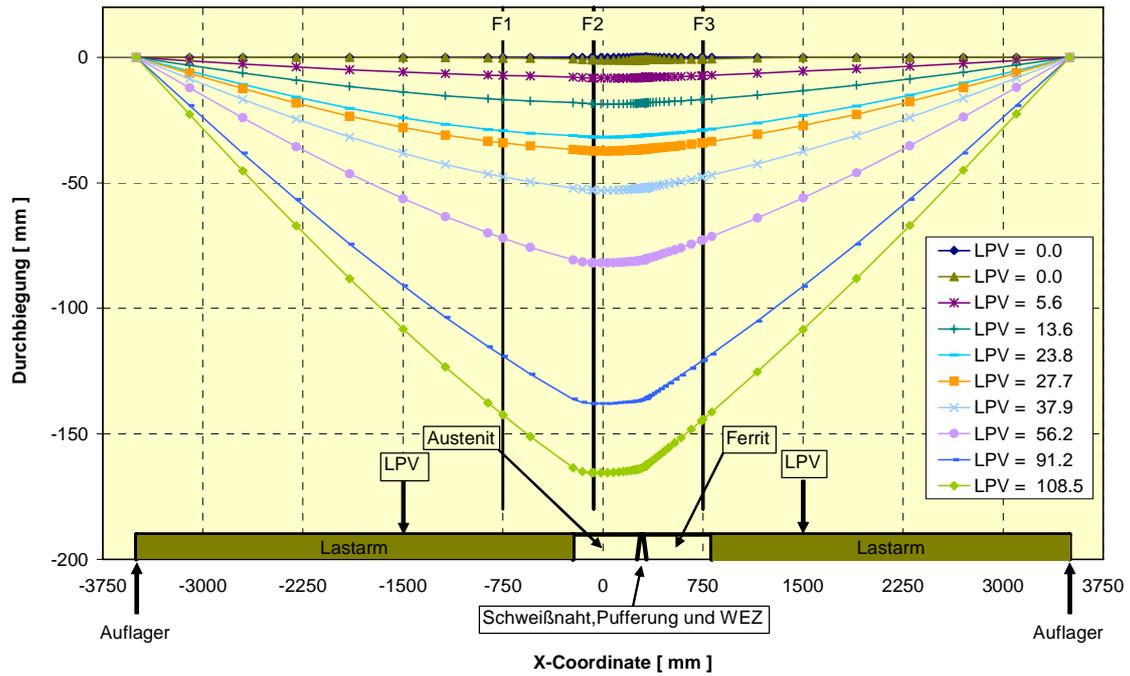


Abb. 3.5: ADIMEW - Berechnete Verformung des Rohrleitungsstücks für verschiedene Lastpunktverschiebungen

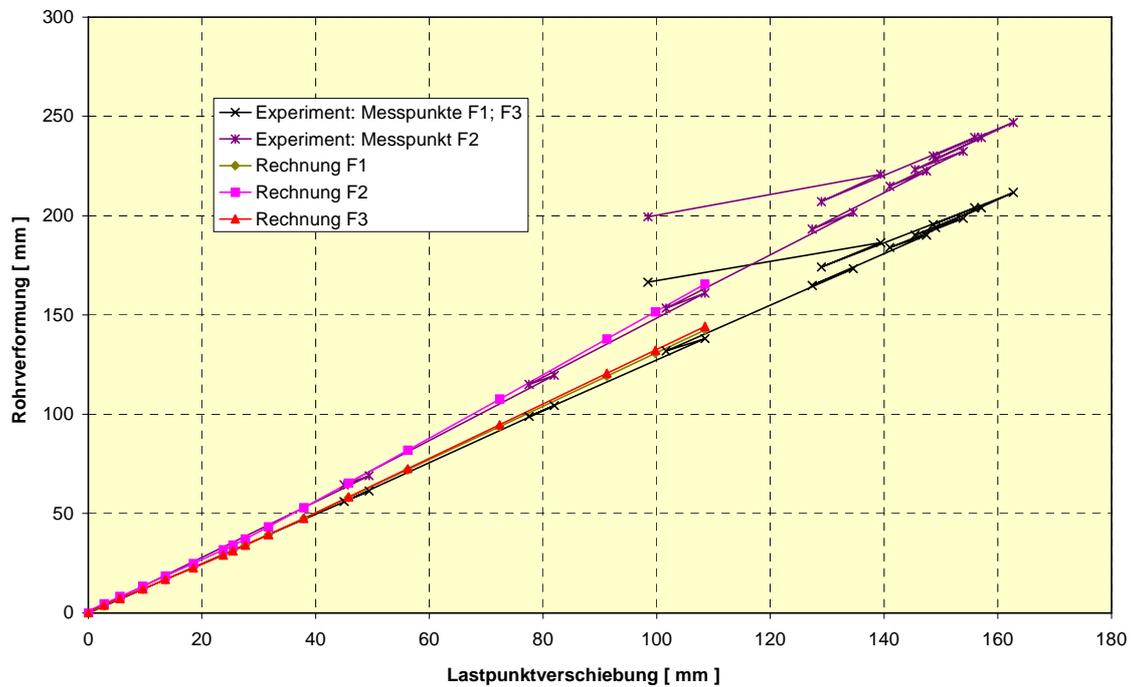


Abb. 3.6: ADIMEW - Verformung des Rohrleitungsstücks, Vergleich zwischen Rechnung und Experiment

In Abb. 3.7 ist der Vergleich der gemessenen und berechneten Rissmaulöffnung als Funktion der Lastpunktverschiebung dargestellt. Auch hier ist die Übereinstimmung bis zu Lastpunktverschiebungen von etwa 40 mm zufrieden stellend (<25 %). Auswertungen der Vergleichsspannungen im Bereich der Pufferung zeigen, dass für LPV > 30 mm das gesamte Ligament vor dem Riss plastifiziert.

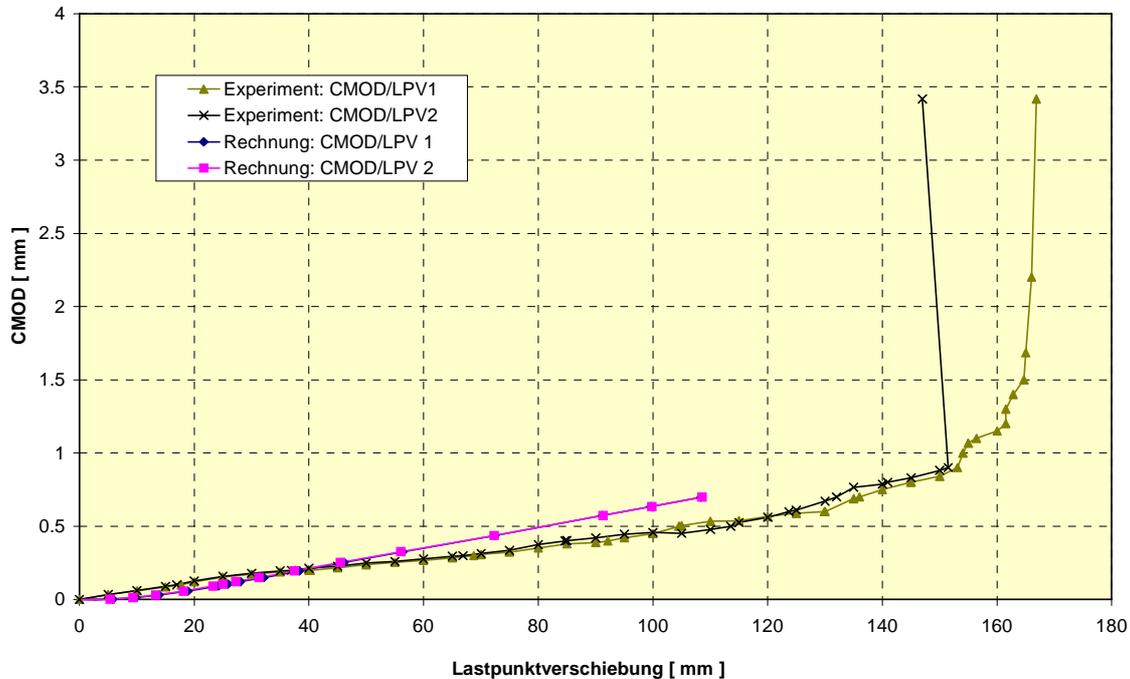


Abb. 3.7: ADIMEW - Rissmaulöffnung, Vergleich zwischen Rechnung und Experiment

Die größeren Abweichungen in der Rissmaulöffnung sind daher auf Unsicherheiten in den Annahmen bezüglich des nichtlinearen Materialverhaltens insbesondere der Streckgrenzen der verschiedenen Materialbereiche nahe der Schweißnaht zurückzuführen. Ergänzende Untersuchungen /MIN 05/ speziell zu den austenitischen Werkstoffdaten zeigen gegenüber den Angaben in /FAI 03/ teilweise erhebliche Unterschiede im E-Modul (60 % höhere Werte) und der Streckgrenze $R_{P0.2}$ (17 % niedrigere Werte).

Abb. 3.8 zeigt zu dem Rohr-Biegeversuch ADIMEW den Vergleich zwischen dem berechneten und dem gemessenen Last-Verformungsverhalten des Versuchskörpers. Dabei wird zwischen Kraft 1 auf der austenitischen Seite und Kraft 2 auf der ferritischen Seite mit den entsprechenden Lastpunktverschiebungen unterschieden. Der Vergleich zeigt bis etwa 20 mm eingeprägte Verschiebung gute Übereinstimmung. Da-

nach überschätzen die berechneten Kräfte die Messergebnisse. Neben den bereits erwähnten Unsicherheiten in den Annahmen bezüglich des nichtlinearen Werkstoffverhaltens wird als weiterer Grund für die Abweichung die Festlegung des Referenzzustandes "Lastpunktverschiebung = 0 und Kraft = 0" gesehen. Bedingt dadurch, dass bei Beginn der Lastpunktverschiebung wegen fehlendem Kontakt zwischen Rohr und Manschetten für die Lasteinleitung die Kraft verzögert steigt, wurde aus versuchstechnischen Gründen nach /MAR 03/ der Referenzzustand mit Kraft = 0 aus den Messschritten des Endzustandes nach dem Versuch nach Entlastung festgelegt. Dieses Niveau stimmt nicht zwangsläufig mit dem Ausgangszustand der Rechnung "Lastpunktverschiebung = 0 und Kraft = 0" überein. Die Rechnung zeigt, dass der elastische Anstieg im Kraft-Verformungsdiagramm gut getroffen wird, nur zur Simulation des Ausgangszustandes im Experiment fehlen zusätzliche Angaben. Durch eine Verkürzung des elastischen Anstiegs in den beiden berechneten Last-Verformungskurven infolge des nicht bekannten experimentellen Anfangszustandes "Lastpunktverschiebung = 0 und Kraft = 0" können die entsprechenden Kurven bis zum Beginn des Risswachstums bei etwa 100 mm Lastpunktverschiebung gut zur Deckung gebracht werden.

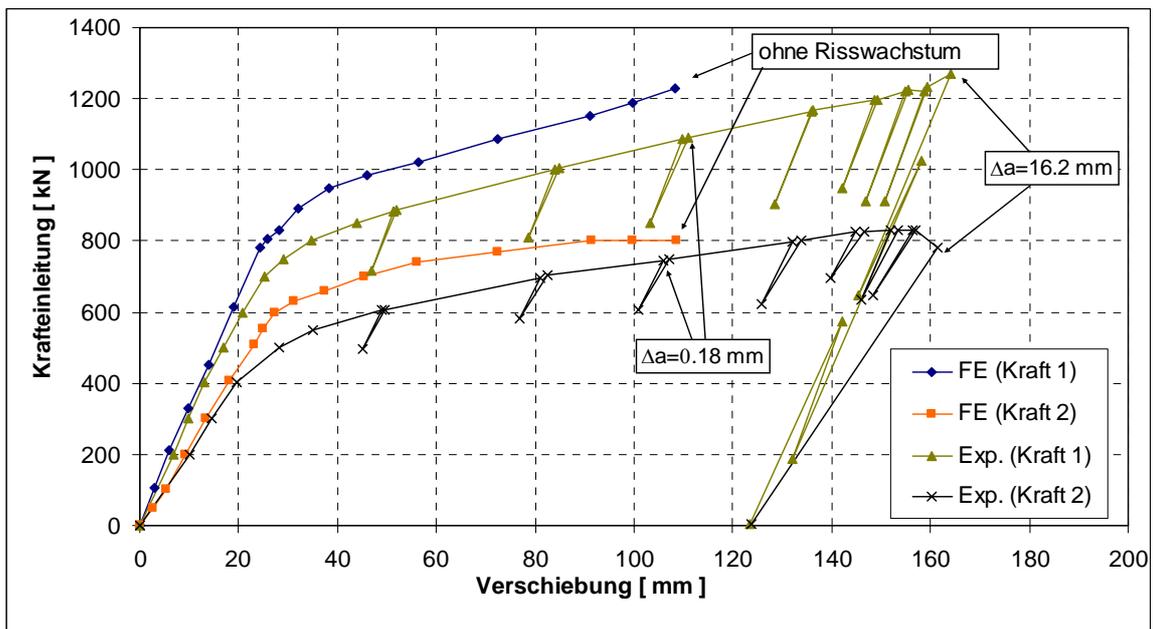


Abb. 3.8: ADIMEW - Kraft als Funktion der Lastpunktverschiebung

Mit dem 3D-FE-Modell (siehe Abb. 3.3) der Rohrleitung mit Mischnaht und Außenkerbe wurde die Rissbeanspruchung infolge Biegebeanspruchung zunächst ohne Berücksichtigung von stabilem Risswachstum berechnet. Bei diesen bruchmechanischen Betrachtungen standen Untersuchungen zur Pfadabhängigkeit des J-Integrals im Vorder-

grund. Abb. 3.9 zeigt die Ausdehnungen von zehn Auswertebereichen für die Berechnung des J-Integrals nach der Methode der virtuellen Rissverschiebung /DEL 82/ im Sinne von "Scheibenpfaden" für den tiefsten Rissfrontknoten. Dabei erhalten alle Knoten in den jeweils farbig markierten Bereichen von null verschiedene virtuelle Verschiebungen. In Abb. 3.10 ist mit dem Pfad Nr. 4 der größte Auswertebereich gezeigt, der einschließlich Abklingbereich vollständig in der Pufferung liegt, d. h. für den die J-Integralformulierung mit homogenem Materialmodell innerhalb des Auswertebereichs gültig ist. Es wurde eine Variation der Richtung der virtuellen Risserweiterung und eine Auswertung der dafür berechneten J-Integralwerte durchgeführt. Dabei bedeutet die Winkelangabe 65° eine virtuelle Verschiebung in Richtung des eingebrachten Risses, d. h. parallel zur Grenzschicht zwischen Pufferung und Wärmeeinflusszone. Zum Vergleich wurden J-Integrale für verschiedene Verschiebungswinkel im Bereich 0° bis 180° berechnet. Abb. 3.11 bzw. Abb. 3.12 zeigen die Pfadabhängigkeit für den Shiftwinkel 65° bzw. 98° . Im Vergleich der beiden Abbildungen zeigt sich, dass erwartungsgemäß die Pfadunabhängigkeit des J-Integrals auch bei Pfaden, die eine Materialgrenze enthalten, erhalten bleibt, wenn die virtuelle Risserweiterung parallel zur Materialgrenze erfolgt. Die virtuelle Rissverschiebung mit 98° Winkellage verläuft nicht mehr parallel zur Grenzfläche, was sich im Sprung der J-Integralwerte von Auswertebereich 34 nach 35 zeigt. Die Bereiche 35 bis 39 zeigen wieder nahezu gleiche Werte, da hier der Grenzflächenanteil identisch ist, der Bereich 40 enthält wiederum einen etwas größeren Grenzflächenanteil, wodurch sich der J-Integralwert wiederum leicht ändert. Die theoretischen Hintergründe dazu sind in Kapitel 6.1 ausgeführt. Der Vergleich für die größten Auswertebereiche in der Pufferung mit den Shiftwinkeln zwischen 0° und 180° (siehe Abb. 3.13) zeigt, dass die J-Integralwerte im Bereich 75° bis 80° Verschiebungswinkellage ein Maximum haben, was darauf hindeutet, dass das Risswachstum nicht parallel zur Grenzfläche verlaufen wird, sondern eher senkrecht zur Rohrachse in Richtung der Materialgrenze zur Wärmeeinflusszone stattfindet. Die Erkenntnisse aus der Bruchflächenauswertung (siehe Abb. 3.14) bestätigen, dass die im Experiment beobachtete Risserweiterung in Richtung der Materialgrenze zur Wärmeeinflusszone erfolgte (siehe Abb. 3.15).

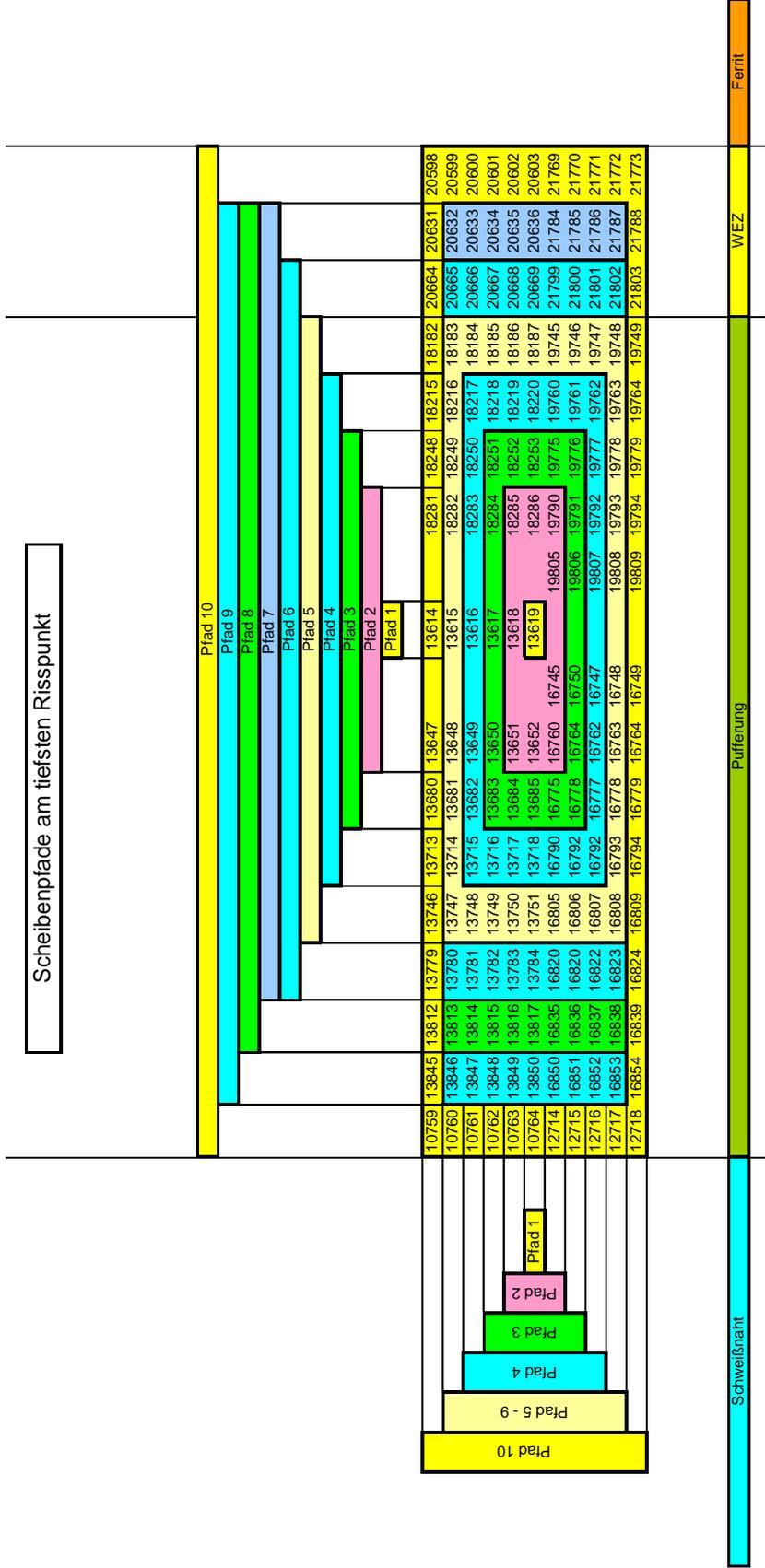


Abb. 3. 9: ADIMEW-Analysemodell - Auswertebereiche für die Berechnung des J-Integrals

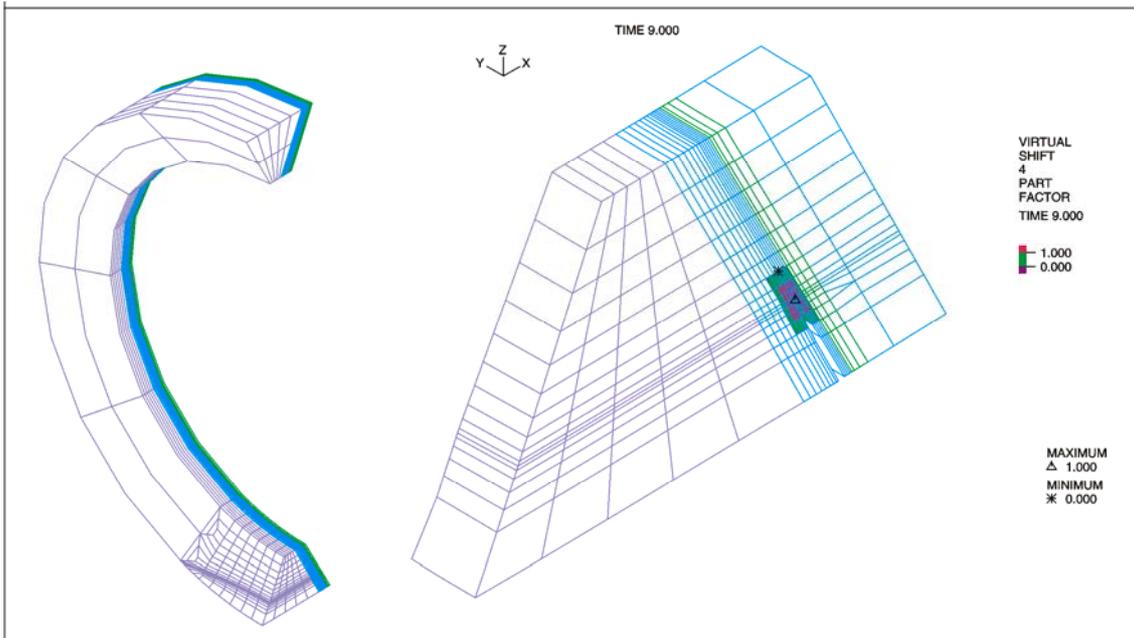


Abb. 3.10: ADIMEW - Größter Auswertebereich in der Pufferung zur Berechnung des J - Integrals (Pfadnummer 4)

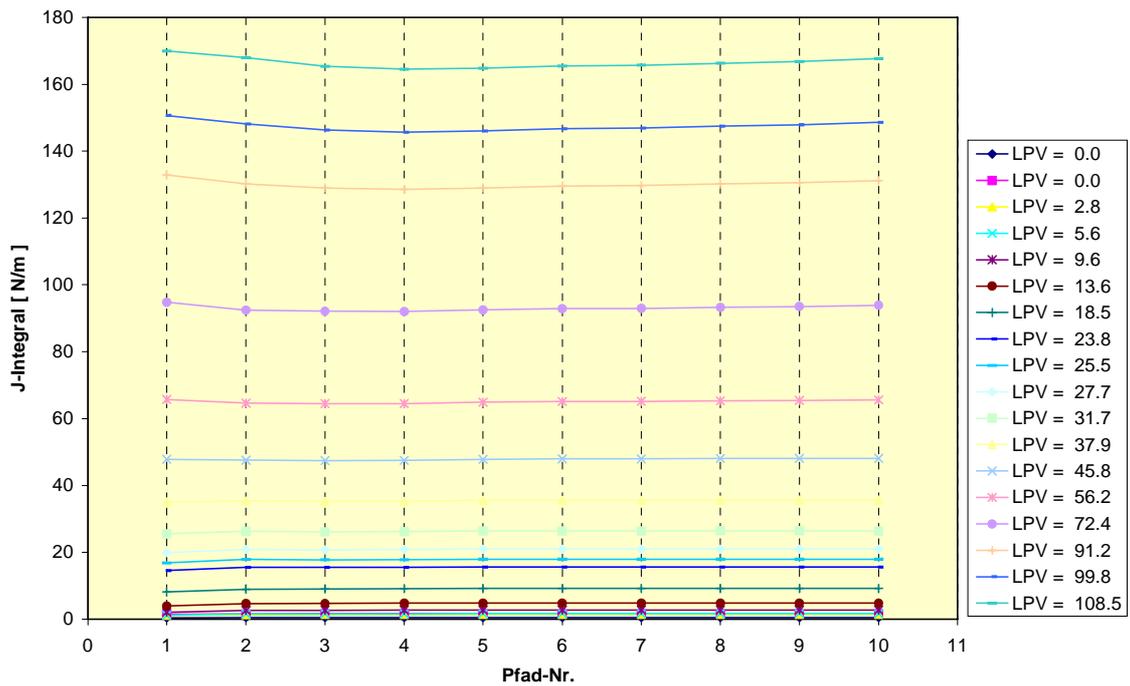


Abb. 3.11: ADIMEW - Pfadabhängigkeit der J-Integrale für den virtuellen Verschiebungswinkel 65° (parallel zur Materialgrenze zwischen Pufferung und Wärmeeinflusszone)

