

**Weiterentwicklung und Erprobung von
Methoden zur Bestimmung der
Strukturzuverlässigkeit passiver
Komponenten**

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktoringenieur (Dr.-Ing.)

von: Dipl.-Ing. Yan Wang

Geb. am: 02.11.1978

in: Jinan

genehmigt durch die Fakultät für Verfahrens- und Systemtechnik
der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Ulrich Hauptmanns

Dr. rer. nat. habil. Jürgen Sievers

eingereicht am: 20. 04. 2010

Promotionskolloquium am: 24. 08. 2010

Schriftliche Erklärung

Ich erkläre hiermit, dass ich die vorliegende Arbeit ohne unzulässige Hilfe Dritter und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel angefertigt habe. Die aus fremden Quellen direkt oder indirekt übernommenen Gedanken sind als solche kenntlich gemacht.

Insbesondere habe ich nicht die Hilfe einer kommerziellen Promotionsberatung in Anspruch genommen. Dritte haben von mir weder unmittelbar noch mittelbar geldwerte Leistungen für Arbeiten erhalten, die im Zusammenhang mit dem Inhalt der vorgelegten Dissertation stehen.

Die Arbeit wurde bisher weder im Inland noch im Ausland in gleicher oder ähnlicher Form als Dissertation eingereicht und ist als Ganzes auch noch nicht veröffentlicht.

Köln, 18.03.2010

Danksagung

Ich danke Herrn Prof. Dr. U. Hauptmanns für die Übernahme der Doktorvaterschaft für diese Arbeit trotz seiner vielfältigen Aufgaben und Verpflichtungen. Insbesondere möchte ich mich dabei für sein Vertrauen und die Möglichkeiten bei der Gestaltung der Themenschwerpunkte bedanken.

Dr. J. Sievers sei an dieser Stelle für die vielfältige Unterstützung gedankt. Seine fachliche Kompetenz und sein unermüdlicher Einsatz haben die vorliegenden Forschungsergebnisse erst ermöglicht. Sowohl die Doktorarbeit, als auch meine persönliche Entwicklung haben stark von seinem Einfluss profitiert, wofür ich mich ganz herzlich bedanken möchte.

Bei der Arbeitsgruppe möchte ich mich für das angenehme Arbeitsumfeld bedanken. Ganz besonders danke ich hier Herrn Dr. T. Schimpfke für die hilfreichen Diskussionen.

Schließlich gilt ein sehr herzlicher Dank meiner Frau, die auf Ihre Weise zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen hat.

Schwerte, April 2010

Kurzfassung

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden ausgehend von dem Prototyp des von der GRS entwickelten Rechenprogramms PROST Methoden zur quantitativen Einschätzung der Strukturzuverlässigkeit passiver Komponenten weiterentwickelt. Durch zusätzliche Programmmodule, mit denen Ergebnisse aus FE-Berechnungen einbezogen werden können, wurde der Anwendungsbereich des Programms auf komplexe Geometrien bezüglich Belastungen und Randbedingungen erweitert. Die Analysen zur Strukturzuverlässigkeit stützen sich auf Monte-Carlo-Simulationen mit Schichtungsverfahren zur Reduzierung der Rechenzeiten. Die weiterentwickelten Analysemethoden wurden im Rahmen von Berechnungen zu zwei verschiedenen Rohrleitungskomponenten erprobt.

Als erstes Berechnungsbeispiel wurde das Ermüdungsrisswachstum in einer Umfangsschweißnaht einer geraden Rohrleitung sowie die dadurch entstehende Leckwahrscheinlichkeit berechnet, indem Kenntnisunsicherheiten in Geometrie- und Materialdaten in Form von Verteilungsfunktionen berücksichtigt wurden. Das Risswachstum unter zyklischen Belastungen wurde mit dem modifizierten Paris-Gesetz abgeschätzt und die Leckwahrscheinlichkeit als Funktion der Betriebszeit bestimmt. Die Genauigkeit einer vereinfachten Methodik zur Berechnung der Rissbeanspruchung wurde mit den numerischen Ergebnissen, die als „best estimate“ angesehen werden können, untersucht. Für das Rissbewertungskonzept (FAD) wurden Korrekturen bezüglich Berücksichtigung von Schweißeigenspannungen vorgeschlagen.

Im zweiten Berechnungsbeispiel wurde ein rissbehafteter Speisewasserstutzen an einem Dampferzeuger unter thermomechanischen zyklischen Belastungen analysiert. Das mixed-mode Ermüdungsrisswachstum in der komplexen Geometrie wurde mit der J-Integralvektor Theorie, die mit numerischen Berechnungen für die untersuchte Struktur überprüft wurde, berücksichtigt. Die Risswachstumsrate sowie die Leckwahrscheinlichkeit wurden mit den Rissbeanspruchungen aus FE-Analysen abgeschätzt.

Die Berechnungsergebnisse zeigen, dass mit der weiterentwickelten probabilistischen Analysemethodik eine quantitative Bestimmung der Leckwahrscheinlichkeiten basierend auf mixed-mode Ermüdungsrisswachstum für komplexe Strukturgeometrien möglich ist.

Abstract

Methods for quantitative assessment of structural reliabilities of passive components are presented in this document. This work is based on the prototype of the computer program PROST developed by GRS. The application scope of PROST was extended to complex geometries containing various boundary conditions and loads through additional program modules, which realized import of data calculated using numerical methods. The structural reliability analysis is based on the Monte-Carlo simulation with sampling technique. The extended analytic method was tested by calculations of two different pipeline components.

The fatigue crack propagation in a circumferential welding seam in a straight pipe was analyzed as the first test example and the resulting leak probability was calculated considering uncertain parameters characterizing geometry and material properties, which were treated as distribution-functions. The crack growth under cyclic loading was estimated with the modified Paris-law and the leak probability was determined as a function of operating time. The accuracy of a simplified method to calculate the crack loading was investigated by contrasting the outcomes with corresponding numerical results, which can be regarded as the "best estimate". Corrections were proposed concerning the consideration of welding residual stresses in the failure assessment procedure (FAD).

In the second example, a feed water nozzle of a steam generator was analyzed with postulated cracks under thermo-mechanical cyclic loading. The mixed-mode fatigue crack propagation in the complex geometry was estimated using the J-integral vector theory, which was verified with numerical calculations for the investigated structure. The crack growth rate and leak probability were calculated with numerically computed crack loadings.

The results of the calculations indicate that the developed probabilistic analysis methodology is practicable for a quantitative determination of leak probabilities of complex structural geometries based on mixed-mode fatigue crack propagation.

1	Einleitung	3
1.1	Vorbemerkungen zur Historie	3
1.2	Der Bruchvorgang und die bruchmechanischen Parameter	7
1.3	Die probabilistische Bruchmechanik	8
2	Theoretische Grundlagen der Bruchmechanik.....	11
2.1	Bruchmechanische Parameter.....	11
2.2	J-Integralberechnung (2D/3D).....	13
2.3	Vereinfachtes Verfahren zur Bewertung vom Rissen (FAD).....	16
2.4	Das Risswachstum unter zyklischer Belastung	19
2.5	Die Mixed-Mode Rissbeanspruchung	20
3	Probabilistische Berechnungsmethodik mit PROST	24
3.1	Vorgehensweise zur Berechnung der Leck- und Bruchwahrscheinlichkeit in Rohrleitungen.....	24
3.2	Erweiterung der Methodik für komplexe Geometrien	29
4	Erprobung der Methodik: Leckwahrscheinlichkeit einer Rohrleitung mit Umfangsriss.....	32
4.1	Anmerkungen zur Berechnung	33
4.1.1	Vergleich der Spannungsintensitätsfaktoren berechnet mit vereinfachter Methodik und FE-Methode	33
4.1.2	Diskussion der Eigenspannungskorrektur im FAD	37
4.2	Die verteilten Eingabeparameter.....	42
4.2.1	Die Verteilungen der Rissgrößen (a und c/a)	42
4.2.2	Verteilungen der Materialparameter.....	45
4.3	Berechnungsergebnisse der probabilistischen Analyse	48
5	Analyse eines rissbehafteten Speisewasserstutzens eines Dampferzeugers unter thermomechanischer Belastung	53
5.1	Anlass für die Aufgabenstellung.....	53
5.2	Deterministische Analysen mit der FE-Methode	58

5.2.1	Analysen mit FE-Modellen ohne Riss	58
5.2.2	Analysen mit FE-Modellen mit Riss.....	71
5.2.3	Berechnungsergebnisse von FE-Modellen mit Riss	77
5.3	Probabilistische bruchmechanische Berechnung	83
5.3.1	Annahmen für das Mixed-Mode Ermüdungsrissswachstum im Speisewasserstutzen	84
5.3.2	Vorschlag für eine neue Prozedur zur Verwendung des FAD für das Speisewasserstutzenmodell	86
5.4	Interpolation der J-Integrale und Spannungen am Rand	89
5.5	Probabilistische Analyse	92
5.5.1	Eingabedatei.....	92
5.5.2	Probabilistische Berechnungsergebnisse	95
6	Zusammenfassung und Ausblick.....	100
7	Literaturverzeichnis.....	102

Abkürzungen und Anmerkung

a:	Risstiefe
ADINA:	Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis (kommerzielles FE-Programm)
c:	Risslänge
COD:	Crack Opening Displacement
DB:	Deutsche Bahn
EPBM:	Elastisch-plastische Bruchmechanik
EPRI:	Electric Power Research Institute
FAD:	Failure Assessment Diagram
FE:	Finite Elemente
GRS:	Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit mbH
HRR:	Hutchinson, Rice und Rosengreen
ICE:	Intercity-Express
IWM:	(Fraunhofer-)Institut für Werkstoffmechanik
LEBM:	Linear-elastische Bruchmechanik
MC:	Monte-Carlo
NURBIM	Nuclear Risk-based Inspection Methodology for passive components (ein EU-Projekt)
ORMGEN:	Oak Ridge Mesh Generator

PROST: Probabilistische Strukturberechnung

PSA: Probabilistische Sicherheitsanalyse

SV: Schichtungsverfahren

SWS: Speisewasserstutzen

VCE: Virtual Crack Extension

Anmerkung:

- Die Einsteinsche Summenkonvention wurde für alle Formeln verwendet.

z.B. $a_i b_i = a_1 b_1 + a_2 b_2 + a_3 b_3$ für $i = 1, 2, 3$; $u_{i,j} = \frac{\partial u_i}{\partial x_j}$

- $\lg = \log_{10}$

1 Einleitung

Mit Zuverlässigkeit einer Struktur wird üblicherweise die Fähigkeit bezeichnet, unter vorgegebenen Belastungs- und Funktionsbedingungen in einem bestimmten Zeitraum und mit einer definierten Wahrscheinlichkeit nicht auszufallen [1]. Dies beinhaltet, dass man Zuverlässigkeit durch ein Merkmal wie die Überlebenswahrscheinlichkeit oder die komplementäre Ausfallwahrscheinlichkeit kennzeichnen kann. Hierdurch wird es möglich, diese Effekte dann auch zu quantifizieren.

1.1 Vorbemerkungen zur Historie

In der Vergangenheit wurden verschiedene ingenieurwissenschaftliche Methoden im Bereich der Konstruktion entwickelt, um die Integrität und Sicherheit einer Struktur zu gewährleisten. Viele erfolgreich optimierte Strukturen, wie z.B. die heute noch stehenden römischen Bogenbrücken (Beispiel siehe Bild 1-1), haben ihre Zuverlässigkeit im Laufe der Zeit bewiesen. Die Bogenform wurde wegen der damaligen sehr beschränkten Auswahl der Baumaterialien so gewählt, dass nur Druckspannungen innerhalb der Struktur auftreten, weil die Natursteine spröde sind und keine nennenswerte Zugkraft abtragen können. Die Auslegung wurde ohne genügende mechanische Kenntnisse wahrscheinlich nur mit den in der Praxis gesammelten Erfahrungen durchgeführt.



Bild 1-1: Pont du Gard, die römische Aquäduktbrücke im Süden Frankreichs, 19 v.Chr.

Die Massenproduktion von Eisen und Stahl während der Industrierevolution macht es möglich, große Zugspannung tragende Strukturen mit duktilen metallischen Werkstoffen zu bauen. Zur Gewährleistung der Strukturzuverlässigkeit werden die Bauteile nach sicherheitstechnischen Gesichtspunkten so optimiert, dass die unter zulässigen Belas-

tungen in der Struktur auftretenden, maximalen effektiven Spannungen mit bestimmtem Sicherheitsabstand kleiner als die Materialfestigkeit sein müssen. Allerdings konnte diese konstruktive Auslegung, die selbstverständlich von fehlerfreien Werkstoffen ausgegangen ist, die Strukturzuverlässigkeit in der Vergangenheit nicht immer absichern, da herstellungsbedingte oder im Betrieb entstehende Risse niemals ganz ausgeschlossen werden können.

Die Brüche der Liberty-Frachter (siehe Bild 1-2) werden oft als treibende Kraft, die die Bruchmechanik von einem Forscherdrang zu einer ingenieurwissenschaftlichen Disziplin vorwärts brachte, betrachtet. Die Frachter wurden zwischen 1941 und 1945 mit der damals neuentwickelten „all-welded“ Technologie in USA in großer Stückzahl gefertigt. Im Vergleich mit der damaligen traditionellen Nietkonstruktion ermöglichte die neue Technologie, einen Schiffsrumpf schneller zu produzieren. Allerdings brachen mehrere der Frachter mit durchgehenden Schweißnähten im Laufe der Zeit einfach auseinander. Die Ursachen dafür waren insbesondere die Verwendung von Stählen, die beim Schweißen starke Rissbildung zeigten und bei Temperaturen nahe 0°C zum Sprödbuch führten. Unter zyklischen Belastungen konzentrieren sich die Beanspruchungen in den Spitzen der Risse und in den scharfen Ecken. Überschreiten die konzentrierten Beanspruchungen eine bestimmte Materialgrenze, fängt der Riss an, sich zu verlängern. Die Wissenschaftler versuchten das Bruchproblem im Detail zu studieren und ermittelten die Bruchzähigkeiten verschiedener Werkstoffe mit Laborproben [2] [3].



Bild 1-2: Ein gebrochener Liberty-Frachter [4]

Das ICE-Unglück von Eschede¹, das sich am 3. Juni 1998 auf der Bahnstrecke Hannover-Hamburg ereignete, wurde auch durch Ermüdungsrisswachstum verursacht. Um das Betriebsgeräusch zu reduzieren, hatte die DB statt der ursprünglich eingebauten Monoblock-Räder im Jahr 1992 die Radreifen in die ICE-Flotte eingeführt. Das Besondere bei diesen Rädern ist, dass zwischen dem außen liegenden Radreifen und dem Radkern eine 20 mm starke Zwischenschicht aus Hartgummi eingebettet ist, so dass im Gegensatz zum klassisch aufgesetzten Radreifen ohne Spiel nunmehr eine gedämpfte Bewegung zwischen Reifen und Rad möglich ist. Allerdings werden die Radreifen bei jeder Umdrehung wegen der Zwischenschicht aus Hartgummi deformiert und es bilden sich kleinste Risse auf der Innenseiten der Reifen, die mit den üblichen Prüfungsmethoden nur schwer zu finden sind. Der im Unglücksfall aufgetretene Riss ist unter Ermüdung bis zu 80% des Querschnittes des Radreifens gewachsen und versagte dann durch plötzlichen, spröden Bruch [5] [6].



Bild 1-3: Die Unglücksstelle in Eschede [5]

¹ Bei der Entgleisung des ICE 884 „Wilhelm Conrad Röntgen“ kamen 101 Menschen ums Leben, 88 wurden schwer verletzt. Es war das bislang schwerste Zugunglück in der Geschichte der Bundesrepublik Deutschland sowie aller Hochgeschwindigkeitszüge weltweit [5].



Bild 1-4: Der Radreifen, dessen Bruch zu der Katastrophe führte (Foto: dpa)

Im Bereich der chemischen Industrie und Kernkraftwerkstechnik haben die passiven Komponenten wie Druckbehälter oder Rohrleitungen, in denen der Innendruck wesentlich größer als der Umgebungsdruck ist, sicherheitstechnisch relevante Bedeutung. Materialfehler wie zum Beispiel Risse, Lunker, Schlackeneinschlüsse, usw., die entweder bereits während der Herstellung schon einen Schaden darstellen oder im Laufe der Betriebszeit initialisiert werden, können im weiteren Betrieb durch zyklische Belastungen wachsen und die maximal ertragbare Belastung der Komponenten herabsetzen. Beim Erreichen der kritischen Rissgröße kann das drucktragende Bauteil plötzlich durch das Auftreten eines Bruchs versagen. Ein unerwartetes Materialversagen in großen technischen Anlagen kann die Umwelt katastrophal belasten oder sogar Menschenleben gefährden. Zur Bewertung der Tragfähigkeit passiver Komponenten mit ungestörter rissartiger Schädigung werden bruchmechanische Analysemethoden eingesetzt.

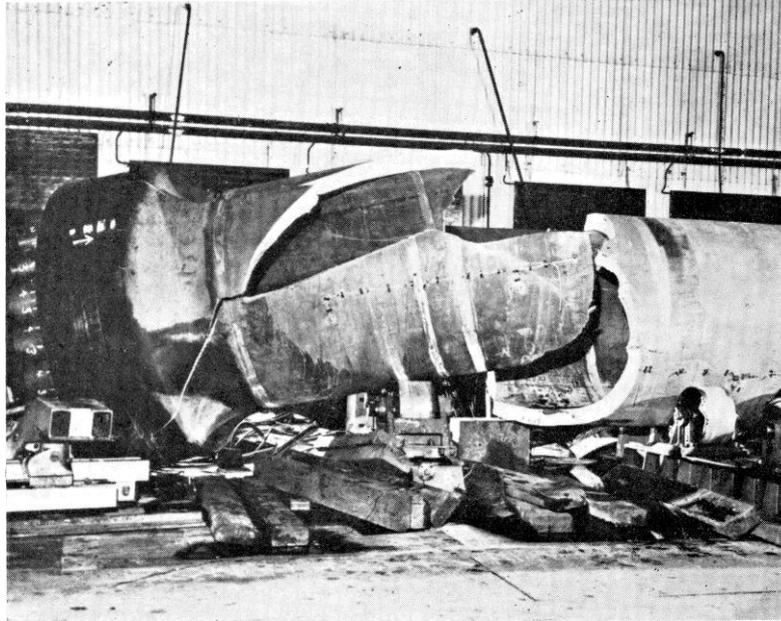


Bild 1-5: Spröder Bruch des Mn-Cr-Mn-V Stahldruckbehälters während einer Wasserdruckprüfung in UK (1959) [7]

1.2 Der Bruchvorgang und die bruchmechanischen Parameter

Die obengenannten Beispiele zeigen, dass sich der Bruchvorgang in metallischen Strukturen meistens in mehrere je nach Fall unterschiedlich ausgeprägte Teilvorgänge aufteilen lässt, also die Rissbildung, die Rissinitiierung, das Risswachstum bis zur kritischen Rissgröße und den instabilen Durchriss des Restquerschnitts (Ligament). Die Rissinitiierung ist ein lokales mikroskopisches Ereignis, und ihr Auftreten ist eng mit den lokalen Inhomogenitäten der Werkstoffeigenschaften verknüpft. Hingegen wird beim Risswachstum von einer vorhandenen Materialschädigung ausgegangen; es wird von der Belastungsart und Geometrie beeinflusst. Abhängig von den Materialeigenschaften kann das Risswachstum spröde oder duktil sein. Das Auftreten der beiden Rissausbreitungsarten ist nicht nur vom Werkstoff, sondern auch von verschiedenen äußeren Faktoren wie Temperatur, Mehrachsigkeit der Spannungen usw. abhängig. Identische Materialien können unter unterschiedlichen Belastungen oder Temperaturen verschiedene Rissausbreitungsarten zeigen. Beim spröden Risswachstum versagen Werkstoffbereiche plötzlich mit hoher Rissausbreitungsgeschwindigkeit, ohne dass große plastische Verformungen oder irgendwelche Anzeichen auftreten. Hingegen ist duktiler Risswachstum ein kontinuierlicher Prozess, in dem eine große plastische Zone die Risspitze immer umschließt. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird die Diskus-

sion auf Risswachstum unter Berücksichtigung elastoplastischen Materialverhaltens konzentriert.

Die Bruchmechanik wurde somit in die Ingenieurwissenschaft eingeführt, um den Versagensvorgang fehlerhafter Bauteile quantitativ zu bewerten, wobei der Spannungs- und Dehnungszustand an der Rissspitze im Vordergrund steht. Theoretisch sollten die Zustände an der Rissspitze mit den bruchmechanischen Parametern eindeutig beschrieben werden, so dass die Rissinitiierung sowie Rissausbreitung durch einen Vergleich mit den kritischen Materialwerten bestimmt werden können. Die bruchmechanischen Parameter sind generell unter zwei Aspekten zu betrachten, nämlich die Energiebilanz und das Spannungsfeld in der Nähe der Rissspitze. Zur Energiebilanz gehören die Energiefreisetzungsrates und das J-Integral. Der Spannungsintensitätsfaktor K beschreibt die Stärke des Spannungsfeldes in der Nähe der Rissspitze.

Kann man ein linear elastisches Werkstoffverhalten unterstellen oder tritt nur eine geringe Plastifizierung bei der Rissinitiierung bzw. beim Risswachstum auf, so kann man zur bruchmechanischen Bewertung die linear-elastischen Parameter Energiefreisetzungsrates (G) oder Spannungsintensitätsfaktor (K) verwenden. Für die Materialien, die sich nicht linear verformen oder über eine große Plastifizierungszone an der Rissspitze beim Versagen verfügen, sind die elastisch-plastischen bruchmechanischen Parameter Rissöffnung (COD) und J-Integral (J) geeignet. Für ausführliche Informationen über die obengenannten Konzepte sei an dieser Stelle auf die Literatur z.B. [8] [9] [10] verwiesen.

1.3 Die probabilistische Bruchmechanik

Zur quantitativen Einschätzung der Strukturzuverlässigkeit passiver Komponenten werden zunehmend rechnerische Methoden eingesetzt. Zur Bewertung der Zuverlässigkeit wurden in der Vergangenheit deterministische und probabilistische Analysemethoden entwickelt. Bei der deterministischen Analyse ist aufzuzeigen, wie die Integrität von druckführenden Komponenten einzuschätzen ist. Mit der probabilistischen Analyse können für bestimmte Schädigungsmechanismen quantitativ Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten berechnet werden, wobei der mögliche Integritätsverlust bei sehr unwahrscheinlichen extremen Einwirkungen auch jenseits der Auslegungsgrenzen berücksichtigt werden kann. Dabei sind die Ergebnisse von Simulationen mit gut validier-

ten Rechenmodellen neben durchgeführten Experimenten und Erfahrungen aus dem Betriebsverhalten ein wesentlicher Bestandteil.

Bei der Bewertung der Sicherheit von Druckbehältern, Rohrleitungen, Sicherheitsbehältern und anderen passiven Strukturen kerntechnischer Anlagen stehen in Deutschland bisher deterministische Vorgehensweisen im Vordergrund. In anderen technischen Bereichen wie etwa der Bautechnik, dem Stahlbau und bei Offshore-Konstruktionen sehen die Regelwerke in Deutschland und in anderen Ländern dagegen zunehmend auch eine quantitative Bestimmung von Strukturzuverlässigkeiten in Form von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten vor. International ist ein vergleichbarer Trend auch bei der Weiterentwicklung kerntechnischer Regelwerke zu beobachten. So verfolgen die USA, Schweden aber auch andere Länder seit vielen Jahren den Ansatz, regulatorische Nachweisziele für die Zuverlässigkeit wichtiger Komponenten auf der Basis quantitativer Risikoanalysen zu begründen. Ein solches Vorgehen wird als „risk-based“, „risk-informed“ oder „risk-oriented“ bezeichnet. Im Bereich der wiederkehrenden und zerstörungsfreien Prüfungen wurden „risk-based“-Strategien entwickelt, um die Auswahl der zu prüfenden Stellen sowie die Zeitfolge und den Umfang der Prüfungen entsprechend einem risikobasierten Ranking der Stellen zueinander vornehmen zu können. Dabei werden zunehmend probabilistische Modelle zur Ermittlung der Strukturzuverlässigkeit passiver Komponenten eingesetzt.

Mit den heute zur Verfügung stehenden verschiedenen Strukturzuverlässigkeitsprogrammen können die Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten für einfache Geometrien unter bestimmten Randbedingungen berechnet werden. Dabei werden Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten in Rohrleitungen unter Berücksichtigung verschiedener Schädigungsmechanismen (z.B. Ermüdung, Korrosion) mit Hilfe verschiedener mathematischer Berechnungsverfahren bestimmt. Zur Steigerung der Effizienz des klassischen Monte-Carlo-Verfahrens wird das Varianz reduzierende Schichtungsverfahren (stratified sampling) eingesetzt [11]. Mit Hilfe bruchmechanischer Verfahren wird dabei die zeitliche Entwicklung von Rissen unter Berücksichtigung von Kenntnisunsicherheiten in den Daten zur Charakterisierung des Materials, der Geometrie und der Belastung ermittelt. Eine Prognose der Schadensentwicklung für die vordefinierten Defektgeometrien wird am Ende der Analyse mit probabilistischen Aussagen produziert.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden ausgehend von dem Prototyp des von der GRS entwickelten Rechenprogramms PROST (Probabilistische Strukturberechnung)

[12] weitere Programmmodule entwickelt und erprobt. Dabei sollte insbesondere der Anwendungsbereich des Programms auf komplexere Geometrien bezüglich Belastung und Randbedingungen durch Einbeziehung von Finite Elemente Ergebnissen erweitert werden. Ein konkretes Berechnungsbeispiel zur Analyse der Versagenswahrscheinlichkeit eines Anschlussstutzens an einen Behälter wird im Kapitel 5 der Arbeit dargestellt.