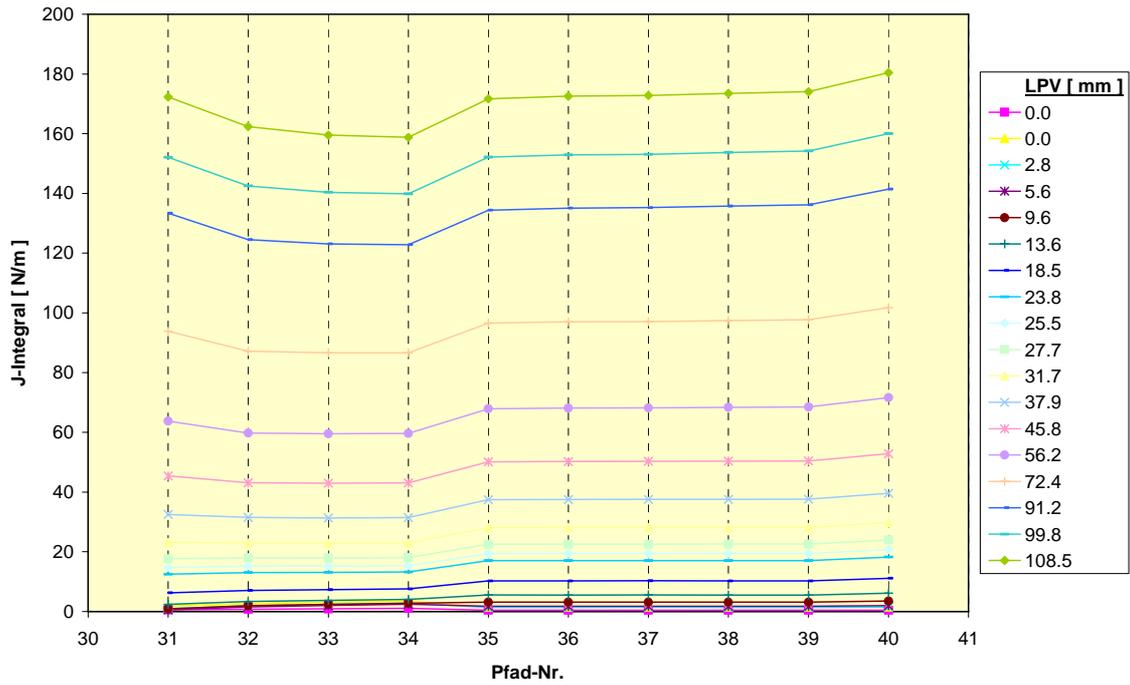


Abb. 3.12: ADIMEW - Pfadabhängigkeit der J-Integrale für den virtuellen Verschiebungswinkel 98° (in Richtung Materialgrenze zwischen Pufferung und Wärmeeinflusszone)

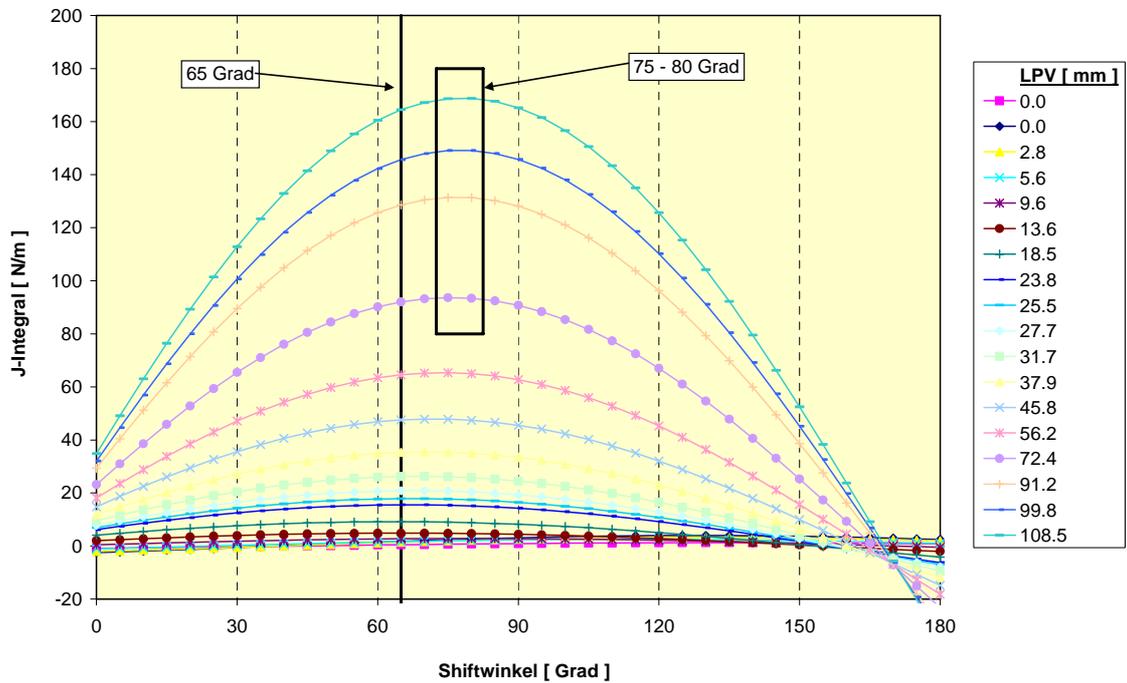


Abb. 3.13: ADIMEW - J-Integrale als Funktion der Richtung der virtuellen Verschiebung für die größten Pfade in der Pufferung

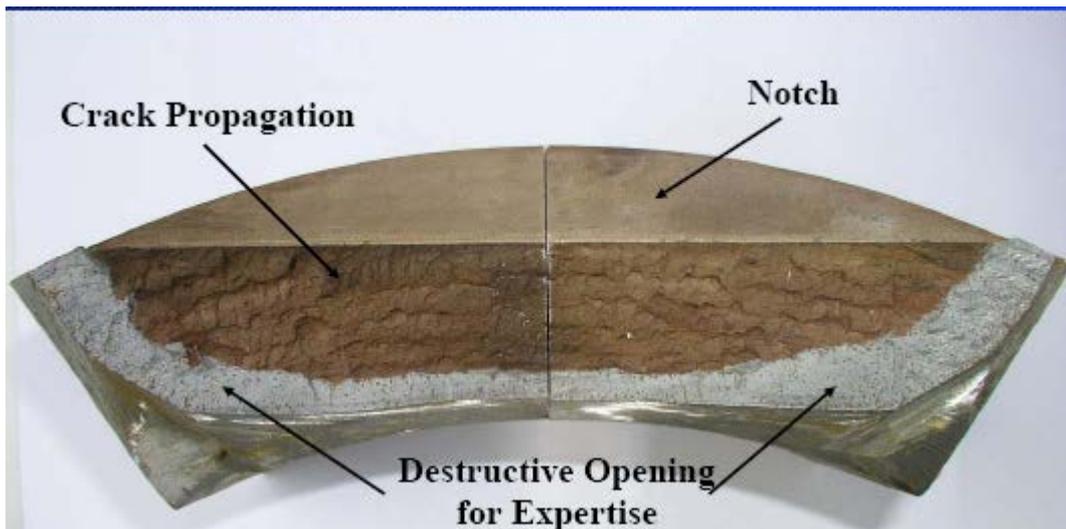


Abb. 3.14: ADIMEW - Bruchflächenauswertung (aus /NES 04a/)

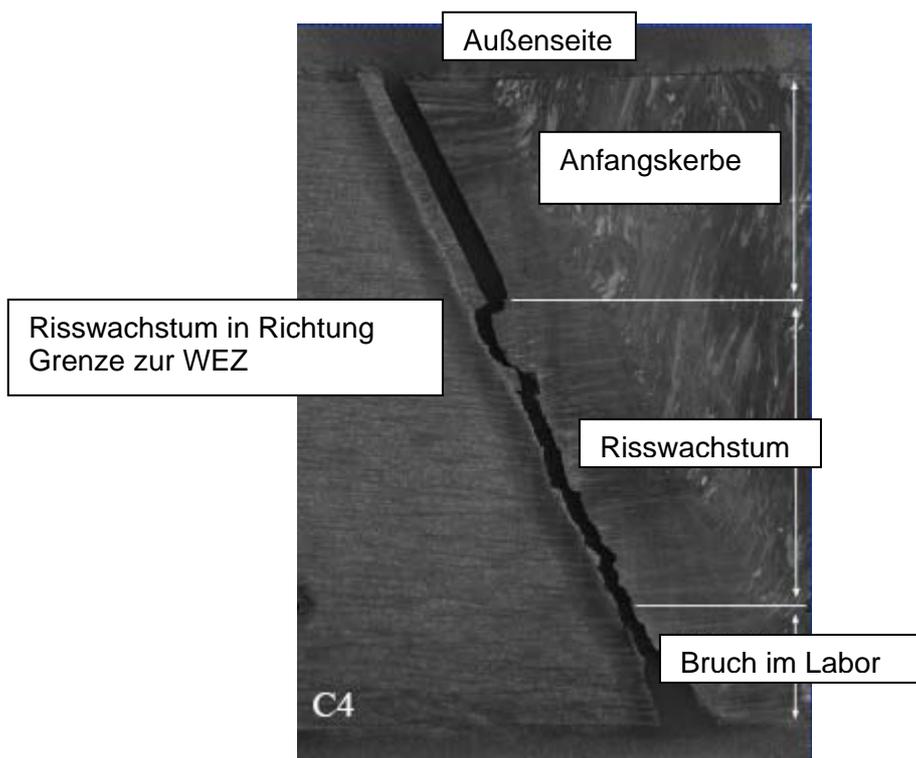


Abb. 3.15: ADIMEW - Bruchflächenauswertung, Schnitt am tiefsten Punkt der Rissfront (aus /NES 04a/)

Rissinitiierung wird gemäß der gemessenen Risswiderstandskurven im Experiment bei einem J-Integral von etwa 100 N/mm erwartet. Dieser Wert wird bei einer Lastpunktverschiebung von etwa 75 mm erreicht (siehe Abb. 3.16).

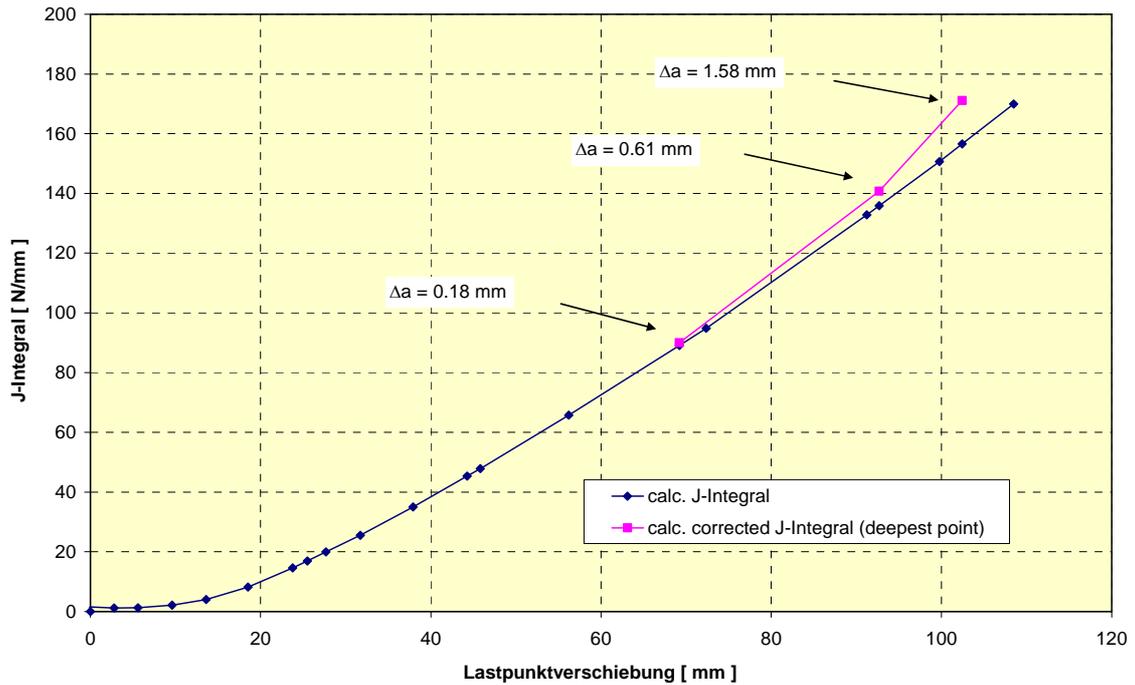


Abb. 3.16: ADIMEW - J-Integral als Funktion der Lastpunktverschiebung mit und ohne Berücksichtigung des Risswachstums

Das Risswachstum, das während des Versuchs durch Auswertung von Teilentlastungen im Kraft-Verformungsdiagramm bestimmt wurde, wurde in der bruchmechanischen Bewertung im Rahmen einer analytischen Korrektur des berechneten J-Integrals berücksichtigt. Unter der vereinfachten Annahme, dass während einer stabilen Risserweiterung um Δa die Spannungen und Dehnungen konstant bleiben, gilt für das J-Integral:

$$J [a+\Delta a] = J[a] * (a+\Delta a)/a$$

Durch diese Korrektur erhöht sich das J-Integral bei einem Risswachstum von etwa 10 mm um etwa 65 % (siehe Abb. 3.17).

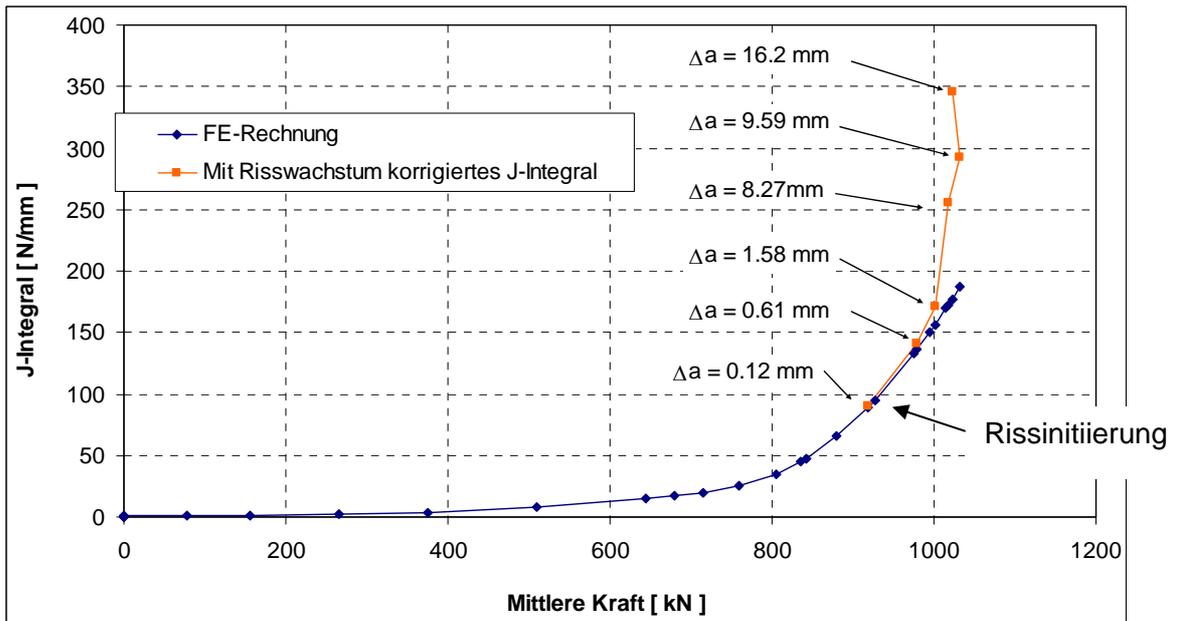


Abb. 3.17: ADIMEW - J-Integral als Funktion der mittleren Kraft an den Lasteinleitungspunkten mit und ohne Berücksichtigung des Risswachstums

Aus den korrigierten J-Integralwerten wurde eine Risswiderstandskurve für die Rohrleitung abgeschätzt, die gut mit den an Kleinproben gemessenen und anschließend extrapolierten Risswiderstandswerten gemäß /ADI 03/ (Annex 3) übereinstimmt (siehe Abb. 3.18). Untersuchungen zur Spannungsmehrachsigkeit auf dem Ligament unmittelbar vor dem tiefsten Punkt der Rissfront (Bereich < 1 mm, siehe Abb. 3.19) bestätigen, dass bei Rissinitiierung, d. h. bei einer Lastpunktverschiebung von etwa 72 mm (step 15) der Spannungsmehrachsigkeitsfaktor $h = \frac{\sigma_m}{\sigma_v}$ mit σ_v von Mises Vergleichs-

spannung und σ_m mittlere Hauptnormalspannung im Bereich des analytischen Wertes des ebenen Dehnungszustandes, der dem in einer Standardprobe entspricht, liegt.

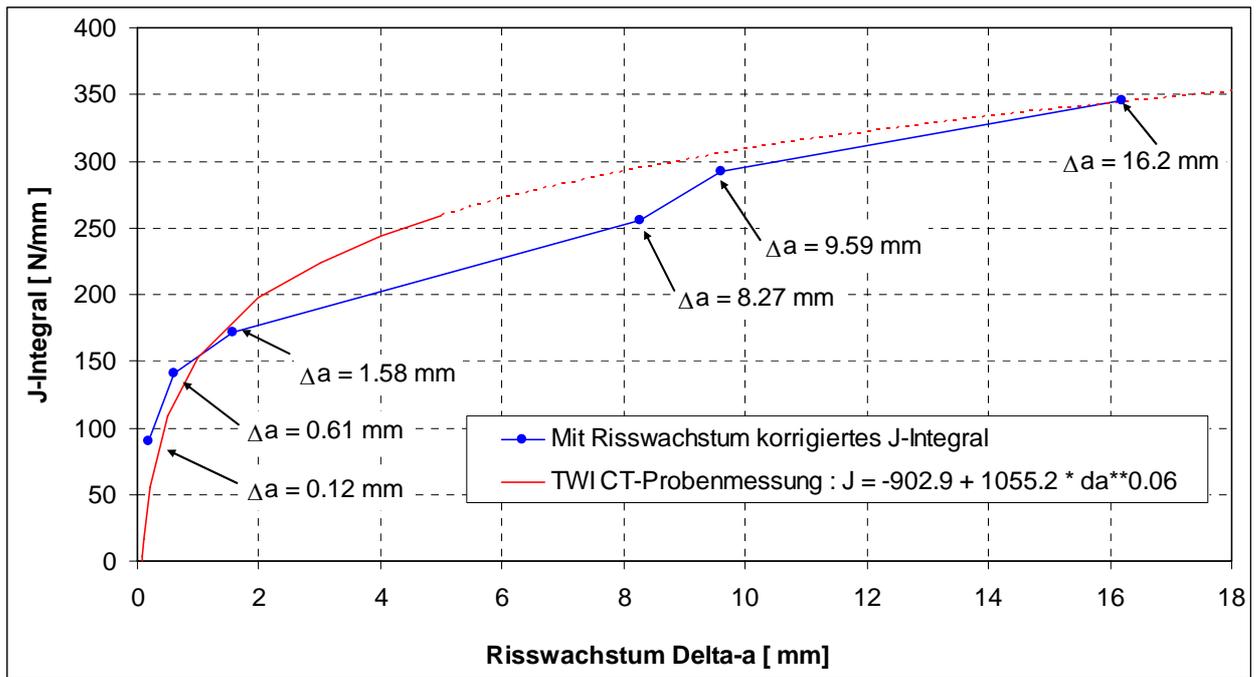


Abb. 3.18: ADIMEW - Vergleich der Risswiderstandskurve von Kleinproben mit der des Versuchskörpers

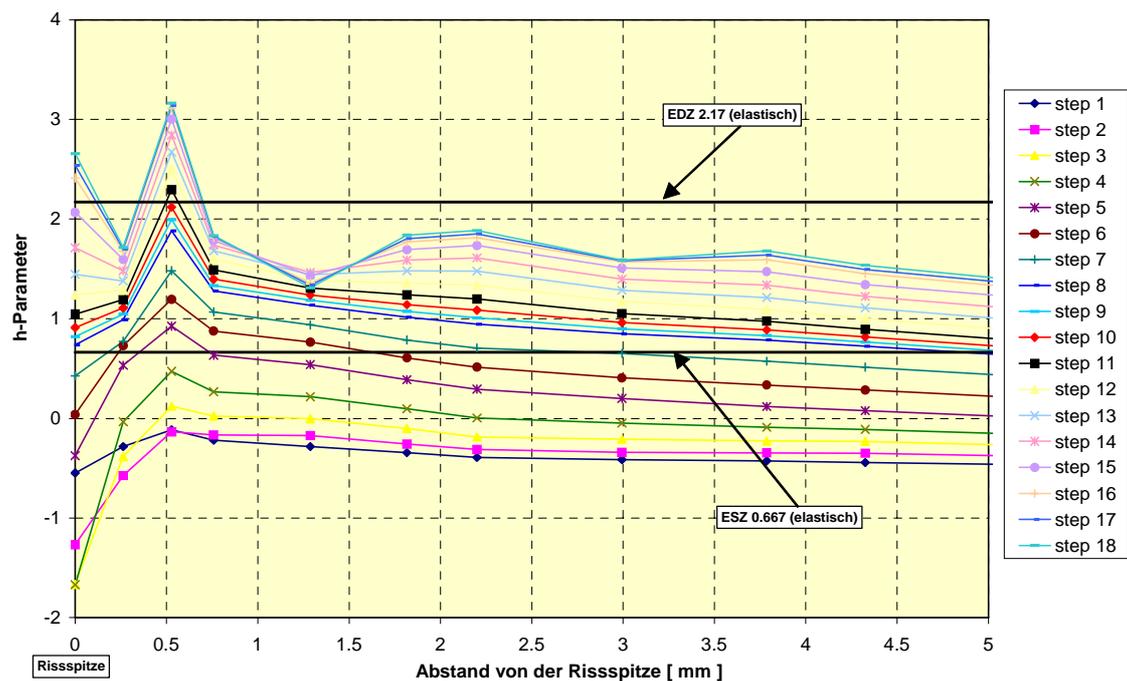


Abb. 3.19: ADIMEW-- Spannungsmehrrachsigenfaktor $h = \frac{\sigma_m}{\sigma_v}$ auf dem Ligament am tiefsten Punkt der Rissfront des Versuchskörpers

4 Untersuchungen zu einem BIMET-Versuch⁴

4.1 Kurzbeschreibung des BIMET 01-Experiments

Das BIMET-Projekt wurde im 4. Rahmenprogramm der EU durchgeführt. Es beinhaltet zwei Biegeversuche an Rohrleitungen mit jeweils einer Mischnaht, die bei EdF in Les Renardieres im Oktober 1998 bzw. September 1999 stattfanden. Im weiteren Verlauf wird der zeitlich zuerst durchgeführte mit BIMET 01 bezeichnete Versuch betrachtet. Der prinzipielle Aufbau und die Testdurchführung waren dem ADIMEW-Test (siehe Kapitel 3) sehr ähnlich, aber von den Dimensionierungen her kleiner (siehe Abb. 4.1). Die etwa 2.5 m lange Rohrleitung hatte einen Außendurchmesser von 168 mm und eine Wanddicke von 25 mm. Die Mischnaht wurde nach französischen Spezifikationen zwischen dem Austeniten 304 L und dem Ferriten SA 508 hergestellt. Der schematische Aufbau ist ebenfalls in Abb. 4.1 dargestellt. Die durch Funkenerosion eingebrachte Außenkerbe in der Pufferung, etwa 1.1 mm von der ferritischen WEZ entfernt, hatte eine Tiefe von 12.3 mm in der Projektionsebene des Rohrquerschnitts bei einer Breite von 0.26 mm und verlief parallel zur Verbindungsnaht. Im Versuch erfolgte bei Raumtemperatur eine verformungsgesteuerte Vier-Punkt-Biegung mit einer Geschwindigkeit von 1 mm/Minute bis zu einer maximalen Lastpunktverschiebung von 35.1 mm, was einer gemessenen Last von 578 kN bzw. einem Biegemoment von 188 kNm entsprach. Im Experiment fand die Rissinitiierung bei einem Biegemoment zwischen 148 und 168 kNm statt /COR 00/. Die anschließende zerstörende Untersuchung ergab ein duktilen Risswachstum von etwa 2.4 mm, wobei der Riss ähnlich wie im Versuch ADIMEW etwa in der senkrechten Querschnittsfläche in Richtung der Grenzfläche zwischen Pufferung und WEZ lief (siehe Abb. 4.2). Weitere Informationen zum Experiment und begleitenden Analysen sind in /FAI 01/ und /COR 00/ zu finden.