Bei der Sicherheitsbewertung von Kernkraftwerken gehören probabilistische Sicherheitsanalysen (PSA) heute zum Stand von Wissenschaft und Technik. Mit ihnen können Aussagen über die Ausgewogenheit des Sicherheitskonzepts getroffen und gegebenenfalls vorhandene Schwachstellen erkannt werden [13]. Diese statistische Methodik kann durch die Einbeziehung der Ergebnisse von Simulationen mit gut validierten Rechenmodellen basierend auf bruchmechanischen Berechnungsverfahren ergänzt werden.

2 Theoretische Grundlagen der Bruchmechanik

In diesem Kapitel werden einige grundlegende Begriffe zusammengestellt, wobei sich die Darstellung auf die Anwendung bruchmechanischer Konzepte auf Strukturen beschränkt. Bezüglich der Grundlagen der Bruchmechanik, Wahrscheinlichkeitstheorie bzw. der ausführlichen Entwicklung der Gleichungen wird z.B. auf [2], [11] und [14] verwiesen.

2.1 Bruchmechanische Parameter

Die bruchmechanische Bewertung eines rissartigen Fehlers in einer Struktur erfolgt durch einen Vergleich zwischen der Rissbeanspruchung und dem entsprechenden Risswiderstand. Parameter zur Charakterisierung der Rissbeanspruchung sind bei linear-elastischem Materialverhalten der Spannungsintensitätsfaktor (K) oder die Energiefreisetzungsrate (G) und bei elastisch-plastischem Materialverhalten das J-Integral oder die Rissöffnung (COD).

Die Ansätze der Energiefreisetzungsrate (G) gehen auf Griffith [15] und Irwin [16] zurück. Das Konzept ist im elastischen Bereich identisch mit dem J-Integral. Westergaard [17], Irwin [18], Sneddon [19] und Williams [20] haben für die Spannungsverteilung (zweidimensional) bei linear-elastischem Materialverhalten im Nahfeld der Rissspitze die folgende Näherungsformel entwickelt:

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta); \quad r \rightarrow 0 \quad (2-1)$$

Dabei sind r und θ die Ortskoordinaten des betrachteten Punktes im Polarkoordinatensystem mit Ursprung an der Rissspitze und $f_{ij}(\theta)$ ein Satz trigonometrischer Funktionen. Der Faktor K_I ist unabhängig von den Koordinaten und charakterisiert eindeutig die Stärke des Spannungsfeldes. Überschreitet der Spannungsintensitätsfaktor (K_I) die Materialgrenze (K_{IC}), so tritt Versagen ein. Das Konzept kann für linear-elastisches Materialverhalten oder bei kleiner Plastifizierungszone an der Rissspitze (small scale yielding) verwendet werden, solange die $(1/r)^{1/2}$ -Singularität für die Spannungsverteilung im Nahfeld der Rissspitze gilt (Linear elastische Bruchmechanik – LEBM). Treten ausgedehnte Plastifizierungen vor der Rissspitze auf, dann gilt die Formel 2-1 nicht

mehr und die Konzepte der elastisch-plastischen Bruchmechanik (EPBM) müssen angewendet werden. Im Rahmen der Dissertation wird zur Charakterisierung der Rissbeanspruchung bei elastisch-plastischem Materialverhalten das J-Integral verwendet.

Rice hat in [21] das J-Integral als einen bruchmechanischen Parameter in die elastisch-plastische Bruchmechanik (EPBM) eingeführt (Formel 2-2), wobei die elastisch-plastische Verformung als nichtlinear-elastisch behandelt wurde. Dieser Parameter betrachtet die Rissbelastung vom Standpunkt der Energieänderungen. Rice und Budiansky [21] [22] haben gezeigt, dass das J-Integral unter elastischem Materialverhalten identisch mit der Energiefreisetzungsrate bei einer infinitesimalen Rissflächenerweiterung ∂A ist. (Formel 2-3)

$$J = \int_{\Gamma} (w dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x_1} ds) \quad (2-2)$$

Γ : beliebige die Risspitze umschließende Kontur

$$w = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} : \text{Dehnungsenergiedichte}$$

$T_i = \sigma_{ij} n_j$: Komponente der Kraft an der Kontur Γ

u_i : Komponente der Verschiebung an der Kontur Γ

ds : Differential der Kontur Γ

$$J = G = -\frac{\partial U}{\partial A} \quad (2-3)$$

G : Energiefreisetzungsrate

U : gespeicherte potentielle Energie

Das elastisch-plastische Material wird bei der Analyse vom J-Integral als nicht linear-elastisches Material behandelt. Seine physikalische Interpretation ist die Energieveränderungsrate zweier Platten mit leichtem Rissgrößenunterschied. Hutchinson [23] und Rice und Rosengren [24] (HRR) haben gezeigt, dass J auch die Spannungsverteilung an der Risspitze charakterisiert. Diese Spannungsverteilung wird als *HRR-Feld* be-

zeichnet. Es hat die Form $\sigma_{ij} \sim (J/r)^{\frac{1}{n+1}}$, wobei $n=1$ der linear elastischen Lösung und $n \rightarrow \infty$ der ideal plastischen Lösung entspricht.

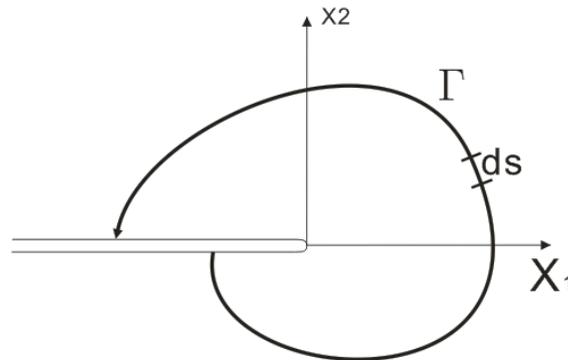


Bild 2-1: Kontur um die Risspitze

Das J-Integral ist nicht nur für EPBM, sondern auch für die linear-elastische Bruchmechanik (LEBM) geeignet und kann mit der Formel:

$$K_J = \sqrt{J \cdot E'} \quad (2-4)$$

mit $E' = E$ für ebenen Spannungszustand

$$E' = \frac{E}{1-\nu^2} \text{ für ebenen Dehnungszustand}$$

zum Faktor K_J konvertiert werden. Verhält sich das Material linear-elastisch, ergibt sich $K_J=K_I$. Im Bereich der EPBM wird K_J wegen der Plastifizierungszone an der Risspitze größer als K_I , und das Spannungsfeld lässt sich nicht mehr durch Formel 2-1 beschreiben.

2.2 J-Integralberechnung (2D/3D)

Die FE (Finite Elemente) Methode ist ein numerisches Verfahren zur Bestimmung unbekannter Feldfunktionen, mit der verschiedene Problemstellungen aus den Bereichen Mechanik, Thermodynamik, Elektrotechnik usw. berechnet werden können. Mit diesem Verfahren wird das zu betrachtende Problem in eine große Zahl von kleinen, endlich

vielen Elementen unterteilt, woraus sich der Name der Methode ableitet. Auf jedem Element werden Interpolationsfunktionen, die auch Formfunktionen genannt werden, definiert, aus denen sich, zusammen mit den Randbedingungen, ein großes Differentialgleichungssystem basierend auf dem Variationsprinzip ergibt. Die Verschiebungen der Elementknoten werden als Lösungen des Gleichungssystems bestimmt, aus denen die Dehnungs- und Spannungsverteilungen abgeleitet werden. Grundlagen zu der FE-Methodik werden z.B. in [25] bis [27] beschrieben.

Eine Berechnung des Konturintegrals wie in der Formel 2-2 ist in einem FE Code nicht ohne weiteres möglich, weil die Lösungsalgorithmen in den gängigen FE Codes die Verschiebungen an den Positionen der Knoten und Dehnungen bzw. Spannungen an den Positionen der Integrationspunkte berechnen. Daher sind die Spannungen und Dehnungen im Allgemeinen unstetig an den Elementgrenzen, wobei jedoch die Unstetigkeiten durch Verwendung höherwertiger Elemente bzw. entsprechender Netzverfeinerung reduziert werden können. Aus diesem Grund werden meistens Flächenintegrale statt Konturintegrale für die Berechnung des J-Integrals verwendet. Diese Umwandlung erfolgt durch den Gaußschen Integralsatz. Sie wurde von Parks [28] [29] und Hellen [30] zuerst eingeführt und später von deLorenzi [31] [32] theoretisch bewiesen. Das Flächenintegral wird numerisch interpretiert als die Energiefreisetzungsrate infolge einer kleinen Risserweiterung (Formel 2-3). Deswegen wird das Flächenintegral auch als VCE (Virtual Crack Extension) Methode bezeichnet.

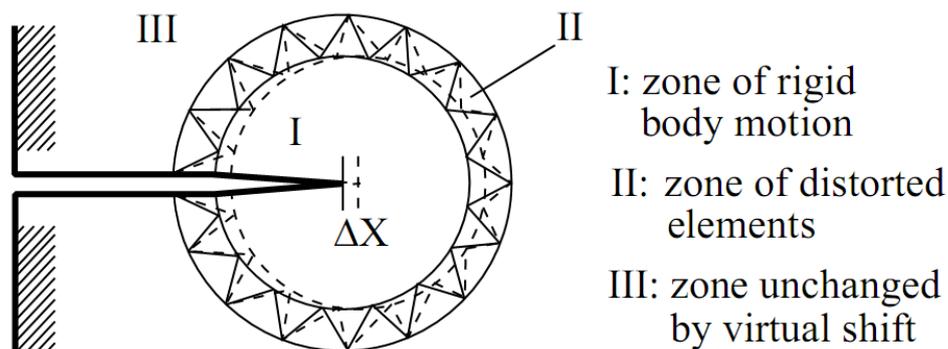


Bild 2-2: Methode der virtuellen Risserweiterung (Bild aus [33])

$$J = \frac{1}{\Delta A} \iint_{I+II} (\sigma_{ij} u_{j,1} - w \delta_{i1}) \Delta x_{1,i} dA \quad (2-5)$$

Das von Rice eingeführte J-Integral (Formel 2-2) ist nur die erste Komponente des J-Integralvektors J_k und beschreibt die Energiefreisetzungsrate einer virtuellen Risserweiterung entlang der Risslinie (X_1 im Bild 2-1). Knowles und Sternberg [34] sowie Budiansky und Rice [22] haben eine allgemeine Darstellung der J-Komponenten J_1 und J_2 mit der Formel 2-6 eingeführt.

$$J_k = \int_{\Gamma} (wn_k - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x_k}) ds; \quad k = 1, 2 \quad (2-6)$$

A.G. Herrmann und G. Herrmann [35] haben gezeigt, dass die zweite Komponente J_2 wegabhängig ist. Diese Behauptung wurde danach in Literaturen wie z.B. [36] [37] sowie der vorliegenden Dissertation nachgewiesen. Brocks und Scheider [38] zeigen, dass J_2 und bei Verallgemeinerung auf drei Dimensionen auch J_3 nur bei symmetrischer Belastung wegunabhängig sind.

In den Beiträgen von deLorenzi [31] [32] wird die VCE-Methode als numerisches Verfahren für 2D und auch für 3D Probleme formuliert (siehe Formel 2-7 und Formel 2-8). Die J-Vektoren kann man mit der VCE-Methode numerisch berechnen, wobei die virtuellen Rissfrontverschiebungsrichtungen von J_1 und J_2 , wie im Bild 2-9 angezeigt, entlang und senkrecht zur Richtung des Risses stehen [39].

$$2D: \quad J_k = \frac{1}{\Delta a} \int_A (\sigma_{ij} \frac{\partial u_j}{\partial x_k} - w \delta_{ik}) \frac{\partial \Delta x_k}{\partial x_i} dA \quad (2-7)$$

$$3D: \quad J_k = \frac{1}{\Delta A_c} \int_V \left[(\sigma_{ij} \frac{\partial u_j}{\partial x_k} - w \delta_{ik}) \frac{\partial \Delta x_k}{\partial x_i} - F_i \frac{\partial u_j}{\partial x_k} \Delta x_j \right] dV \\ - \frac{1}{\Delta A_c} \int_S T_i \frac{\partial u_j}{\partial x_k} \Delta x_j dS \quad (2-8)$$

V : Körpervolumen

S : Körperoberfläche

F_i : Komponente der Volumenkraft

T_i : Komponente der Oberflächenkraft

ΔA_c : virtuelle Erweiterung der Rissfläche

Bei dreidimensionalen Problemen sind die Rissbeanspruchungen normalerweise entlang der Rissfront nicht konstant. Setzt man eine virtuelle Rissfrontverschiebung universal auf der kompletten Rissfront an, wird das berechnete J-Integral ein durchschnittlicher Wert. Wird die Verschiebung lokal auf einem kleinen Stück der Rissfront vorgeschrieben, wobei die Rissflächenänderung ΔA ist, bekommt man gemäß Formel 2-8 eine lokale Bewertung der Rissbeanspruchung (Bild 2-3) [40] [41] [42].

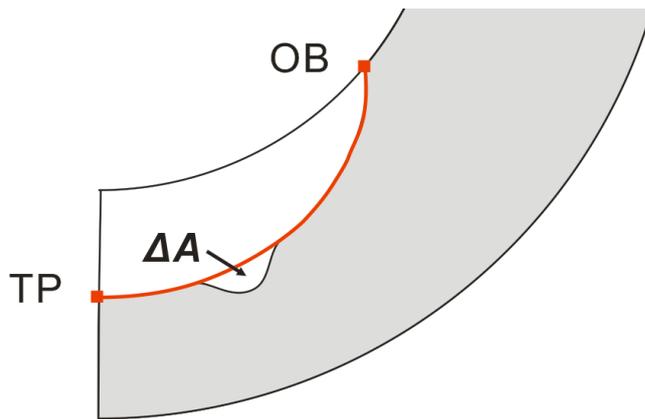


Bild 2-3: schematische Darstellung zur lokalen Rissflächenerweiterung

2.3 Vereinfachtes Verfahren zur Bewertung vom Rissen (FAD)

Wenn die Plastifizierung an der Rissspitze vernachlässigbar klein ist, lässt sich das Spannungsfeld dort mit dem Spannungsintensitätsfaktor K_I beschreiben und K_I wird daher als Rissfortschrittskraft verwendet. Wendet man K_I unter elastisch-plastischem Materialverhalten an, so wird die reale Rissbeanspruchung (K_J) mit zunehmender Plastifizierung immer mehr durch K_I unterschätzt (Bild 2-5). Um den Plastifizierungseffekt an der Rissspitze unter Annahme der LEBM einzurechnen, kann K_I entweder mit einer postulierten Rissverlängerung (a_{eff}) [43] [44] [45] oder durch einen Plastizitäts-Korrekturfaktor (Φ), der eine steigende Funktion des Plastifizierungsgrads (L_r) ist, korrigiert werden. Das Failure Assessment Diagram (FAD) ist im Grundprinzip eine Darstellung des Plastizitäts-Korrekturfaktors.

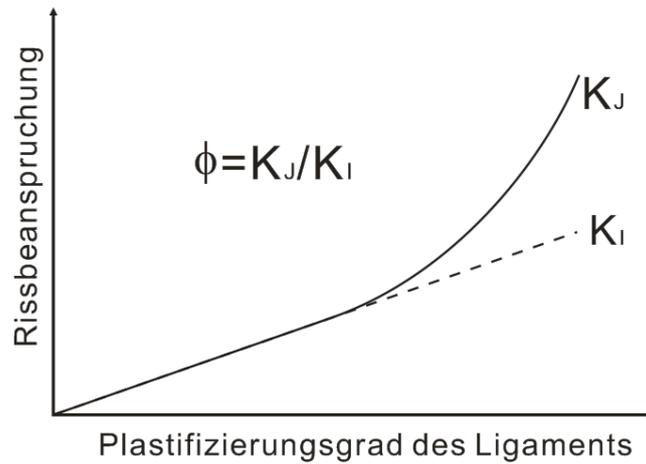


Bild 2-4: schematische Darstellung von K_J und K_I

Das FAD wird in Form einer Versagensgrenzkurve $K_r=f(L_r)$ dargestellt, mit $K_r=K_I/K_J$. Der Plastifizierungsgrad L_r wird auf zweierlei Weise definiert. Die ursprüngliche Definition ist:

$$L_r = \frac{F}{F_Y} \quad (2-9)$$

wobei F die äußere Last und F_Y die Grenzlast des rissbehafteten Bauteils ist. Alternativ gilt:

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_Y} \quad (2-10)$$

mit σ_Y als Fließspannung und der Referenzspannung σ_{ref} . Die beiden Definitionen von L_r sind identisch wenn wie in [46] angesetzt wird:

$$\frac{F}{F_Y} = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_Y} \quad (2-11)$$

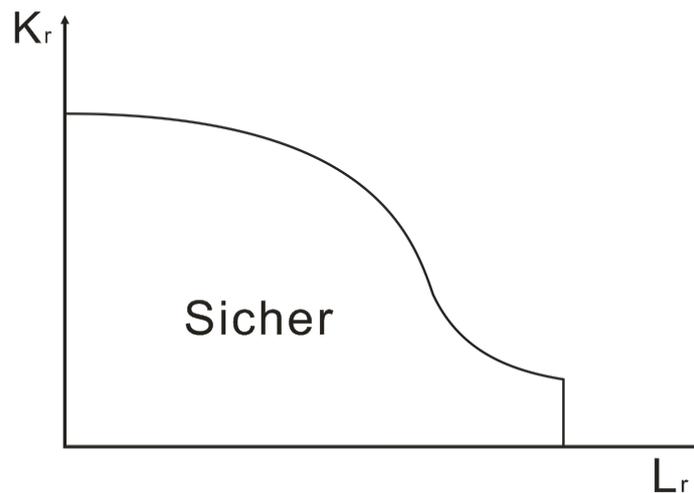


Bild 2-5: schematische Darstellung der FAD-Grenzkurve

In der Bewertungsprozedur wird ein Bewertungspunkt (L_r^B , K_r^B) im Diagramm positioniert. Liegt der Bewertungspunkt unter der Grenzkurve, so ist das rissbehaftete Bauteil sicher, liegt er außerhalb, so kann ein Versagen nicht ausgeschlossen werden.

In diesem Verfahren wird $K_J = K_{mat}$ als Versagensbedingung definiert, wobei K_{mat} der Risswiderstand des Materials ist. Für den Sprödbruch von z.B. Stahl bei tiefen Temperaturen, gilt

$$K_{mat} = K_{IC} \quad (2-12)$$

Für duktilen Material, als Widerstand gegen Rissinitiierung:

$$K_{mat} = \sqrt{J_i \cdot E'} \quad (2-13)$$

mit E' wie in Formel 2-4 und J_i Rissinitiierungswert.

Die Y-Koordinate des Bewertungspunkts:

$$K_r^B = K_I / K_{mat} \quad (2-14)$$

Für eine EPBM Bewertung mit dem FAD wird statt des J-Integrals nur der linear-elastische Spannungsintensitätsfaktor gebraucht. Der Einfluss der Plastifizierung wird in der FAD-Grenzkurve berücksichtigt, z.B. ein Bewertungspunkt unter der Grenzkurve:

$$K_r^B = \frac{K_I}{K_{mat}} < K_r = \frac{K_I}{K_J} \Rightarrow K_J < K_{mat} .$$

Das FAD war die Basis für die erste Version der von CEGB (Central Electricity Generating Board, heute British Energy) im Jahr 1976 entwickelten R6-Routine [47], in der der effektive K-Faktor (damals als K_{eff} bezeichnet) mit dem Strip-Yield-Modell (Dugdale-Modell) abgeschätzt wurde. In den folgenden Versionen der R6-Routine wird bis heute die FAD Methodik verwendet, nur die Berechnung des effektiven K-Faktors stützt sich nicht mehr auf das Dugdale-Modell, sondern auf das J-Integral (K_J). Bloom [48] und Sih et al. [49] haben FAD Grenzkurven bereitgestellt, die auf Lösungen der J-Integrale aus dem EPRI (Electric Power Research Institute) Handbuch [50] basieren. Außerdem werden heute immer mehr J-Lösungen basierend auf elasto-plastischen FE-Berechnungen verwendet.

2.4 Das Risswachstum unter zyklischer Belastung

Das Risswachstum unter zyklischer Belastung wird meistens mittels eines Potenzgesetzes berechnet:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{eff})^m \quad (2-15)$$

mit a als Risttiefe, N als Anzahl der Lastzyklen, der Risswachstumskonstanten C und dem Risswachstumsexponenten m . Paris und Erdogan haben das Potenzgesetz zuerst in [51] eingeführt, mit $m = 4$ und $\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{min}$.

Bamford [52] und James [53] [54] haben das Paris-Gesetz modifiziert,

$$\frac{da}{dN} = C \left(\frac{\Delta K}{\sqrt{1-R}} \right)^m \quad (2-16)$$

wobei R das Verhältnis des Spannungsintensitätsfaktors im Minimum der zyklischen Belastung zum Wert im Maximum K_{min}/K_{max} darstellt. Dadurch wird die durchschnittliche Rissbeanspruchung berücksichtigt.

Klesnil und Lukas [55] haben das Gesetz

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K^m - \Delta K_{th}^m) \quad (2-17)$$

eingeführt, in dem der Schwellwert (K_{th}) berücksichtigt wird. Forman [56] hat die Formel 2-18 vorgeschlagen, wobei die Risswachstumsrate bei einem sehr tiefen Riss wegen des hohen Spannungsintensitätsfaktors K_{max} , der sich dem kritischen Wert K_c nähert, gegen unendlich strebt. Diese hohe Risswachstumsrate bei tiefen Rissen entspricht der Endphase des Risswachstums.

$$\frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K)^{m-1}}{\frac{K_c}{K_{max}} - 1} \quad (2-18)$$

Weitere Entwürfe für die Abschätzung des Ermüdungsrisswachstums sind in den Literaturstellen, wie z.B. [57] [58] [59] enthalten.

2.5 Die Mixed-Mode Rissbeanspruchung

Hinsichtlich der Deformation eines Risses unterscheidet man in der Bruchmechanik grundsätzlich drei verschiedene Rissöffnungsarten (Moden), durch die ein Riss beansprucht werden kann:

1. Mode I: Die Belastungen wirken normal zu den Rissflanken und der Riss wird überwiegend durch Zugbelastung geöffnet. (siehe Bild 2-6)
2. Mode II: Die Belastung ruft eine entgegengesetzte Verschiebung der Rissflanken in Rissrichtung hervor und der Riss wird überwiegend durch eine Schubbelastung geöffnet. (siehe Bild 2-7)
3. Mode III: Die Belastungen bewirken eine Verschiebung der Rissflanken quer zur Rissrichtung und der Riss wird überwiegend durch Torsion geöffnet. (siehe Bild 2-8)

Treten mehr als ein Mode gleichzeitig an einer Rissfront auf, spricht man von einer sogenannten Mixed-Mode Beanspruchung.

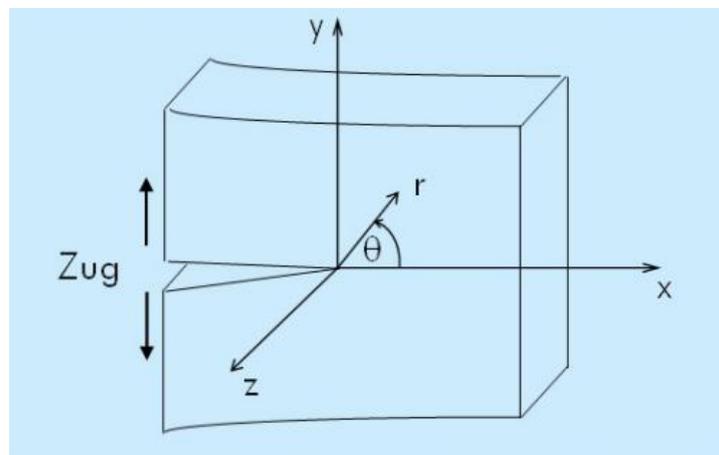


Bild 2-6: Riss Mode I (aus [60])

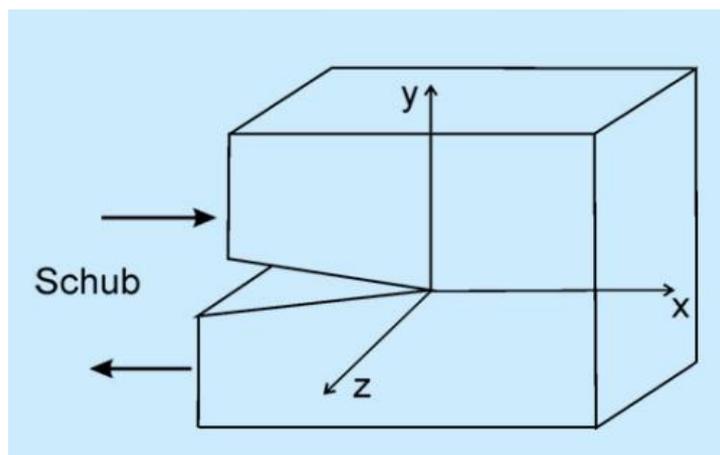


Bild 2-7: Riss Mode II (aus [60])

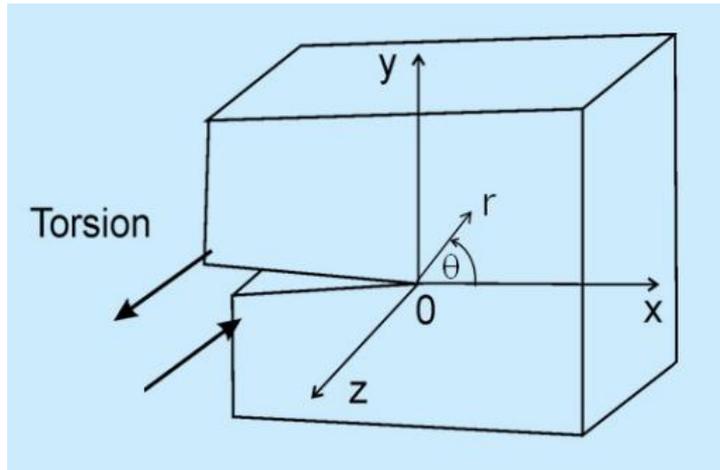


Bild 2-8: Riss Mode III (aus [60])

Hellen und Blackburn [39] haben für Risse unter Mixed-Mode Belastungen die Theorie des J-Vektors verwendet. Die J-Vektorkomponenten beschreiben die unterschiedlichen Energiefreisetzungsraten in verschiedene postulierte Risswachstumsrichtungen und der J-Vektor mit maximaler Amplitude, der nach [39] und [61] die Rissfortschrittskraft in die Richtung der Risserweiterung (siehe Formel 2-19 und Bild 2-9) darstellt, ist die Vektorsumme:

$$\vec{J}_{\max} = \vec{J}_1 + \vec{J}_2 \quad (2-19)$$

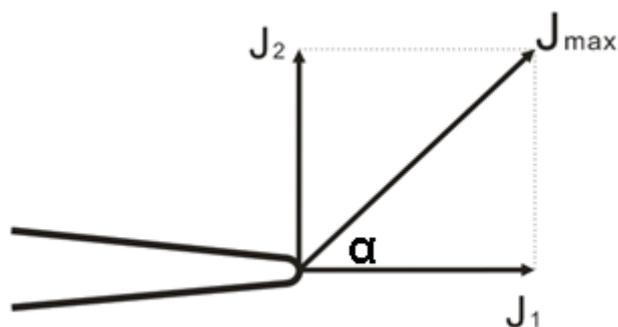


Bild 2-9: J-Integralvektor bei Mixed-Mode Belastung

In [61] werden die Beziehungen zwischen den Komponenten des J-Integralvektors und den Spannungsintensitätsfaktoren für verschiedene Moden sowie der Winkel α abgeleitet.

$$J_1 = \frac{1-\nu^2}{E} (K_I^2 + K_{II}^2) \quad (2-20)$$

$$J_2 = -\frac{2(1-\nu^2)}{E} K_I K_{II}$$

$$\alpha = -\arctan \frac{2K_I K_{II}}{K_I^2 + K_{II}^2} \quad (\alpha \text{ siehe Bild 2-9}) \quad (2-21)$$

Formel 2-20 und Formel 2-21 werden als eine Theorie akzeptiert und viel zitiert. Allerdings sei darauf hingewiesen, dass die beiden Formeln nur gelten, wenn die Mode II Belastung nicht dominiert.