⁴ BIMET – Structural Integrity of Bi-Metallic Components

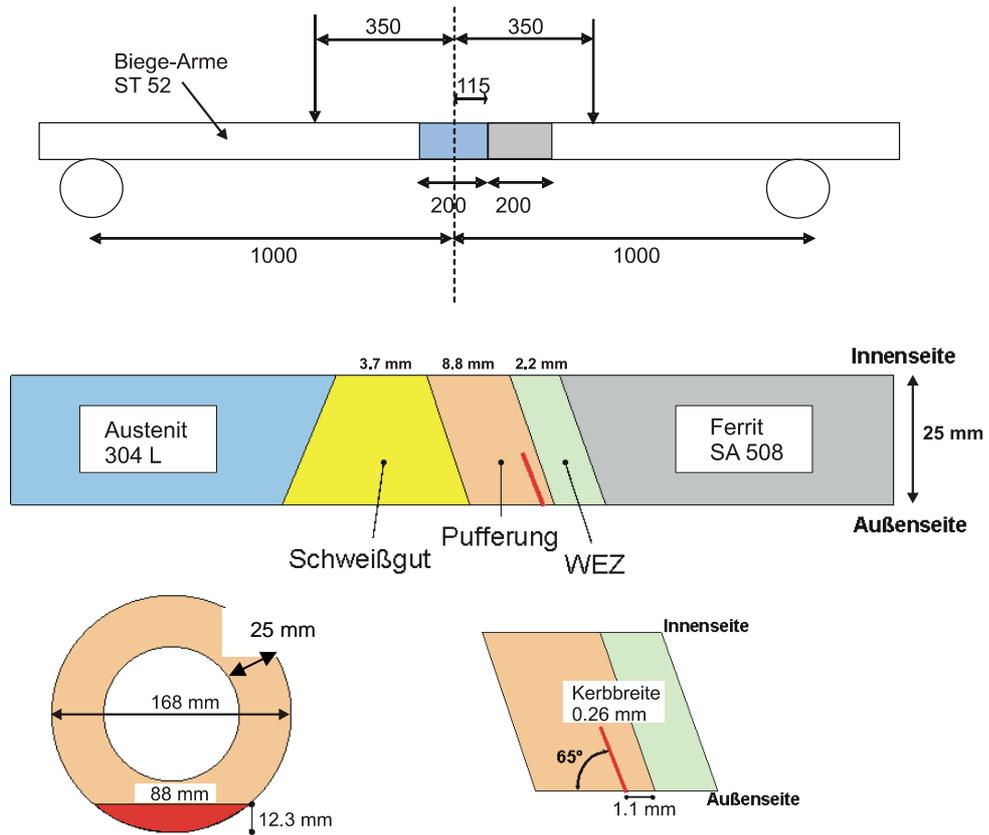


Abb. 4.1: Schematische Darstellung des BIMET-01 Experiments.

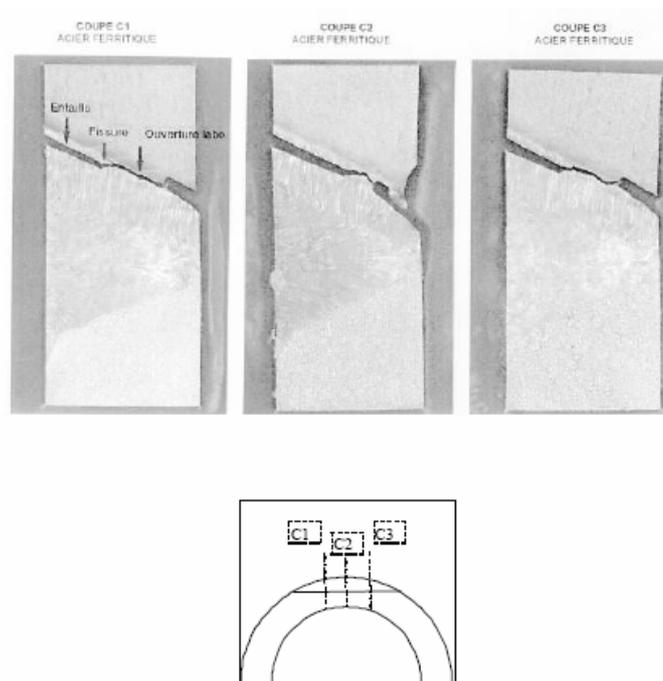


Abb. 4.2: Risserweiterung im BIMET-01 Experiment (aus /FAI 01/).

4.2 GRS-Analysen zum Experiment BIMET-01

Das bereits im Kapitel 3 beschriebene flexible drei-dimensionale Finite-Elemente-Modell wurde an die Geometrie- und Materialbereichsgrößen des BIMET-01 Versuches angepasst und damit wurden dann kraftgesteuerte Analysen durchgeführt. Für die Materialbereiche Austenit, Schweißgut, Pufferung und Ferrit wurden die in einer BIMET-Arbeitsgruppe ermittelten Spannungs-Dehnungskurven eingesetzt (siehe Abb. 4.3). Im Schweißgut zeigte sich eine Abnahme der Streckgrenze vom Wurzelbereich zur Außenseite der Rohrleitung hin. In den Analysen wurde der Wert des Wurzelbereichs eingesetzt. Für die WEZ lagen keine gemessenen Spannungs-Dehnungskurven vor. Hier wurden in den Rechnungen die Werte des Ferriten eingesetzt. Die Materialkurve der Lastarme aus dem Standardwerkstoff ST 52 wurde in einer Parameterstudie variiert, da unterschiedliche Angaben zur Streckgrenze vorhanden sind und dies einen erheblichen Einfluss auf das globale Last-Verformungsverhalten hat. In Abb. 4.3 ist für diesen Werkstoff einer der Varianten basierend auf Angaben aus /COR 00/ dargestellt.

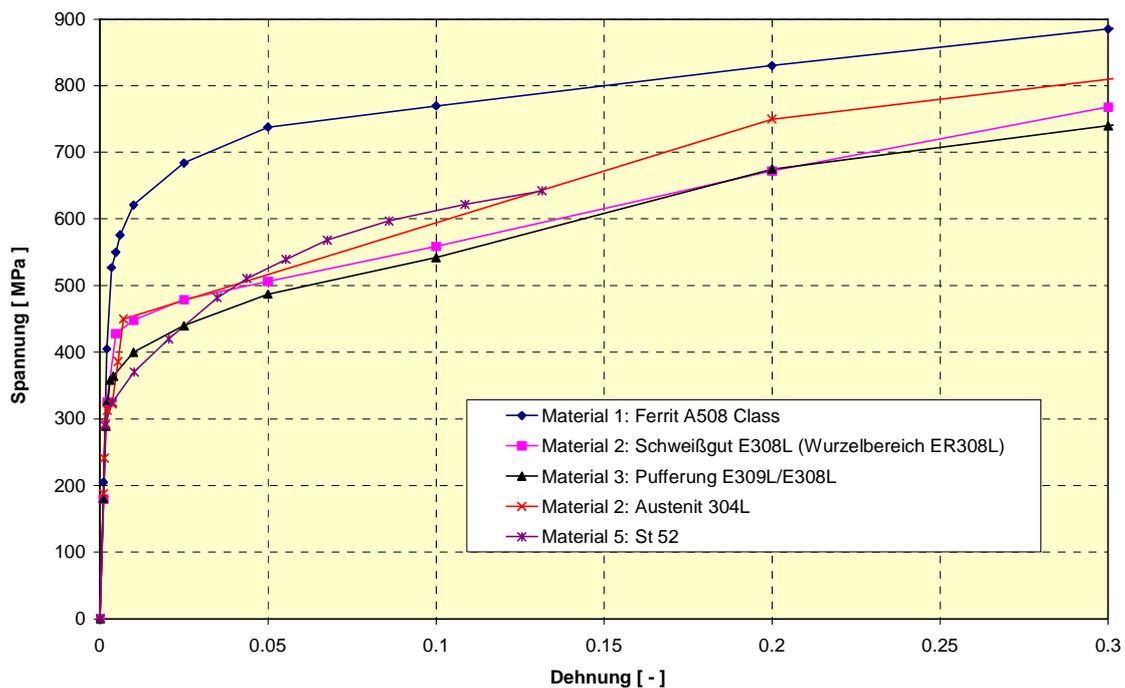


Abb. 4.3: BIMET - Spannungs-Dehnungskurven für die Analysen zum BIMET-01 Versuch

In Abb. 4.4 ist die berechnete Lastpunktverschiebung an den Kraftereinleitungsstellen als Funktion der Kraft vergleichend zum Experiment dargestellt. Die vier Analysen unter-

scheiden sich insbesondere in den eingesetzten Materialkurven für die Lastarme aus dem Werkstoff St 52. In der mit Rechnung 2 bezeichneten Kurve wurden die Lastarme mit elastischem Materialmodell simuliert, da zu Beginn nur die Pretest Daten mit einem Elastizitätsmodul zugänglich waren und in der Versuchsbeschreibung stand, dass das Material für die Lastarme so gewählt wäre, dass nur elastisches Verhalten auftritt. Später waren dann genauere Daten für den ST 52 verfügbar. In den Rechnungen 3 und 4 wurde der St 52 mit einem elastoplastischen Materialverhalten mit gleichem Elastizitätsmodul und einer Streckgrenze von 345 MPa simuliert und schließlich in der mit Rechnung 5 bezeichneten Analyse, das in Abb. 4.3 dargestellte Materialverhalten aus /COR 00/ eingesetzt mit einer Streckgrenze von 324 MPa. Erst mit diesen Werten wurde das Last-Verformungsverhalten gut getroffen. Das nicht lineare Materialverhalten der Lastarme hat somit im BIMET 01 Versuch einen wesentlichen Einfluss, denn erhebliche Teile der Lastarme plastifizieren (siehe Abb. 4.5). Es gab in den Rechnungen noch andere Änderungen in den Materialkurven sowie in der Modellierung der Kräfteinleitung und den Auflagern, aber sie hatten auf das globale Verformungsverhalten so gut wie keinen Einfluss.

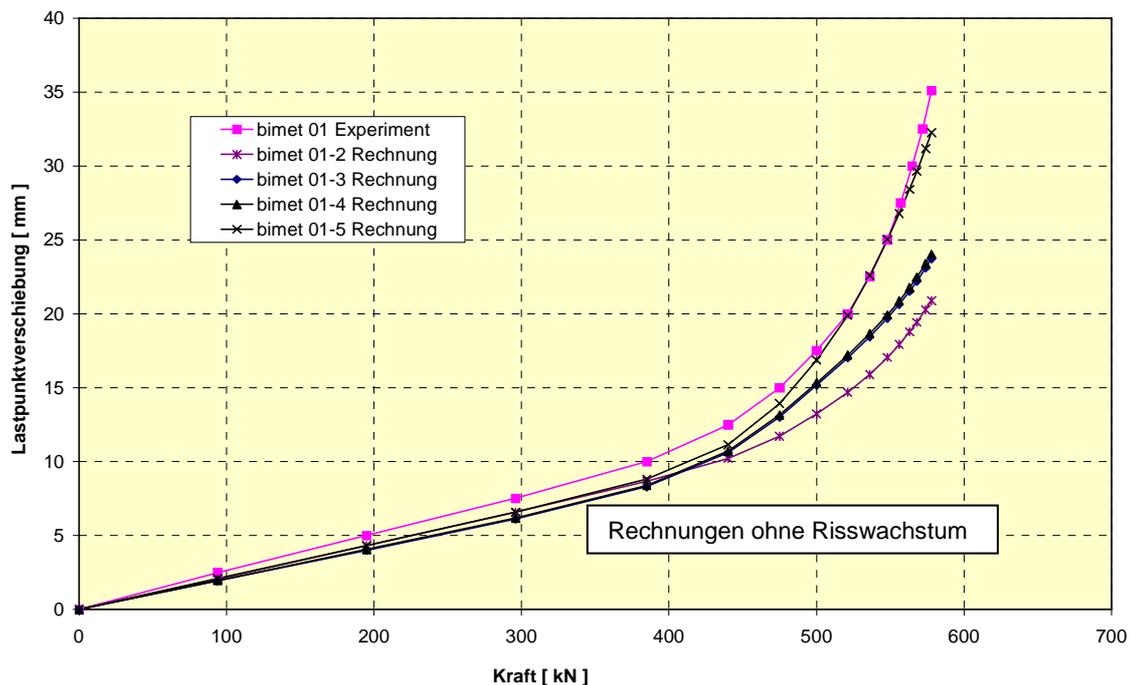


Abb. 4.4: Vergleich der Last-Verformungskurven zwischen Experiment und Analysen für BIMET 01

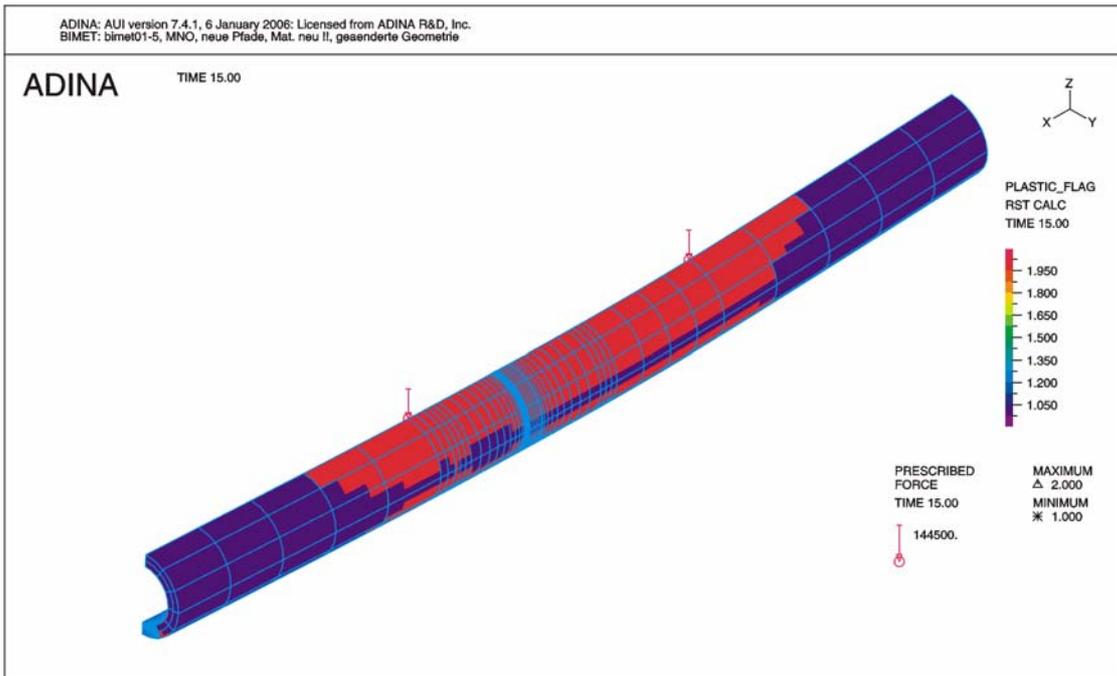


Abb. 4.5: Plastische Zone des BIMET 01 Versuchskörpers bei der maximalen Last von 578 kN

Die Rissmaulöffnung als ein Maß für die Rissbeanspruchung, ähnlich dem J-Integral, wird von der Analyse ohne Risswachstum bis zum Einsetzen der Risserweiterung im Experiment recht gut getroffen, wie Abb. 4.6 zeigt. Das Streuband in der Grafik markiert den Beginn der stabilen Risserweiterung im Experiment.

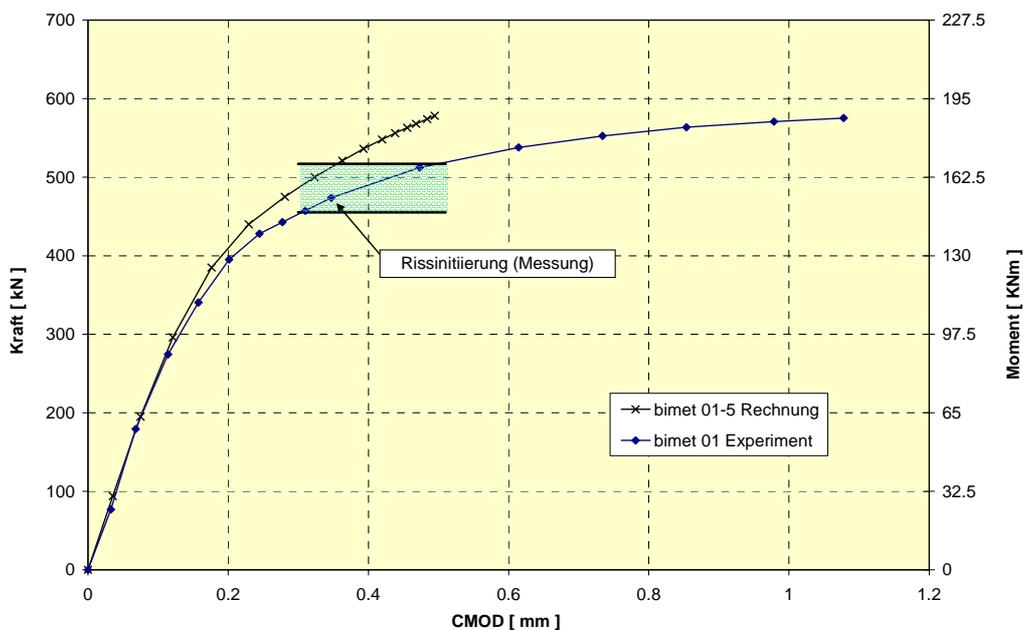


Abb. 4.6: BIMET 01: Vergleich der Rissmaulöffnung zwischen Experiment und Analyse

Eigenspannungen wurden in den Analysen nicht berücksichtigt. Laut Messungen der BIMET Arbeitsgruppe lagen die Axialspannungen, also die Rissöffnende Komponente in der Pufferung an der Rissspitzenposition mit etwa 60 MPa auf sehr niedrigem Niveau.

Das über die virtuelle Verschiebungsmethodik berechnete J-Integral wurde für 10 verschiedene Auswertungsbereiche berechnet, die vom Elementverlauf identisch mit denen der ADIMEW Analysen sind, aber andere metrische Ausdehnungen haben (siehe Abb. 3.9). Wiederum beinhalten die Bereiche 1-4 keinen Grenzflächenanteil zwischen Pufferung und WEZ und es wurden vergleichbar zur Vorgehensweise in Kapitel 3.2 verschiedene virtuelle Verschiebungsrichtungen ausgewertet. Abb. 4.7 und 4.8 zeigen die Wegabhängigkeitsstudie für den virtuellen Verschiebungswinkel von 65° , d. h. die virtuelle Risserweiterung verläuft parallel zur Grenzfläche Pufferung/WEZ, und von 98° , d. h. die virtuelle Risserweiterung verläuft in etwa in der Querschnittsfläche auf die Grenzfläche Pufferung/WEZ zu. Zu erkennen ist wiederum der Einfluss der Grenzfläche auf die Wegabhängigkeit, wenn der Verschiebungsvektor nicht parallel zur Grenzfläche verläuft. In Abb. 4.9 sind die J-Integralwerte des größten Bereichs der komplett in der Pufferung liegt als Funktion der virtuellen Verschiebungsrichtung dargestellt. Ähnlich wie in den Analysen zum ADIMEW-Versuch zeigt sich auch im BIMET-Versuch, dass die maximalen J-Werte nicht für den Verschiebungswinkel 65° erreicht werden sondern für größere Winkel, was sich auch im Versuch zeigte, in dem das Risswachstum etwa in die 90° Richtung stattfand. Demnach scheint sich das J-Integral, in das Spannungs- und Dehnungszustand einfließen, zur Einschätzung der Risswachstumsrichtung zu eignen. Abb. 4.10 zeigt, dass der Dehnungszustand für eine derartige Einschätzung nicht geeignet ist, denn die Rissausbreitungsrichtung verläuft nicht in Richtung der höchsten Dehnungskonzentration, die sich von der Risspitze ausgehend auf der Pufferungsseite zum Schweißgut hin ausbildet, sondern verläuft eher senkrecht zu der aus der Biegung stammenden Hauptspannung in Rohrachsenrichtung.

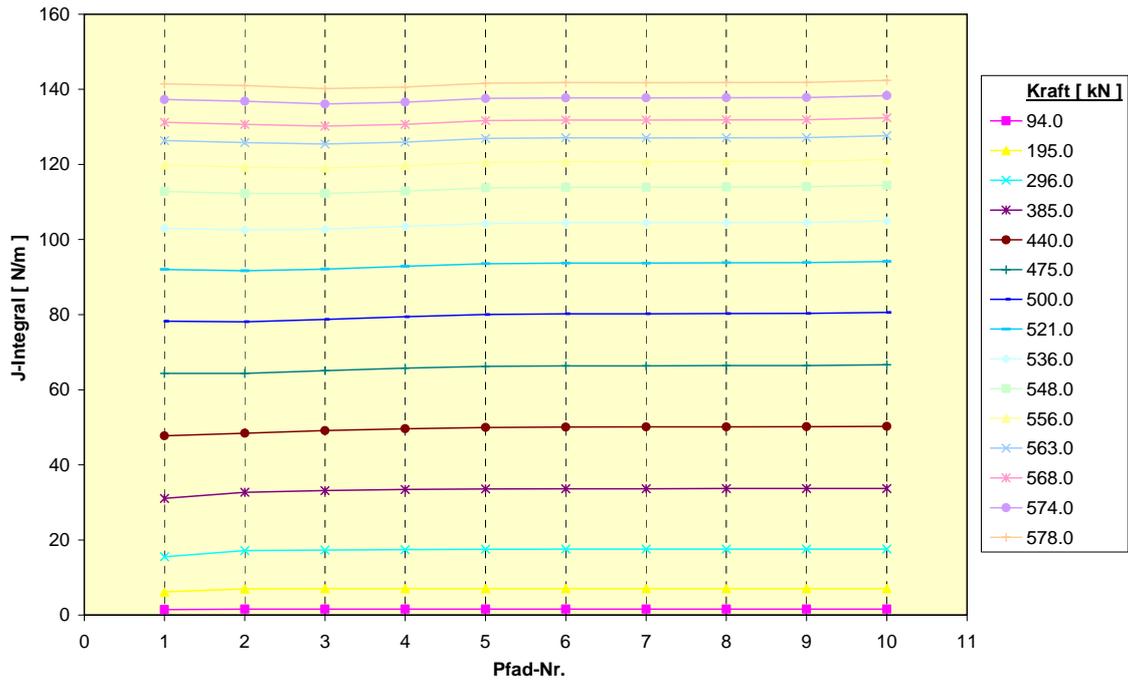


Abb. 4.7: BIMET01 - Pfadabhängigkeit der J-Integrale für den virtuellen Verschiebungswinkel 65° (parallel zur Materialgrenze zwischen Pufferung und Wärmeeinflusszone)

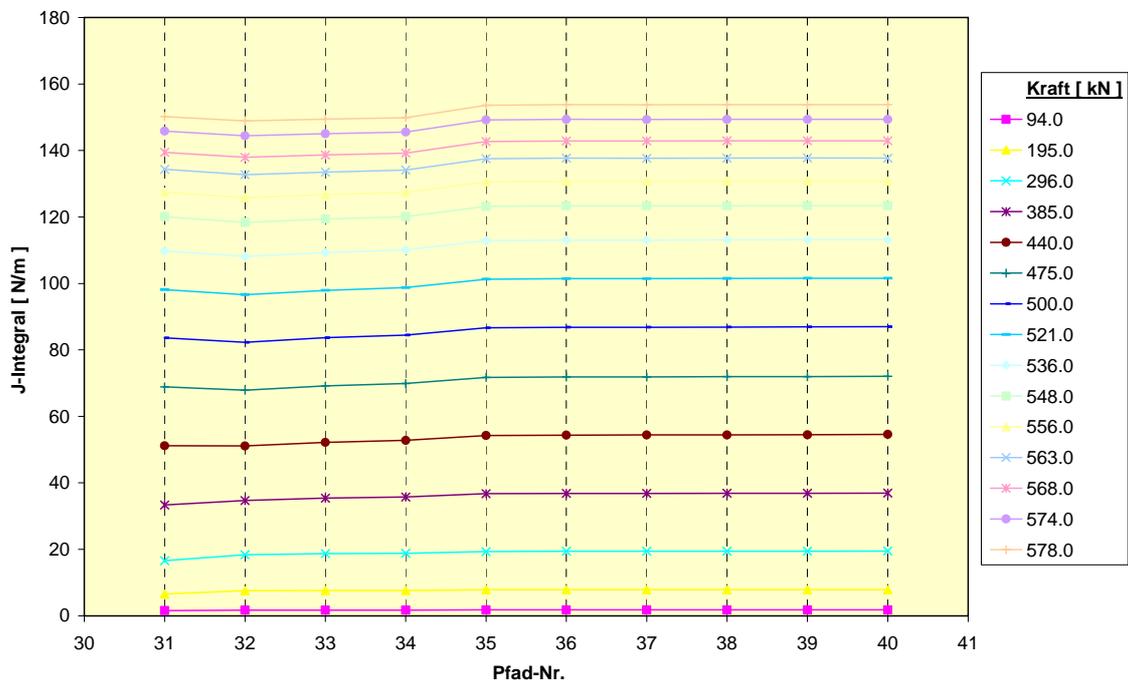


Abb. 4.8: BIMET01 - Pfadabhängigkeit der J-Integrale für den virtuellen Verschiebungswinkel 98° (in Richtung Materialgrenze zwischen Pufferung und Wärmeeinflusszone)

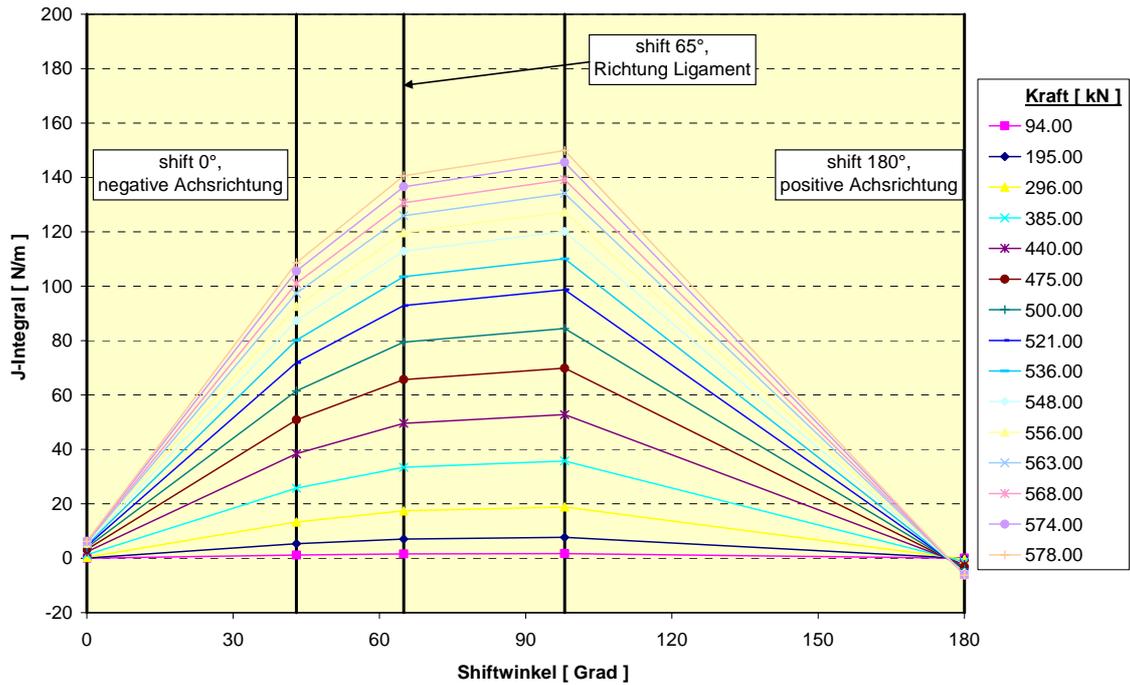


Abb. 4.9: BIMET01 - J-Integrale als Funktion der Richtung der virtuellen Verschiebung für die größten Pfade in der Pufferung

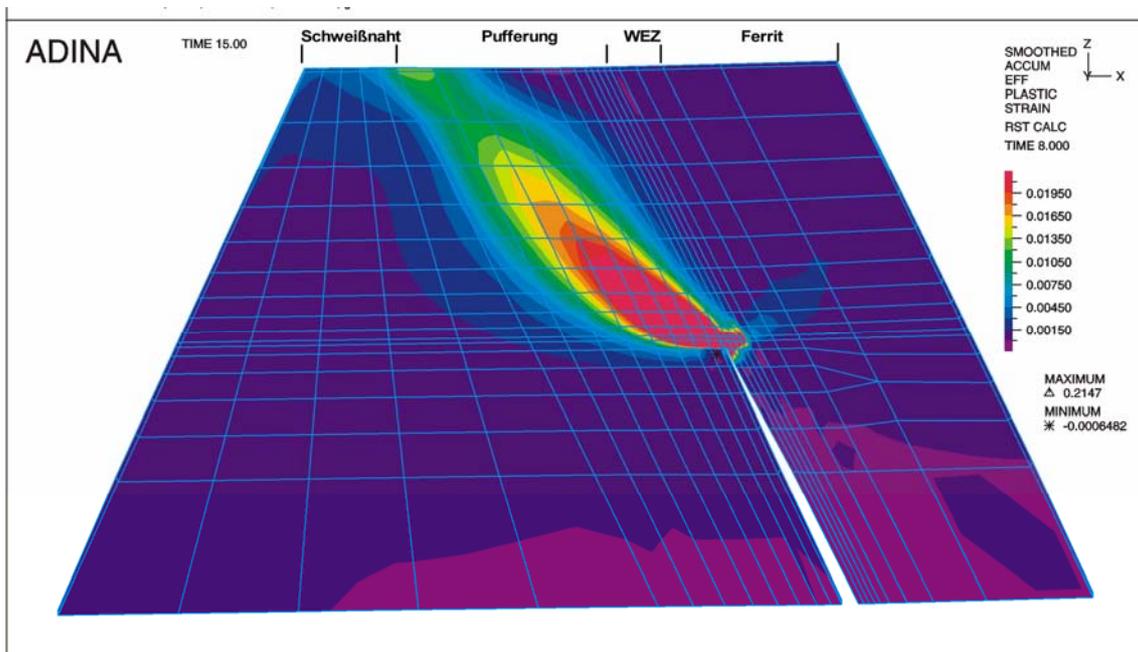


Abb. 4.10: BIMET 01: Akkumulierte plastische Dehnung an der Risspitze bei einer Last von 169 kNm.

Der in BIMET an Kleinproben gemessene Rissinitiierungswert J_i wurde mit 100 N/mm angegeben. Dieser J-Integralwert wird für die virtuelle Risserweiterung mit 98° Winkel bei einer Kraft von etwa 520 kN bzw. einem Biegemoment von etwa 170 kNm erreicht. Dieser Werte liegt an der Obergrenze der im Experiment gemessenen Initiierungsbandbreite von etwa 150 - 170 kNm (siehe Abb. 4.6) und auch im Streuband der berechneten Initiierungslasten anderer internationaler Analysen, die im Rahmen von BIMET durchgeführt wurden /COR 00/.

Weiterhin zeigen die Analysen, dass bei der berechneten Initiierungslast von etwa 520 kN die Vergleichsspannungen im Ligamentbereich bis auf einen kleinen Bereich nahe der Rohrrinnenoberfläche oberhalb der Streckgrenze für die Pufferung liegen (siehe Bild 4.11).

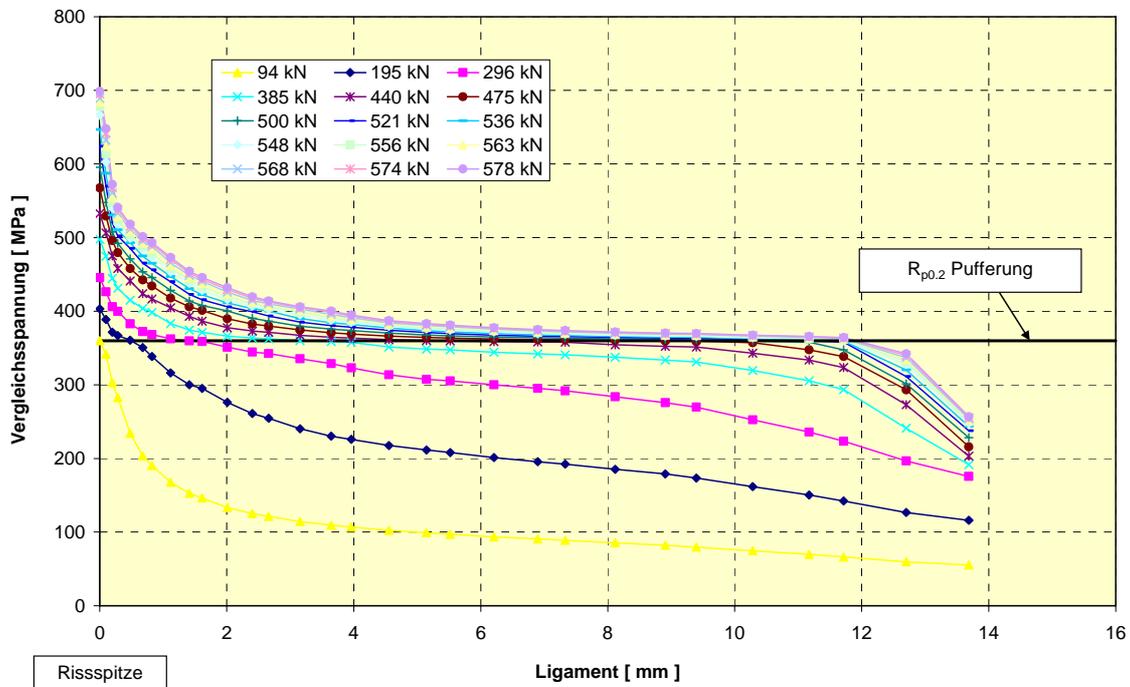


Abb. 4.11: BIMET01 - Vergleichsspannungsverteilung auf dem Ligament am tiefsten Risspunkt für verschiedene Belastungen

5 Vereinfachte Analysemethodik und Bewertung von Unsicherheiten

In diesem Arbeitspunkt wurden Untersuchungen zur plastischen Versagenslast von rissbehafteten Rohrleitungen mit Festigkeits-Mismatch unter Zuglast durchgeführt. Die Ergebnisse aus der Anwendung einer vereinfachten Methodik wurden mit denen der komplexeren Finite-Elemente Berechnung verglichen. Weiterhin wurde mit probabilistischen Analysen die Auswirkung von Unsicherheiten der geometrischen Abmessungen, der Materialkenngrößen und der Risstiefe auf die Versagenslast abgeschätzt. Schließlich wurden auch noch die Möglichkeiten zur Berücksichtigung von Eigenspannungen in den Finite-Elemente Analysen erprobt.

5.1 Vergleichende Untersuchungen zur plastischen Grenzlast

5.1.1 Vorbemerkungen

In den letzten Jahren wurden einige vereinfachte Verfahren zur Bearbeitung von Fragestellungen von Festigkeits-Mismatch entwickelt bzw. erweitert. Von Festigkeits-Mismatch spricht man, wenn sich die Streckgrenzen zweier benachbarter Werkstoffbereiche unterscheiden. Ein gängiges Beispiel hierfür sind Schweißverbindungen. Wenn die Streckgrenze des Schweißguts oberhalb der Streckgrenze des Grundwerkstoffs liegt, spricht man von "Overmatching", umgekehrt von "Undermatching".

Befindet sich ein Riss in der Nähe einer Grenzschicht zweier Materialien mit unterschiedlichen Streckgrenzen, so wird dadurch die Größe und Form der plastischen Zone an der Rissspitze je nach Grenzschichtnähe und Mismatchverhältnis mehr oder weniger stark abweichen von der Form, die bei homogenen Material auftreten würde und somit auch das Rissverhalten als Antwort auf die Beanspruchung. Abb. 5.1 zeigt schematisch die Spannungs-Dehnungskurven und die plastische Zonenausbildung einer Standardprobe bei einem "Overmatching".

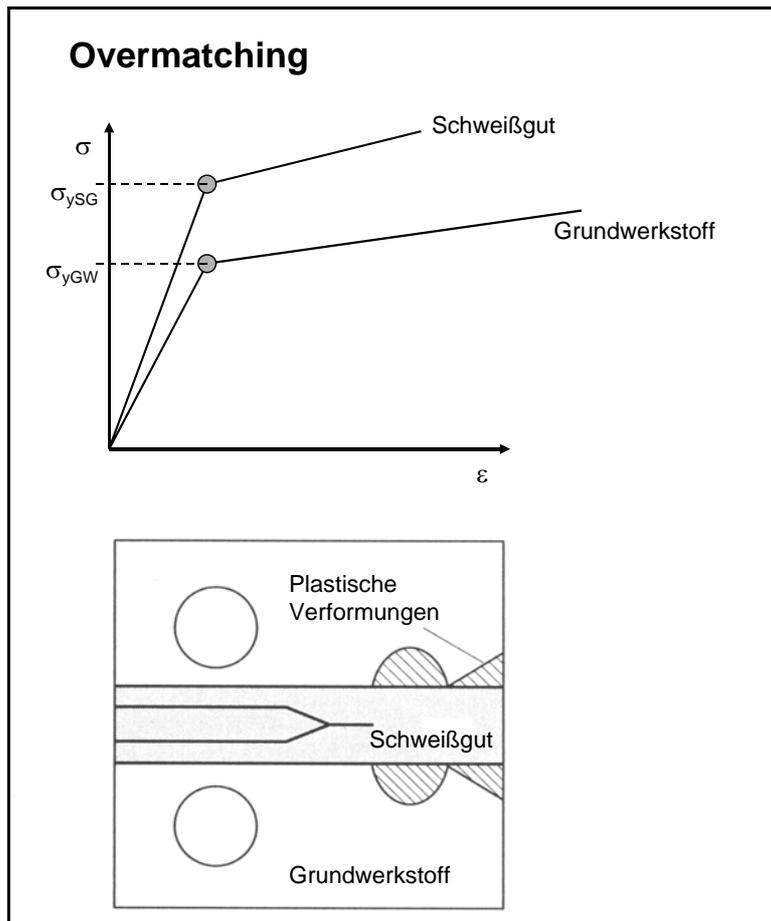


Abb. 5.1: Schematische Darstellung für "Overmatching".

Die Erweiterungen in den vereinfachten Verfahren behandeln jedoch lediglich die Bewertung für zwei verschiedene Werkstoffe unter idealisierten Lastbedingungen und nicht die realen Lastbedingungen sowie die weitaus komplexere Materialabfolge, wie sie in einer Mischnahtverbindung auftreten. Der Vergleich der Ergebnisse zwischen Finite-Elemente Verfahren und vereinfachter Methodik beschränkt sich deshalb auf idealisierte Bedingungen.

Der in der GRS verfügbare R-Code Version 4.2 und die Dokumentation der R6-Methodik /BRI 00/ ermöglicht prinzipiell Bewertungen von Konfigurationen mit Festigkeits-Mismatch. Sie sind allerdings nicht standardmäßig enthalten, sondern müssten entweder über eine Benutzer-Routine integriert werden oder aber über modifizierte Materialkennwerte auf der Basis der Grenzlaster für homogenen Werkstoff untersucht werden /GRA 05/. Auch eine direkte probabilistische Untersuchung von Unsicherheiten mit verteilten Parametern ist im R-Code nicht möglich. In der SINTAP Prozedur /GKS 99/ ist eine Beschreibung zur Bewertung von Konfigurationen mit Festigkeits-Mismatch

über ein Failure-Assessment-Diagramm (FAD) enthalten. Die FAD Prozedur folgt im Prinzip der R6 Philosophie, in dem das Versagen eines rissbehafteten Bauteils durch das Erreichen der plastischen Grenzlast oder durch Überschreitung eines bruchmechanischen Kennwertes eintritt. Für eine gegebene Geometrie und Lastbedingung ergibt sich ein Koordinatenpunkt im effektiven Last-Spannungsintensitätsfaktor-Raum [L-R; K-R] (siehe Abb. 5.2). Innerhalb des grünen Bereichs ist nicht mit Versagen und innerhalb des roten Bereiches ist mit Versagen zu rechnen. Die beiden Bereiche werden durch die Versagenskurve (FAD-Kurve) getrennt.

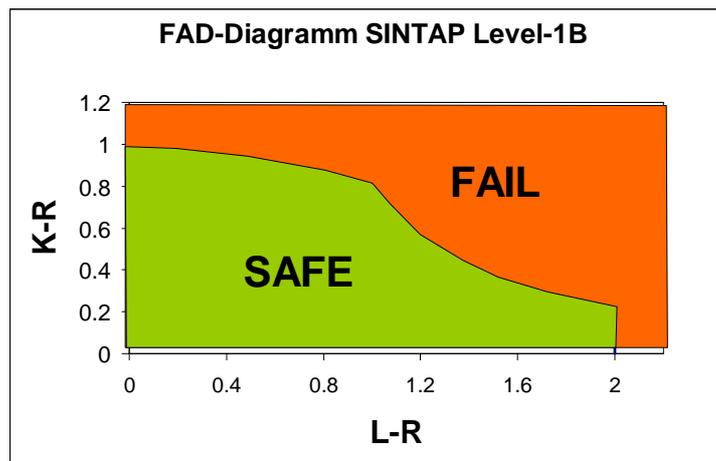


Abb. 5.2: Schematische Darstellung des Failure-Assessment-Diagramms

Um eine solche Bewertung vornehmen zu können werden für die jeweiligen Geometrie- und Lastbedingungen Lösungen zur plastischen Grenzlast und eine Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors K benötigt.

Der im RS 1127 entwickelte Prototyp des Programms PROST (Probabilistische Strukturberechnung) zur Berechnung der Strukturzuverlässigkeit enthält eine FAD basierte Versagensbewertung von Rohrleitungen nach der SINTAP Level 1-B Prozedur für homogene Werkstoffe und ermöglicht probabilistische Untersuchungen von Unsicherheiten über verteilte Parameter /GRE 04/. Davon ausgehend wurde in diesem Vorhaben ein modifiziertes PROST Modul entwickelt, das die SINTAB Level 1-B Prozedur zur Bewertung von Festigkeits-Mismatch Problemen enthält. Ein wesentlicher Punkt ist die Verfügbarkeit von Lösungen zur plastischen Grenzlast. Eine sehr umfassende Sammlung solcher Lösungen für Standardgeometrien wurden von dem GKSS Forschungszentrum im Rahmen der ETM-Methode veröffentlicht /GKS 97/. Sie beinhaltet auch Lösungen für innen liegende Rohrumfangsriss an der Grenzfläche zwischen Schweißgut und Grundwerkstoff unter Zugbelastung in Abhängigkeit der Schweißnahtdicke. Für

diese Konfiguration wurden exemplarisch die nachfolgenden Untersuchungen durchgeführt.

In einem ersten Schritt wurden die angegebenen Lösungen zur plastischen Grenzlast mit den Ergebnissen von Finite-Elemente Berechnungen verglichen.

5.1.2 Finite-Elemente Modell zur Berechnungen der plastischen Grenzlast

Es wurde ein rotationssymmetrisches Finite-Elemente Modell einer Rohrleitung erstellt (siehe Abb. 5.3). Für die geometrischen Abmessungen von Innenradius und Wanddicke wurden mit 175.5 mm und 51 mm die Werte aus dem ADIMEW Probekörper (siehe Abb. 3.2) übernommen. Das Modell besteht zunächst aus der Materialabfolge Grundwerkstoff (hier Ferrit) - Schweißgut - Grundwerkstoff. In der von oben aus gesehenen ersten Werkstoffgrenzfläche befindet sich der innen liegende Umfangsriss, dessen Tiefe variiert werden kann. Die Grundwerkstoffbereiche erstrecken sich jeweils über eine Länge von 250 mm, so dass sich die gesamte Modelllänge aus 500 mm plus der Breite der Schweißnaht ergibt, deren Wert variabel gewählt werden kann. In den Untersuchungen wurden Schweißnahtbreiten von 12.5 mm, 25 mm und 50 mm berücksichtigt. In Voruntersuchungen wurden unterschiedliche Gesamtmodelllängen betrachtet. Ab einer Länge von 500 mm zeigte sich kein signifikanter Einfluss mehr auf die Spannungszustände in der Rissumgebung.

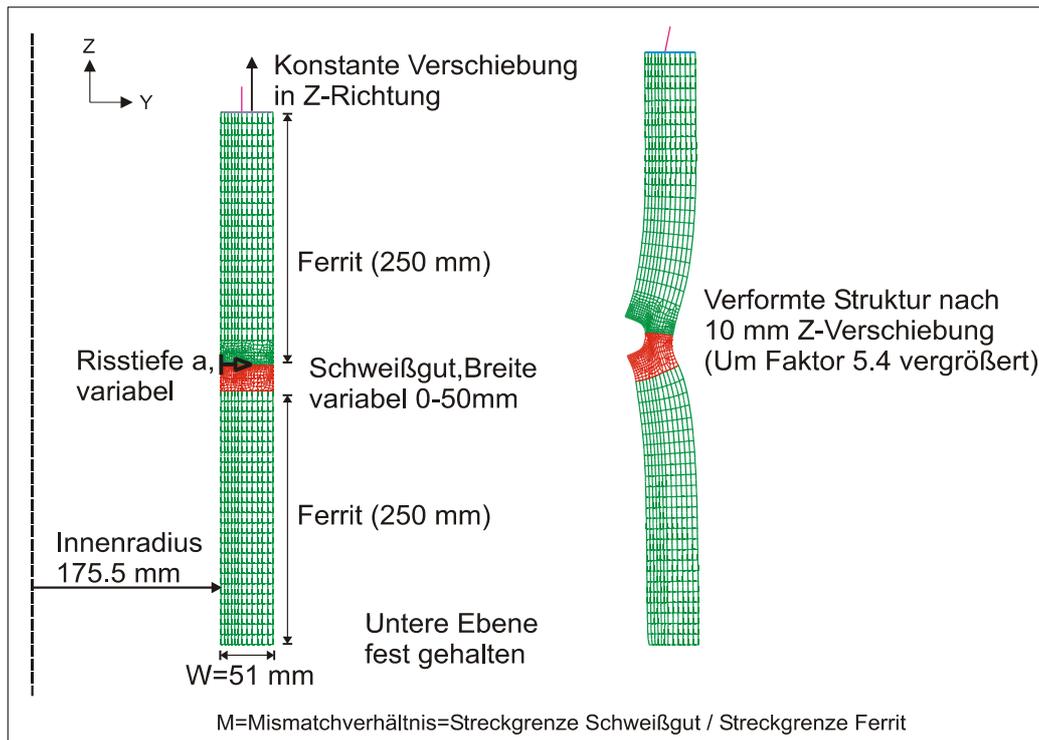


Abb. 5.3: Rotationssymmetrisches Finite-Elemente Modell für Mismatch Berechnungen

Da hier Berechnungen zur plastischen Grenzlast durchgeführt werden, wurde die Belastung verschiebungskontrolliert aufgebracht. Zur Simulation einer Zuglast wurde die obere Kante des Modells konstant nach oben (Z-Richtung) verschoben, wobei die untere Kante festgehalten wurde. Die daraus resultierende Kraft an der oberen Kante entspricht der Zuglast, die das Rohr erfährt.