Wird die Mode II Belastung zu groß, kann man die Risswachstumsrichtung nicht mit der Formel 2-21 abschätzen (siehe das Berechnungsbeispiel in [39]). Der maximale Winkel, den man mit der Formel 2-21 näherungsweise bestimmen kann beträgt 45° , denn:

$$K_I^2 + K_{II}^2 \geq 2K_I K_{II} \rightarrow \frac{2K_I K_{II}}{K_I^2 + K_{II}^2} \leq 1 \rightarrow |\alpha| \leq 45^\circ.$$

Für den Fall mit großer Mode II Belastung wird in [39] gezeigt, dass die VCE-Methode oder die Theorie von Erdogan und Sih [62] mit den experimentellen Ergebnissen besser übereinstimmt.

3 Probabilistische Berechnungsmethodik mit PROST

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird der von der GRS entwickelte Prototyp des Rechenprogramms PROST so erweitert, dass mit PROST in Verbindung mit Finite-Elemente-Analysen Leck- bzw. Bruchwahrscheinlichkeiten einer Struktur mit komplexer Geometrie unter komplexen Belastungs- und Randbedingungen berechnet werden können. In diesem Kapitel wird zunächst die Vorgehensweise im Rechenprogramm PROST sowie die Erweiterung für komplexe Geometrien vorgestellt.

3.1 Vorgehensweise zur Berechnung der Leck- und Bruchwahrscheinlichkeit in Rohrleitungen

PROST ist ein Programm, das für die Ermittlung der Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten von rissbehafteten Rohrstrukturen entwickelt wurde. Das Programm stützt sich auf die probabilistische Bruchmechanik und ermöglicht die Berücksichtigung von Kenntnisunsicherheiten in den Eingabegrößen für Strukturgeometrie, Rissgeometrie und Werkstoffkennwerten in Form von Verteilungsfunktionen, in dem Parameterkombinationen ausgespielt werden. Das Risswachstum der unterstellten Risse beschränkt sich dabei zunächst auf den Ermüdungsmechanismus und wird mit dem modifizierten Paris-Gesetz (Formel 2-16) abgeschätzt. Die Risswachstumskonstante C und der Risswachstumsexponent m in der Formel können in der Inputdatei als verteilte Größen eingegeben werden. Die Spannungsintensitätsfaktoren K_{\min} und K_{\max} werden mit den Polynomen, die in [63] speziell für Oberflächenrisse in zylindrischer Geometrie bereitgestellt werden, jeweils unter der minimalen und maximalen Belastung berechnet.

Zur Bewertung von Rissen in einer Struktur wird unter Berücksichtigung der elastisch-plastischen Materialeigenschaften das FAD-Diagramm [64] [65] verwendet. Daher werden für jede ausgespielte Parameterkombination Risswachstumsabschätzungen und Bewertungen bezüglich Leck bzw. Bruch durchgeführt (Bild 3-1). Zum Startzeitpunkt sind die aktuelle Risstiefe (a) und Risslänge ($2c$) nach den vordefinierten Verteilungen zufällig ausgespielt. Nun wird aus den Eingaben zur zyklischen Belastung der zeitlich nächste Lastschritt behandelt, wobei aus den gegebenen Spannungen und der aktuellen Rissgröße ein Spannungsintensitätsfaktor berechnet wird und aus dem das Risswachstum für diesen Zyklus bestimmt wird. Das FAD-Diagramm basierend auf einer vereinheitlichten europäischen Fehlerbewertungsprozedur (SINTAP Level 1B) [66]

wird dann eingesetzt, um den so gewachsenen Riss ($a+\Delta a$, $c+\Delta c$) zu prüfen, ob ein Versagen in Form eines Lecks oder eines Bruchs vorliegt. Ist dies der Fall, so wird angenommen, dass sich aus dem halb elliptischen Innenoberflächenriss ein Leck mit der Ausdehnung der momentanen Risslänge ergibt. Für dieses Leck wird dann überprüft, ob die kritische Leckgröße nach Kiefner [67] überschritten ist. Ist dies der Fall, so wird für die untersuchte Komponente versagen durch Bruch angenommen. Die Versagensart und der Zeitpunkt werden für die später ausgeführte statistische Auswertung gespeichert, die Zeitschleife wird verlassen und die nächste Parameterkombination wird ausgewählt. Wenn kein Versagen des gewachsenen Risses durch das FAD angezeigt wird, so schreitet die Berechnungszeit zum nächsten Schritt der zyklischen Last vor und eine erneute Risswachstums- und Versagensanalyse wird durchgeführt. Wird die benutzerdefinierte Betriebszeit überschritten, geht dieser Durchlauf zu Ende und ein nächster Durchlauf mit einer erneut ausgespielten Parameterkombination wird gestartet.

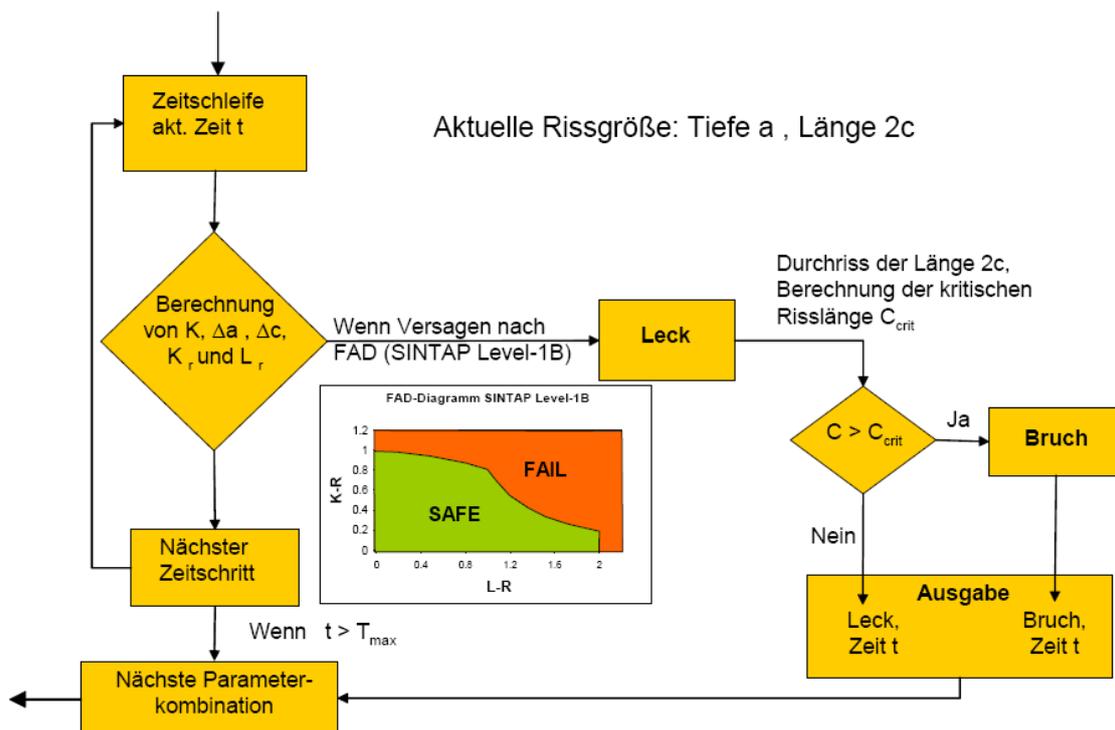


Bild 3-1: PROST, Berechnungsroutine zur Ermittlung der Versagensart und -zeit [12]

Zwei statistische Verfahren stehen im Programm PROST zur Verfügung, die klassische Monte-Carlo-Simulation und die Monte-Carlo-Simulation mit Schichtungsverfahren, das als eine rechenzeitsparende Methode angesehen wird (Bild 3-2).

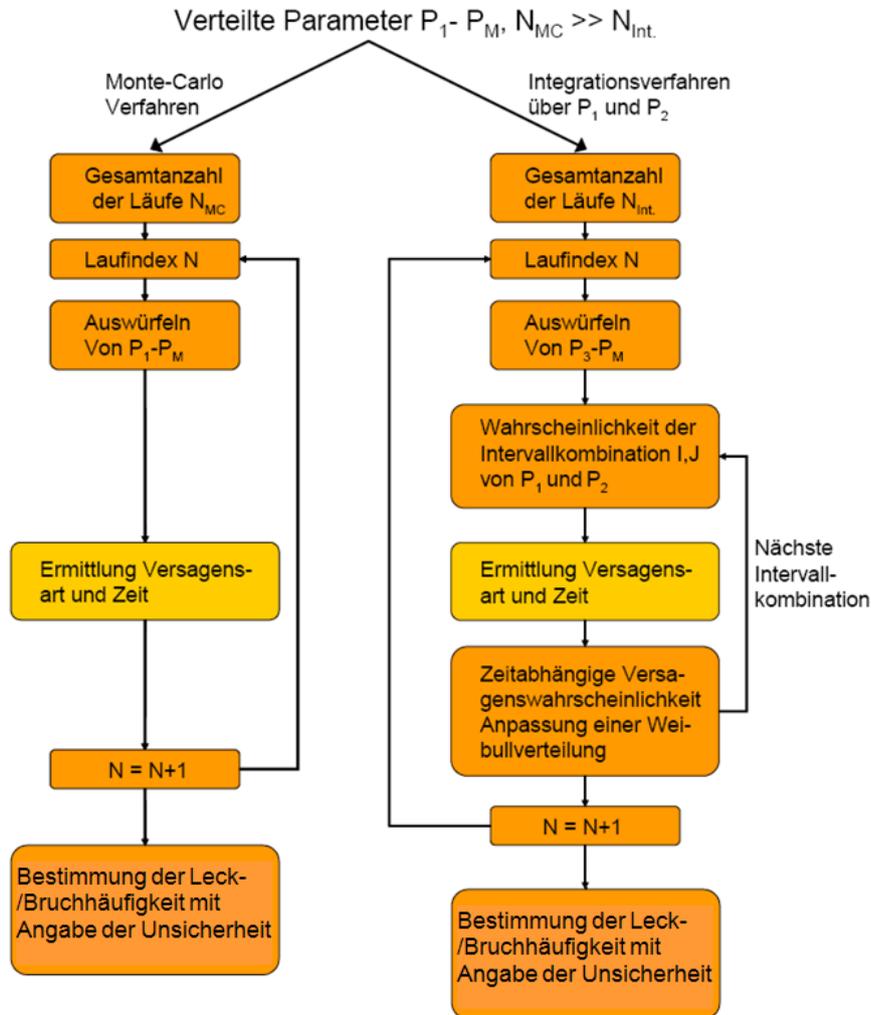


Bild 3-2: PROST, Ablaufschema der statistischen Berechnungsroutinen [12]

Beim klassischen Monte-Carlo Verfahren werden für eine vorgegebene Anzahl von Ausspielungen in jedem Spiel Parameterwerte aus ihrem jeweiligen Verteilungsbereich zufällig gezogen und die Versagensanalyse durchgeführt. Tritt Leck oder Bruch nach der deterministischen Ermittlung der Ermüdungsrissenerweiterung ein, wird das Ereignis zusammen mit dem Zeitpunkt für die statistische Auswertung gespeichert. Die Versagenswahrscheinlichkeit (\hat{p}) zu einem Zeitpunkt ergibt sich dann aus dem Verhältnis der Anzahl aller bis dahin aufgetretenen Versagensereignisse zur gesamten Anzahl der Ausspielungen (n), also:

$$\hat{p} = \frac{\sum_{i=1}^n y_i}{n} \quad ; \quad y_i = \begin{cases} 1 & \text{Versagen} \\ 0 & \text{Funktionieren} \end{cases}$$

Nach dem Zentralen Grenzwertsatz gilt für große n bei einer binären Variable:

$$X(\hat{p}, p, n) = \frac{\hat{p} - p}{\sqrt{p(1-p)}} \sqrt{n} \sim N(0,1) \quad (3-1)$$

d.h. $X(\hat{p}, p, n)$ ist standardnormalverteilt, wobei p die gesuchte Versagenswahrscheinlichkeit der binären Variable ist. Die Wahrscheinlichkeit für den Ausdruck

$$\left| \frac{\hat{p} - p}{\sqrt{p(1-p)}} \sqrt{n} \right| < \beta \quad (3-2)$$

ist:

$$\frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\beta}^{\beta} e^{-\frac{x^2}{2}} \cdot dx \quad (3-3)$$

Der relative Fehler der Schätzung von p lautet:

$$\varepsilon = \left| \frac{\hat{p} - p}{p} \right| \quad (3-4)$$

Mit der Definition (3-4) erhält man aus (3-2) die Beziehung zwischen dem relativen Fehler (ε) und der Anzahl der Ausspielungen (n) mit der in (3-3) angegebenen Wahrscheinlichkeit, die üblicherweise als Vertrauensgrad bezeichnet wird:

$$\varepsilon < \frac{\beta \sqrt{1-p}}{\sqrt{np}} \xrightarrow{p \ll 1} \varepsilon < \frac{\beta}{\sqrt{np}} \quad (3-5)$$

Setzt man in Formel (3-2) berechnete Werte für \hat{p} und n ein, so ergibt sich das Vertrauensintervall für die Versagenswahrscheinlichkeit p mit der durch Festlegung von β

bestimmten Wahrscheinlichkeit (Vertrauensgrad). Wird zum Beispiel der relative Fehler ε mit dem Vertrauensgrad von 95% (d.h. $\beta = 1,96$) kleiner als etwa 1% gesetzt, so ergibt sich:

$$\frac{1,96}{\sqrt{np}} = 0,01 \rightarrow n = \frac{38416}{p}, \quad (3-6)$$

Die Bestimmung von sehr kleinen Versagenswahrscheinlichkeiten erfordert somit eine sehr große Anzahl von Durchläufen (z.B. für $p=1 \cdot 10^{-7} \rightarrow n=3,84 \cdot 10^{10}$), was ein Nachteil dieser Methode ist.

Beim Schichtungsverfahren können in PROST grundsätzlich zwei beliebig verteilte Größen als Integrationsparameter ausgewählt werden. Übliche Vorgehensweise ist es, zwei Parameter auszuwählen, die großen Einfluss auf das Ergebnis der Leck- und Bruchwahrscheinlichkeit haben. Der Einfluss von Parametern kann durch eine Sensitivitätsanalyse [68] bestimmt werden. Die Wertebereiche der Schichtungsparameter werden dann benutzerdefiniert gleichmäßig in Intervalle aufgeteilt. Die Wahrscheinlichkeit einer Intervallkombination von zwei Integrationsparameterwerten ergibt sich aus der Multiplikation der einzelnen Intervallwahrscheinlichkeiten (siehe Bild 3-3). Für jede der möglichen Intervallkombinationen wird eine deterministische Versagensanalyse durchgeführt. Tritt Leck oder Bruch ein, wird die Wahrscheinlichkeit für die Parameterkombination zusammen mit dem Zeitpunkt und der Versagensart für die statistische Auswertung gespeichert. Die Versagenszeitpunkte sind abhängig von der Intervallkombination und man erhält somit Punkte von Leck- und Bruchwahrscheinlichkeiten innerhalb eines Durchlaufs auf einer Zeitskala. Die kumulierte Leck- bzw. Bruchwahrscheinlichkeit zu einem Zeitpunkt ergibt sich als die Superposition aller bis dahin angezeigten Wahrscheinlichkeiten. Um einen Schätzwert der Leck- und Bruchwahrscheinlichkeit als Funktion der Zeit anzugeben, kann eine Weibullfunktion an die kumulierte Wahrscheinlichkeit angepasst werden. Der Vorteil vom Integrationsverfahren besteht darin, dass die Werte mit ganz geringer Wahrscheinlichkeit in der Verteilung der Integrationsparameter in jedem Durchlauf berücksichtigt werden und dadurch die Rechenzeit reduziert wird.

An die Versagenswahrscheinlichkeiten wird dann in PROST die folgende Weibullfunktion

$$F_{Weibull}(t/a, b) = 1 - \exp(-at^b) \text{ für } t > 0 \quad (3-7)$$

angepasst, wobei für t die Betriebszeit der betrachteten Komponente in Jahren angegeben wird und die Parameter a bzw. b jeweils bestimmt werden. Dadurch ergibt sich die Versagenswahrscheinlichkeit als Funktion der Betriebszeit.

Die Weibullverteilung wird z.B. in der Qualitätssicherung oft für Untersuchungen zur Lebensdauer von Produkten, deren Ausfallrate mit der Betriebszeit zunimmt, eingesetzt und ist daher für die hier betrachteten Untersuchungen zur Leck- und Bruchwahrscheinlichkeit druckführender Komponenten geeignet. Zusätzlich zu den zwei Schichtungsparametern können weitere verteilte Größen, wie im Monte-Carlo Verfahren beschrieben, berücksichtigt werden (Bild 3-2).

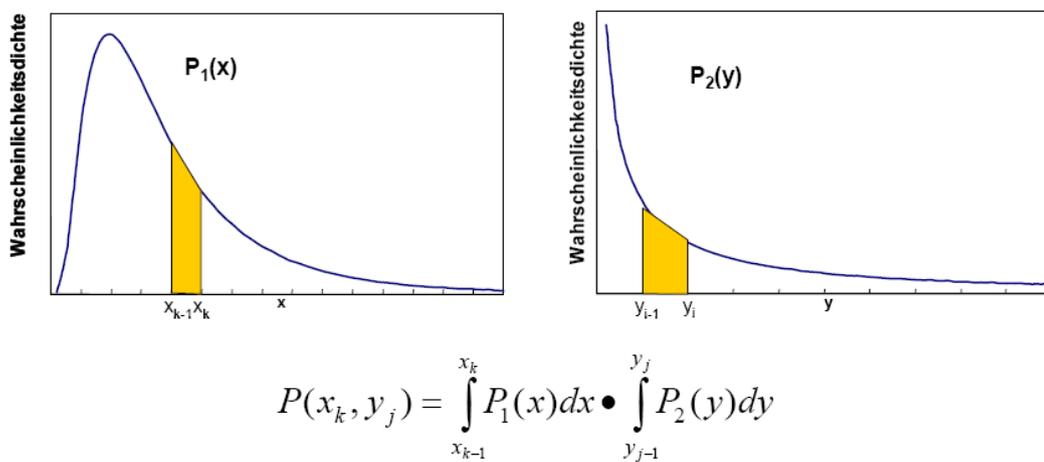


Bild 3-3: Wahrscheinlichkeit einer Intervallkombination für das Integrationsverfahren

3.2 Erweiterung der Methodik für komplexe Geometrien

Die bruchmechanische Bewertung eines Risses in einer Struktur bezüglich des Versagens in Form eines Lecks oder Bruchs kann im FAD basierend auf dem linear-elastischen Spannungsintensitätsfaktor (K) unter Berücksichtigung der Rissfrontplastifizierung erfolgen. Eine vereinfachte Analyse kann durchgeführt werden, wenn die K-Werte für Risse in der untersuchten Struktur bekannt sind. Formeln zur Berechnung von Spannungsintensitätsfaktoren sind für einfache Konfigurationen in verschiedenen Quellen wie z.B. [69] angegeben.

Die Risse befinden sich beim Betrieb von Komponenten oftmals an Orten mit komplexen Geometrieconfigurationen, da die Spitzen- oder Konzentrationsspannungen an örtlich begrenzten scharfen Geometrieänderungen entstehen. Ein einfacher Teil mit ähnlicher Geometrieconfiguration wie z.B. im Handbuch [69] kann zwar manchmal aus einer komplexen Geometrie herausgeschnitten werden, doch es kann fehlerhaft sein, eine analytische Formel für die Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren anzuwenden, weil eine formschlüssige Lösung sich nur auf einfache Geometrie sowie Randbedingung beschränkt. Im Gegensatz dazu können die Querschnitte der herausgeschnittenen Geometrie wegen der komplexen Gesamtgeometrie eine komplexe Randbedingung haben. Zur Bestimmung der Rissbeanspruchung für komplexe Geometrien eignet sich die Finite-Elemente-Methode.

Die FE-Berechnung ist eine deterministische Analyse und liefert für komplexe Risskonfigurationen die genauen Rissbeanspruchungen, mit denen das Ermüdungsrisswachstum in einer probabilistischen Analyse mit PROST nach der Paris-Formel abgeschätzt werden kann. Allerdings hängt die Rissbeanspruchung von der aktuellen Rissgröße ab und muss bei der Versagensberechnung je nach dem Risserweiterungszustand stets aktualisiert werden. Es ist nicht erforderlich mit den FE-Analysen die Rissbeanspruchungen für jede durch Risserweiterung entstehende Rissgröße zu bestimmen. Um die Rissbeanspruchungen aller Rissgrößen, die in der Versagensberechnung entstehen können, abzudecken, wurde eine mathematische Interpolationsmethodik in PROST implementiert. Dabei werden die Stützstellen der mathematischen Interpolation für die zu berücksichtigenden Rissgrößen durch das Verhältnis Risstiefe zu Risslänge (a/c) und das Verhältnis Risstiefe zu Wandstärke (a/t) festgelegt. Die Rissbeanspruchungen an den Stützstellen mit vordefinierten Risskonfigurationen werden mit der FE-Methode berechnet und die Werte für die zwischen den Stützstellen gelegenen Rissgrößen werden programmintern durch Interpolation bestimmt.

Bild 3-4 zeigt schematisch die Kopplung zwischen dem FE-Programm ADINA und dem probabilistischen Analysewerkzeug PROST.