Die plastische Grenzlast in der Finite-Elemente Analyse ist erreicht, wenn eine weitere Verschiebungserhöhung keine Krafterhöhung zur Folge hat. Um die Ergebnisse mit den angegebenen plastischen Grenzlasten der ETM-Methodik zu vergleichen wurde für beide Werkstoffe ein idealplastisches Werkstoffverhalten angesetzt. Der Ferrit wurde in den Basisrechnungen mit einem Elastizitätsmodul von 231.5 GPa und einer Ersatzstreckgrenze ($R_{p0.2}$) von 463 MPa und das Schweißgut mit 115 GPa und 230 MPa angenommen, was in etwa den Werten des Ferriten und des Schweißgutmaterials im ADIMEW Test bei 300° C entspricht. Dies entspricht einer "Undermatching" Konfiguration mit einem Mismatchverhältnis $R_{p0.2}\text{-Schweißgut}/R_{p0.2}\text{-Ferrit}$ von etwa 0.5. Betrachtet wurden auch noch Konfigurationen mit einem Mismatchverhältnis von etwa 0.72 in dem die Ersatzstreckgrenze des Schweißgutes auf 335 MPa und das Elastizitätsmodul auf 167.5 GPa hoch gesetzt wurden (siehe auch Tab. 5.1).

Tab. 5.1: Untersuchte Mismatch-Konfigurationen mit idealplastischem Materialverhalten

Mismatchverhältnis	Werkstoff	E-Modul [GPa]	Streckgrenze [MPa]
0.5	Ferrit	231.5	463
	Schweißgut	115	230
0.72	Ferrit	231.5	463
	Schweißgut	167.5	335

Weiterhin wurden mit 25.5 mm und 10.2 mm auch noch zwei verschiedene Risstiefen betrachtet. Sie entsprechen einem a/W von 0.5 bzw. 0.2 (a = Risstiefe, W = Wanddicke) und mit 12.5 mm, 25 mm und 50 mm noch 3 Variationen für die Schweißnahtbreite. Neben diesen 12 Berechnungen wurden auch noch vergleichende Berechnungen für dieselbe Risskonfiguration mit homogenem Material nur Ferrit oder Schweißgut durchgeführt.

In Abb. 5.4 sind exemplarisch die Lastverschiebungskurven der Berechnungen mit einer Risstiefe von 25.5 mm ($a/W = 0.5$) und einem Mismatchverhältnis von 0.72 für heterogene Werkstoffkombination mit verschiedenen Schweißnahtbreiten und für homogene Werkstoffkonfiguration dargestellt. Die berechneten Lastwerte enthalten den Modellfaktor 2π , weil das FE-Modell in Rohrumfangsrichtung den Winkel 1 rad darstellt. Die mm-Angaben in der Legende bezeichnen die Schweißnahtbreite. Gut zu erkennen sind die plastischen Grenzlasten, bei denen die Kurven in der Waagerechten verlaufen, d.h. für eine weitere Verschiebungserhöhung ist keine Lasterhöhung mehr notwendig. Äquivalent zeigt Abb. 5.5 die zugehörigen J-Integralwerte für eine Rissausbreitung in Y-Richtung, berechnet mit der virtuellen Verschiebungsmethodik für einen repräsentativen Pfad, der in etwa 6 mm Entfernung die Risspitze umläuft. Die für verschiedene Auswertebereiche berechneten J-Integralwerte sind wegunabhängig, weil die Materialgrenzfläche parallel zur Rissausbreitungsrichtung (Y) verläuft (siehe hierzu auch Kapitel 6). Wie zu erwarten, liegen die Werte der plastischen Grenzlast und des J-Integrals für heterogene Konfigurationen zwischen denen der Berechnungen mit homogenem Material. Für die maximal erreichbare Last bildet der Ferrit wegen seiner hohen Streckgrenze einen oberen Grenzwert und das Schweißgut durch die niedrige Streckgrenze einen unteren Grenzwert. Mit zunehmender Schweißnahtbreite nähern sich die Werte der heterogenen Konfiguration vom Ferriten ausgehend gesehen denen des

Schweißgutes an. Sie erreichen bei etwa 15.7 MN eine Sättigung. Eine weitere Erhöhung der Schweißnahtbreite über die 50 mm hinaus führt in den FE-Rechnungen nicht mehr zu niedrigeren Grenzlasten. Die plastische Grenzlast von etwa 13.4 MN bei der Berechnung mit homogenem Schweißgutwerkstoff kann nur dann erreicht werden, wenn auch der Materialbereich oberhalb des Risses aus Schweißgut besteht.

Die obigen Betrachtungen und die der nachfolgenden zwei Kapitel gelten auch für eine Materialabfolge Ferrit-Schweißgut-Austenit, solange die Festigkeit des Austeniten so hoch ist, dass die erreichte Grenzlast nicht die plastische Grenzlast des ungeschädigten austenitischen Rohrteils erreicht.

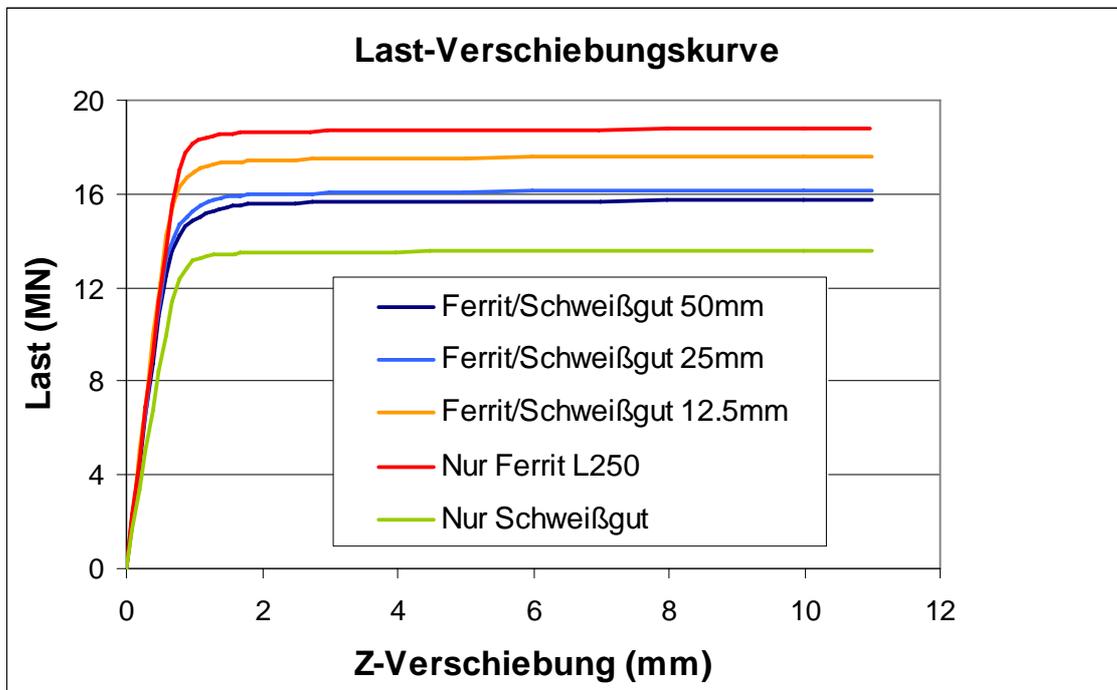


Abb. 5.4: Last-Verschiebungskurven für $a/W = 0.5$ und Mismatchverhältnis 0.72 für verschiedene Schweißnahtbreiten und homogenes Material

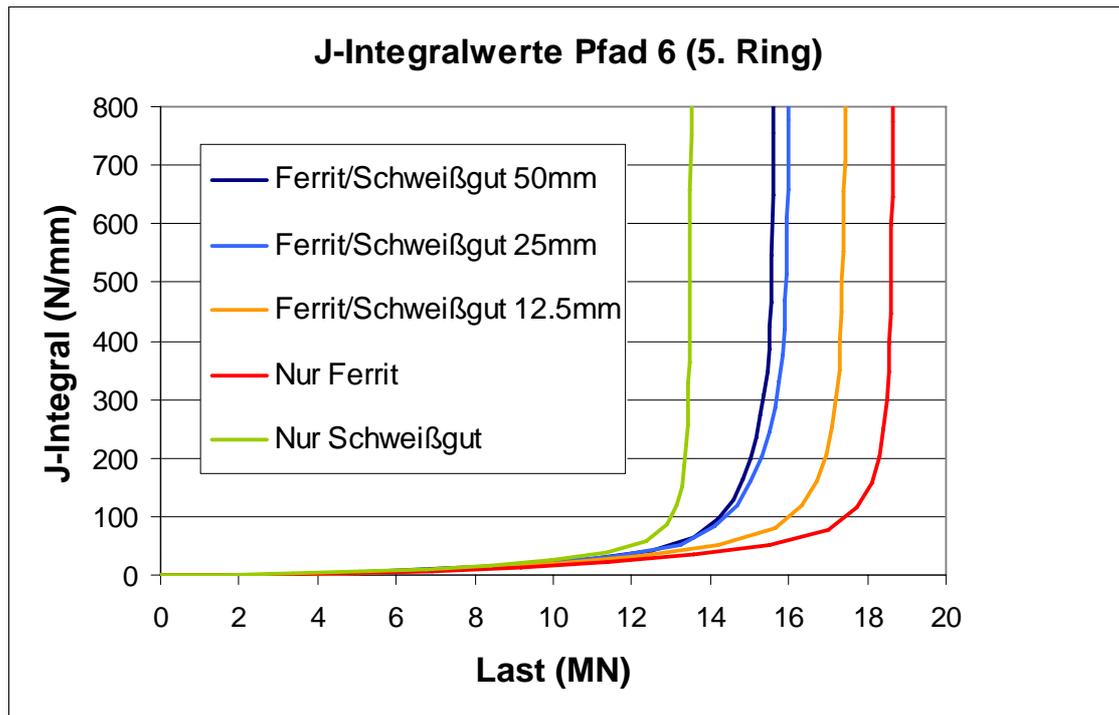


Abb. 5.5: J-Integralwerte eines repräsentativen Pfades für $a/W = 0.5$ und Mismatchverhältnis 0.72 für verschiedene Schweißnahtbreiten und homogenes Material

5.1.3 Vergleich der plastischen Grenzlasten zwischen FE-Berechnungen und vereinfachtem Verfahren

Im Rahmen der ETM-Methodik wurden Lösungen zur plastischen Grenzlast für innen liegende Rohrfumfangsrisse an der Grenzfläche zwischen Schweißgut und Grundwerkstoff unter Zugbelastung in Abhängigkeit der Schweißnahtbreite angegeben /GKS 97/. Für den hier betrachteten Fall des "Undermatching", also Streckgrenze des Grundwerkstoffs $>$ Streckgrenze Schweißgut werden dort folgende Lösungen der plastischen Grenzlast angegeben.

- Bezeichnungen:
- σ_{yB} = Streckgrenze Grundwerkstoff (hier: Ferrit)
 - σ_{yW} = Streckgrenze Schweißgut
 - $M = \sigma_{yW}/\sigma_{yB}$ = Mismatchverhältnis
 - F_{yB} = Grenzlast des Grundwerkstoffs
 - a = Risstiefe, W = Rohrwanddicke, H = halbe Schweißnahtbreite

$$\Psi = (W-a)/H$$

R_a = Außenradius des Rohres, R_i = Innenradius des Rohres

F_{yM} = Grenzlast der heterogenen Konfiguration

Mit diesen Bezeichnungen ergibt sich die Plastische Grenzlast der heterogenen Konfiguration zu:

$$F_{yM} = F_{yB} \cdot M \quad \text{für } 0 \leq \Psi \leq 2$$

$$F_{yM} = F_{yB} \cdot \min \begin{cases} 1 - (1-M) \frac{2}{\Psi} \\ M \left[1 + \frac{(\Psi-2)}{6\sqrt{3}} \right] \end{cases} \quad \text{für } 2 \leq \Psi$$

mit

$$F_{yB} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_{yB} \cdot \pi (R_a^2 - (R_i - a)^2).$$

Anstatt der Grenzlast kann auch die Grenzspannung betrachtet werden, sie ergibt sich einfach aus der Grenzlast dividiert durch die Fläche auf der sie wirkt, in diesem Fall also dividiert durch $\pi(R_a^2 - R_i^2)$. Die Tabellen 5.2a und b zeigen einen Vergleich der berechneten Grenzspannungen aus der FE-Analyse und der ETM-Methodik für homogenes Material bei einem a/W -Verhältnis von 0.5 und 0.2. Die Tabellen 5.3a-d einen Vergleich heterogener Konfigurationen für unterschiedliche Schweißnahtbreiten mit Kombinationen aus a/W Verhältnissen von 0.5 und 0.2 sowie Mismatchverhältnissen M von 0.5 und 0.72. Die Tabellen zeigen, dass die Grenzspannungen der vereinfachten Methodik in allen hier betrachteten Fällen die Grenzspannungen der FE-Berechnungen unterschreiten, d. h. konservativ gegenüber FE-Bewertungen sind. Für homogene Werkstoffe ist die Abweichung gering und beträgt im Maximum 3 %, wohingegen sich für heterogene Konfigurationen Unterschiede von bis zu 40 % ergeben. Zu erkennen ist auch, dass die Abweichungen für $a/W=0.2$ generell geringer sind als die für tiefere Risse mit einem $a/W = 0.5$.

Tab. 5.2a: Grenzspannungen für homogenes Material mit $a/W = 0.5$

	FE-Grenzspannung σ_{FE} (MPa)	ETM-Grenzspannung σ_{ETM} (MPa)	σ_{FE}/σ_{ETM} (%)
Ferrit ($R_{p0.2} = 463$ MPa)	291	284	2
SG ($R_{p0.2} = 230$ MPa)	145	141	3
SG ($R_{p0.2} = 335$ MPa)	211	205	3

Tab. 5.2b: Grenzspannungen für homogenes Material mit $a/W = 0.2$

	FE-Grenzspannung σ_{FE} (MPa)	ETM-Grenzspannung σ_{ETM} (MPa)	σ_{FE}/σ_{ETM} (%)
Ferrit ($R_{p0.2} = 463$ MPa)	439	438	0
SG ($R_{p0.2} = 230$ MPa)	218	218	0
SG ($R_{p0.2} = 335$ MPa)	318	317	0

Tab. 5.3a: Grenzspannungen für heterogene Konfiguration $a/W = 0.5$ und $M = 0.72$

Schweißnahtbreite (mm)	FE-Grenzspannung σ_{FE} (MPa)	ETM-Grenzspannung σ_{ETM} (MPa)	σ_{FE}/σ_{ETM} (%)
50	244	206	18
25	251	207	21
12.5	273	246	11

Tab. 5.3b: Grenzspannungen für heterogene Konfiguration $a/W = 0.5$ und $M = 0.5$

Schweißnahtbreite (mm)	FE-Grenzspannung σ_{FE} (MPa)	ETM-Grenzspannung σ_{ETM} (MPa)	σ_{FE}/σ_{ETM} (%)
50	185	141	31
25	200	143	40
12.5	244	214	14

Tab. 5.3c: Grenzspannungen für heterogene Konfiguration $a/W = 0.2$ und $M = 0.72$

Schweißnahtbreite (mm)	FE-Grenzspannung σ_{FE} (MPa)	ETM-Grenzspannung σ_{ETM} (MPa)	σ_{FE}/σ_{ETM} (%)
50	361	317	14
25	392	364	8
12.5	417	401	4

Tab. 5.3d: Grenzspannungen für heterogene Konfiguration $a/W = 0.2$ und $M = 0.5$

Schweißnahtbreite (mm)	FE-Grenzspannung σ_{FE} (MPa)	ETM-Grenzspannung σ_{ETM} (MPa)	σ_{FE}/σ_{ETM} (%)
50	254	218	17
25	300	297	1
12.5	387	371	4

5.2 Einfluss von Unsicherheiten auf die Bewertung

Wie bereits in Kapitel 5.1 erwähnt, wurde der im Vorhaben RS 1127 entwickelte Prototyp des Programms PROST (Probabilistische Strukturberechnung) für die hier gemachten Untersuchungen dahingehend erweitert, dass eine Versagensbewertung für Festigkeitsmismatch Probleme mit verteilten Parametern durchgeführt werden kann. Untersucht wurden Rohrleitungen mit Schweißnaht, d.h. einer Materialabfolge Grundwerkstoff-Schweißgut-Grundwerkstoff mit innen liegendem Umfangsriss an der oberen Materialgrenzfläche, wie im Kapitel 5.1.2 beschrieben, und einem elasto-plastischen Materialmodell.

Dazu wurde als Versagensbewertung die für Festigkeitsmismatch geeignete SINTAP Analyse-Ebene 2B in PROST implementiert. Dies ist eine Bewertungsprozedur über ein FAD-Diagramm. Ein Versagen tritt dann ein, wenn entweder ein bruchmechanischer Kennwert überschritten wird oder plastischer Kollaps im Restligament auftritt. Die Beschreibung zur Konstruktion der hier eingesetzten FAD-Kurve ist in /GKS 99/ zu finden. Zur Konstruktion werden die Werkstoffkenndaten von Streckgrenze, Elastizitätsmodul und Zugfestigkeit beider Materialien benötigt. Als Lösungen für die plastische Grenzlast wurden die im Kapitel 5.1.3 untersuchten Grenzlasten der ETM-Methodik eingesetzt. PROST bietet die Möglichkeit Rissgröße, Rohrgeometrie und Werkstoffkenndaten eines Materials als verteilte Parameter zu behandeln. Deshalb ist es in der, im ersten Ansatz auf Festigkeitsmismatch erweiterten, Version möglich, die Werkstoffkenndaten des Schweißgutes als verteilt anzunehmen, wobei die Werte des Grundwerkstoffs feste deterministische Größen sind. Dadurch lassen sich Unsicherheiten im Festigkeitsmismatchverhältnis behandeln. Weiterhin wurde die Schweißnahtbreite als zusätzlicher verteilter Parameter in PROST eingefügt. Nicht berücksichtigt werden konnten Verteilungen von Eigenspannungen und die Lastspannungen. Diese Erweiterungen sind im Rahmen des Vorhabens RS 1163 vorgesehen.

Zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors (K) stehen in PROST mit der K-Berechnung über eine äquivalent belastete Platte /SHE 91/, der speziell für zylindrische Geometrien von IWM entwickelten Einflussfunktionenmethodik /BUS 94/ und einer K-Werte Eingabemöglichkeit des Benutzers drei verschiedene Routinen zur Verfügung. Abb. 5.6 zeigt einen Vergleich zwischen den mit PROST berechneten K-Werten für die ersten beiden Optionen und den Ergebnissen von elastischen FE-Rechnungen. Die Einflussfunktionenmethodik zeigt eine sehr gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen der elastischen FE-Rechnungen, unterschätzt aber bei hohen Lasten den K-

Wert um etwa 2 %. Deshalb wurde für die nachfolgenden Untersuchungen mit PROST die K-Berechnung der äquivalent belasteten Platte eingesetzt, da diese Werte im gesamten Lastbereich eine Überschätzung der FE-Werte zeigen und somit als konservativ anzusehen sind.

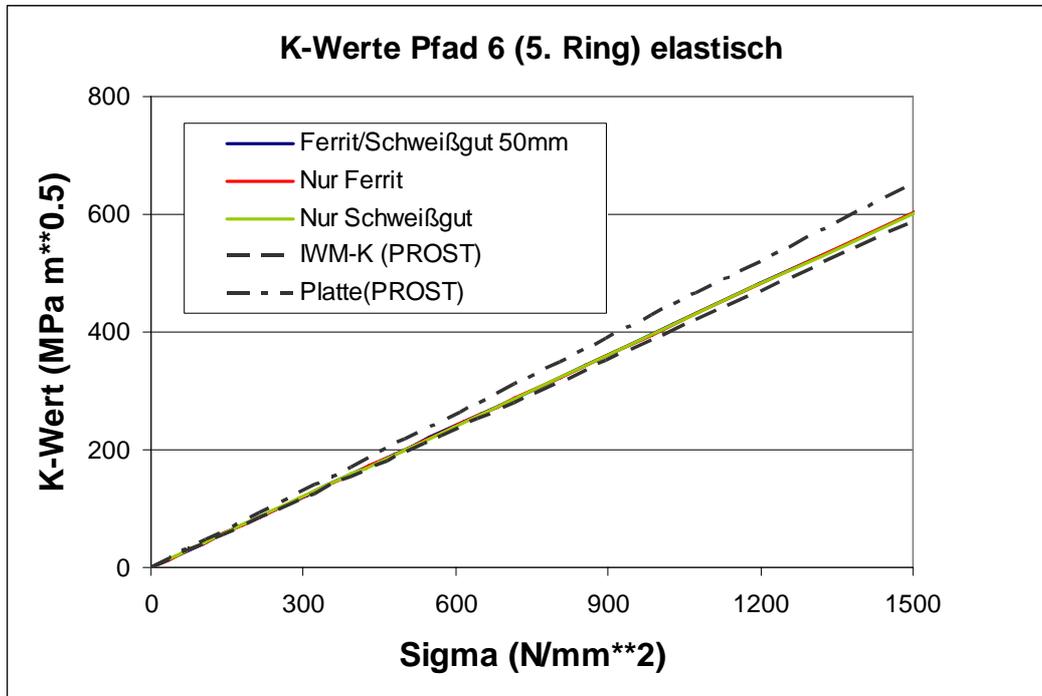


Abb. 5.6: Vergleich der Spannungsintensitätsfaktorenwerte berechnet mit PROST und elastischen FE-Rechnungen mit dem Modell aus Kapitel 5.1

Untersucht wurde in diesem Arbeitspunkt der Einfluss von Unsicherheiten im Festigkeitsmismatch, der Schweißnahtbreite, der Risttiefe und des J-Initiierungswertes auf die Versagenslast für die in Kapitel 5.1 betrachtete Rohrleitungskonfiguration (siehe Abb. 5.3). Hierzu wurde ein Referenzfall mit Mittelwerten konstruiert und von ihm ausgehend dann die Auswirkung auf die Versagenslast bei verteilten Eingabeparametern studiert. Die eingesetzten Mittelwerte und Standardabweichungen der als normal verteilt angenommenen variierten Parameter sind in Tab. 5.4 aufgelistet. Sie wurden so gewählt, dass jede verteilte Größe eine ähnliche prozentuale Verteilungsbreite aufweist und der mit den Untersuchungen in Kapitel 5.1 abgesicherte Parameterraum zur plastischen Grenzlastfunktion nicht verlassen wird. Die Verteilungsfunktionen wurden durch Abschneiden bei einem minimalen und maximalen Wert begrenzt. Die Werkstoffkenn-
daten für den Ferriten (Grundwerkstoff) waren in den Rechnungen mit einer Streck-

grenze von 463 MPa, einem E-Modul von 231.5 GPa, einem Tangentenmodul von 3740 MPa und einer Zugfestigkeit von 690 MPa konstant. Die Zugfestigkeit des Schweißgutes (SG) war 390 MPa und das Tangentenmodul 3740 MPa und wurden nicht variiert, da sie einen sehr viel geringeren Einfluss auf die Versagenslast haben als die Streckgrenze. Der Mittelwert der Rissinitiierung entspricht etwa dem mittleren Initiierungswert aller Analysen der NESC-Gruppe zum ADIMEW-Experiment.