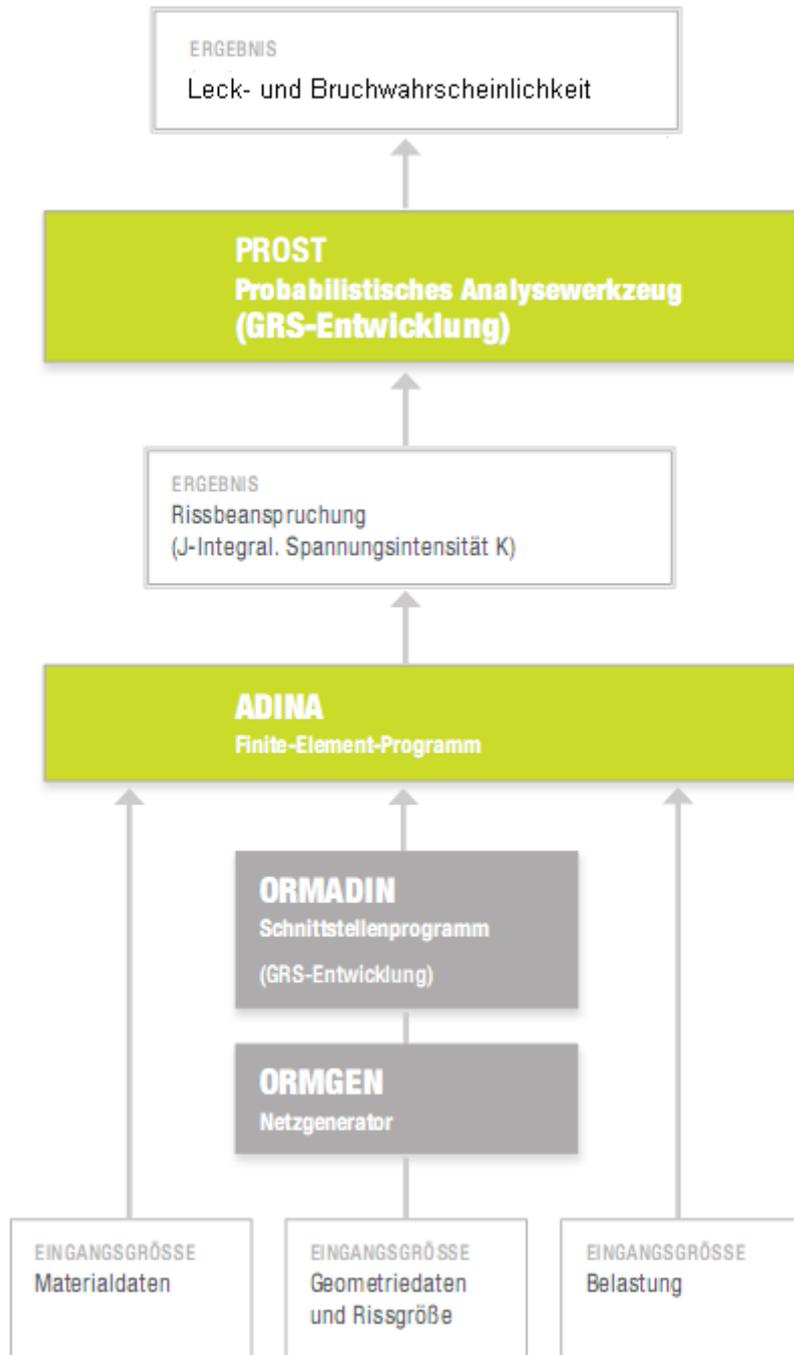


Bild 3-4: Berechnungsmethodik zur Bestimmung von Leckwahrscheinlichkeiten für komplexe Strukturgeometrien und Belastungszustände

4 Erprobung der Methodik: Leckwahrscheinlichkeit einer Rohrleitung mit Umfangsriss

Als erstes Berechnungsbeispiel wird die Leckwahrscheinlichkeit einer Rohrleitung mit Riss in einer Umfangsschweißnaht berechnet. Die in dieser Berechnung verwendeten Daten für Rohrleitungsgeometrie, Rissgeometrie und Belastung beziehen sich auf einen Berechnungsfall (*large pipe baseline case*) aus dem EU-Projekt NURBIM [70]. Wie in Bild 4-1 angezeigt, wird das Rohr in axialer Richtung mit einer zyklischen Membranbelastung σ gleichmäßig gezogen, mit $\sigma_{\max} = 87,6\text{MPa}$ und $\sigma_{\min} = 45,6\text{MPa}$. Der in der Umfangsrichtung postulierte halb elliptische Riss wächst unter der zyklischen Belastung bis ein Leck auftritt.

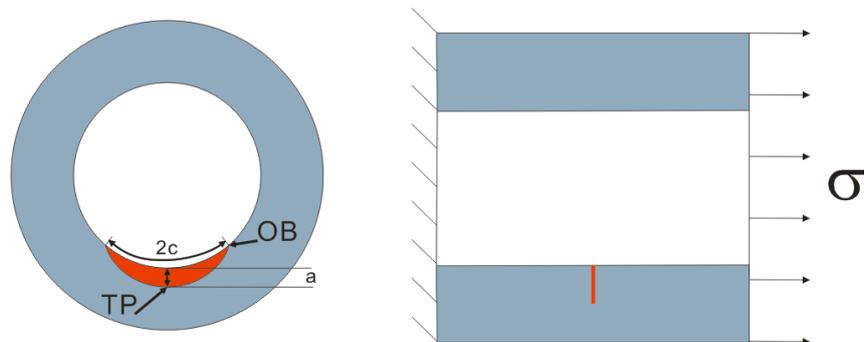


Bild 4-1: Schematische Darstellung vom Umfangsriss

(TP - tiefster Punkt der Rissfront, OB – Rissfrontpunkt an der Oberfläche)

Die Kenntnisunsicherheiten in den Material- und Geometrieparametern werden durch Verteilungsfunktionen beschrieben. Die Berechnung der Leckwahrscheinlichkeit wird mittels Monte-Carlo- Simulation und Schichtungsverfahren mit dem GRS Programm PROST durchgeführt. Die Spannungsintensitätsfaktoren werden mit in der Literatur verfügbaren analytischen Formeln (z.B. Polynomkoeffizienten nach [63]) berechnet und im Hinblick auf die Berechnungsgenauigkeit mit dem FE Ergebnis verglichen. Die bruchmechanische Bewertung der rissbehafteten Strukturen wird mit dem FAD-Diagramm durchgeführt.

4.1 Anmerkungen zur Berechnung

4.1.1 Vergleich der Spannungsintensitätsfaktoren berechnet mit vereinfachter Methodik und FE-Methode

Zur Berechnung des Ermüdungsrisswachstums nach dem modifizierten Paris-Gesetz sind neben den Annahmen zu den Materialparametern C und m die Spannungsintensitätsfaktoren für zyklische Belastung (K_{\min} und K_{\max}) zu bestimmen. Im vorliegenden Beispiel werden die Spannungsintensitätsfaktoren zunächst mit der vereinfachten Methode nach [63] bestimmt. Die Genauigkeit der Ergebnisse wird mit einer FE-Analyse, die hier als „best estimate“ bezeichnet wird, bewertet.

4.1.1.1 Vorstellung der vereinfachten Methodik

Zur Berechnung der bruchmechanischen Parameter wird die FE-Methode als ein effektives Verfahren für komplexe Rissgeometrie und Belastungsfälle angesehen. Allerdings ist die numerische Modellierung im Vergleich mit dem analytischen Verfahren, z.B. [69], viel aufwändiger. Daher wurde für einfache Axial- und Umfangsrisse auf der inneren Oberfläche eines Hohlzylinders vom Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik (IWM) eine alternative Näherungsmethode basierend auf der Anwendung polynomialer Einflussfunktionen entwickelt [63]. Dabei werden zwei Werte für das Verhältnis der Wanddicke zum inneren Radius in der Methode betrachtet: $t/R_i=0,1$ und $0,25$. Die Fehlerabschätzung gemäß [71] zeigt, dass die mittleren Fehler der Berechnungsergebnisse zwischen 1 und 7 Prozent liegen.

Die IWM-Methode wurde für Umfangs- und Axialrisse entwickelt. Für die rissöffnende Spannung auf den Rissufern von Axialrissen, wird eine polynomartige Belastung in der Form

$$\sigma(r, z) = \sigma_{0,mm} \left(\frac{r - R_i}{a} \right)^m \left(\frac{z}{c} \right)^n \quad m, n = 0, 1, 2, 3 \quad (4-1)$$

$$\text{mit } R_i \leq r \leq R_i + a, \quad -c \leq z \leq c$$

angesetzt.

Für Umfangsrisse gilt:

$$\sigma(r, \varphi) = \sigma_{0,mn} \left(\frac{r - R_i}{a} \right)^m \left(\frac{R_i \varphi}{c} \right)^n \quad m, n = 0, 1, 2, 3 \quad (4-2)$$

mit $R_i \leq r \leq R_i + a, -\frac{c}{R_i} \leq \varphi \leq \frac{c}{R_i}$

In beiden Formeln ist $\sigma_{0,mn}$ für jeden Term in der Summe über m und n ein konstanter Spannungswert, der zum Zwecke der Normierung benutzt wird. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird die Diskussion auf Umfangsrisse beschränkt.

Der Spannungsintensitätsfaktor für die betrachtete Belastung und Rissgeometrie wird in einer parametrischen Form als Funktion der Argumente a/t und a/c für jeden Belastungsterm dargestellt und hat als Summe über m und n die folgende Form:

$$K_I = F_{mn} \left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c} \right) \sigma_{0,mn} \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \left(\sin^2 \phi + \frac{a^2}{c^2} \cos^2 \phi \right)^{1/4} \quad m, n = 0, 1, 2, 3 \quad (4-3)$$

wobei Q eine Funktion von a/c ist. Die Einflussfaktoren F_{mn} können für jeden Term des Belastungspolynoms zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors ermittelt werden. Der Parameter Φ beschreibt die Winkelposition auf der Rissfront ($\Phi=0$: Punkt an der Oberfläche; $\Phi=90^\circ$: tiefster Punkt des Risses), daher wird mit der Formel 4-3 die lokale Rissbeanspruchung beschrieben.

Für ausführliche Informationen zu der IWM-Methodik sei an dieser Stelle auf Literatur [63] verwiesen.

4.1.1.2 Das FE-Modell

Um die Berechnungsgenauigkeit der IWM-Methode zu bewerten, wurde für das Berechnungsbeispiel aus dem NURBIM-Projekt [70] ein FE-Modell mit Umfangsriss (Bild 4-2) erstellt. Infolge der Symmetrieeigenschaften von Geometrie und Belastung kann das FE-Modell auf ein 180° - Modell beschränkt werden. Linear-elastisches Material wird für das Modell verwendet und die Geometrie- und Materialparameter entsprechen den Mittelwerten der Eingabegröße für die probabilistische Analyse (Tabelle 4-1). In

dieser Berechnung werden die lokalen Spannungsintensitätsfaktoren am Punkt OB und TP (Bild 4-1) unter der maximalen Belastung von 87,6MPa berechnet.

Größe	Wert
Innenradius (Ri) [mm]	368,3
Wanddicke (t) [mm]	62,2
Risstiefe (a) [mm]	10
c/a-Verhältnis [-]	3
E-Modul [GPa]	180

Tabelle 4-1: Geometrie- und Materialparameter

Um eine gleichmäßige Verteilung der Zugspannung durch die Wanddicke zu erzeugen, wird ein Ende des Zylinders in Axialrichtung festgehalten und am anderen Ende wird eine Membranspannung von 87,6MPa, wie in Bild 4-1 angezeigt, aufgebracht.

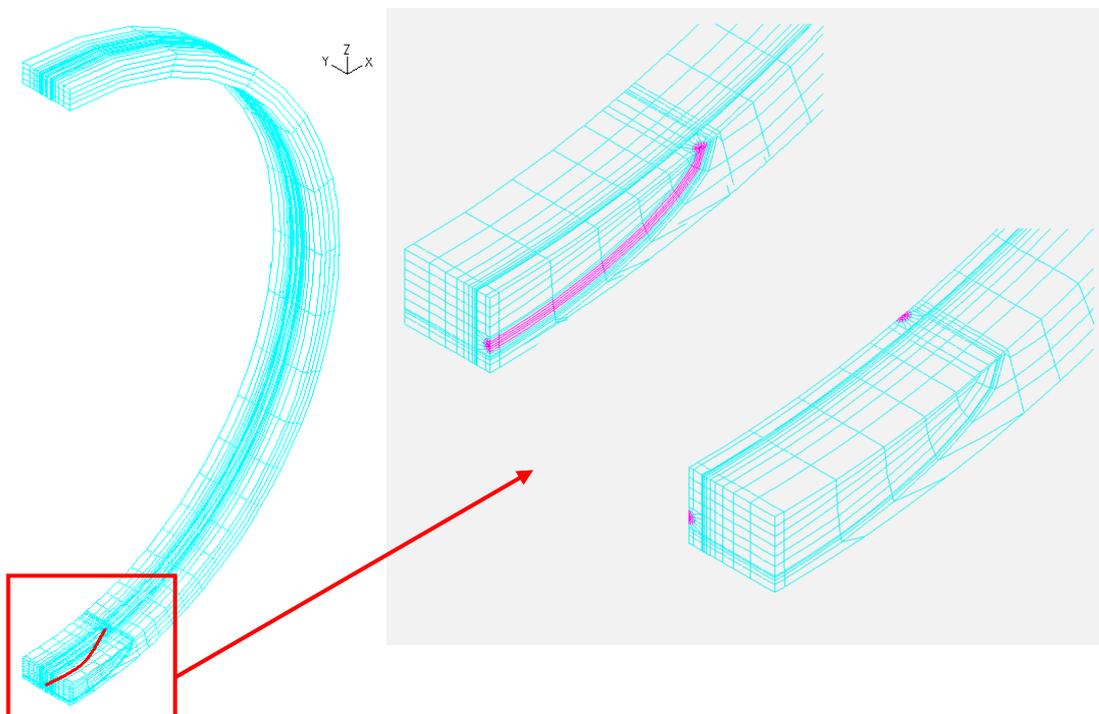


Bild 4-2: Das FE-Modell für die Testberechnung

4.1.1.3 Vergleich der Berechnungsergebnisse

Üblicherweise werden die Rissbeanspruchungen in der FE-Analyse mit der VCE-Methode berechnet und die Berechnungsergebnisse sind die lokalen J-Integrale entlang der Rissfront. Um einen Vergleich zwischen Ergebnissen der vereinfachten Methodik nach Kapitel 4.1.1.1 und FE-Ergebnissen zu ermöglichen, werden aus den FE-Ergebnissen für das J-Integral (siehe Bild 4-3) die entsprechenden Spannungsintensitätsfaktoren (K) mit der Formel 2-4 umgerechnet. Weil der Zylinder in axiale Richtung durch eine Membranbelastung gleichmäßig gezogen wird, wird hier nur die Rissbeanspruchung Mode I berücksichtigt.

$$J_I = \frac{K_I^2}{E'} \quad (4-4)$$

mit $E' = E$ für ebenen Spannungszustand

$$E' = \frac{E}{1-\nu^2} \text{ für ebenen Dehnungszustand}$$

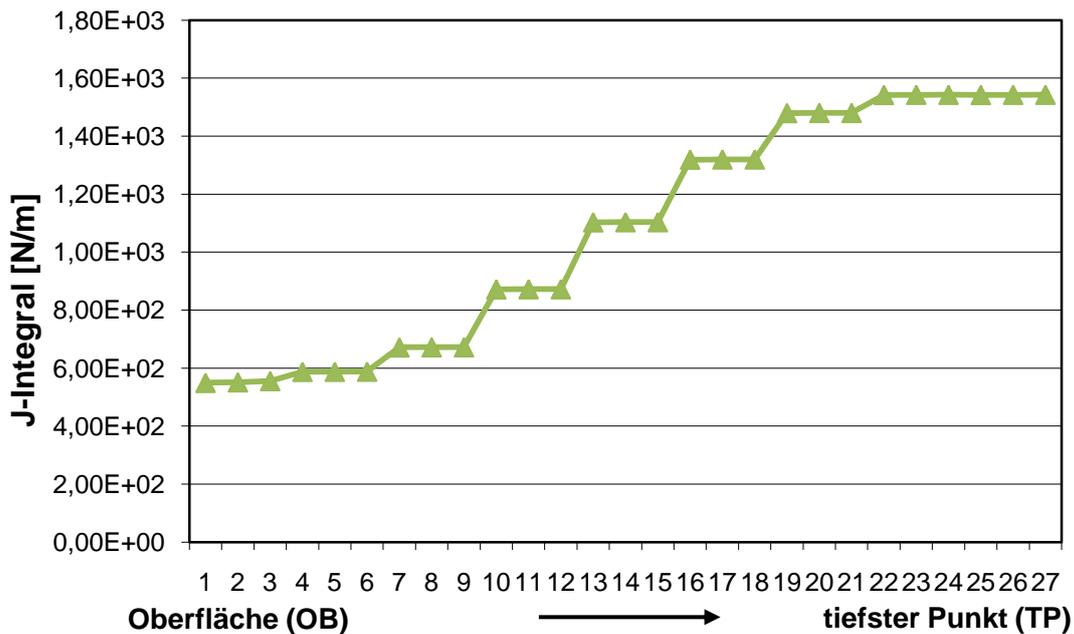


Bild 4-3: Lokale J-Integrale entlang der Rissfront (siehe Bild 4-1)

Die Spannungsintensitätsfaktoren an der Innenoberfläche (K_{OB}) und am tiefsten Punkt (K_{TP}) werden mit der IWM- und FE-Methode separat berechnet; die Berechnungsergebnisse sind in der Tabelle 4-2 zusammengestellt.

Methode	K_{OB}	K_{TP}
K IWM	9,6 MPa \sqrt{m}	15,3 MPa \sqrt{m}
K FEM	10,0 MPa \sqrt{m}	17,5 MPa \sqrt{m}

Tabelle 4-2: Vergleich der Spannungsintensitätsfaktoren

Der mit der IWM-Methode berechnete K_{TP} -Wert ist etwa 12% geringer als das entsprechende FE-Ergebnis. Der Unterschied wird darauf zurückgeführt, dass im FE-Modell der Zylinder ein t/R_i Verhältnis von 0,169 hat, aber für die Berechnung mit der IWM-Methode Polynome für $t/R_i=0,1$ verwendet werden, weil das analytische Verfahren nur Polynome für Modelle mit $t/R_i = 0,1$ und $0,25$ enthält.

4.1.2 Diskussion der Eigenspannungskorrektur im FAD

Eigenspannungen sind Sekundärspannungen und ergeben sich z.B. im Bereich von Schweißnähten beim Abkühlen nach dem Schweißprozess infolge behinderter Wärmedehnung. Bei der Konstruktion werden Eigenspannungen meistens nicht berücksichtigt, weil sie die Grenzbelastung des duktilen Materials nicht beeinflussen. Allerdings tragen Eigenspannungen zur Rissfortschrittskraft bei und müssen daher bei der bruchmechanischen Analyse berücksichtigt werden.

Unter linear-elastischem Materialverhalten werden die Primärspannung (σ^p) und Sekundärspannung (σ^s) gleich behandelt und der resultierende Spannungsintensitätsfaktor (K_{total}) ergibt sich aus:

$$K_{total} = K^p + K^s \quad (4-5)$$

Wenn das Material an der Risspitze plastifiziert, wird die Sekundärspannung reduziert bzw. umverteilt. Daher soll das FAD Diagramm, das zur Berücksichtigung der Risspitzenplastifizierung entworfen wurde, modifiziert werden, um den Einfluss der Sekundärspannung zu korrigieren.

Das Bild 4-4 zeigt den resultierenden K_J , der mit aufsteigender Primärspannung variiert. Wird die Primärspannung genügend groß, werden die Sekundärspannungen abgebaut und somit K^s vernachlässigbar klein und als Folge $K_J^{total} = K_J^p$. Das ist der Bereich des sogenannten *Mechanical Stress Relief*.

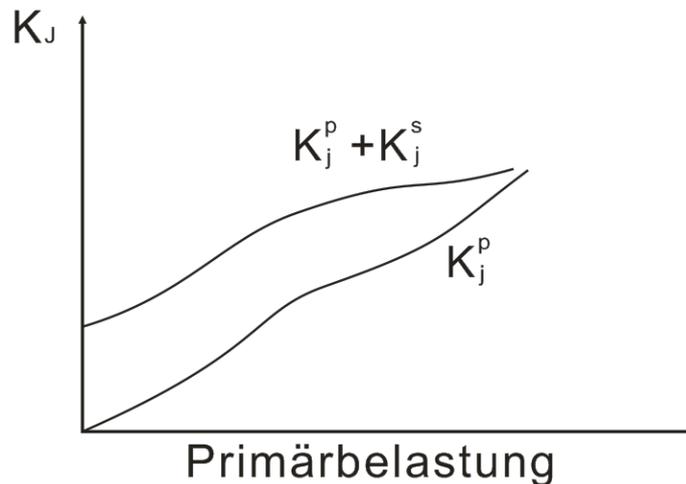


Bild 4-4: Schematische Darstellung zum Abbau der Sekundärspannungen (*Mechanical Stress Relief* aus [2])

Um die FAD-Grenzkurve nach R6 weiter verwenden zu können, wird die Definition des Bewertungspunktes von K_r^B mit einem Parameter Φ korrigiert:

$$K_r^B = \frac{K^p + \Phi K^s}{K_{mat}} \quad (4-6)$$

Der Parameter Φ korrigiert die Abweichung der realen Rissbeanspruchung von dem Wert, der sich aus der linearen Superposition von K^p und K^s ergibt. Diese Korrektur hängt vom Plastifizierungsgrad ab:

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}^p}{\sigma_0} \quad (4-7)$$

wobei nur die Primärspannung eingerechnet wird. Der Verlauf des Korrekturterms mit zunehmendem Plastifizierungsgrad ist im Bild 4-5 schematisch dargestellt. Ist die Primärspannung gering, wird der reale Plastifizierungsgrad mit der Formel 4-7 unter-

schätzt, weil die von der Sekundärspannung, hervorgebrachte Plastifizierung nicht eingerechnet wird. Um diesen Fehler zu kompensieren, muss K_r vergrößert werden und der Korrekturterm Φ ist daher größer als eins. Bei einer größeren Primärspannung wird die Sekundärspannung abgebaut und dadurch verschwindet K^s , daher beschreibt die Formel 4-7 den realen Plastifizierungsgrad und Φ nähert sich Null. (Fall 1 in der Tabelle 4-3).

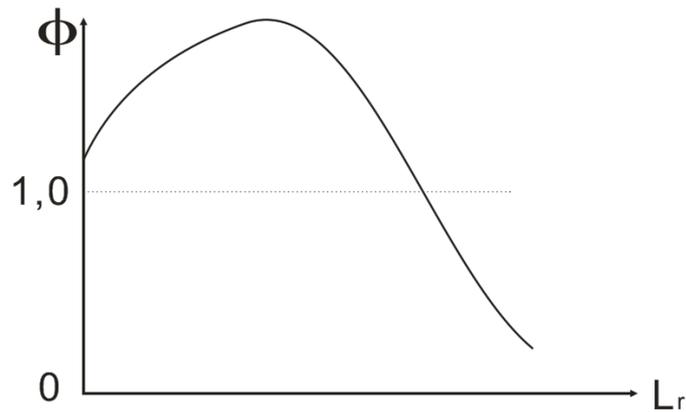


Bild 4-5: Korrekturterm für Sekundärspannung (aus [66])

Im Fall 2 der Tabelle 4-3 werden die Bewertungsergebnisse ohne Korrekturterm dargestellt. Bei geringer Primärspannung wird der reale Plastifizierungsgrad genauso wie in Fall 1 durch Formel 4-7 unterschätzt, allerdings wird der Fehler ohne Korrekturterm nicht von einem erhöhten K_r kompensiert. Bei größerer Primärspannung beschreibt L_r den realen Plastifizierungsgrad und K_r schätzt den realen Wert ohne Korrektur zu hoch ein. Daher ist diese Vorgehensweise bei großer Primärspannung konservativ aber bei geringer Primärspannung kann sie zu nicht konservativen Ergebnissen führen.

Fall 3 in Tabelle 4-3 zeigt die empfohlene Bewertung mit dem Plastifizierungsgrad aus der Formel:

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}^p + \sigma_{ref}^s}{\sigma_0} \quad (4-8)$$

und dem Parameter K_r ohne Korrektur

$$K_r^B = \frac{K^p + K^s}{K_{mat}} \quad (4-9)$$

Bei kleiner Primärspannung werden die realen Werte von den Parametern L_r und K_r mit der Formel 4-8 und Formel 4-9 ohne Abbau von Sekundärspannungen korrekt berechnet. Mit steigender Primärspannung werden L_r und K_r^B beide überschätzt, weil die Reduktionen von σ^s und K^s in diesem Fall nicht berücksichtigt werden. Daher ist die empfohlene Vorgehensweise gemäß Fall 3 in Tabelle 4-3 für konservative Bewertungen geeignet.

	$K_r^B = \frac{K^p + \Phi K^s}{K_{mat}}$	$K_r^B = \frac{K^p + K^s}{K_{mat}}$
$L_r^B = \frac{\sigma_{ref}^p}{\sigma_0}$	<p>①</p> <p>• reale Werte (L_r^*, K_r^*) □ Bewertungspunkt (L_r^B, K_r^B)</p>	<p>②</p> <p>• reale Werte (L_r^*, K_r^*) □ Bewertungspunkt (L_r^B, K_r^B)</p>
$L_r^B = \frac{\sigma_{ref}^p + \sigma_{ref}^s}{\sigma_0}$	<p>• reale Werte (L_r^*, K_r^*) □ Bewertungspunkt (L_r^B, K_r^B)</p>	

Tabelle 4-3: Kombinationen von K_r und L_r zur Eigenspannungskorrektur im FAD (schematisch)

4.2 Die verteilten Eingabeparameter

4.2.1 Die Verteilungen der Rissgrößen (a und c/a)

Es wurde in zahlreichen Arbeiten aufgezeigt und auch durch Berechnungen [12] nachgewiesen, dass die Verteilung der Rissgröße einer der wichtigsten Eingabeparameter für die probabilistische Bruchmechanikanalyse ist und die Leckwahrscheinlichkeit wesentlich von ihr abhängt. Die Form und Größe eines elliptischen Risses wird üblicherweise durch die Risstiefe (a) und das Verhältnis von halber Risslänge zu Risstiefe (c/a) beschrieben.

Die Verteilung der Risstiefe in einer Schweißnaht kann man durch Erstellen eines Modells [72], das die Rissentstehung beim Schweißen simuliert, abschätzen oder aus den durch Inspektion detektierten Rissdaten direkt bestimmen. Marshall hat in [73] gezeigt, dass die detektierte Risstiefe in einem Reaktordruckbehälter exponentiell verteilt ist. Die Wahrscheinlichkeitsdichte der Verteilung wurde wie folgt beschrieben:

$$f(a) = \frac{1}{\mu} \exp(-a/\mu); \quad 0 \leq a < \infty \quad (4-10)$$

wobei μ der Erwartungswert der Risstiefe ist. Nach [73] ist diese Verteilung nur für dickwandige Behälter geeignet, z.B. $\mu = 6.25\text{mm}$ für einen Behälter mit einer Wandstärke von 254mm. Die exponentielle Verteilung zeigt, dass die Wahrscheinlichkeit eines flachen Risses höher als die eines tiefen Risses ist. Allerdings ist bei diesem Verteilungstyp die Wahrscheinlichkeitsdichte maximal für die Risstiefe 0, was offenbar unrealistisch ist. Hudak *et al.* hat in [74] nach seiner Betrachtung der Schweißnähte in der Legierung Inconel 718 die Verteilung der Risstiefen einer Lognormalverteilung angenähert (Bild 4-6). Die Wahrscheinlichkeitsdichte der Verteilung wird mit folgender Formel beschrieben:

$$f(a) = \frac{1}{\sigma \cdot a \cdot \sqrt{2\pi}} \cdot \exp \left\{ -\frac{[\ln(a) - \mu]^2}{2\sigma^2} \right\} \quad (4-11)$$

wobei μ der Erwartungswert und σ die Standardabweichung der entsprechenden Normalverteilung für die Zufallsvariable $\ln(a)$ ist.