Werden die Mittelwerte eingesetzt, so ergibt sich aus der PROST-FAD-Analyse ein Versagen durch Überschreitung des Initiierungswertes bei einer Lastspannung von 221 MPa. In der FE-Berechnung ergibt sich eine Initiierungsüberschreitung erst bei einer Lastspannung von 276 MPa. Der Unterschied von etwa 25 % ist auf den Unterschied in der K-Berechnung (etwa 10 %) und den Verlauf der FAD-Grenzkurve zurückzuführen. Für die Parameterstudie in PROST wurden nun nacheinander jeweils eine der verteilten Größen eingesetzt und dabei alle anderen Größen auf dem Mittelwert belassen und schließlich eine Berechnung mit allen verteilten Parametern durchgeführt. Die Lastspannung wurde in 5 MPa-Schritten zwischen 171 MPa und 271 MPa variiert und zu jedem Lastspannungswert wurden 10000 Ziehungen aus den jeweils verteilten Parametern vorgenommen. Über die Anzahl derjenigen Kombinationen die bei dieser Vorgehensweise versagen, ergibt sich der Einfluss der verteilten Parameter als Änderung der Versagenswahrscheinlichkeit in Abhängigkeit der Lastspannung. In Abb. 5.7 sind die Ergebnisse dieser Parameterstudie dargestellt. In der Analyse mit Mittelwerten springt die Versagenswahrscheinlichkeit bei 221 MPa Lastspannung von 0 auf 100 %. Werden verteilte Parameter eingesetzt, so ergeben sich auch bei geringeren Lastspannungen schon einige Parameterkombinationen, die zu einem Versagen führen. Je größer der Lastspannungsbereich ist, den die Kurven der Versagenswahrscheinlichkeiten überstreichen, desto größer ist der Einfluss dieser Parameter auf die Versagenslast. Daraus ergibt sich, dass die Variation der Risstiefe den größten Einfluss auf die Versagenslast hat gefolgt von der Variation der Streckgrenze im Schweißgut, also dem Mismatchverhältnis. Wie erwartet, ergibt sich die breiteste Lastspannungsüberstreichung wenn alle Parameter verteilt sind. Unterhalb einer Lastspannung von 171 MPa wurde mit keiner der Parameterkombinationen der Rissinitiierungswert überschritten, d. h. die Versagenswahrscheinlichkeit hat für Belastungen im Bereich 170 MPa etwa den Wert 10^{-4} , da 10000 Ziehungen durchgeführt wurden.

Tab. 5.4: Verteilungen der variierten Parameter

Größe	Mittelwert	Standard- abweichung	Minimum	Maximum
SG-Streckgrenze (MPa)	278	20	233	333
SG-Elastizitätsmodul (GPa)	140	10	110	170
Schweißnahtbreite (mm)	25	2	20	30
Risstiefe (mm)	20.4	2	15.3	25.5
K-Initiierungswert (MPa m ^{1/2})	170	20	130	210

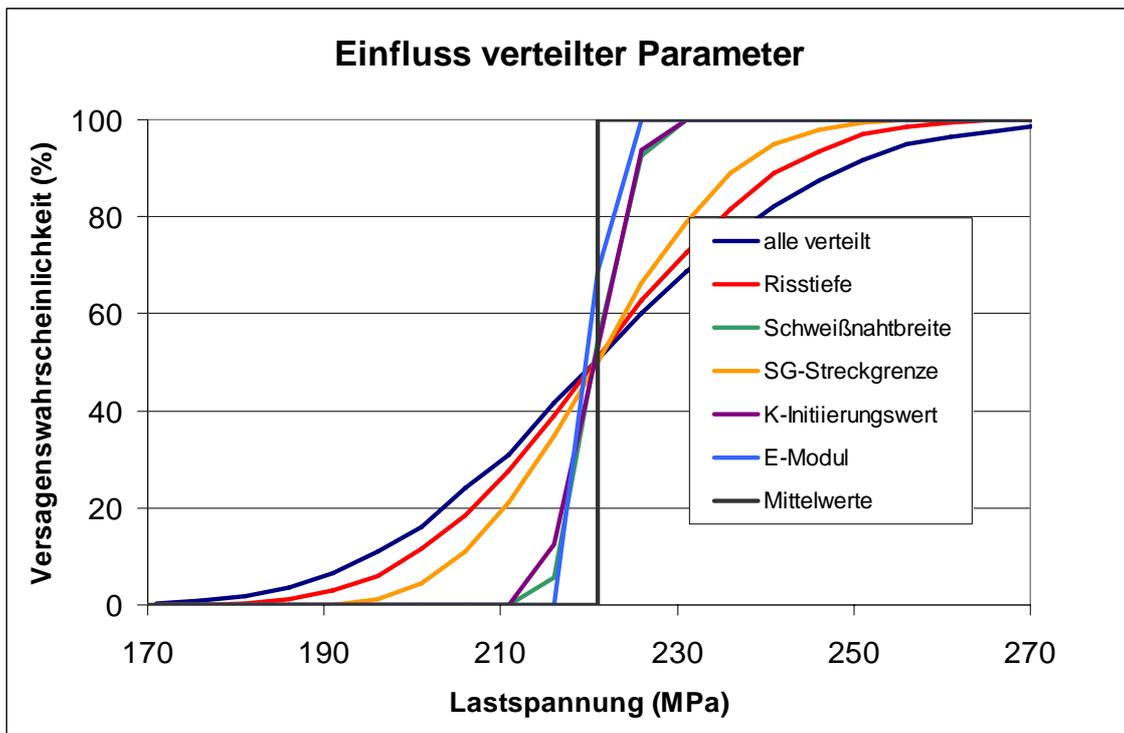


Abb. 5.7: Versagenswahrscheinlichkeit in Abhängigkeit der Lastspannung bei der Berücksichtigung von Unsicherheiten über verteilte Parameter

Mit der hier aufgezeigten Methodik ist es prinzipiell möglich, den Einfluss der Streuungen von Werkstoffkennwerten sowie den Einfluss von Unsicherheiten bezüglich postulierter Rissgrößen auf die Versagenswahrscheinlichkeit von Rohrleitungen abhängig von der Belastung quantitativ zu bestimmen.

5.3 Berücksichtigung von Eigenspannungen

In diesem Arbeitspunkt wurden die Möglichkeiten zur Berücksichtigung von Eigenspannungen in den Finite-Elemente Analysen mit dem bei GRS eingesetzten Programm ADINA /ADN 04/ erprobt.

Insbesondere bei Schweißnähten treten teilweise erhebliche zusätzliche Lastbeiträge durch Schweißeigenspannungen auf. Sie sind Sekundärspannungen, was für die bruchmechanische Bewertung bedeutet, dass sie zwar lokal zum Spannungsintensitätsfaktor beitragen also zur Rissinitiierung, aber nicht zur Ermittlung der plastischen Grenzlast oder zum Plastifizierungsgrad. In vereinfachten Verfahren, so auch in PROST werden die K-Beiträge aus der Eigenspannungslast senkrecht zur Rissfläche berechnet und zu den K-Werten der Primärlasten addiert. Diese einfache Superposition ist gültig solange linear elastisches Materialverhalten vorliegt. Treten Plastifizierungen auf, so muss in vereinfachten Verfahren ein zusätzlicher Korrekturterm berücksichtigt werden, der vom Plastifizierungsgrad und der Höhe der Primär- und Sekundärspannungen abhängt. In der derzeitigen Version von PROST ist dieser Korrekturterm noch nicht enthalten. Er wird aber im Rahmen der Weiterentwicklung des Programms (Vorhaben RS 1163) implementiert. Die prinzipielle Vorgehensweise zur Berücksichtigung von Eigenspannungen ist z. B. auch in der SINTAP Routine beschrieben /GKS 99/.

Zur Erprobung der Möglichkeiten, Eigenspannungsverteilungen in dem FE-Code ADINA zu berücksichtigen, wurde wieder von dem rotationssymmetrischen Rohrleitungsmodell der letzten beiden Unterkapitel ausgegangen (siehe Abb. 5.3). Betrachtet wurde die Konfiguration Ferrit-Schweißgut-Ferrit mit einem Mismatchverhältnis M von 0.72 und ideal-plastischen Materialmodell, einem a/W von 0.5 und einer Schweißnahtbreite von 50 mm. Für Eigenspannungen in Versuchskörpern stehen teilweise Messergebnisse für verschiedene Spannungskomponenten im interessierenden Bereich zur Verfügung. Weiterhin können aus Messungen abdeckende typische Eigenspannungsverläufe für vergleichbare Schweißverbindungen konstruiert werden. In vielen Fällen wird jedoch vereinfacht eine konstante Rissöffnende Spannungskomponente bis hin zur Streckgrenze angenommen. In dieser Erprobungsphase wurde die letztere Annahme betrachtet.

ADINA bietet die Möglichkeit, Anfangsdehnungen (Initial Strains) oder Anfangsspannungen (Initial Stresses) in die Berechnungen mit einzubeziehen. Diese Anfangsbedin-

gungen können entweder auf Knoten oder auf Elemente des Modells aufgebracht werden. Dabei unterliegt das Aufbringen von Anfangsspannungen der Beschränkung eines elastischen Materialmodells. Anfangsdehnungen können auch mit nichtlinearem Materialmodell betrachtet werden. Die Zuordnung der Spannungs- oder Dehnungsrichtung ist etwas umständlich und erfolgt über vorher zu definierende Achsensysteme. Eine detaillierte Beschreibung mit Beispielen ist in der Technischen Notiz /SCH 05/ enthalten. Werden Anfangsdehnungen aufgebracht, so wird in ADINA automatisch ein Gleichgewichtsiterationsschritt durchgeführt. Als Ergebnis ergibt sich ein vom Originalzustand abweichender Deformationszustand mit einem entsprechenden mehrachsigen Spannungs- und Dehnungszustand. Werden Anfangsspannungen aufgebracht, so kann der Benutzer wählen, ob ein Gleichgewichtsiterationsschritt durchgeführt werden soll oder nicht, falls nicht, wird die Anfangsspannung zu den übrigen Spannungskomponenten einfach hinzuaddiert.

Von der Rissposition ausgehend wurde in dem gesamten Modellbereich von etwa 50 mm unterhalb und oberhalb des Risses eine konstante Anfangsdehnung von 0.001 in Z-Richtung aufgebracht. In zwei weiteren Rechnungen mit elastischem Materialmodell wurde in diesem Bereich eine der Dehnung entsprechende Spannungskomponente in Z-Richtung aufgebracht. Dies bedeutet, dass gemäß den Elastizitätsmodulen (siehe Tab. 5.1) der Spannungswert im Ferrit oberhalb des Risses auf 231 MPa gesetzt wurde und im Schweißgut unterhalb des Risses auf 167.5 MPa. Eine Berechnung mit Anfangsspannungen wurde mit einem Gleichgewichtsiterationsschritt durchgeführt, die andere ohne. Abb. 5.8 zeigt die Last-Verformungskurven für die Referenzrechnung ohne Anfangsbedingungen (FE/SG 50mm) und die Ergebnisse der Analysen mit Anfangsdehnungen bzw. -spannungen. Wird ein Gleichgewichtsiterationsschritt durchgeführt, dies ist bei der Rechnung mit Anfangsdehnungen und der mit "Def." bezeichneten Rechnung mit Anfangsspannungen der Fall, so ergibt sich eine zum Ausgangsmodell verformte Struktur mit einer Lastresultierenden. Das die Anfangsspannungen den Anfangsdehnungen entsprechen ist daran zu erkennen, dass die beiden Kurven zu Beginn nahezu identisch sind. Die Abweichungen bei höheren Lasten sind durch die unterschiedlichen Materialmodelle bedingt. Werden hingegen die Anfangsspannungen nur hinzuaddiert, so hat dies keinen Einfluss auf die Last-Verformungskurve.

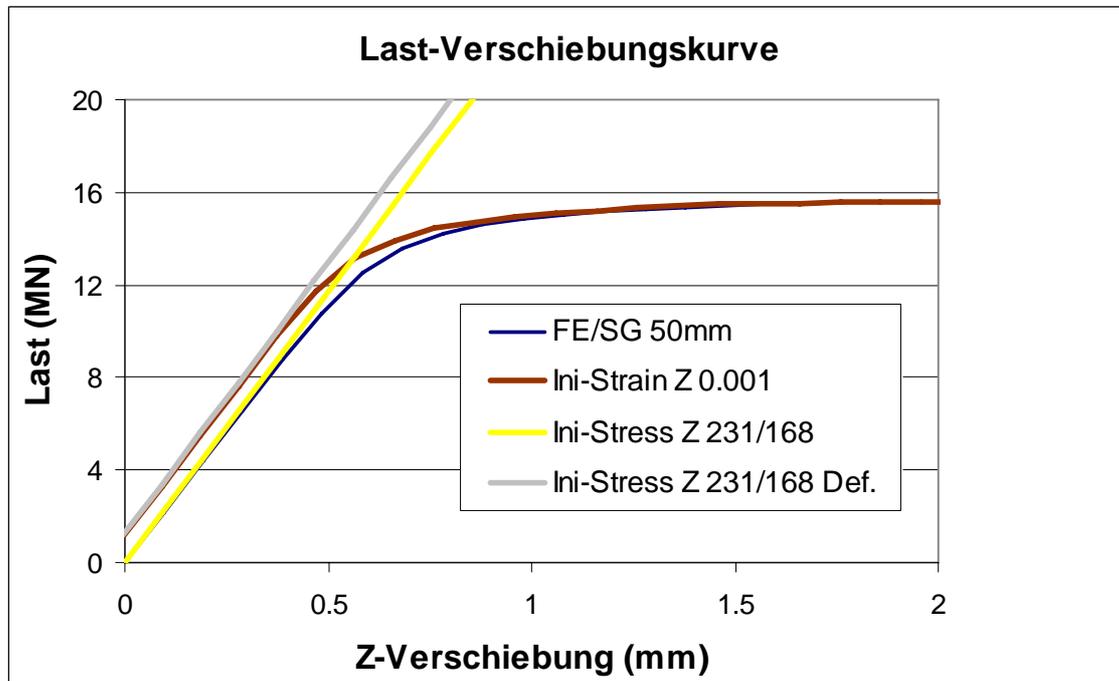


Abb. 5.8: Last-Verschiebungskurven für Referenzrechnung und Berechnungen mit Anfangsdehnungen und -spannungen

Ein Vergleich der zugehörigen J-Integralwerte eines repräsentativen Pfades als Funktion der Last ist in Abb. 5.9 zu sehen. Zur besseren Vergleichbarkeit wurden alle Rechnungen mit elastischem Materialmodell durchgeführt. Die J-Integralwerte der Berechnung mit Anfangsdehnungen stimmen mit denen der Referenzrechnung überein. Werden Anfangsspannungen betrachtet, so ergeben sich niedrigere J-Integralwerte falls ein Gleichgewichtssiterationsschritt durchgeführt wird und höhere falls nicht. Für die aus

dem J-Integral gemäß der Formel $K = \sqrt{\frac{J \cdot E}{1 - \nu^2}}$ berechneten Spannungsintensitätsfak-

toren ergeben sich die in Abb. 5.10 dargestellten Werte. Die K-Wert Differenz zur Referenzrechnung liegt für die Berechnung mit Anfangsspannungen mit bzw. ohne Gleichgewichtssiterationsschritt bei etwa -10 bzw. +17 MPa m^{1/2}. Für die Berechnung ohne Gleichgewichtssiterationsschritt etabliert sich der konstante Abstand in K erst nach einigen Berechnungsschritten und ist zu Beginn der Berechnung Null, weil das J-Integral aufgrund des Nullwertes in allen Dehnungskomponenten ebenfalls verschwindet. Wird dem gegenüber in den vereinfachten Verfahren eine konstante Rissöffnende Lastspannung in Höhe von 200 MPa als Eigenspannung betrachtet, so ergibt sich dort ein konstanter zusätzlicher K-Wert von etwa +80 MPa m^{1/2}, der auch in einer FE-Rechnung erzielt wird, wenn man diese Spannungsverteilung im Rechenmodell durch eine entsprechende äußere Last simuliert.

Mit den in ADINA verfügbaren Optionen zur Aufbringung von Anfangsdehnungen oder -spannungen ergeben sich bei der Eingabe einer eindimensionalen rissöffnenden Spannungs- oder Dehnungsverteilung nicht die von vereinfachten Verfahren erwarteten Ergebnisse im Spannungsintensitätsfaktor. Daher wurde zusätzlich in einer Testberechnung ein dreidimensionaler Anfangsdehnungszustand aufgebracht, der dann auch einen nicht verschwindenden J-Integralwert zu Beginn aufwies. Um aber die Einsatzfähigkeit zur Simulation von Eigenspannungen über die Möglichkeit der Eingabe von mehrdimensionalen Anfangsdehnungen zu bewerten, müssten weitere Untersuchungen durchgeführt werden. Die Option über Anfangsspannungen einen Eigenspannungszustand zu überlagern ist durch die Vorgabe eines elastischen Materialmodells ohnehin stark eingeschränkt. Um dennoch realistische Abschätzungen der Auswirkungen von komplexen Eigenspannungszuständen auf die Rissbeanspruchung zu erhalten, wird empfohlen, die Prozesse, die zur Ausbildung des Eigenspannungszustandes führen, ebenfalls in den Modellen zu simulieren /BRU 03/, /RUD 03/.

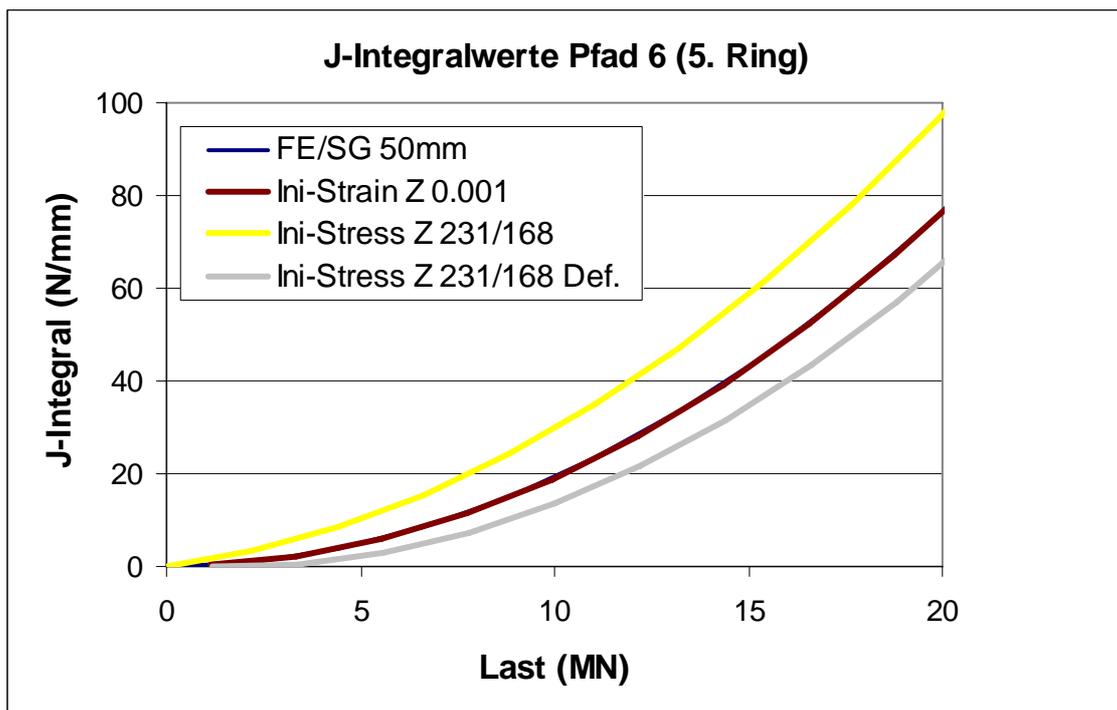


Abb. 5.9: J-Integralwerte für Referenzrechnung und Berechnungen mit Anfangsdehnungen und -spannungen

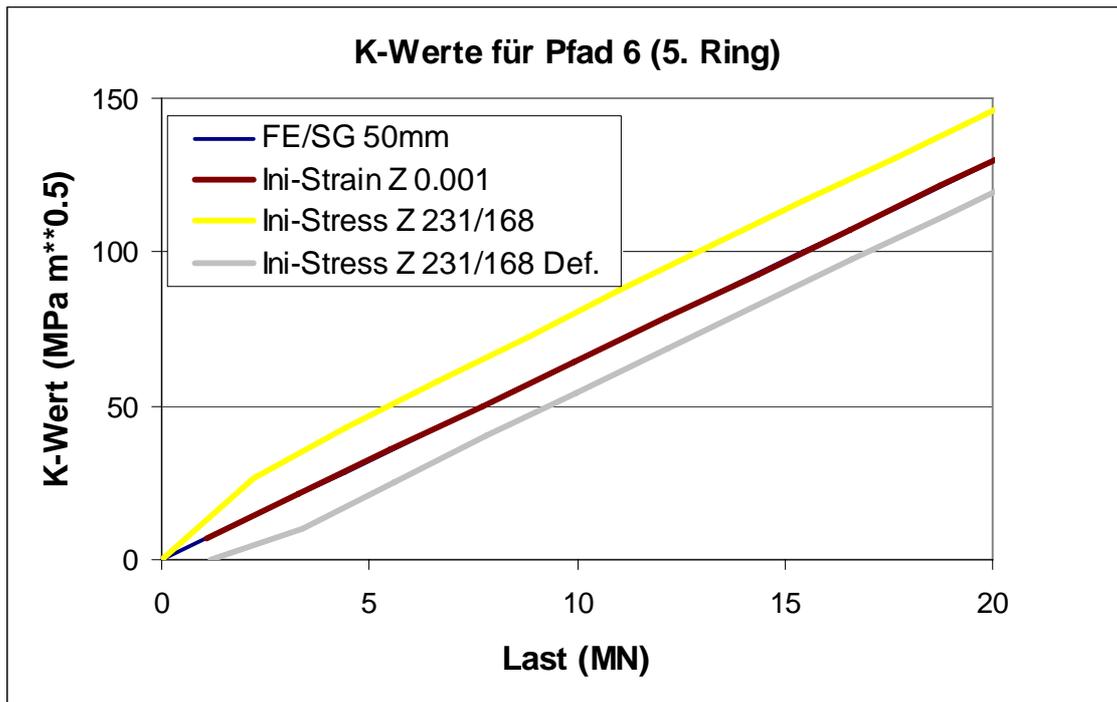


Abb. 5.10: Spannungsintensitätsfaktoren für Referenzrechnung und Berechnungen mit Anfangsdehnungen und -spannungen

6 J-Integral-Korrekturterm bei Materialinhomogenitäten

6.1 Theoretische Betrachtung zum Korrekturterm

In Finite-Elemente Analysen wird die Rissbeanspruchung in der Regel über das J-Integral berechnet, das sich bei der bruchmechanischen Bewertung eines Risses bezüglich Rissinitiierung und Risswachstum infolge mechanischer und thermischer Beanspruchung für homogenes Material bewährt hat. Zur Berechnung des J-Integralwertes werden verschiedene, die Risspitze umlaufende Wege, Pfade genannt, herangezogen, die somit auch Bereiche unterschiedlicher Größe einschließen. Sind die berechneten J-Werte der verschiedenen Pfade nahezu identisch, so spricht man von einer Wegunabhängigkeit des J-Wertes und zieht diesen Wert zur bruchmechanischen Bewertung eines Risses heran.

Liegen Materialinhomogenitäten vor, so werden diese in FE-Modellen in der Regel als Grenzflächen zwischen Elementen abgebildet, wobei sich die Werkstoffkennwerte beim Übergang von einem auf das andere Element abrupt ändern. In den FE-Modellen liegen somit verschiedene homogene benachbarte Materialbereiche vor, deren Materialmodell und/oder Spannungs-Dehnungskurven sich voneinander mehr oder weniger stark unterscheiden. Ist ein Riss in der Nähe einer solchen Grenzfläche zu bewerten und enthalten Pfade zur J-Integralberechnung Teile dieser Grenzfläche, so weisen diese Pfade je nach Grenzflächenlage einen anderen J-Wert aus als jene, die keine Grenzflächenanteile enthalten. Um dann eine Wegunabhängigkeit aller Pfade zu erhalten, muss der J-Integralwert der Pfade mit Grenzflächenanteil korrigiert werden. Der Korrekturwert ist im Idealfall so bemessen, dass die J-Werte der Pfade mit Grenzflächenanteil zuzüglich ihres Korrekturtermes dann den J-Integralwerten der Pfade ohne Grenzflächenanteil entsprechen. Dies zeigt aber auch, dass der eigentliche zur bruchmechanischen Bewertung eines Risses herangezogene J-Integralwert nicht korrigiert werden muss, wenn die Netzfeinheit so gewählt ist, dass genügend Pfade zum Nachweis der Wegeunabhängigkeit im homogenen Material verlaufen. Mit den heutigen Rechnerleistungen sollte es in der Regel kein Problem sein, für Rissfrontbereiche, die nicht exakt auf der Grenzfläche liegen, die notwendigen Netzfeinheiten in den Analysemodellen zu berücksichtigen.

Der J-Integral-Korrekturterm zur Berücksichtigung von Materialinhomogenitäten wird nach /ECK 88/ auf die Berechnung eines Flächenintegrals über die von der Berandung Γ eingeschlossene Grenzfläche zurückgeführt. Für den J-Integralvektor gilt:

$$\hat{J}_i = J_\Gamma + J_{Korr} = \int_\Gamma (W\delta_{ij} - \sigma_{kj} u_{k,i}) n_j d\Gamma - \lim_{\varepsilon \rightarrow 0} \int_{F_1+F_2+F_3+F_4} (W\delta_{ij} - \sigma_{kj} u_{k,i}) m_j dF$$

Γ ist eine Berandung um einen Rissfrontbereich, die den Grenzflächenanteil F enthält. W bezeichnet die Formänderungsarbeit, δ_{ij} ist das Kronecker Symbol, σ_{ij} die Spannungsmatrix, $u_{k,i}$ ist die k -te Verschiebungskomponente partiell nach der i -ten Ortskomponente abgeleitet und n_j die nach außen gerichtete Normale der Berandung Γ bzw. m_j die Normale der Flächenanteile auf beiden Seiten der Materialgrenzfläche. Der Korrekturterm wird als Grenzwert zweier im Abstand ε parallel verlaufender Flächen-Integrale ausgedrückt (siehe Abb. 6.1).

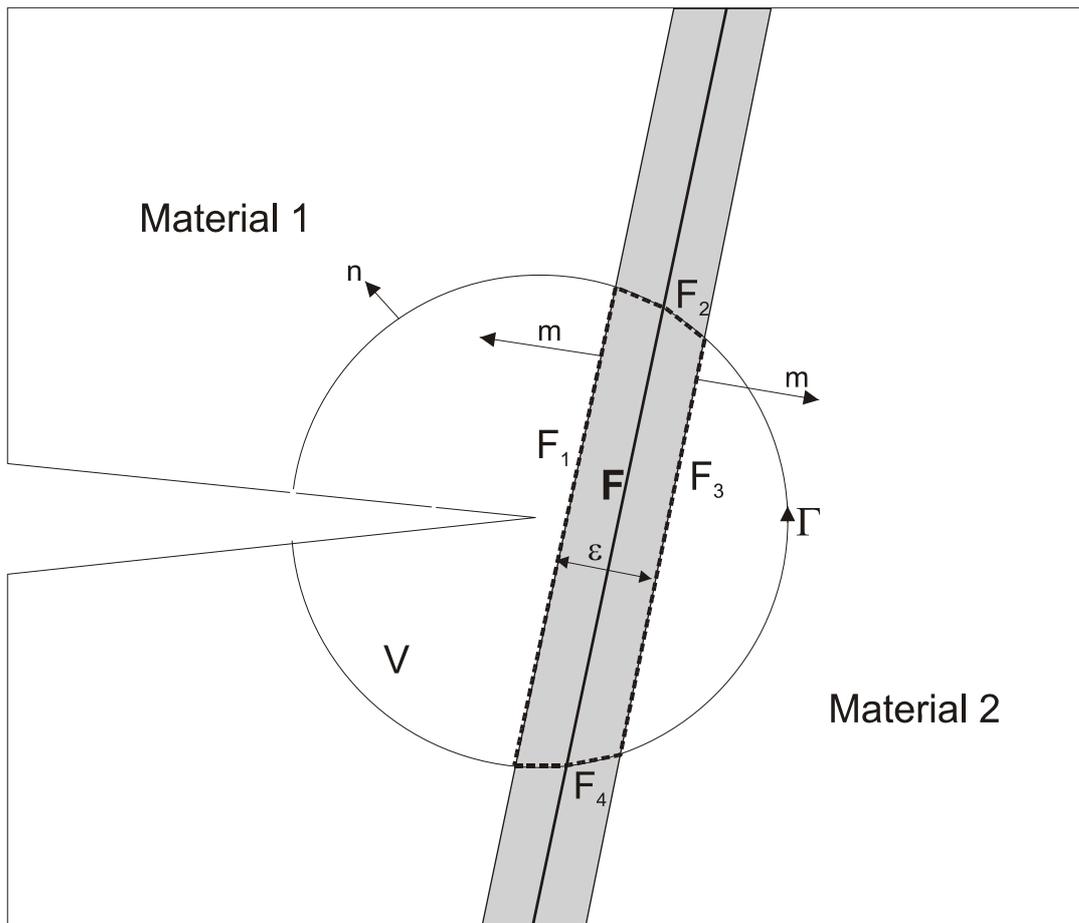


Abb. 6.1: Schema zum J-Integral für inhomogenen Materialbereich

Ursprünglich sollte der Korrekturterm in den Postprozessor JCALC, ein Programm zur Berechnung von Korrekturtermen für das J-Integral, das im Vorhaben RS 1056 /SCH 99/ entwickelt wurde, eingefügt werden. JCALC basiert aber auf einer Elementweisen Volumenintegration und ist von der grundsätzlichen Daten- und Modulstruktur her nicht in der Lage Flächenintegrale zu berechnen. Es wurde daher der als Flächenintegral formulierte Korrekturterm über den Satz von Gauß in ein Volumenintegral überführt und dieses dann in JCALC implementiert. Aber es zeigten sich keine befriedigenden Ergebnisse, da bei einer Elementweisen Volumenintegration gerade die Werte an den Grenzflächen und die dort auftretenden Sprungterme nicht genau genug erfasst werden können. Da die in diesem Arbeitspunkt zur Verfügung stehenden Ressourcen nicht ausreichten um in JCALC eine grundlegende Flächenintegrationsroutine zu implementieren, wurde ein anderer Weg zur Abschätzung des Korrekturterms gewählt.

Der Sprungterm im J-Integral, genauer gesagt in der J-Komponente in Rissausbreitungsrichtung wird durch die abrupte Änderung der im Material rechts und linksseitig von der Grenzfläche vorhandenen Formänderungsarbeit erzeugt. In den FE-Rechnungen liegen die Wertepaare der Vergleichsspannung und -dehnung an den Gausspunkten exakt auf der eingegebenen einachsigen Materialkurve. Betrachtet man nun einen Punkt auf der Grenzfläche und einen zugehörigen Vergleichsdehnungswert oder -spannungswert, so ergeben sich für unterschiedliche Materialkurven verschiedene Formänderungsarbeiten. Die Formänderungsarbeit ist für einachsiges Material die Fläche unter der Spannungs-Dehnungskurve. Abb. 6.2 veranschaulicht dies am Beispiel für eine fiktive Vergleichsdehnung ε_F . Das heißt, dass an der Grenzfläche eine Differenz ΔW in der Formänderungsarbeit entsteht. Dies wirkt sich auf das J-Integral aus, das bei einem an der Grenzfläche gegebenen Spannungs-Dehnungszustand rechtsseitig und linksseitig unterschiedliche Formänderungsarbeiten W hat. Wird nun ΔW entlang der im Pfad enthaltenen Grenzfläche aufsummiert und von dem J-Integralwert des Pfades abgezogen, so sollte das Ergebnis den J-Integralwerten von Pfaden, die keinen Grenzflächenanteil haben, entsprechen. Der Korrekturterm ergibt sich also einfach durch das Integral von ΔW entlang der enthaltenen Grenzfläche F und somit insgesamt:

$$\hat{J}_1 = J_\Gamma + J_{Korr} = \int_\Gamma \left(W \delta_{1j} - \sigma_{kj} u_{k,1} \right) n_j d\Gamma - \int_F \Delta W_1 dF .$$

Durch den Term ΔW_1 wird ausgedrückt, dass ΔW in postulierter Rissausbreitungsrichtung betrachtet wird. Dadurch ist auch bei einer parallel zur postulierten Rissausbreitungsrichtung verlaufenden Grenzfläche in Pfaden, die Teile der Grenzfläche enthalten kein Korrekturtermanteil vorhanden, weil sich hier die Materialkurve in Rissausbreitungsrichtung nicht ändert und somit ΔW verschwindet. Es ist auch direkt zu erkennen, dass der Betrag des Korrekturterms mit zunehmendem Grenzflächenanteil in den Pfaden ansteigen wird.

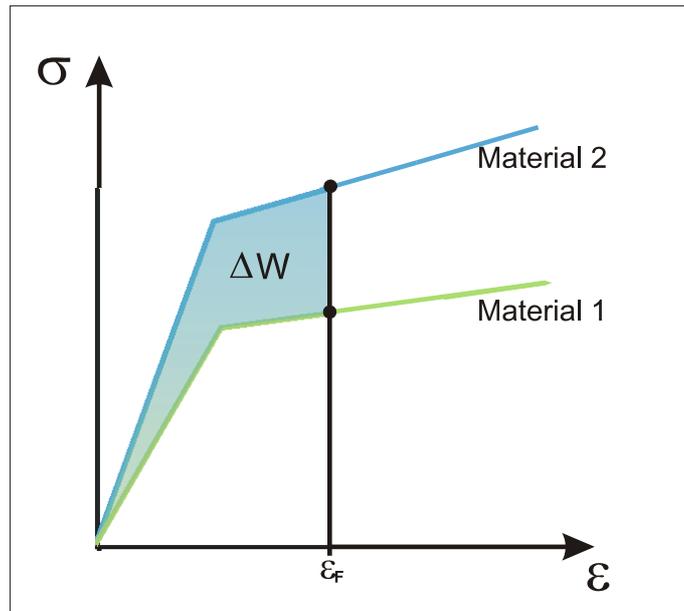


Abb. 6.2: Veranschaulichung der Differenz in der Formänderungsarbeit bei gleicher Vergleichsdehnung

6.2 Numerische Berechnungen zum Korrekturterm

Zur Überprüfung des vorgestellten Verfahrens wurden FE-Rechnungen mit einem einfachen zweidimensionalen Rissmodell im ebenen Dehnungszustand (EDZ) durchgeführt. Als Ausgangspunkt wurden die geometrischen Abmessungen und Lastbedingungen des Modells in Kapitel 5 beibehalten. Es wurde eine senkrechte und eine parallele zur postulierten Rissausbreitungsrichtung stehende Grenzfläche zwischen Ferrit und Schweißgut betrachtet. Die Risspitze liegt jeweils im Ferrit einige mm von der Grenzfläche entfernt (siehe Abb. 6.3). Untersucht wurden die J-Integralwerte von 7 Pfaden, wobei die Pfade 2 und 3 komplett im homogenen Materialbereich des Ferriten liegen. Sehr kleine Pfade direkt an der Risspitze wurden nicht einbezogen, da sie aufgrund

der Spannungssingularität an der Rissspitze erfahrungsgemäß stark von den übrigen abweichen /SCH 99/.

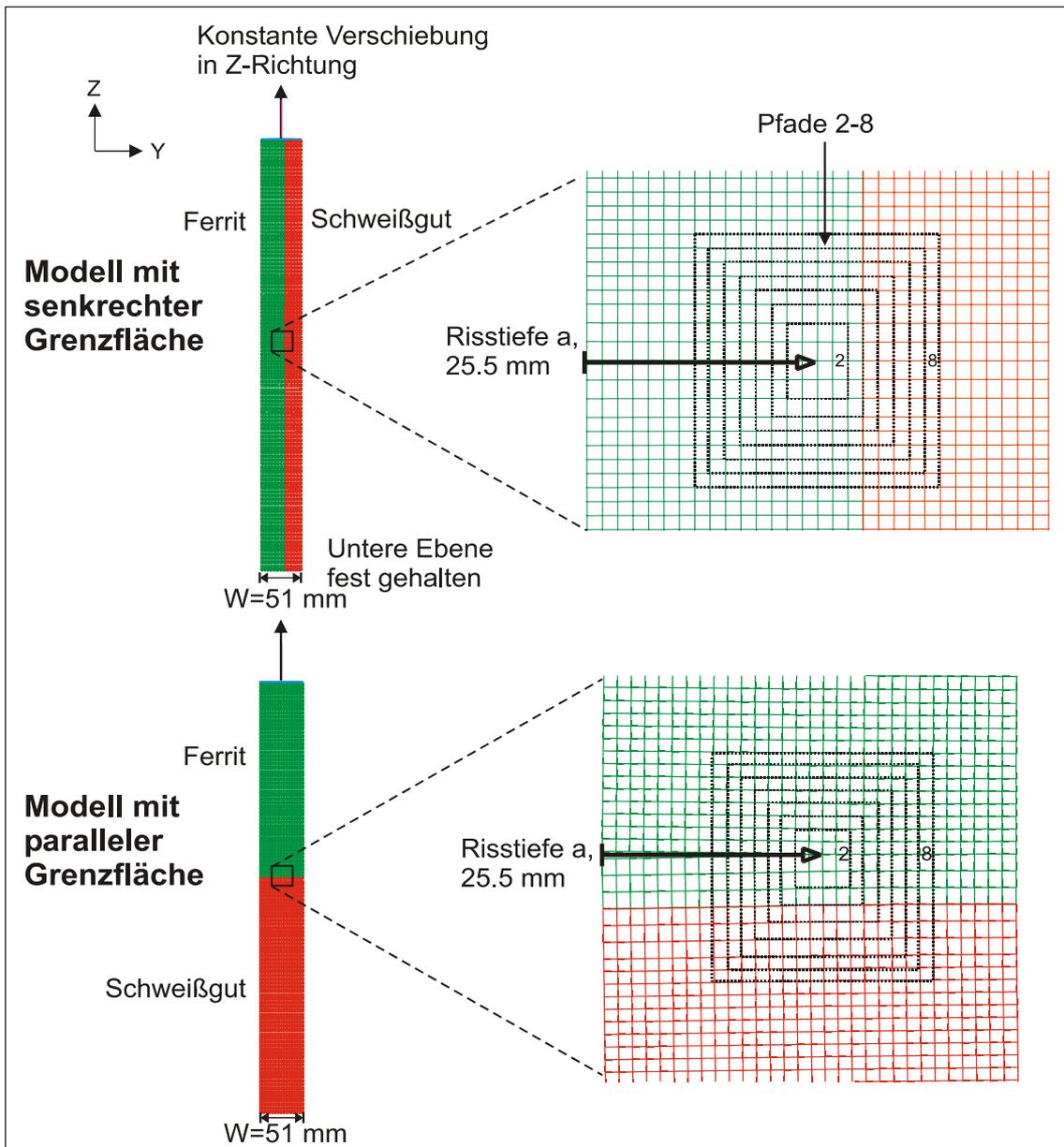


Abb. 6.3: EDZ-Analysemodelle zur Berechnung des J-Korrekturterms bei Anwesenheit von Materialgrenzflächen

Es wurden 7 Berechnungen mit verschiedenen Randbedingungen bezüglich Grenzflächenlage, Materialmodell und Netzfeinheit an der Grenzfläche durchgeführt, d. h. eine elastische und eine elastoplastische Berechnung mit homogenen nur aus Ferrit bestehenden Material, eine elastische und eine elastoplastische Berechnung mit paralleler

sowie senkrechter Grenzflächenlage und schließlich noch eine Berechnung mit senkrechter Grenzflächenlage und einer an der Grenzfläche feineren Vernetzung. Für den Ferriten wurde ein Elastizitätsmodul von 231.5 GPa eingesetzt, für das Schweißgut 167.5 GPa. In den elastoplastischen Rechnungen wurde eine Streckgrenze von 463 MPa bzw. 335 MPa für Ferrit und Schweißgut eingesetzt sowie ein Tangentenmodul von 1500 MPa bzw. 3000 MPa für die isotrope Verfestigung. Für alle diese Rechnungen wurden für jeden der 35 verschiebungskontrollierten Belastungsschritte die J-Integralwerte der Pfade 2-8 berechnet und ihre relative Streuung untereinander ausgewertet. Tab. 6.1 zeigt die Bandbreite dieser relativen Abweichung des J-Integralwertes ohne Korrekturterm.

Für homogenes elastisches Material ergibt sich erwartungsgemäß keine Wegabhängigkeit, die relativen Abweichungen liegen unterhalb von 1 %. Wird ein elastoplastisches Materialverhalten eingesetzt so ergibt sich schon eine gewisse Wegabhängigkeit zwischen 1 bis 6 % relativer Abweichung der J-Integralwerte verschiedener Pfade, was ebenfalls mit den Erfahrungswerten übereinstimmt. Sie ergibt sich durch einsetzende Spannungsumlagerungen und lokale Entlastungen, da J streng genommen nur für elastisches Materialverhalten wegunabhängig ist oder für elastoplastisches, wenn sich die Spannungsverteilung proportional zur angelegten Belastung einstellt und das Materialverhalten mit einem Ramberg-Osgood Materialgesetz beschrieben wird. Dennoch spricht man in der Praxis bei etwa 5 % Abweichungen von einer Wegunabhängigkeit und zieht zur Bewertung der Rissbeanspruchung den höchsten berechneten J-Wert heran. Ein ähnliches Bild ergibt sich für eine parallel zur postulierten Rissausbreitungsrichtung verlaufende Grenzfläche. Auch hier ergeben sich bei elastoplastischem Materialverhalten 1-6 % relative Abweichung und somit Werte, die noch als wegunabhängig bezeichnet werden. Bei der senkrecht verlaufenden Grenzfläche zeigen sich schon bei einer elastischen Rechnung eine relative Abweichung von nahezu konstant 8 % in allen Belastungsschritten und eine Bandbreite zwischen 6 und 14 % für elastoplastisches Material. Für elastisches Material muss J wegunabhängig sein und eine konstante 8 % Abweichung kann auch nicht mit numerischen Ungenauigkeiten erklärt werden. Mit Werten oberhalb von 10 % würde man auch bei der elastoplastischen Rechnung nicht mehr von einer Wegunabhängigkeit sprechen. Eine weitere Netzverfeinerung an der Grenzfläche ändert das Bild nicht. Bei senkrechter Lage zeigt sich also ein Einfluss der Grenzfläche auf die J-Integralwerte, wobei in allen 3 Rechnungen die J-Werte der Pfade mit zunehmendem Grenzflächenanteil kleiner werden (siehe auch Abb. 6.4).

Tab. 6.1: Bandbreite der relativen Abweichung in den J-Integralwerten verschiedener Pfade für unterschiedliche Konfigurationen

Grenzflächenlage	Materialmodell	Bandbreite der relativen Abweichungen des J-Integralwerts in den Pfaden 2-8
Keine (nur Ferrit)	elastisch	< 1 %
	elastoplastisch	1 bis 6 %
Parallel	elastisch	< 1 %
	elastoplastisch	1 bis 7 %
Senkrecht	elastisch	8 %
	elastoplastisch	6 bis 14 %
	elastoplastisch (Netz verfeinert)	6 bis 14 %

Für die Fälle mit senkrechter Grenzfläche wurde nun der in Kapitel 6.1 beschriebene Korrekturterm berechnet. Um ΔW entlang der Grenzfläche zu berechnen, wurden die Vergleichsdehnungswerte von Gausspunktlinien entlang beider Seiten der Grenzfläche für jeden Zeitschritt in eine Excelmappe importiert und dann durch lineare Interpolation ein Vergleichsdehnungswert auf der Grenzfläche berechnet. Für diese wurden dann die zugehörigen Vergleichsspannungswerte für die beiden einachsigen Materialkurven und daraus dann das ΔW berechnet. Somit ergeben sich verschiedene ΔW entlang der Grenzfläche. Um schließlich den Korrekturterm zu erhalten, wurde das Integral von ΔW über den vom jeweiligen Pfad eingeschlossenen Grenzflächenanteil mit der Trapezformel errechnet. Die Abbildungen 6.4 und 6.5 zeigen die Wegabhängigkeit der J-Integralwerte mit und ohne Berücksichtigung des Korrekturterms für die elastische bzw. elastoplastische Analyse. Unter Berücksichtigung des Korrekturterms verringern sich die relativen Abweichungen der Pfade zueinander von etwa 8 % auf 2 % für die elastische Rechnung und von 6-14 % auf 2-7 % für die elastoplastische Rechnung. Auch bei einer Netzverfeinerung zur Grenzfläche hin ergibt sich eine Bandbreite der relativen Abweichungen von 2-7 % für die korrigierten Werte im Vergleich zu 6-14 % für die unkorrigierten.

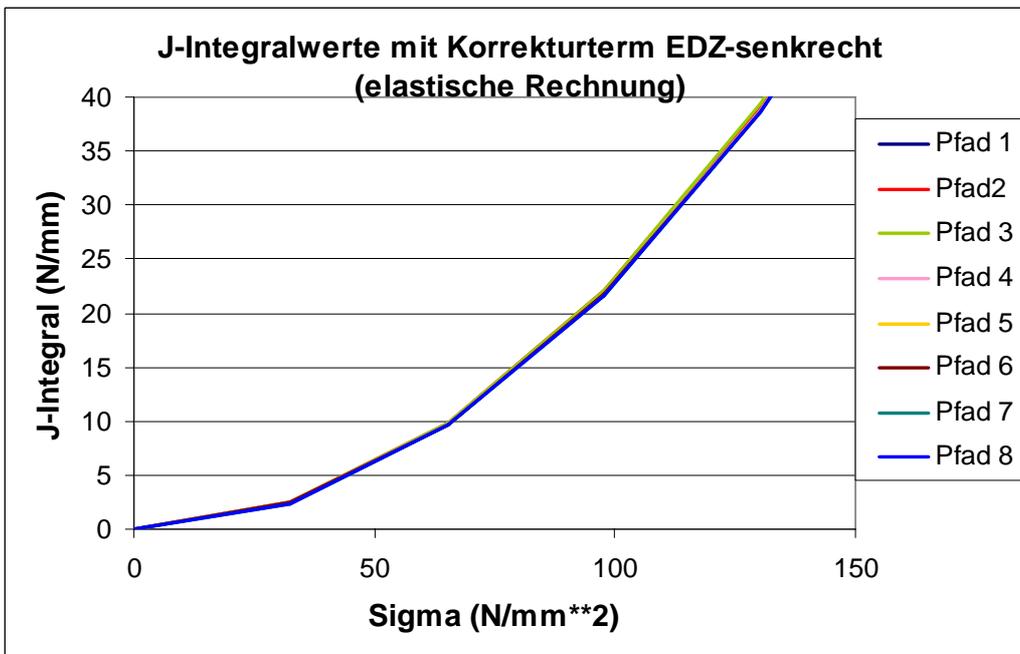
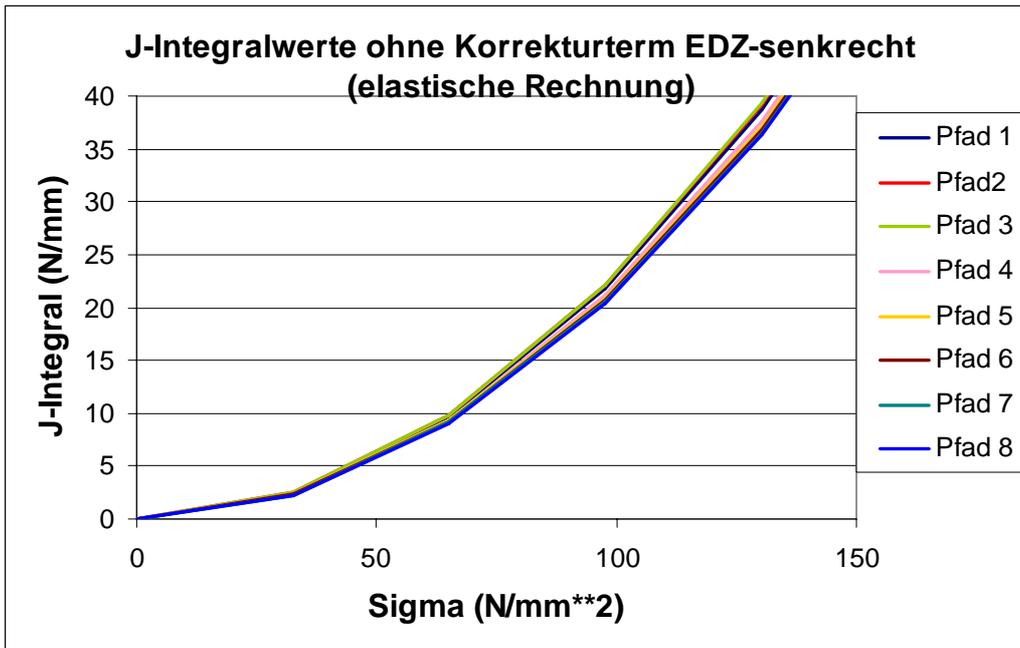


Abb. 6.4: Wegabhängigkeit der J-Integralwerte bei senkrechter Materialgrenzfläche für elastisches Materialmodell mit und ohne Korrektur