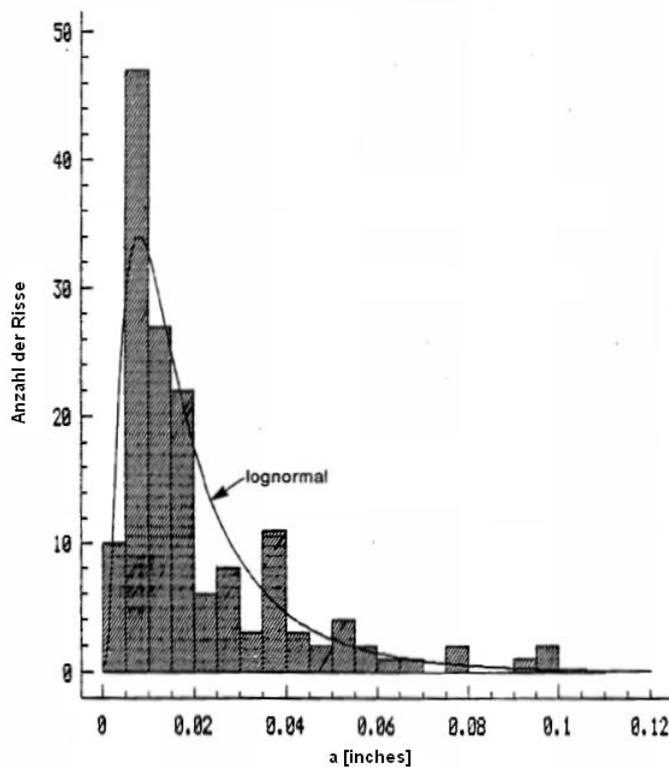


Bild 4-6: Histogramm und die Lognormalannäherung (aus [14])

In der Analyse des Berechnungsbeispiels aus dem NURBIM-Projekt wird die Risstiefe als eine lognormalverteilte Größe behandelt und der Parametersatz (μ und σ in der Formel 4-11), der nach Angabe in [70] mit dem Expertensystem PRODIGAL für eine Rohrleitung mit der Wandstärke 62,2mm berechnet wurde, wird hier übernommen (Bild 4-7). Es sei darauf hingewiesen, dass die Verteilung nur die Risstiefe beschreibt unter der Bedingung, dass ein Riss aufgetreten ist.

Ein weiterer Rissgrößenparameter ist das Verhältnis der halben Risslänge zur Risstiefe (c/a). Es wurde angenommen, dass der Formfaktor für halbelliptische Risse c/a unabhängig von der Risstiefe a ist.¹ Die Literatur [75] empfiehlt exponentielle oder lognormale Verteilungen für den c/a Parameter. Für die Analyse wird hier exemplarisch eine exponentielle Verteilung ausgewählt und zusätzlich die zufällige Variable auf das Inter-

¹ Diese Annahme wird in probabilistischen Untersuchungen üblicherweise gemacht, obwohl dazu keine Nachweise bekannt sind. In [89] wird allerdings darauf hingewiesen, dass die zwei Parameter nicht unabhängig voneinander sind.

vall zwischen 2 und 4 beschränkt (Bild 4-8), d.h. für ausgewählten Risstiefen werden sehr lange und sehr kurze Risse ausgeschlossen, weil sie sehr unwahrscheinlich sind. Zur Reduktion der Unsicherheiten bei der Festlegung dieser Verteilungsfunktion werden derzeit von der GRS Auswertungen der Betriebserfahrung durchgeführt. Grundsätzlich können in PROST abgeschnittene auf 1 normierte Verteilungen berücksichtigt werden. In diesem Zusammenhang soll zukünftig überprüft werden (z.B. durch Momentmethode, Maximum-Likelihood-Methode und Minimum-Quadrat-Methode), inwieweit die charakterisierende Parameter der Verteilungen durch Schätzen von den entsprechenden ausgespielten Datensätzen verifiziert werden können.

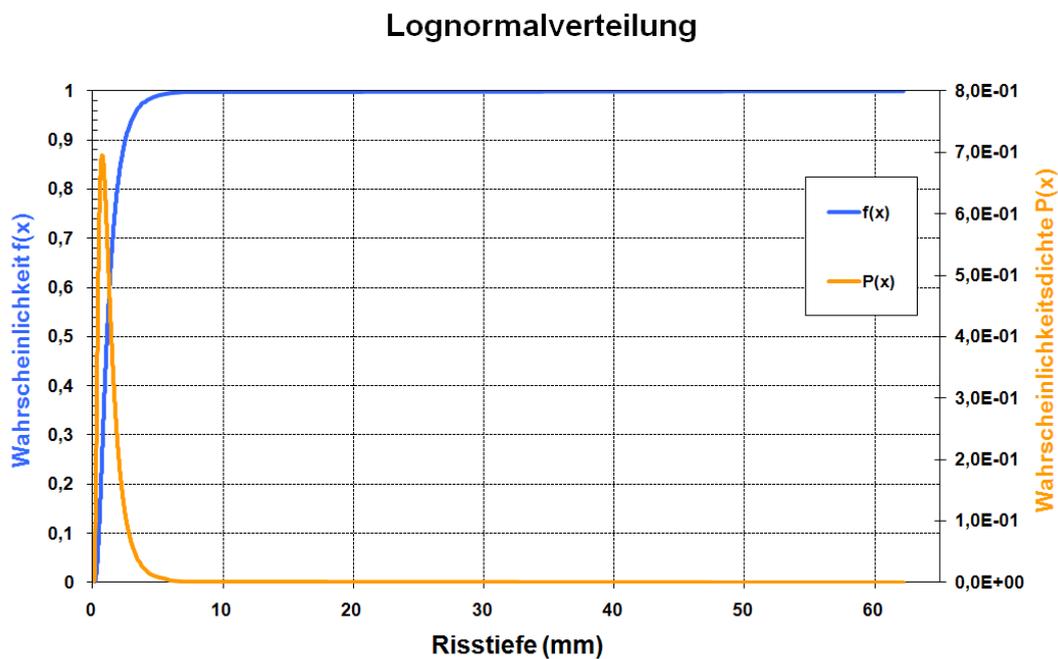


Bild 4-7: Verteilung der Risstiefe in einer Rohrleitung mit Wandstärke 62,2mm

Exponentialverteilung

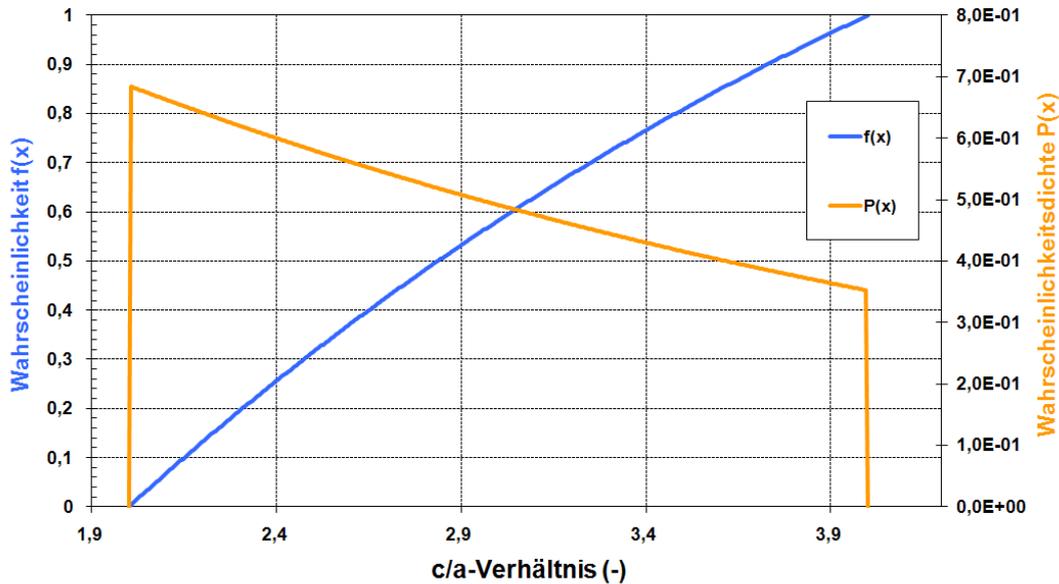


Bild 4-8: Verteilung für das c/a-Verhältnis

4.2.2 Verteilungen der Materialparameter

Die Materialparameter C und m im modifizierten Paris-Gesetz (siehe Formel 2-19) können nur durch Experimente für das Rohrleitungsmaterial unter Berücksichtigung der Umgebungseinflüsse ermittelt werden. Bild 4-9 aus [76] zeigt gemessene Risswachstumsraten von austenitischen Stählen (Typ 304), die im Wasser bei 97 °C mit 1,5 mg/L Sauerstoffanteil gemessen wurden. Die Daten wurden in das SI-Einheitensystem umgerechnet und im Rahmen der vorliegenden Berechnung als Referenz verwendet.

Die zwei Parameter C und m sind voneinander abhängig und können daher nicht beide als zufällige Variable behandelt werden [76]. Üblicherweise wird im Paris-Gesetz der Exponent m als Konstante angenommen. Wird die Relation zwischen da/dN und ΔK_{eff} doppelt logarithmisch dargestellt, ergibt sich eine lineare Korrelation

$$\lg \frac{da}{dN} = \lg C + m \lg (\Delta K_{eff}) \quad (4-12)$$

mit der Steigung m und $\lg C$ als Schnittpunkt der Geraden mit der Y-Achse. Die in [76] durchgeführten Messungen zeigen, dass die Variable $\lg C$ normal verteilt ist.¹ Die Annahmen zu Verteilungsfunktionen für die Materialparameter Elastizitätsmodul, Streckgrenze, Fließspannung, Zugfestigkeit und Bruchzähigkeit sind in Tabelle 4-4 zusammengefasst.

¹ Weil $\ln C = \lg C / \lg e$, ist $\ln C$ auch normal verteilt und C daher lognormal verteilt.

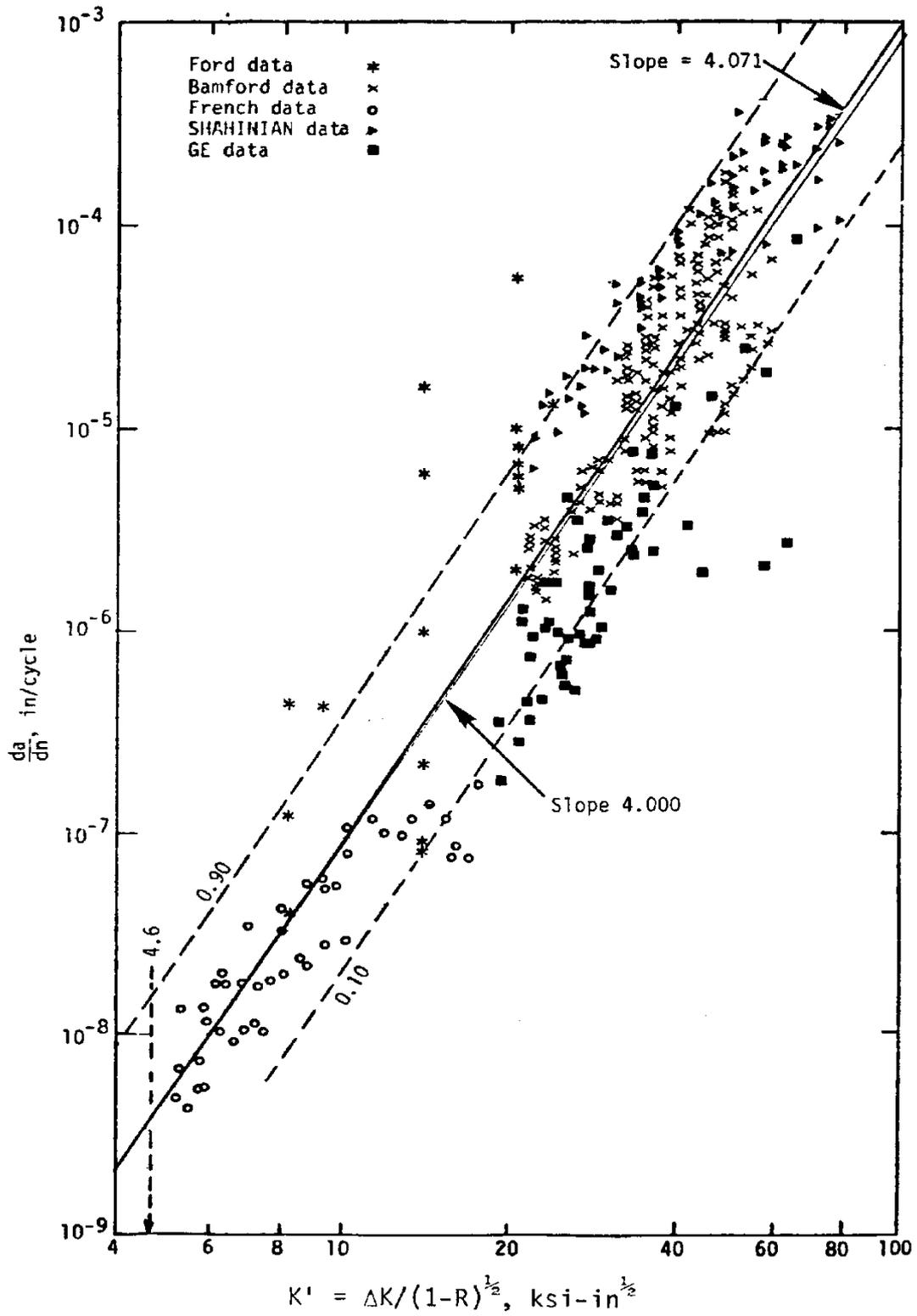


Bild 4-9: Risswachstumsgeschwindigkeiten von austenitischen Stählen (Typ 304) gemäß [76]

4.3 Berechnungsergebnisse der probabilistischen Analyse

Die probabilistische Analyse zu dem Berechnungsbeispiel Rohrleitung mit Umfangsriss wurde unter der Annahme der in Tabelle 4-4 zusammengefassten Verteilungsfunktionen mit dem Rechenprogramm PROST durchgeführt.

Die Ergebnisse der berechneten Leckwahrscheinlichkeiten sowie die Anzahl der detektierten Lecks in Abhängigkeit von der Betriebszeit sind in Bild 4-10 und Tabelle 4-5 dargestellt. Die Berechnungen wurden mit Monte-Carlo-Simulation und Schichtungsverfahren erzielt.

Bei den Monte-Carlo-Simulationen ist der Zeitpunkt für die ersten Lecks stark abhängig von der Zahl der Durchläufe. Während bei einer Million Durchläufen das erste Leck nach 35 Jahren auftritt, erreicht man bei 100 Millionen Durchläufen bereits nach 11 Jahren das erste Leck, während nach 35 Jahren bereits 80 Lecks berechnet wurden. Bei der Analyse ergeben sich Lecks nach kurzer Zeit nur bei tiefen Rissen oder großer Risswachstumskonstante C . Für die zwei Parameter wurden gemäß Tabelle 4-4 Verteilungsformen vom Typ „lognormal“ angenommen. Große Werte haben sehr geringe Auftretswahrscheinlichkeiten und können daher erst bei sehr vielen Durchläufen „zufällig“ ausgewürfelt werden. Die akkumulierte Leckwahrscheinlichkeit zum Zeitpunkt 40 Jahre ist die Wahrscheinlichkeit für ein Leck in den ersten 40 Jahren der Betriebszeit und beträgt bei der Rechnung mit 100 Millionen Durchläufen $1,33E-6$ (siehe Tabelle 4-5). Wird für die Leckwahrscheinlichkeit zum Zeitpunkt 40 Jahre der Vertrauensgrad 95 Prozent gewählt, dann liegt das Vertrauensintervall bei 100 Millionen Durchläufen nach dem Zentralen Grenzwertsatz (siehe Abschnitt 3.1) im Bereich $[1,1E-6, 1,6E-6]$.

Beim Schichtungsverfahren sind die Parameter a und c/a die Schichtungsparameter, deren Wertebereiche jeweils in 60 Intervalle geteilt wird. Insgesamt werden pro Intervallkombination 100 Berechnungen mit Parameterkombinationen, die aus den Verteilungsfunktionen der Nichtschichtungsparameter zufällig ausgespielt werden, durchgeführt. Für jeden Durchlauf wird an die Ergebnisse eine Weibullverteilung angepasst. Die in Bild 4-10 dargestellte Kurve enthält die Mittelwerte für die Leckwahrscheinlichkeiten aus den 100 Durchläufen.

Größe	Verteilungstyp	Mittelwert	Standardabweichung	Minimalwert	Maximalwert	Referenz
Risstiefe a [mm]	Lognormal	1,10	0,92	0	62,2	[70]
c/a-Verhältnis [-]	Exponentiell	2,84		2,00	4,00	
E-Modul [GPa]	Normal	180	9,0	153	207	
Streckgrenze [MPa]	Normal	150,00	15,00			[70]
Fließspannung [MPa]	Normal	300,00	16,77			[70]
Zugfestigkeit [MPa]	Normal	450,00	35,00			[70]
Bruchzähigkeit [MPa·m ^{1/2}]	Normal	265,7	20			[70]
Risswachstumskonstante C [mm/(Zyklus *(MPa·m ^{1/2}) ^m)]	Lognormal	1,59E-9	1,19E-17	7,88E-11	3,21E-8	[70]
m-Parameter [-]	Konstant	4,00				[70]
Innenradius r [mm]	Normal	368,3	3,7	357,2	379,4	
Wanddicke t [mm]	Normal	62,2	0,62	60,34	64,06	
Belastungsfrequenz [Zyklen/Jahr]	Konstant	500				[70]

Tabelle 4-4: Eingabeparameter für die probabilistische Analyse

Jahr	Monte-Carlo-Simulation						Schichtungsverfahren
	1 Mio		10 Mio		100 Mio		Wahrsch.
	Anzahl	Wahrsch.	Anzahl	Wahrsch.	Anzahl	Wahrsch.	
1	0	0,00E+00	0	0,00E+00	0	0,00E+00	4,44E-10
2	0	0,00E+00	0	0,00E+00	0	0,00E+00	8,57E-10
3	0	0,00E+00	0	0,00E+00	0	0,00E+00	1,49E-09
4	0	0,00E+00	0	0,00E+00	0	0,00E+00	2,40E-09
5	0	0,00E+00	0	0,00E+00	0	0,00E+00	3,65E-09
6	0	0,00E+00	0	0,00E+00	0	0,00E+00	5,30E-09
7	0	0,00E+00	0	0,00E+00	0	0,00E+00	7,37E-09
8	0	0,00E+00	0	0,00E+00	0	0,00E+00	1,00E-08
9	0	0,00E+00	0	0,00E+00	0	0,00E+00	1,33E-08
10	0	0,00E+00	0	0,00E+00	0	0,00E+00	1,72E-08
11	0	0,00E+00	0	0,00E+00	1	1,00E-08	2,19E-08
12	0	0,00E+00	0	0,00E+00	1	1,00E-08	2,74E-08
13	0	0,00E+00	0	0,00E+00	1	1,00E-08	3,38E-08
14	0	0,00E+00	0	0,00E+00	2	2,00E-08	4,13E-08
15	0	0,00E+00	0	0,00E+00	2	2,00E-08	5,00E-08
16	0	0,00E+00	0	0,00E+00	2	2,00E-08	5,97E-08
17	0	0,00E+00	0	0,00E+00	2	2,00E-08	7,14E-08
18	0	0,00E+00	0	0,00E+00	2	2,00E-08	8,37E-08
19	0	0,00E+00	0	0,00E+00	4	4,00E-08	9,84E-08
20	0	0,00E+00	0	0,00E+00	5	5,00E-08	1,14E-07
21	0	0,00E+00	0	0,00E+00	8	8,00E-08	1,31E-07
22	0	0,00E+00	0	0,00E+00	10	1,00E-07	1,52E-07
23	0	0,00E+00	0	0,00E+00	11	1,10E-07	1,73E-07
24	0	0,00E+00	1	1,00E-07	16	1,60E-07	1,96E-07

25	0	0,00E+00	2	2,00E-07	21	2,10E-07	2,26E-07
26	0	0,00E+00	3	3,00E-07	30	3,00E-07	2,55E-07
27	0	0,00E+00	4	4,00E-07	34	3,40E-07	2,84E-07
28	0	0,00E+00	4	4,00E-07	37	3,70E-07	3,17E-07
29	0	0,00E+00	5	5,00E-07	41	4,10E-07	3,59E-07
30	0	0,00E+00	5	5,00E-07	43	4,30E-07	4,01E-07
31	0	0,00E+00	7	7,00E-07	50	5,00E-07	4,40E-07
32	0	0,00E+00	7	7,00E-07	55	5,50E-07	4,83E-07
33	0	0,00E+00	8	8,00E-07	59	5,90E-07	5,40E-07
34	0	0,00E+00	8	8,00E-07	72	7,20E-07	5,98E-07
35	1	1,00E-06	9	9,00E-07	80	8,00E-07	6,62E-07
36	1	1,00E-06	10	1,00E-06	91	9,10E-07	7,22E-07
37	1	1,00E-06	10	1,00E-06	96	9,60E-07	7,78E-07
38	1	1,00E-06	13	1,30E-06	110	1,10E-06	8,52E-07
39	1	1,00E-06	13	1,30E-06	122	1,22E-06	9,50E-07
40	1	1,00E-06	13	1,30E-06	133	1,33E-06	1,02E-06

Tabelle 4-5: Leckwahrscheinlichkeit sowie die Anzahl der berechneten Lecks als Funktion der Betriebszeit für Rohrleitung mit Umfangsriss unter zyklischer Belastung

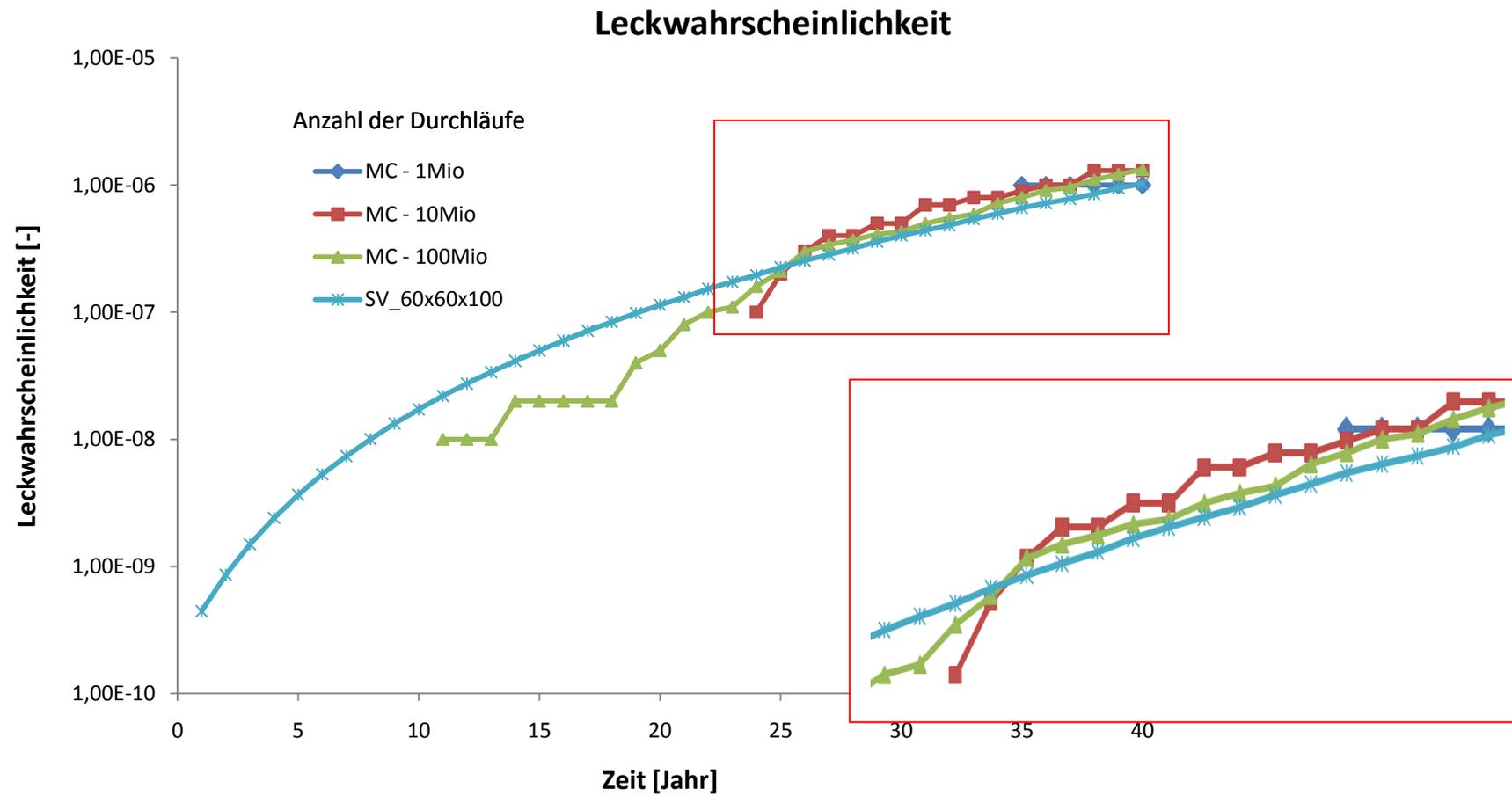


Bild 4-10: Akkumulierte Leckwahrscheinlichkeiten in Abhängigkeit der Betriebszeit für Rohrleitung mit Umfangsriss unter zyklischer Belastung (MC-Monte Carlo Verfahren, SV-Schichtungsverfahren)

5 Analyse eines rissbehafteten Speisewasserstutzens eines Dampferzeugers unter thermomechanischer Belastung

In diesem Kapitel wird die in Abschnitt 3.2 skizzierte Vorgehensweise bei der probabilistischen Analyse einer Rohrleitungskomponente mit komplexer Geometrie und Belastung an einem zweiten Berechnungsbeispiel erprobt. Aufgabenstellung ist, die Strukturzuverlässigkeit eines rissbehafteten Anschlussstutzens an einem Behälter zu bestimmen. Dabei wird der von der GRS entwickelte Prototyp des Rechenprogramms PROST eingesetzt, wobei in Anbetracht der komplexen Fragestellung die probabilistische Vorgehensweise mit der deterministischen FE-Analysemethodik basierend auf dem Programm ADINA gekoppelt wird.

5.1 Anlass für die Aufgabenstellung

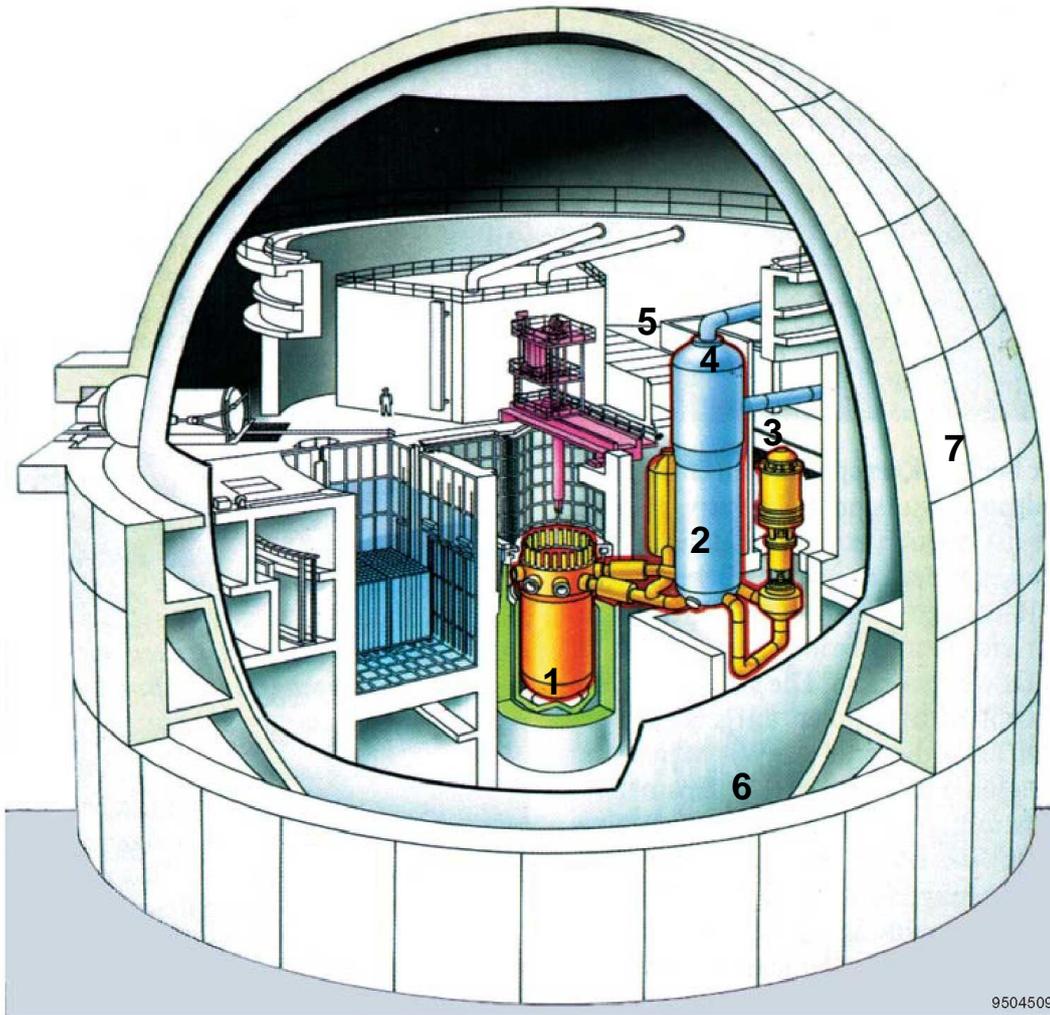
Anlass für die anwendungsorientierten analytischen Untersuchungen waren wiederkehrende Prüfungen an der Innenoberfläche der Speisewasserstutzen eines Druckwasserreaktors, bei denen Rissanzeigen festgestellt wurden. Bild 5-1 zeigt schematisch wesentliche Komponenten in einem typischen Druckwasserreaktor deutscher Bauart, speziell auch den Bereich, in dem die Speisewasserleitung mit dem Dampferzeuger verbunden ist. Die Rissanzeigen am Speisewasserstutzen befanden sich im Grundwerkstoff am Beginn der Ausrundung zum Anschluss an das Wärmeschutzrohr (siehe Bild 5-2 und 5-3). Eine Rissanzeige lag nahezu symmetrisch zur 6:00-Uhr-Position in einem Winkelband von etwa 80° (siehe Bild 5-4).

Strukturmechanische Analysen des Betreibers zeigten, dass die Lage der Befunde im Bereich der Ausrundung vom Stutzen zum Wärmeschutzrohr der Zone der örtlichen Spannungserhöhung entspricht. Wenn Speisewasser beim An- und Abfahren aus nicht vorgewärmten Leitungsabschnitten in den bereits heißen Dampferzeuger gelangen kann, werden zyklische, thermische Schichtvorgänge mit Temperaturdifferenzen bis zu 250°C zwischen Unter- und Oberteil des Rohrs beobachtet.

In Anbetracht der durch wiederkehrende Prüfungen in Speisewasserstutzen am Dampferzeuger gefundenen Risse und der bei An- und Abfahrvorgängen in diesem Bereich gemessenen Temperaturschichtungen werden zunächst die Temperaturverteilung und danach die Spannungsverteilung unter Innendruckbelastung sowie thermi-

scher Schichtung ermittelt. Dabei sollte der Einfluss von Verformungsrandbedingungen an frei geschnittenen Querschnittsflächen des Modells der Speisewasserleitung untersucht werden, um die geeigneten Randbedingungen herauszufinden. Im anschließenden Schritt wird die bruchmechanische FE-Analysetechnik zur Bestimmung von Rissbeanspruchungen in gekrümmten rotationssymmetrischen Teilbereichen einer komplexen Struktur weiterentwickelt. Diese Methodik wird auf den Bereich des Speisewasserstutzens, wo Risse gefunden wurden, angewendet. Die Beanspruchungen unterschiedlich großer Risse unter Belastungen aus Innendruck und thermischer Schichtung werden untersucht und bewertet.

Zum Schluss werden die mit der FE-Analyse berechneten bruchmechanischen Ergebnisse in den im Rahmen der Dissertation erweiterten PROST-Code (Version 2.2a) eingeführt. Probabilistische bruchmechanische Analysen werden durchgeführt, um die Leckwahrscheinlichkeit von zwei Rissanzeigen unterschiedlicher Risttiefe als Funktion der Betriebszeit durch Monte-Carlo-Simulation und Schichtungsverfahren zu berechnen. Die Vertrauensintervalle der ermittelten probabilistischen Ergebnisse werden nach dem Zentralen Grenzwertsatz (siehe Abschnitt 3.1) bestimmt.

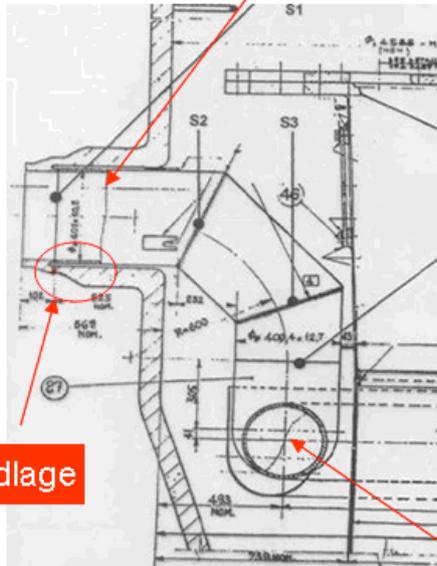


9504509

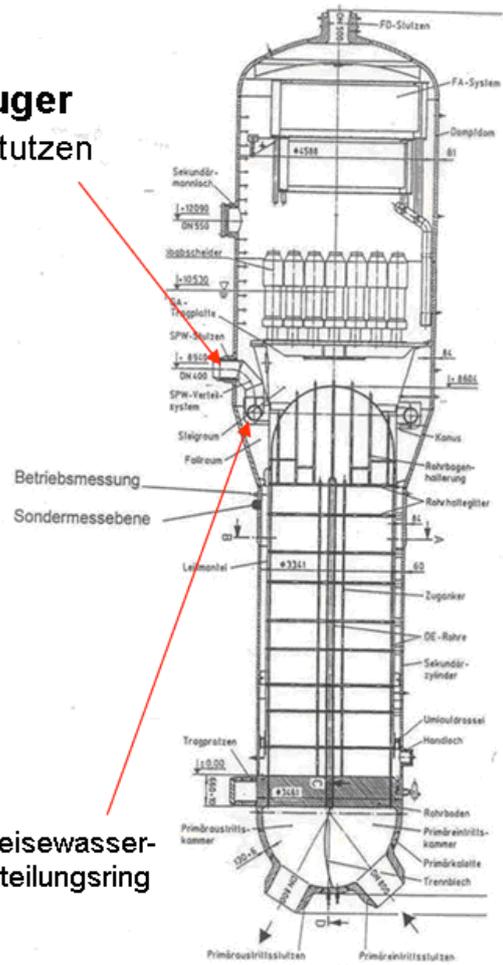
Bild 5-1: Schematische Darstellung eines Druckwasserreaktors deutscher Bauart.

- 1: Reaktordruckbehälter; 2: Dampferzeuger; 3: Speisewasserleitung;
- 4: Frischdampfleitung; 5: Trümmerschutzzylinder; 6: Sicherheitsbehälter;
- 7: Reaktorgebäude

Dampferzeuger Speisewasserstutzen



Befundlage



Speisewasser-
verteilungsring

Bild 5-2 : Lage der Befunde im Speisewasserstutzen

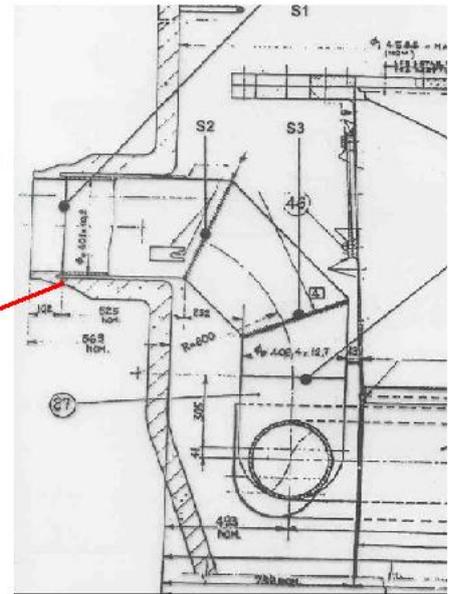


Bild 5-3: Position der Befunde in Speisewasserstutzen

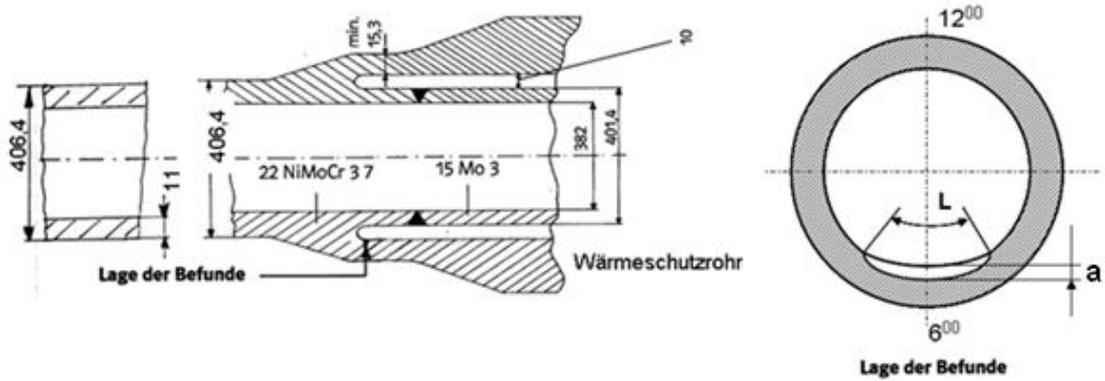


Bild 5-4: Lagen der Befunde im Dampferzeugerstutzen

5.2 Deterministische Analysen mit der FE-Methode

Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten FE-Berechnungen wurde das Programm ADINA Version 8.4 eingesetzt [77].

5.2.1 Analysen mit FE-Modellen ohne Riss

Gemäß den Konstruktionszeichnungen für einen Speisewasserstutzen wurden zwei FE-Analysemodelle mit dem ADINA-Preprocessor entwickelt. Das „kurze FE-Modell“ (siehe Bild 5-5) ist unter Berücksichtigung von Symmetrieeigenschaften der Geometrie und der Belastung ein 180° Modell mit 16848 isoparametrischen dreidimensionalen Elementen, die jeweils 8 Knoten haben. Insgesamt hat dieses Modell 62643 Freiheitsgrade. In dem „langen FE-Modell“ (siehe Bild 5-6) ist die an den Stutzen angeschweißte Speisewasserleitung bis zum nächst liegenden Fixpunkt modelliert. Dieses Modell hat 59616 Elemente mit jeweils 8 Knoten und insgesamt 209412 Freiheitsgrade.

Die Untersuchungen wurden überwiegend mit dem kurzen FE-Modell durchgeführt, wobei an der freigeschnittenen Schnittfläche 1 geeignete Verformungsrandbedingungen aufgebracht wurde, die im Rahmen von Analysen mit dem langen FE-Modell validiert wurden (siehe Kapitel 5.2.1.2).

5.2.1.1 Berechnungen der Temperaturverteilung

Der auf die Rissbefunde wirkende Einfluss der Schichtungsvorgänge, welche sich aus transienten Vorgängen beim An- und Abfahren ergeben können, wird in diesem Kapitel analysiert. Maximale Temperaturdifferenzen von ca. 250°C können vorkommen, wenn z.B. Speisewasser beim Anfahrvorgang aus nicht vorgewärmten Leitungsabschnitten in den bereits heißen Dampferzeuger gelangen kann. Gemäß betrieblichen Messungen wird in der Rechnung angenommen, dass als Ausgangszustand der Stutzenbereich auf 290°C vorgewärmt ist, bevor kaltes Wasser in die Leitung einfließt. Zum Zeitpunkt des transienten Vorgangs wird das Unterteil der Rohrleitung und des Wärmeschutzrohrs, auf deren Oberfläche nicht vorgewärmtes Wasser gelangen kann, in kurzer Zeit abgekühlt. Bild 5-7 und Bild 5-8 zeigen den mit ADINA-T [77] berechneten stationären Endzustand der Temperaturverteilung in der Rohrleitung im Bereich des Stutzens.

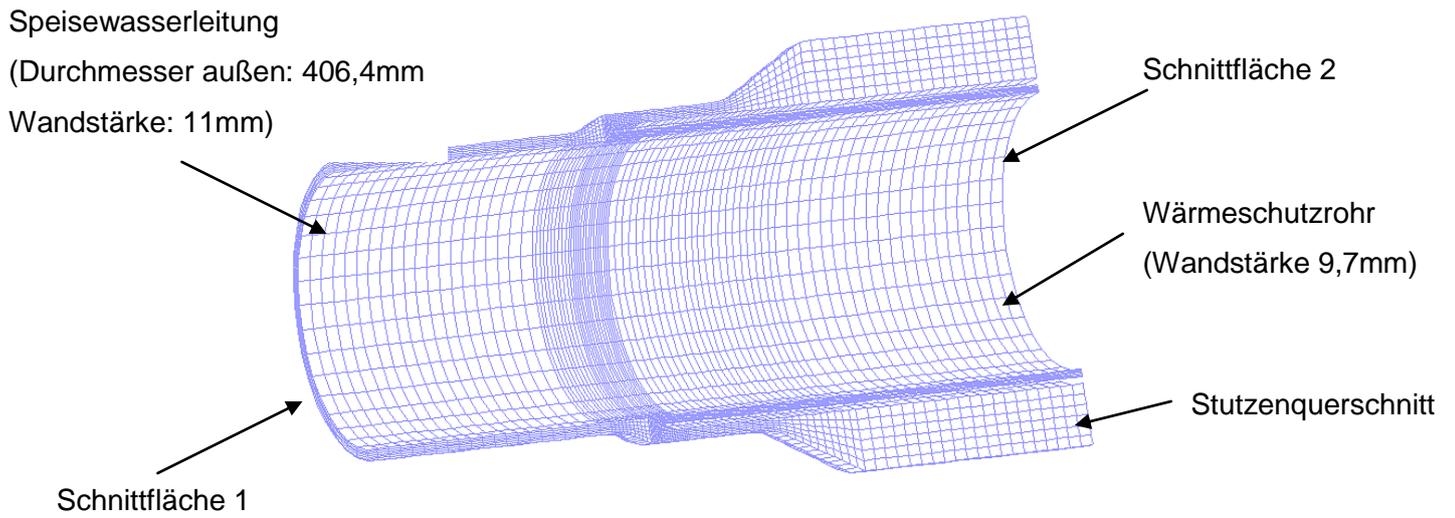


Bild 5-5: Kurzes FE-Modell

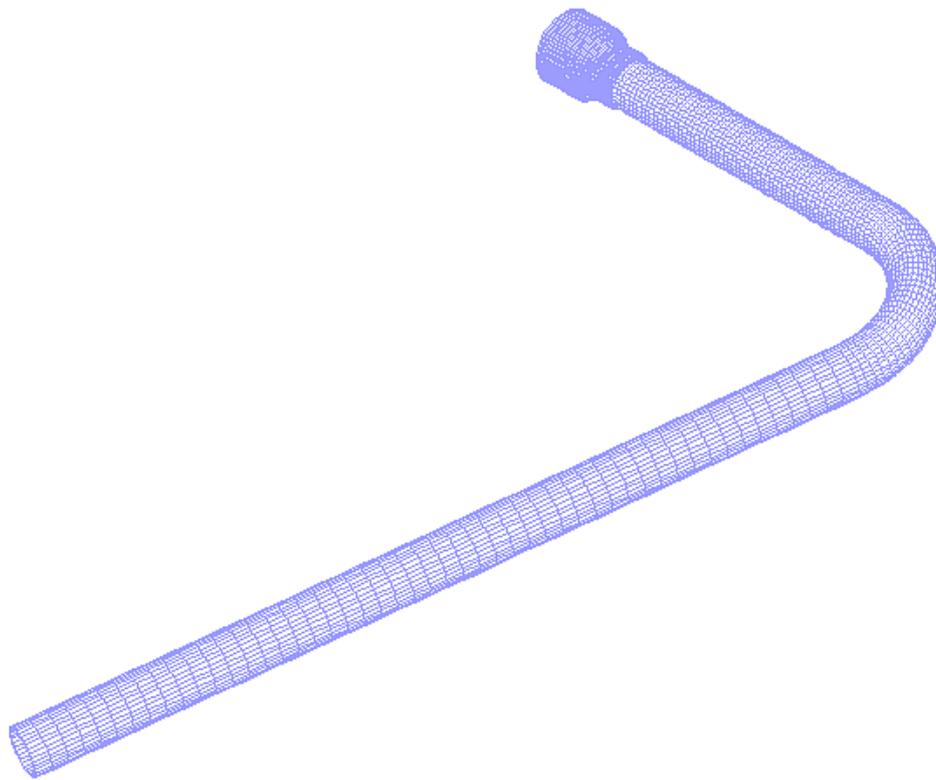


Bild 5-6: Langes FE-Modell

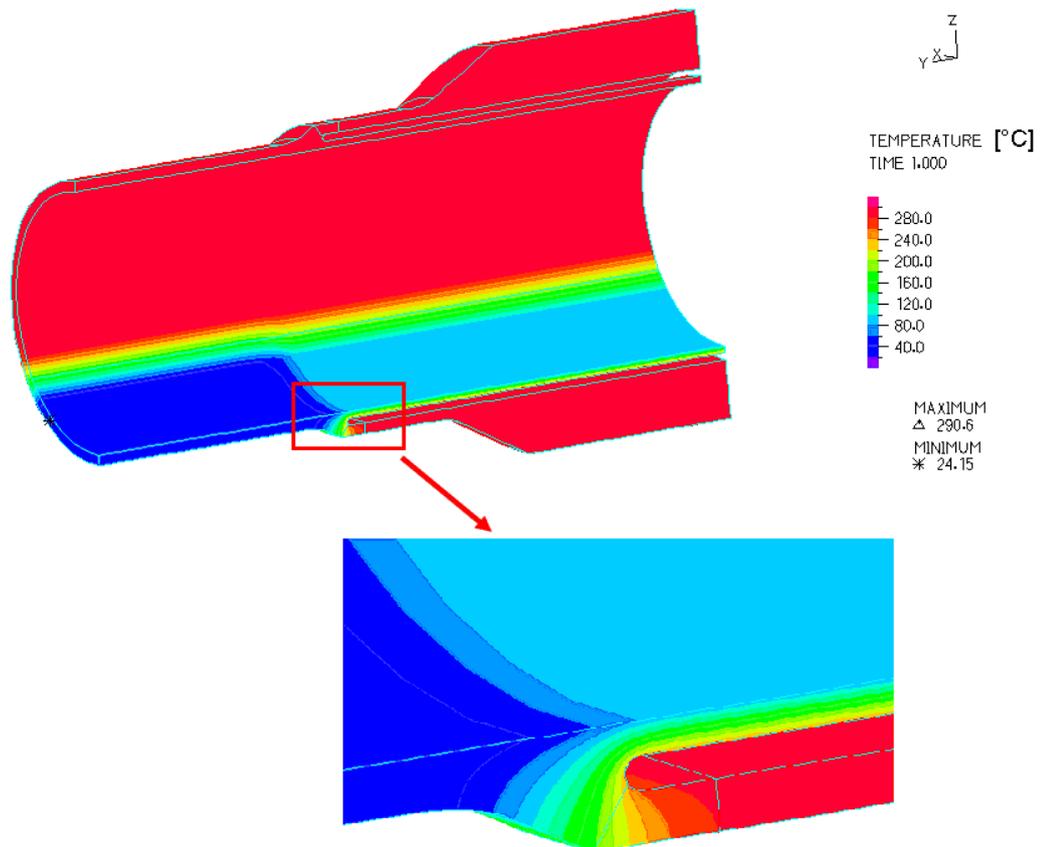


Bild 5-7: Temperaturverteilung im kurzen FE-Modell

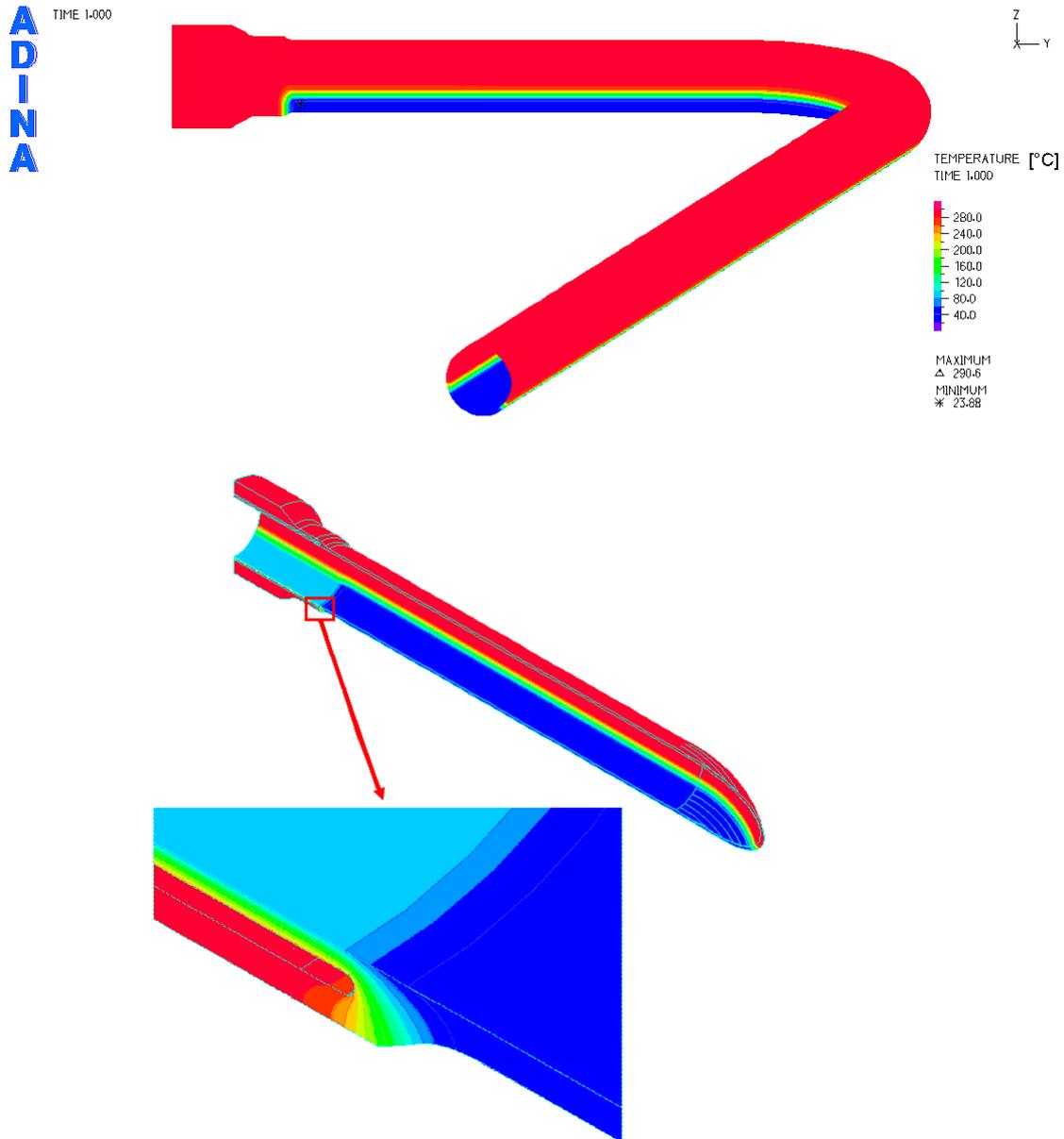


Bild 5-8: Temperaturverteilung im langen FE-Modell

Im stationären Zustand wird das Unterteil der Rohrleitung, auf dessen Oberfläche nicht vorgewärmtes Speisewasser gelangen kann, bis zu 40°C abgekühlt und ein schmaler Temperaturübergangsbereich ergibt sich zwischen dem Ober- und Unterteil.