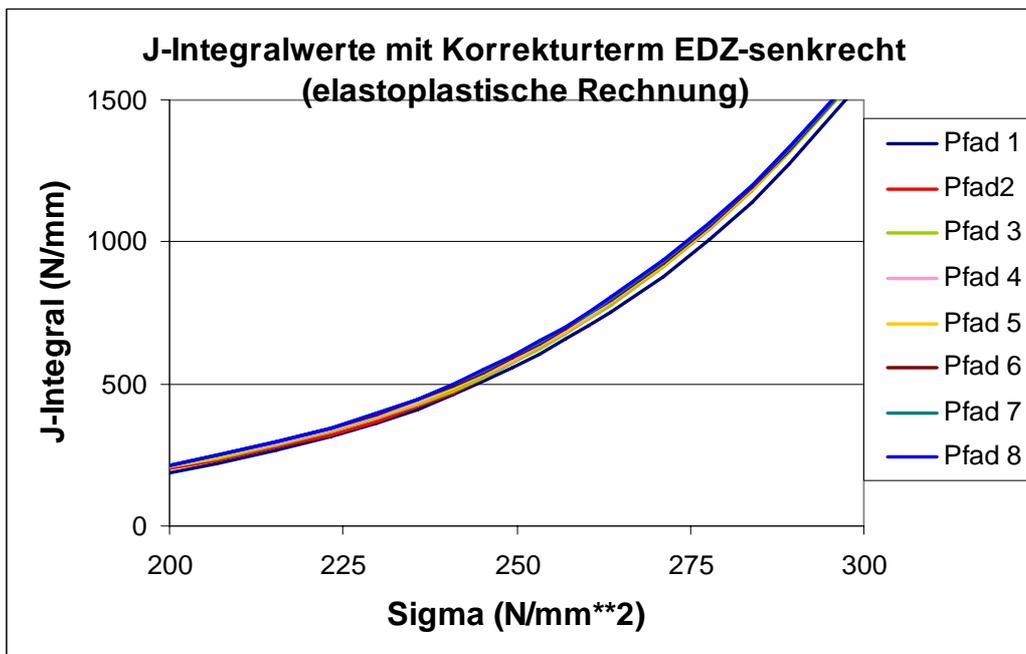
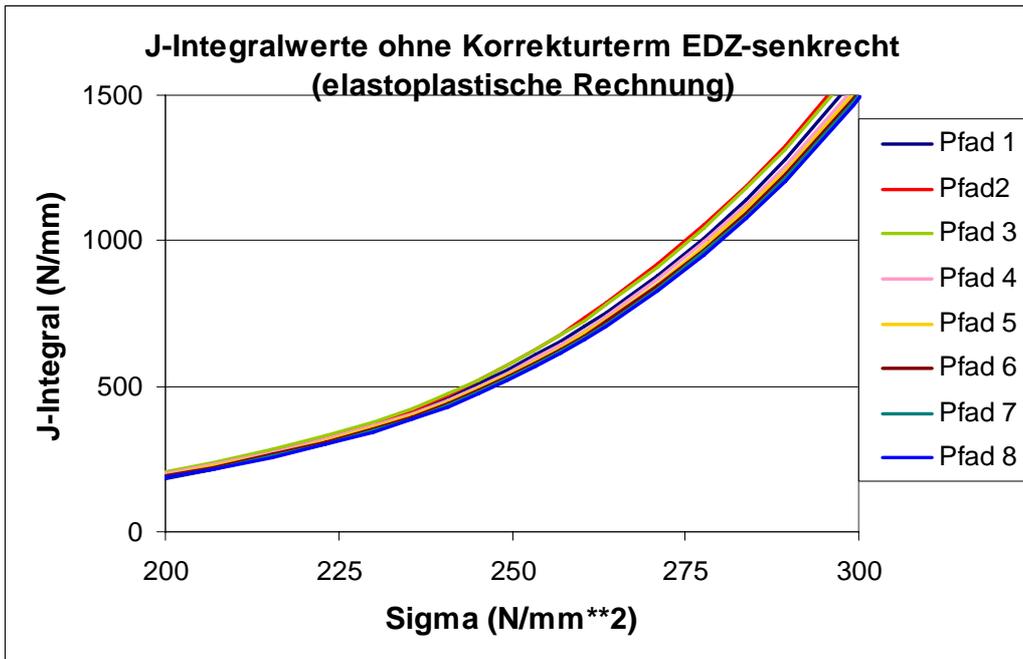


Abb. 6.5: Wegabhängigkeit der J-Integralwerte bei senkrechter Materialgrenzfläche für elastoplastisches Materialmodell mit und ohne Korrektur

7 Zusammenfassung

Im Rahmen der Reaktorsicherheitsforschung des Bundesministers für Wirtschaft und Technologie, Forschungsschwerpunkt "Integrität und Zuverlässigkeit" wurde im Vorhaben RS 1153 eine strukturmechanische Analysemethodik zur bruchmechanischen Bewertung von Rohrleitungsabschnitten und Behälteranschlüssen, die aus Schweißverbindungen zwischen ferritischen und austenitischen Rohrsegmenten bzw. Stützenteilen bestehen, weiterentwickelt und qualifiziert. Die Ergebnisse des Vorhabens RS 1153 stehen bezüglich der Aussagen zu den Simulationsmöglichkeiten bei der bruchmechanischen Bewertung von Mischnähten in Rohrleitungen einschließlich der Leistungsfähigkeit vereinfachter Analysemethoden im Einklang mit den bei MPA Stuttgart laufenden Untersuchungen (siehe /EIS 05/).

Hierzu wurde ein flexibles drei-dimensionales Finite-Elemente-Rechenmodell zur Nachrechnung von Experimenten an geraden Rohrstücken mit einer Mischnaht für unterschiedliche Geometrien und Risstiefen halbelliptischer Außenkerben im Bereich der Pufferung parallel zur Materialgrenze WEZ/Pufferung erstellt und an die Geometrie zweier bei EDF im Rahmen von EU-Projekten durchgeführte Großbiegeversuche ADIMEW und BIMET angepasst. In diesen Modellen wurden die unterschiedlichen Materialbereiche der Lastarme, des Austeniten, des Schweißgutes, der Pufferung, der Wärmeeinflusszone und des Ferriten berücksichtigt.

In der Nachrechnung des ADIMEW-Versuchs konnte das globale Verformungsverhalten des Versuchskörpers gut simuliert werden. Der Verlauf der Rissmaulöffnung stimmt bis zum Beginn des stabilen Risswachstums mit den gemessenen Werten gut überein. Differenzen in der Last-Verformungskurve wurden auf die ungenaue Kenntnis der Materialdaten insbesondere im Schweißgutbereich und auf den im Versuch bestimmten Ausgangspunkt des Kraft- und Verformungsnullpunktes zurückgeführt. Bei den Berechnungen stand die Bestimmung der Rissinitiierung im Vordergrund. Die Berechnungen wurden ohne Simulation des Risswachstums durchgeführt, aber die dabei zu erwartenden Rissbeanspruchungen in Form des J-Integrals wurden über das im Experiment detektierte Risswachstum abgeschätzt. Dabei ergibt sich eine Risswiderstandskurve für die Rohrleitung, die sehr gut mit den extrapolierten Risswiderstandskurven von Kleinproben übereinstimmt. Eine Variation der zur Bestimmung des J-Integrals eingesetzten virtuellen Risserweiterungsrichtung zeigt, dass der höchste Wert des J-Integrals nicht bei einer virtuellen Risserweiterung parallel zur Grenzfläche WEZ/Pufferung erreicht wird, sondern für virtuelle Risserweiterungen etwa senkrecht

zur Rohrachse, was mit der Rissausbreitungsrichtung nach Auswertung der Bruchflächen übereinstimmt. Danach scheint sich das J-Integral zur Einschätzung der Risswachstumsrichtung zu eignen.

In der Nachrechnung des BIMET-Versuchs konnte eine gute Übereinstimmung des globalen Last-Verformungsverhaltens zwischen Analyse und Experiment erst dann erreicht werden, nachdem die ursprünglich nicht erwartete Plastifizierung der Lastarme berücksichtigt wurde. Im ADIMEW Experiment wurde durch eine geeignete Materialwahl sichergestellt, dass die Lastarme während des gesamten Versuchs elastisch waren. Auch in der BIMET Analyse zeigt die Auswertung des J-Integrals verschiedener Richtungen der virtuellen Verschiebung, dass der höchste Wert für eine Rissverweitung eher senkrecht zur Rohrachse erreicht wird, was wiederum dem Rissverhalten im Experiment entspricht. Die Rissinitiierung wurde durch die Analyse im Bereich einer Biegelast von etwa 170 kNm bestimmt und liegt somit an der Obergrenze der experimentellen Messung mit einer Bandbreite von etwa 150 - 170 kNm.

Bei der Erprobung der Anwendbarkeit vereinfachter Verfahren zur Bewertung von Mischnähten wurden zunächst idealisierte Bedingungen für eine Rohrleitung mit einer Materialabfolge Basismaterial-Schweißgut-Basismaterial unter Zug und einem innen liegenden Riss an der Grenzfläche betrachtet. Für komplexere Konfigurationen fehlen die in den vereinfachten Verfahren notwendigen Lösungen zur plastischen Grenzlast. Diese fehlenden Lösungen könnten durch entsprechende FE-Berechnungen bestimmt werden. Für die idealisierten Bedingungen wurde ein Vergleich zwischen den vorhandenen Grenzlastlösungen und den Grenzlasten aus Finite-Elemente-Analysen mit einem rotationssymmetrischen zwei dimensionalem Modell durchgeführt. Dabei wurden die Risstiefe, die Schweißnahtbreite und das Streckgrenzenverhältnis der beiden Werkstoffe variiert. In allen untersuchten Konfigurationen lag die Grenzlast des vereinfachten Verfahrens unterhalb der Grenzlast der FE-Analysen, was einer konservativen Bewertung entspricht. Für Konfigurationen aus homogenem Werkstoff ist die Abweichung der Grenzlasten mit maximal 3 % gering für heterogene Werkstoffkonfigurationen ergaben sich Abweichungen von bis zu 40 % je nach Risstiefe und Streckgrenzenverhältnis zwischen Schweißgut und Grundwerkstoff (Mismatch).

Zur Bewertung von Unsicherheiten wurden probabilistische Untersuchungen zur Versagenswahrscheinlichkeit als Funktion der Last durchgeführt. Betrachtet wurden die zuvor angesprochenen idealisierten Bedingungen. Für die Probabilistik wurde das im RS 1127 entwickelte Programm PROST um eine Versagensbewertungsroutine nach

SINTAP Level 2B für Festigkeitsmismatch erweitert. Untersucht wurde der Einfluss von Unsicherheiten im Festigkeitsmismatch, der Schweißnahtbreite, der Risstiefe und des Rissinitiierungswertes auf die Versagenslast. Ausgehend von einem Referenzfall mit Mittelwerten wurden die Auswirkungen auf die Versagenslast bei verteilten Eingabeparametern studiert. Die beispielhaft eingesetzten Mittelwerte und Standardabweichungen der als normal verteilt angenommenen variierten Parameter wurden so gewählt, dass jede verteilte Größe eine ähnliche prozentuale Verteilungsbreite zeigte, wobei die Verteilungsfunktionen jeweils durch Abschneiden bei sinnvollen Minimal- bzw. Maximalwerten begrenzt wurden. Weiterhin wurde beachtet, dass der abgesicherte Parameterraum zur plastischen Grenzlastfunktion nicht verlassen wurde. Den größten Einfluss auf die ertragbare Lastspannung hat in dieser Untersuchung die Risstiefe gefolgt vom Mismatchverhältnis. Ein nur geringer Einfluss ergibt sich für den J-Initiierungswert und die Schweißnahtbreite.

In einem Arbeitspunkt wurden die Möglichkeiten zur Berücksichtigung von Eigenspannungen in den Finite-Elemente Analysen mit dem bei GRS eingesetzten Programm ADINA erprobt. Anfangsspannungen können nur bei elastischem Materialverhalten eingesetzt werden, Anfangsdehnungen hingegen auch für elastoplastisches Materialverhalten, wobei jedoch die Eingabe von nicht konstanten Werten sehr aufwändig ist. In den Untersuchungen wurde nur die rissöffnende Spannungs- bzw. Dehnungskomponente aufgebracht, woraus sich jedoch wegen der Mehrdimensionalität der Analyse auch bei einfachen Konfigurationen nicht die aus vereinfachten Verfahren mit eindimensionalem Ansatz abgeschätzten Rissbeanspruchungswerte ergaben. Um die Einsatzfähigkeit zur Simulation von Eigenspannungen über die Möglichkeit der Eingabe von mehrdimensionalen Anfangsdehnungen zu bewerten, müssten hierzu weitere Untersuchungen durchgeführt werden. Empfohlen wird aber eher, die Prozesse die zur Ausbildung der Eigenspannungszustände führen, in die Simulationen zu integrieren.

Schließlich wurden Untersuchungen zum Korrekturterm im J-Integral bei Materialinhomogenitäten durchgeführt. Wirklich benötigt wird dieser Korrekturterm nur für die Bestimmung der Rissbeanspruchung von Rissfrontknoten, die auf einer Materialgrenzfläche liegen und für die die virtuelle Rissausbreitungsrichtung zur Bestimmung des J-Integrals nicht in der Materialgrenzfläche liegt. Befindet sich der Riss in der Nähe einer Materialgrenzfläche, so sorgt der Korrekturterm nur dafür, dass die J-Werte, deren Auswertungsbereich einen Grenzflächenanteil enthalten, denen entsprechen, die im homogenen Material um die Rissfront liegen. Somit sind zuverlässige J-Werte auch mit einer feineren Vernetzung an der Risspitze im homogenen Materialbereich zu errei-

chen. Für den Fall, dass dies nicht möglich ist, wurde hier eine neue Methodik zur Berechnung des Korrekturwertes entwickelt, die auf den Unterschieden in der Formänderungsarbeit der beiden Werkstoffe basiert. Begleitende Finite-Elemente Analysen mit einem zwei dimensional Modell mit senkrecht zur Rissausbreitungsrichtung liegender Grenzfläche zeigen, dass die mit diesem Verfahren berechneten Korrekturterme die vorher vorhandene J-Wegabhängigkeit auf das für homogene Werkstoffe übliche Maß reduzieren.

Insgesamt zeigt sich, dass mit den entwickelten Analysemodellen und der eingesetzten Analysemethodik das Verformungsverhalten von Mischnähten in Rohrleitungen erfasst werden kann. Weiterhin kann der Einfluss von Unsicherheiten bezüglich der Werkstoffeigenschaften in den Materialgrenzbereichen auf das Versagen quantifiziert werden.

8 Literatur

- /ADI 03/ ADIMEW - Assessment of Aged Piping Dissimilar Metal Weld Integrity, Minutes of the 7th Progress Meeting, Nov. 2003
- /ADN 04/ AUI: ADINA User Interface, Version 8.1, 2004
with ADINA - A Finite Element Program for Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis, ADINA-T - for the heat transfer of solids, ADINA-F - for compressible and incompressible fluids, ADINA-FSI - for fully coupled analysis of fluid flow with structural interaction, ADINA-IN/-Plot - for pre- and post processing
- /ASM 97/ Weld Integrity and Performance, A source book adapted from ASM International handbooks, conference proceedings, and technical books, ASM International, 1997
- /BHA 99/ Bhandari, S. et al.
NESC I Spinning Cylinder Project - Thermal and Structural Analyses, NESC DOC TG3 (99) 010, 1999
- /BRI 00/ British Energy:
Assessment of the Integrity of Structures containing Defects, R6-Rev. 4, 2000
- /BRU 03/ Brust, F.W., P.M. Scott, Y. Yang
Weld residual stresses and crack growth in bimetallic pipe welds, Proceedings of SMiRT 17 Conference, Prag, August 2003
- /BUS 94/ Busch, M., M. Petersilge, I. Varfolomeyev
Einflussfunktionen für axiale und Umfangsoberflächenrisse in Zylindern IWM-Bericht T18/94, 1994
- /COR 00/ Cornec, A., W. Schönfeld, W. Brocks, K.-H. Schwalbe
BIMET, Review of the TG5 analyses, GKSS Technical Note GKSS/WMS/2000/11, November 2000

- /DEL 82/ de Lorenzi, H.G.
On the energy release rate and the J-integral for 3D crack configurations,
Int. Journal of Fracture, Vol. 19, pp. 183-193, 1982
- /ECK 88/ Eckert, W. und E. Roos
Sichtung und Bewertung von Unterlagen im Hinblick auf sicherheitstechnisch relevante Probleme und deren Berücksichtigung bei der Weiterentwicklung des kerntechnischen Regelwerks, 2. Technischer Bericht, Beurteilung des Versagensverhaltens einer Mischschweißnaht mit bruchmechanischen Methoden, BMU-1988-192, 1988
- /EIS 05/ Eisele, U., M. Hoffmann, X. Schuler, L. Stumpfrock:
Bruchmechanische Bewertung von Mischnähten in Rohrleitungen
31. MPA-Seminar, Vortrag 11, 2005
- /EPR 86/ Evaluation of Flaws in Austenitic Steel Piping, EPRI NP-4690-SR, Special Report, 1986
- /FAI 99/ Faidy, C. et al.
BIMET: Structural Integrity of Bi-Metallic Components, FISA 99, EU Research in Reactor Safety, Conclusion Symposium on Shared-Cost Actions, Luxembourg, 29 November to 1 December, 1999
- /FAI 01/ Faidy, C. et al.
BIMET: Synthesis Report, EDF-SEPTEN, September 2001
- /FAI 03/ Faidy, C.
ADIMEW - Assessment of Aged Piping Dissimilar Metal Weld Integrity, Pre-test data sheet (Revision 3),
Contract FIKS-CT-2000-00047, European Commission,
ADIMEW(02)-M006, 2003
- /FAI 04/ Faidy, C. et al.
ADIMEW - Assessment of Aged Piping Dissimilar Metal Weld Integrity, Synthesis Report, Contract FIKS-CT-2000-00047, European Commission, ADIMEW(04)-P001, 2004

- /GKS 97/ Schwalbe, K.-H. et al.
EFAM ETM-MM 96: The ETM Method for Assessing the Significance of Crack-Like Defects in Joints with Mechanical Heterogeneity (Strength Mismatch), GKSS 97/E/9, 1997
- /GKS 99/ Zerst, U. et al.
SINTAP: Entwurf einer vereinheitlichten europäischen Fehlerbewertungsprozedur - eine Einführung, GKSS 99/E/65, 1999
- /GRA 05/ Email-Kommunikation mit Graham Marshall von British Energy zur Bewertung von Festigkeits-Mismatch Konfigurationen im R6-Code., SIT, GRS 2005
- /GRE 04/ Grebner, H., T. Schimpfke, J. Peschke, J. Sievers
Weiterentwicklung der strukturmechanischen Analysemethodik zur Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit passiver Komponenten, Abschlussbericht des Vorhabens RS 1127, GRS-A-3236, 2004
- /KUS 97/ Kussmaul, K. et al.
Einfluss von Werkstoff- und Spannungsinhomogenitäten auf die Bestimmung des J-Integrals am Beispiel von Schweißverbindungen, Abschlusskolloquium des Schwerpunktprogramms "Fließbruchmechanik" der Deutschen Forschungsgemeinschaft in Zusammenarbeit mit dem Deutschen Verband für Materialforschung, DVM, 1997
- /MAR 03/ Martin G., A. Menard
European Project ADIMEW (Assessment of Aged Piping Dissimilar Metal Weld Integrity): Test Report, ADIMEW(03)-P024, EDF, 2003
- /MIN 05/ Minnebo, P.
NESC III-ADIMEW : Tensile Properties of 316L Piping Material, NESC Steering Committee Meeting, April 2005
- /MPA 02/ Untersuchungen zur fertigungsbedingten Entstehung von Fehlstellen bei Mischnahtverbindungen, MPA Stuttgart, Vorhaben 1501245, Fortschrittsbericht, GRS-F-1/2002

- /NES 04a/ Meeting Report of the 6th NESC-III Project Meeting, March 2004, NESC-DOC(04) 04, <https://odin.jrc.nl/> (DoMa -->DoMa-NE -->JRC Networks -->NESC -->NESC-III)
- /NES 04b/ NESC-III Project Task Group 6: Finite Element Simulation and Residual Stress Prediction of a Dissimilar Metal Pipe Welded Joint, NESCDOC TG6 (04) 03, November 2004
- /NUR 95/ Scott, P. et al.
Fracture Evaluations of Fusion Line Cracks in Nuclear Pipe Bimetallic Welds, NUREG/CR-6297, April 1995
- /RUD 03/ Rudland, D., Y.Y. Wang, W. Norris, G. Wilkowski
Circumferential-Crack-Driving-Force solutions for CRDM Nozzles, Proceedings of SMiRT 17 Conference, Prag, August 2003
- /SCH 97/ Schimpfke, T., J. Sievers
Analysen zur bruchmechanischen Bewertung von Thermoschock-Großversuchen, 29. Tagung des DVM-Arbeitskreises Bruchvorgänge, Stuttgart, 1997
- /SCH 99/ Schimpfke, T., J. Sievers
Untersuchungen zur Weiterentwicklung des J-Integrals für die Bewertung von Rissen bei Be- und Entlastungsvorgängen, Vorhaben RS 1056, GRS-A-2712, 1999
- /SCH 05/ Schimpfke, T.
Modellbeaufschlagung mit Initial Strains in ADINA für zwei- und dreidimensionale Elementtypen, Technische Notiz, GRS, 2005
- /SHE 91/ Shen, G., A. Plumtree, G. Glinka
Weight Function for the Surface Point of Semielliptical-Surface Crack in a Finite Thickness Plate. Engineering Fracture Mechanics Vol. 40, No.1, 1991, S. 167-176

- /SIE 94/ Sievers, J., H. Schulz, B.R. Bass, C.E. Pugh, J. Keeney
Fracture Analyses of Large Scale International Reference Experiments
(FALSIRE) Phase I. GRS-108, 1994
- /SIE 95/ Sievers, J., X. Liu, T. Schimpfke
Untersuchungen zur Aussagegenauigkeit bruchmechanischer Analyseme-
thoden durch Strukturanalysen zur Integrität von Reaktordruckbehältern,
Vorhaben SR 2035, GRS-A-2259, 1995
- /SIE 96a/ Sievers, J., T. Schimpfke, W. Braunisch
Beitrag zur Verifizierung bruchmechanischer Analyseverfahren im internati-
onalen Vergleich an Thermoschock-Großversuchen,
Vorhaben RS 956, GRS-A-2404, 1996
- /SIE 96b/ Sievers, J., H. Schulz, B.R. Bass, C.E. Pugh, J. Keeney
Fracture Analyses of Large Scale International Reference Experiments
(FALSIRE) Phase II, GRS-130, 1996
- /SIE 99a/ Sievers, J., H. Schulz, B.R. Bass, C.E. Pugh
Final report on the International Comparative Assessment Study of
Pressurized Thermal-Shock in Reactor Pressure Vessels (RPV PTS ICAS),
NEA/CSNI/R(99) 3, GRS-152, 1999
- /SIE 99b/ Sievers, J., P. Bachmann, T. Schimpfke, U. Jendrich,
B. Krzykacz-Hausmann, H.-G. Sonnenburg, M. Scheuerer
Sensitivitätsanalysen zur Ermittlung der Unsicherheiten bei der Beschrei-
bung des Rissverhaltens infolge thermo-mechanisch transienter, Belastung
unter Einbeziehung experimenteller Ergebnisse,
Vorhaben RS 1036, GRS-A-2767, 1999

9 Abkürzungen

ADIMEW	Assessment of aged piping Dissimilar Metal Weld Integrity
ADINA	Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis
BIMET	Structural Integrity of Bi-Metallic Components (EU-Project)
CMOD	Crack Mouth Opening Displacement
CSNI	Committee on the Safety of Nuclear Installations
DFM	Deterministic fracture mechanics
EDF	Electricité de France
EDZ	Ebener Dehnungszustand
ETM	Engineering Treatment Model
FAD	Failure Assessment Diagramm
FE	Finite Elemente
LPV	Lastpunktverschiebung
NESC	Network for Evaluating Structural Components
PROST	Probabilistische Strukturberechnung
SG	Schweißgut
SINTAP	Structural Integrity Assessment Procedures for European Industry
WEZ	Wärmeeinflusszone

10 Verteiler

BMWi

Referat IX B 4 1 x

GRS-FB

Internationale Verteilung 40 x

Projektbegleiter (eda) 3 x

GRS

Geschäftsführung (hah) 1 x

Bereichsleiter (ban, brw, zip, erv, lim, prg, tes) je 1 x

Abteilungsleiter (all) 1 x

Projektleiter (siv) 1 x

Projektbetreuung (kgl) 1 x

Informationsverarbeitung (nit) 1 x

Bibliothek (Garching, Köln) je 1 x

Autoren (sit, bnn, siv) je 3 x

Gesamtauflage: 67 Exemplare