Die Oberflächen des Modells enthalten Konvektionselemente, die den Wärmeübergang zwischen Medium (Luft bzw. Wasser) und Struktur steuern. Für die beiden Medien Luft und Wasser in der Umgebung der Struktur werden unterschiedliche Konvektionskoeffizienten angesetzt (Tabelle 5-1). Für die Wärmeleitfähigkeit und die Wärmekapazität

der zwei Materialien 22NiMoCr37 (Speisewasserleitung und -stutzen) und 15Mo3 (Wärmeschutzrohr) wurden identische Werte angesetzt (Tabelle 5-2 basierend auf [78]).

Medium	Konvektionskoeffizient [W/(m ² ·°C)]
Wasser	10.000
Luft	8

Tabelle 5-1: Konvektionskoeffizient bezüglich Wasser und Luft

Wärmeleitfähigkeit [W/(m·°C)]	spezifische Wärmekapazität [J/(m ³ ·°C)]
46	4,0·10 ⁶

Tabelle 5-2: Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität für Stutzenmaterial

5.2.1.2 Diskussion der Randbedingungen

Um das Gleichungssystem eines FE-Modells zu lösen, müssen Randbedingungen an den frei geschnittenen Querschnittsflächen vorgegeben werden. Ein FE-Modell kann zwei Arten von Randbedingungen haben, die immer an den Knotenpunkten am Rand der Geometrie wirken, nämlich die Verschiebungen (Einschränkungen der Freiheitsgrade) oder die wirkende Kräfte auf den Knoten.

Die Randbedingungen an den beiden Schnittflächen des kurzen Rechnungsmodells (siehe Bild 5-5) kann man nicht direkt definieren, weil weder die Verschiebungen noch die Kräfte an den beiden Schnittflächen bekannt sind. Es werden deshalb verschiedene Zwangsbedingungen angesetzt, um die geeigneten Randbedingungen an den zwei Schnittflächen zu suchen. Die Einschränkung der Knotenverschiebungen, bei der die Knoten auf einer rotierbaren Ebene bleiben, ist eine der untersuchten Varianten für die Schnittfläche 1 des kurzen Modells. Weiterhin werden die Modellvarianten mit freiem, in alle Richtungen festgehaltenem und nur in axialer Richtung festgehaltenem End-

querschnitt untersucht. Nach der technischen Zeichnung der Speisewasserleitung hat die Rohrleitung etwa acht Meter hinter der Krümmung einen Fixpunkt. Ein langes Modell, bei dem die Rohrleitung bis zum Fixpunkt modelliert wird, wird als „best estimate“ betrachtet. Im Vergleich mit dem Resultat des langen Modells wird die Aussagegenauigkeit des kurzen Modells mit bestimmter Randbedingung auf Schnittfläche 1 bewertet. Damit die beiden Modelle vergleichbar sind, sind die Randbedingungen an der Dampferzeugerseite (Schnittfläche 2 und Stutzenquerschnitt) identisch, wobei die Verschiebung des Stutzenquerschnitts in alle Richtungen unterdrückt und die des Wärmeschutzrohrs komplett freigelassen wird. Die „frei“-RB am Querschnitt 2 wird als konservativ angesehen, weil die vom kalten Wasser verursachte Zugspannung, die die Rissöffnung an der Befundstelle reduziert, dadurch vernachlässigt wird.

Der Speisewasserstutzen ist aus dem Werkstoff 22NiMoCr37 und das Wärmeschutzrohr (siehe Bild 5-4) aus dem Werkstoff 15Mo3 gefertigt. Die beiden Materialien werden zunächst als identische thermoelastische Materialien behandelt, d.h. ihr mechanisches Verhalten wird mit temperaturabhängigem Elastizitäts- und Wärmeausdehnungskoeffizienten (siehe Tabelle 5-3) ohne Berücksichtigung der Materialplastifizierung approximiert. Das ADINA-Material-Modell ermöglicht, dass Materialdaten zwischen den in Tabelle 5-3 angegebenen Stützpunkten linear interpoliert werden. Die mit dem Programm ADINA-T berechnete Temperaturverteilung in der Struktur wird in das Programm ADINA eingelesen. Zusammen mit der mechanischen Belastung, also dem vorherrschenden Innendruck von 6,6 MPa, werden die Verformung sowie die Spannungsverteilung der Struktur berechnet.

Temperatur	E-Modul [GPa]	Poisson's Zahl (ν) [-]	$\alpha_{20^\circ\text{C}}^1$ [1/°C]	Streckgrenze $R_{p0,2}$ [MPa]
20°C	191	0,3	11,1e-6	492
300°C	190	0,3	12,9e-6	450

Tabelle 5-3: Materialdaten für Stutzenmaterial (aus [78])

¹ Linearer Wärmeausdehnungskoeffizient mit Referenztemperatur von 20°C.

Wie oben beschrieben wird das kurze FE-Modell mit unterschiedlichen Randbedingungen analysiert und die Resultate werden mit denen des langen FE-Modells (siehe Bild 5-6), verglichen. Bild 5-9 bis Bild 5-13 zeigen die Verformung des Stutzenteils des langen Modells und die des kurzen Modells unter den verschiedenen Randbedingungen an der Schnittfläche 1. Dabei ist zu beachten, dass die Verformungen mit dem Darstellungsfaktor 80 gezeigt werden, d.h. die berechneten Knotenverschiebungen werden im Vergleich zur unverformten Struktur mit dem Faktor 80 multipliziert dargestellt. Bild 5-14 zeigt die Knotenverschiebungen in Z-Richtung auf einer Linie entlang der Innenseite in der Mitte des gekühlten Bereiches (6:00 Position). Sowohl die Verformungen als auch das Diagramm zeigen deutliche Unterschiede zwischen den Verformungen des kurzen Modells mit festgehaltenem Endquerschnitt und der Verformung des langen Modells. Im Bild zeigt sich, dass der Verformungszustand des kurzen Modells, bei dem der Endquerschnitt (Schnittfläche 1 in Bild 5-5) auf einer rotierbaren Ebene beschränkt ist, im Vergleich mit dem langen Modell am besten übereinstimmt. Weiterhin hat die Auswertung der Ergebnisse ergeben, dass die Knotenverschiebungen an der 0:00 und 6:00 Position der Schnittfläche sehr gut mit denen des langen Modells übereinstimmt.

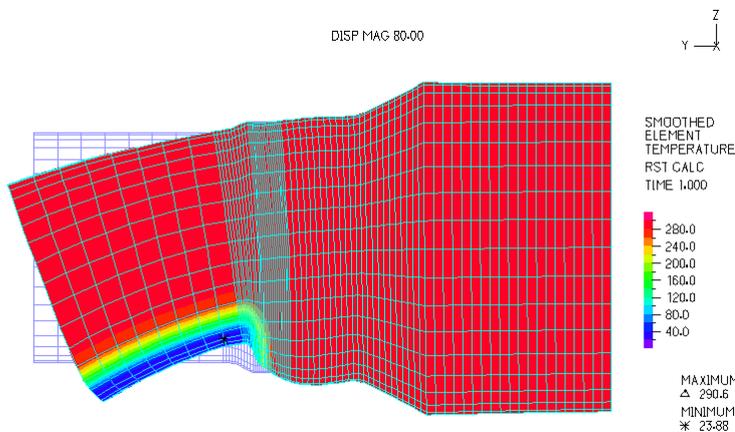


Bild 5-9:
Der Stutzenteil des
langen FE-Modells

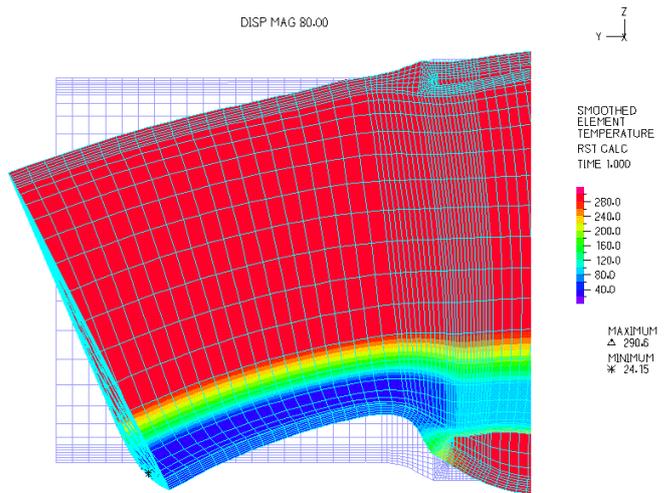


Bild 5-10:

Kurzes FE-Modell,
rotierbare Ebene

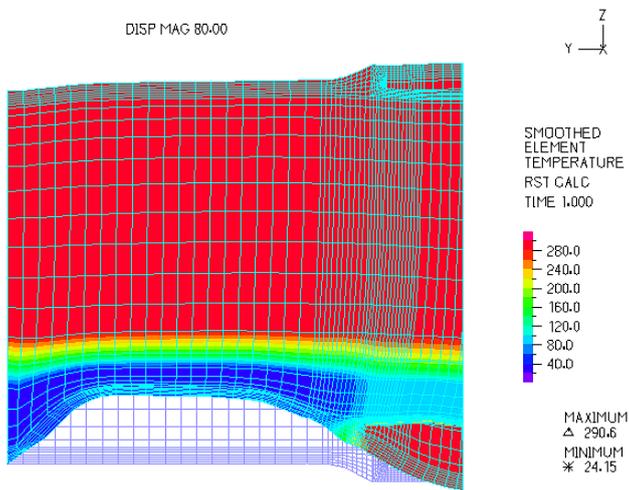


Bild 5-11:

Kurzes FE-Modell,
feste vertikale Ebene

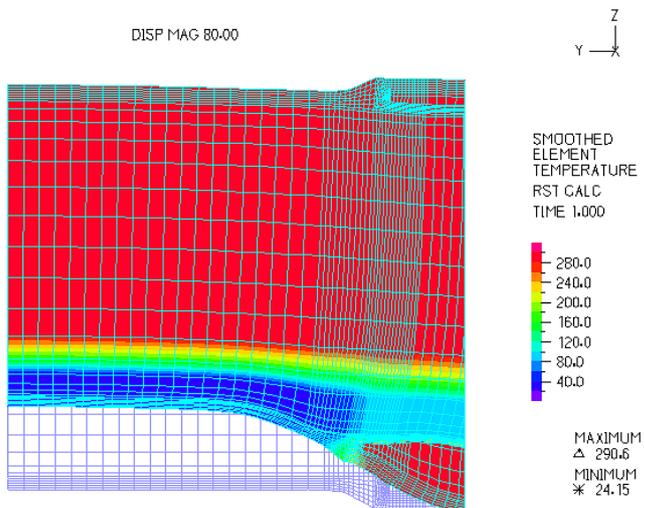


Bild 5-12:

Kurzes FE-Modell,
vertikale Ebene

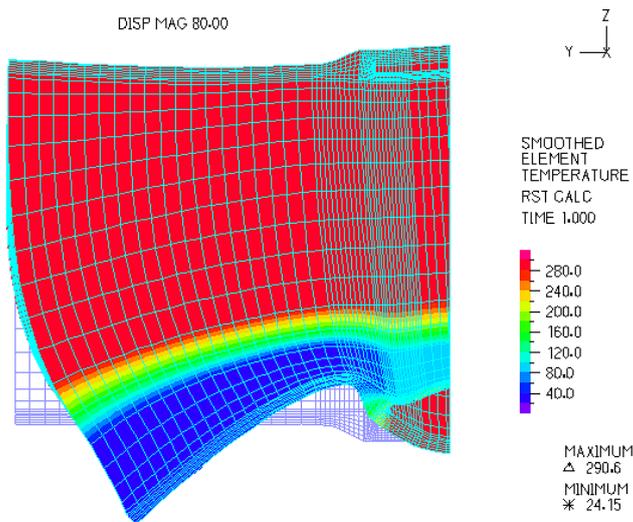


Bild 5-13:

Kurzes FE-Modell,
freigelassene Knoten

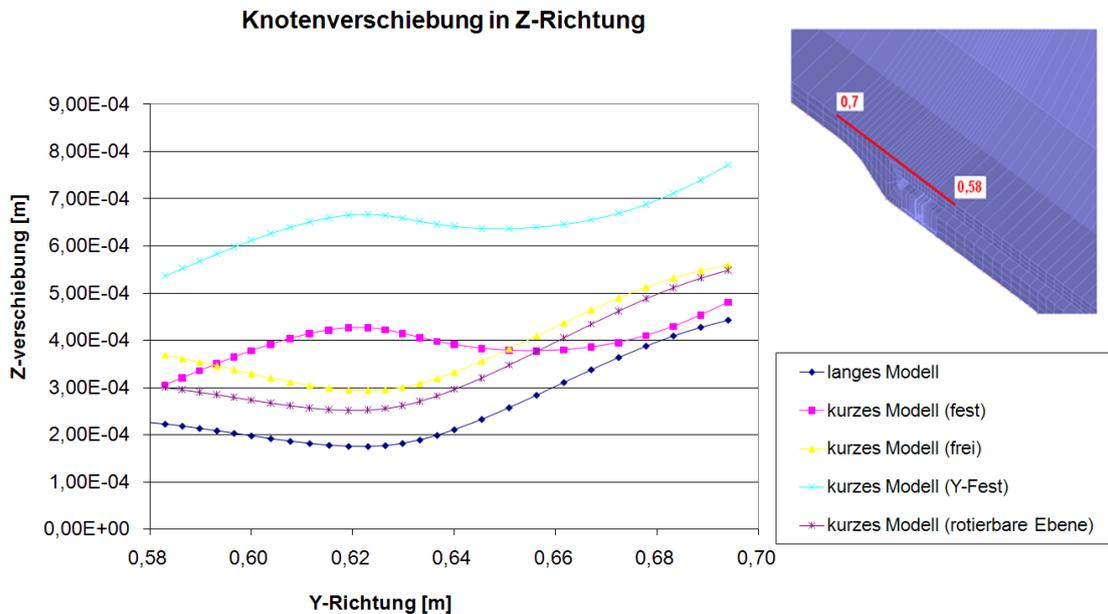


Bild 5-14: Verformungskurven mit unterschiedlichen Randbedingungen

Die Spannungen entlang der Wanddicke werden in einem ausgewählten Querschnitt in der Ausrundung an der 6:00-Uhr-Position, wo „Befunde“ detektiert wurden, verglichen. Die Spannungswerte auf den Gausspunkten, die von den Knotenverschiebungen mit Hilfe der Formfunktionen ausgerechnet werden, werden auf die Knoten extrapoliert. Ein Vergleich der Verteilung der Vergleichsspannung (nach Von-Mises) und der Axialspannung, die für einen Umfangsriss die rissöffnende Spannungskomponente darstellt, an der 6:00-Uhr Position von den kurzen Modellen mit unterschiedlichen Randbedin-

gungen und dem langen Modell ist in den Diagrammen (Bild 5-15 und Bild 5-16) zusammengestellt. Die Spannungsverläufe in der Wand beim kurzen Modell mit festgehaltenem Endquerschnitt zeigen deutliche Unterschiede zum Verlauf derjenigen des langen Modells. Das kurze Modell, bei dem die Knotenverschiebungen der Schnittfläche auf einer rotierbaren Ebene beschränkt sind, liefert die beste Übereinstimmung mit dem langen Modell. Weiterhin zeigt Bild 5-16, dass die realistischen Vergleichsspannungen unterhalb der Streckgrenze (siehe Tabelle 5-3) bleiben, d.h. die untersuchte Belastung wird von der Struktur elastisch abgetragen. Im Gegensatz dazu liegen die Vergleichsspannungen für die unrealistischen Verformungsrandbedingungen „fest“ und „Y-fest“ teilweise deutlich oberhalb der Streckgrenze. Bild 5-17 und Bild 5-18 zeigen die Spannungsverteilungen an der Befundposition im langen und kurzen Modell mit der Randbedingung der rotierbaren Ebene. Aufgrund der guten Übereinstimmung der Spannungen wird geschlossen, dass die Berechnungen mit dem, im Vergleich zum langen Modell, rechenzeitgünstigeren kurzen Modell und der Randbedingung „rotierbare Ebene“ durchgeführt werden. Außerdem zeigen alle vier Bilder eine starke Spannungsumwandlung in die Axialrichtung, die hinter der ausgerundeten Verbindung sehr schnell abnimmt. Diese Spannungsveränderung in der Axialrichtung deutet an, dass in der Praxis Risse bevorzugt in der Ausrundung auftreten können.

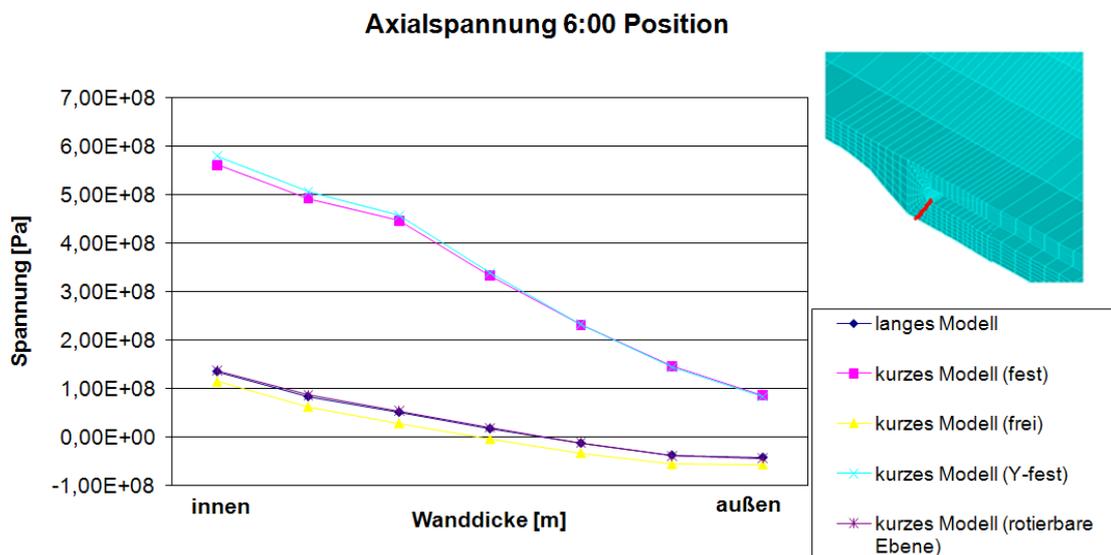


Bild 5-15: Axialspannungsverteilung in der Wand

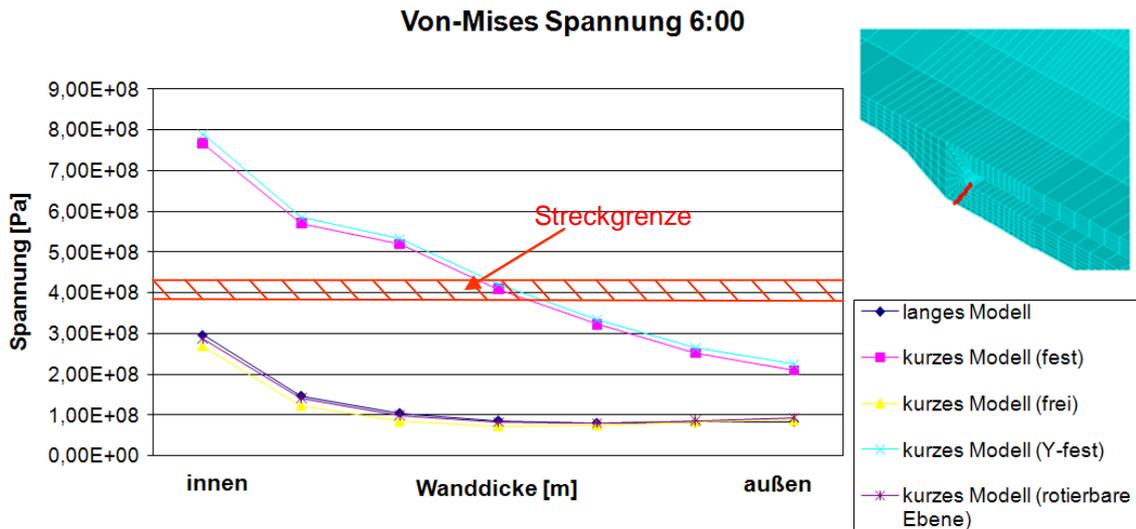
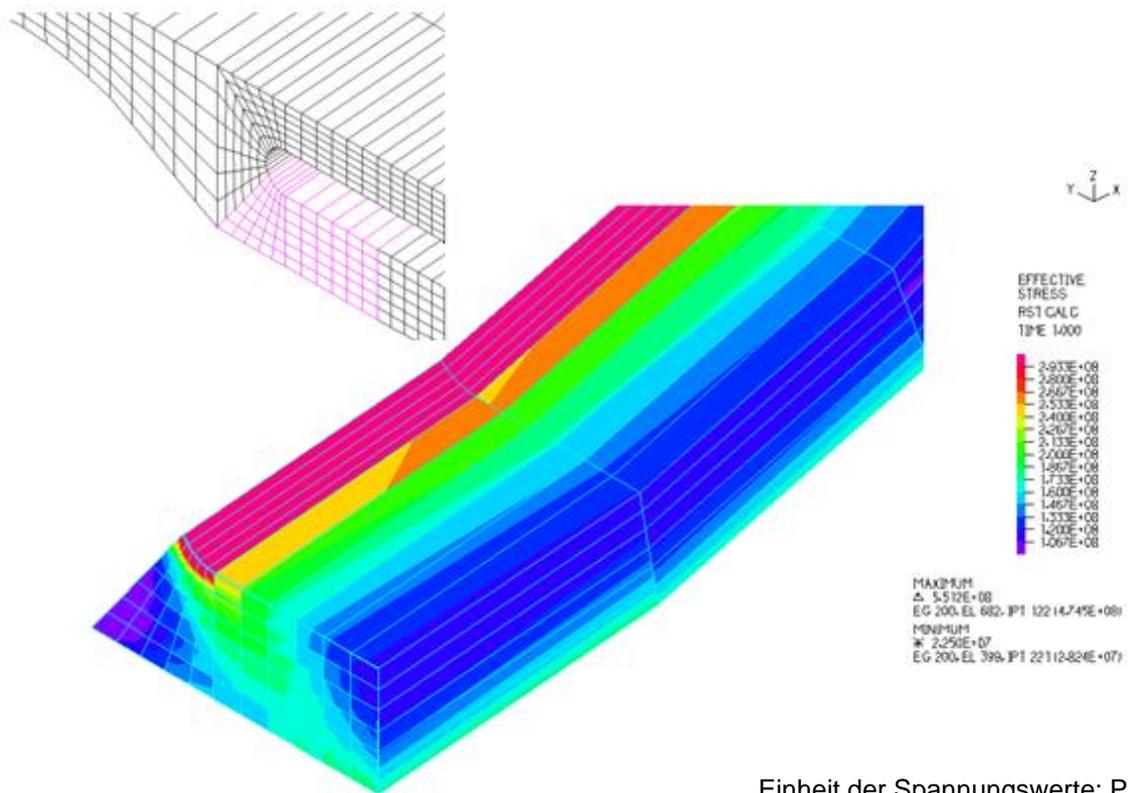


Bild 5-16: Von-Mises Spannungsverteilung in der Wand im Vergleich zur temperaturabhängigen Streckgrenze (siehe Tabelle 5-3)



Einheit der Spannungswerte: Pa

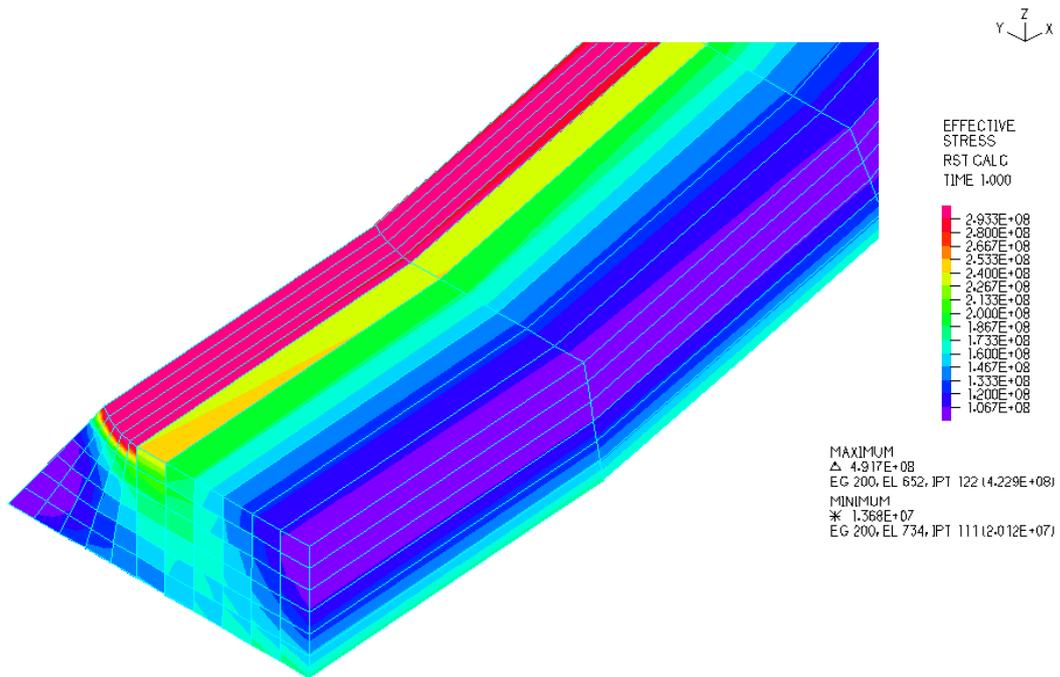
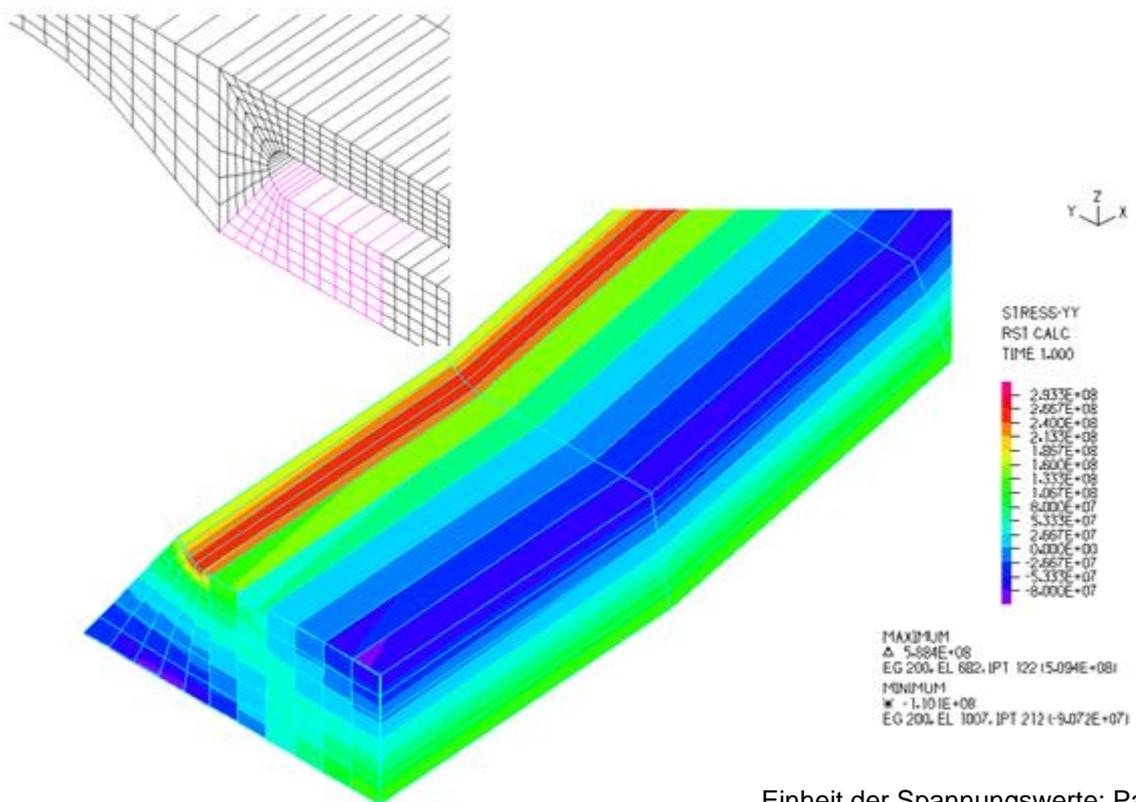


Bild 5-17: Von-Mises Spannungsverteilung im Bereich der Befundstelle, Ausschnitt im langen (oben) und kurzen FE-Modell mit Randbedingung „rotierbare Ebene“ (unten).



Einheit der Spannungswerte: Pa

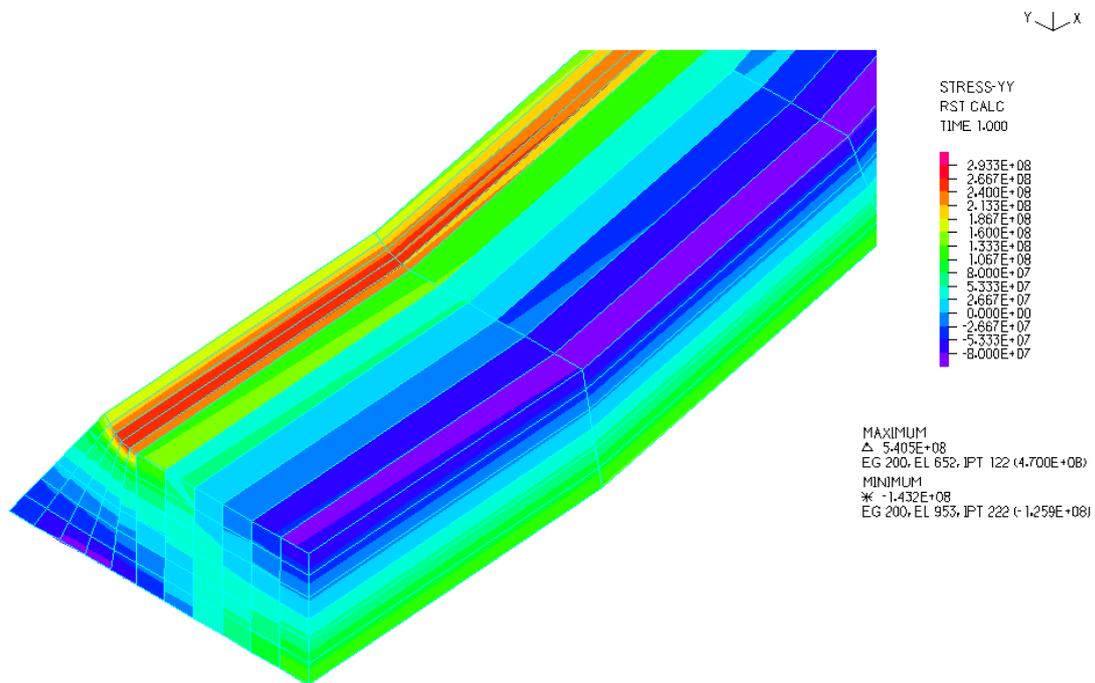


Bild 5-18: Axialspannungsverteilung im Bereich der Befundstelle, Ausschnitt im langen (oben) und kurzen FE-Modell mit Randbedingung „rotierbare Ebene“ (unten).

5.2.2 Analysen mit FE-Modellen mit Riss

5.2.2.1 Erstellen des FE-Modells

Nach Festlegung der Randbedingung wird im FE-Modell für die bruchmechanischen Untersuchungen an der Oberfläche in der Ausrundung zwischen dem Stutzen und dem Wärmeschutzrohr ein halb elliptischer Umfangsriss positioniert. Dieser Riss hat am tiefsten Punkt die Risttiefe a (z.B. 9 mm) und die Umfangserstreckung $2c$ (z.B. 108 mm) (Bild 5-19).

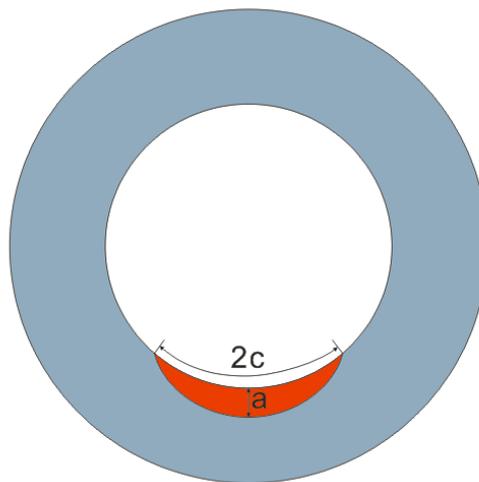


Bild 5-19: Schematische Darstellung eines Umfangsrisses

Die Netzgenerierung eines Zylinderteils mit halb elliptischer Rissfront in der Umfangsrichtung erfolgt mit Hilfe des Crack-Mesh-Generators ORMGEN (Oak Ridge Mesh Generator) [79] und einer im Rahmen der Dissertation entwickelten Erweiterung. Die Erweiterung bringt das ORMGEN-Modell in eine neue Form, in der der Riss sich in der Krümmung befindet. Da die mit ORMGEN generierten Daten nur eine Hälfte eines kurzen geraden Rohrzyllinders enthalten, wurden im Schnittstellenprogramm ORMADIN zwischen ORMGEN und ADINA (siehe Bild 3-4) eine Spiegelungs- und Krümmungsfunktion für Knoten und Elemente in den Erweiterungscode eingefügt. Die Knoten auf der Rissebene sind in zwei Gruppen unterteilt, also Knoten auf den Rissufern und Knoten auf dem Ligament. Im Gegensatz zu den Knoten auf den Rissufern wurden die Knoten auf dem Ligament nicht spiegelsymmetrisch gedoppelt, damit die zwei symmetrischen Teile miteinander verbunden sind und der Riss darüber hinaus unter entsprechenden Belastungen geöffnet werden kann. Um den Riss in die Ausrundung zu posi-

tionieren, muss das gespiegelte gerade Modell noch einmal gekrümmt werden (Bild 5-20).

Das Teilmodell mit Riss wird in das globale FE-Modell, in dem der entsprechende Bereich herausgeschnitten wurde, eingefügt; die entsprechenden Oberflächen werden gekoppelt. Wegen der Vernetzungsunterschiede an den Kopplungsflächen wurde die „Glumesh“ Funktion von ADINA verwendet.

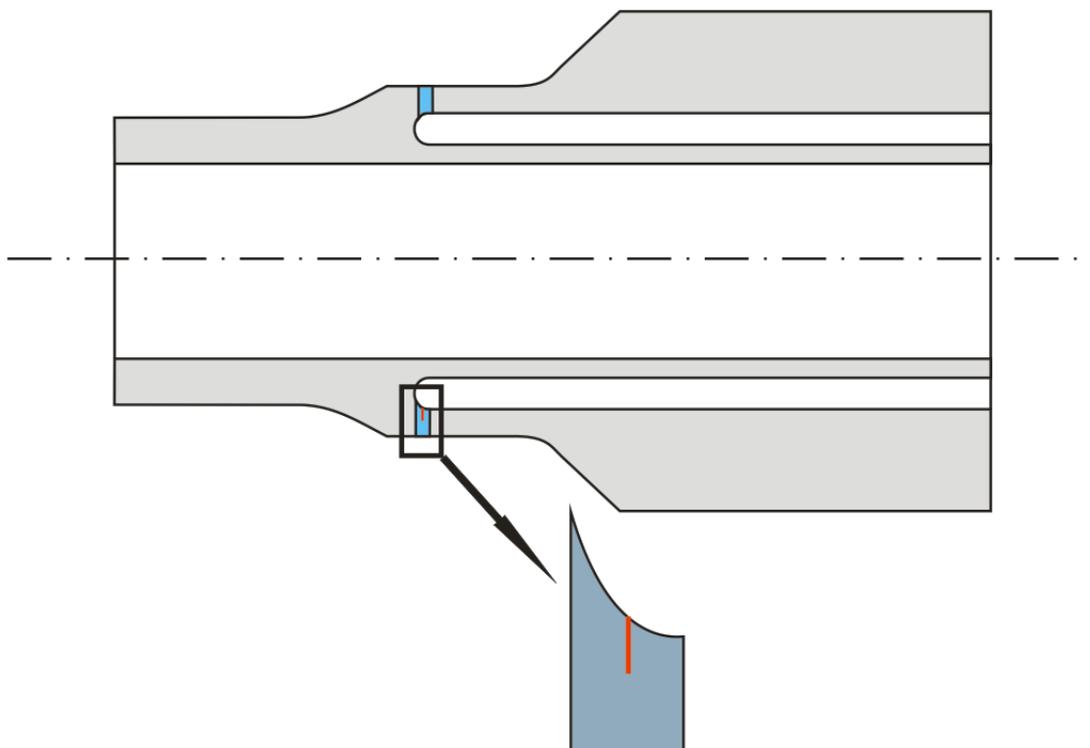
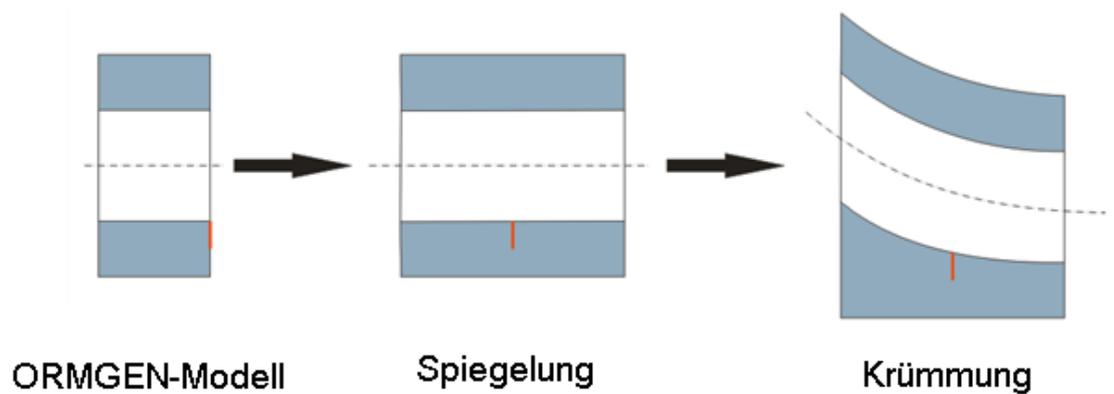


Bild 5-20: Die Funktionen vom ORMADIN

Im FE-Modell wird das FE-Netz in der Nähe der Rissfront stark verfeinert (Bild 5-21 und Bild 5-22), damit die Spannungssingularität an der Rissfront approximiert werden kann. Aufgrund der Formfunktionen der 3D-Elemente gilt die $1/\sqrt{r}$ Spannungssingularität (siehe Formel 2-1) an der Risspitze nicht innerhalb eines einzelnen Elements, sondern wird durch mehrere Elemente dargestellt. Der Rissfronttorus besteht aus acht 3D-Elementabschnitten, die jeweils mit 24 Elementen die Rissfront umschließen. Um die Berechnung des J-Integrals zu kontrollieren, werden an jedem Rissfrontknoten von der Innenoberfläche bis zum tiefsten Punkt jeweils drei VCE-Zonen festgelegt, aus denen drei J-Integralwerte bestimmt werden, die aufgrund der Eigenschaft der Wegunabhängigkeit des J-Integrals nahezu gleich sein sollten (Bild 5-23).

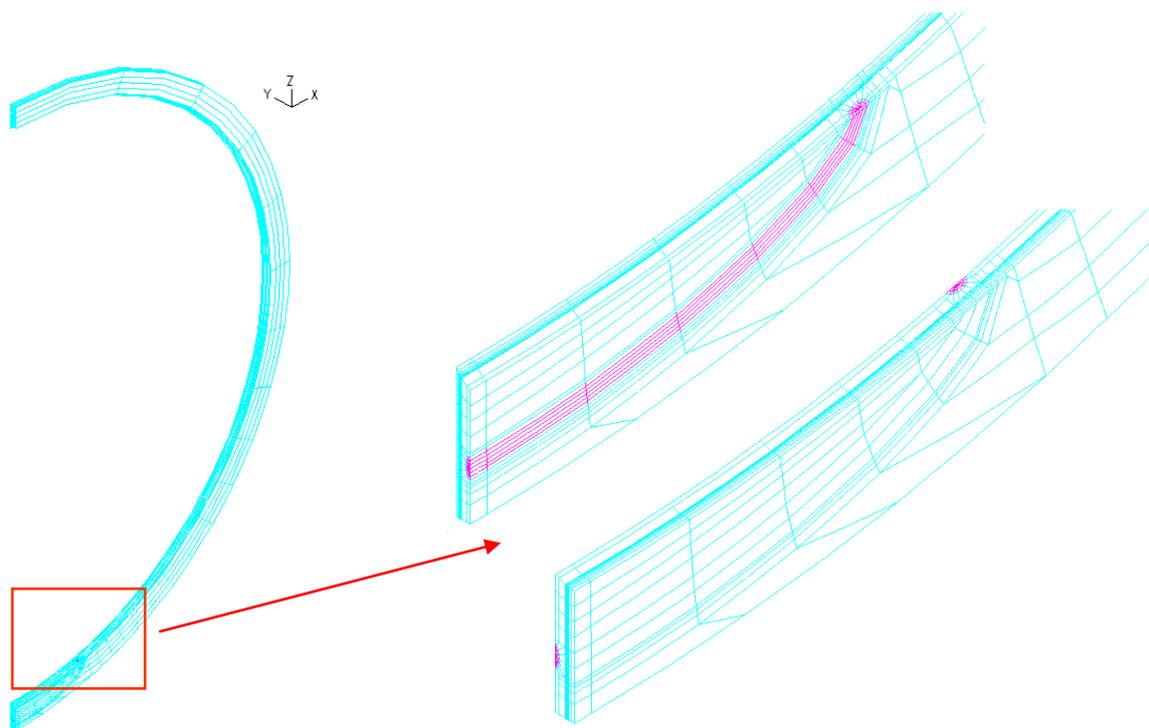


Bild 5-21: Modellbereich mit Riss

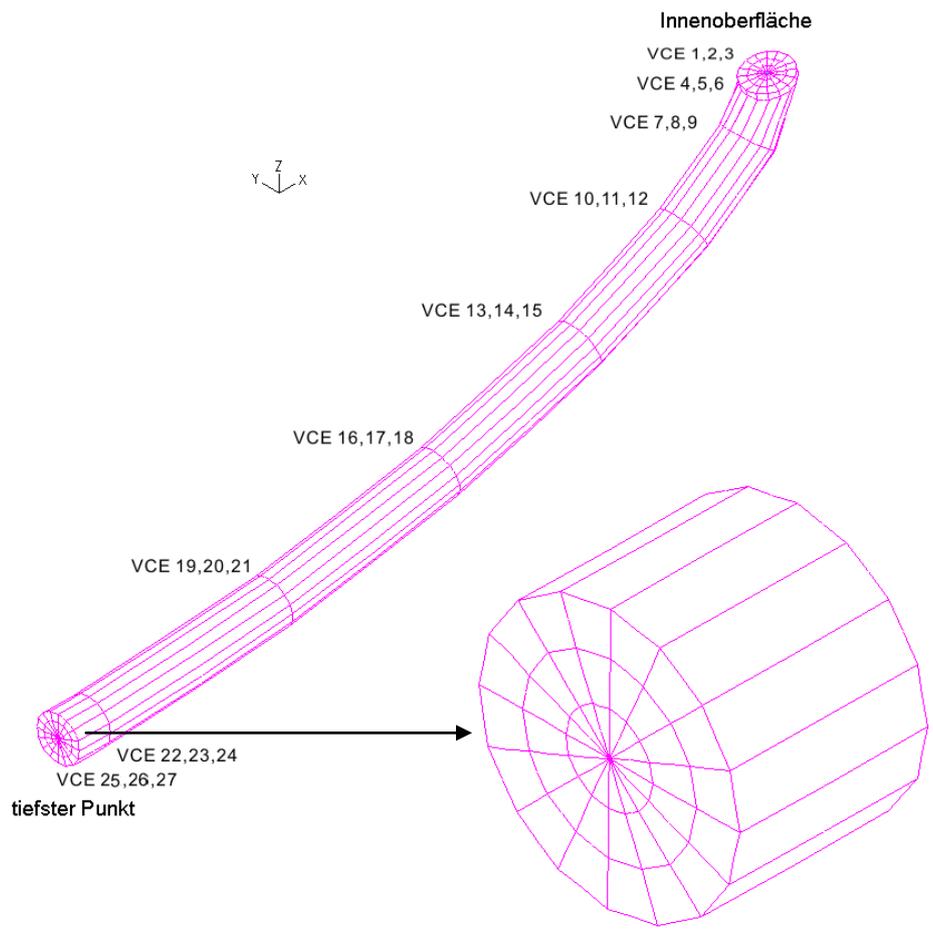
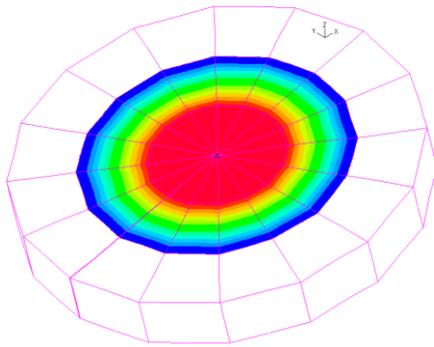
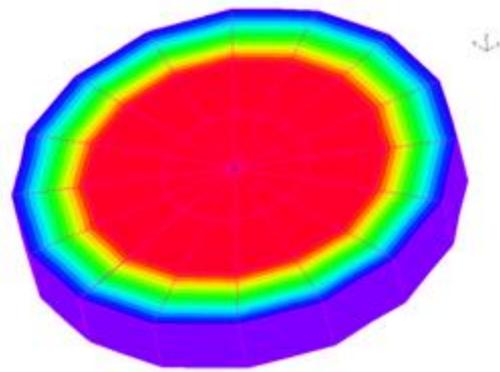


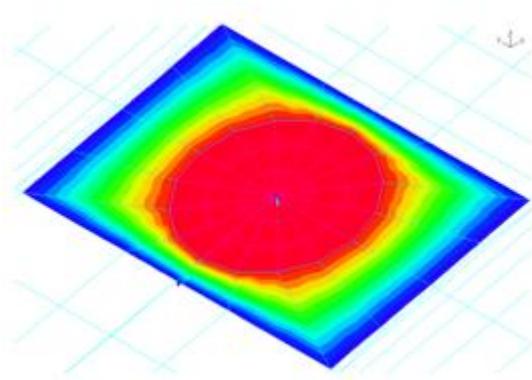
Bild 5-22: Rissfronttorus



(A): VCE A



(B): VCE B



(C): VCE C

Bild 5-23: VCE Zonen

Rot: Bereich mit konstanter virtueller Rissfrontverschiebung

Orange→Blau: Übergangsbereich mit abnehmender virtueller Rissfrontverschiebung von dem konstanten Wert bis zu Null (siehe Bild 2-2)

5.2.2.2 Erprobung der J-Integralvektor-Theorie am Modell des Speisewasserstutzens

Um die in Kapitel 2.2 erwähnte J-Integralvektor-Theorie am Speisewasserstutzenmodell mit komplexer Geometrie, speziellen Belastungen sowie Randbedingungen zu erproben, werden am TP der Rissfront Berechnungen von J-Integralen mit virtuellen Rissfrontverschiebungen in verschiedenen Richtungen durchgeführt (siehe Bild 5-24). Dabei wird die Verschiebungsrichtung identifiziert, für die der J-Integralvektor den maximalen Betrag hat (J_{max}). Dabei werden die folgenden zwei Behauptungen geprüft:

- Die Richtung des J-Vektors mit maximalem Betrag entspricht der Richtung des Vektors ($\mathbf{J}_1 + \mathbf{J}_2$)

- Der Betrag des J-Vektors J_{\max} entspricht dem Betrag der Vektorsumme ($\mathbf{J}_1 + \mathbf{J}_2$)

5.2.2.3 Berechnungen zum J-Integralvektor

Die im Bild 5-23 dargestellten drei VCE-Zonen werden zur Überprüfung der zuvor aufgestellten Behauptungen über den Zusammenhang zwischen den Vektoren \mathbf{J}_1 , \mathbf{J}_2 und \mathbf{J}_{\max} verwendet. \mathbf{J}_1 und \mathbf{J}_2 werden mit dem FE-Programm ADINA numerisch berechnet, indem die VCE-Richtungen, wie in Bild 5-24 angezeigt, senkrecht aufeinander stehen. Als Ansatz für die VCE-Richtung zur Berechnung des $J_{\max,FE}$ wird die Richtung der vektorischen Summe von \mathbf{J}_1 und \mathbf{J}_2 gewählt. Der Wert von $J_{\max,theo}$ wird mit der Formel:

$$J_{\max,theo} = \sqrt{J_1^2 + J_2^2} \quad (5-1)$$

berechnet. Die Berechnungsergebnisse sind in Tabelle 5-4 zusammengestellt.

VCE Zone	$J_{1,FE}$	$J_{2,FE}$	$J_{\max,FE}$	$J_{\max,theo}$	Fehler (J_{\max})
A	0,679	0,832	1,074	1,074	0
B	0,679	0,885	1,073	1,116	4,0%
C	0,677	0,925	1,072	1,147	7,0%

Tabelle 5-4: Berechnung von J_{\max} , Einheit: N/mm

Wie in Kapitel 2.2 erwähnt ist J_2 vom Integrationsweg abhängig. Mit dem vom Domain A bis C aufsteigenden J_2 wird das J_{\max} aus FEM im Vergleich zum theoretischen Wert immer mehr überschätzt. Der maximale Fehler beträgt für die VCE-Zone C 7,0%. Insgesamt ist die Übereinstimmung bezüglich des Betrags von \mathbf{J}_{\max} zufriedenstellend.

Weiterhin werden zwei zusätzliche J-Vektoren neben \mathbf{J}_{\max} analysiert. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5-5 zusammengestellt. Die Beträge der Vektoren \mathbf{J}_3 und \mathbf{J}_4 sind beide kleiner als J_{\max} . (Bild 5-24) Dabei wird die Formel für den Betrag von \mathbf{J} in beliebiger Richtung aus [61],

$$J_{theo} = J_1 \cos \theta + J_2 \sin \theta = \sqrt{J_1^2 + J_2^2} \cos(\alpha - \theta) \quad (5-2)$$

wobei θ der Winkel zwischen \mathbf{J} und \mathbf{J}_1 und α der Winkel zwischen \mathbf{J}_{\max} und \mathbf{J}_1 ist, überprüft. Die Werte für J_{theo} in der Tabelle 5-5 werden mit der Formel 5-2 berechnet und mit \mathbf{J}_{FE} , sowie J_{\max} verglichen. Dabei zeigt sich, dass J_3 und J_4 jeweils kleiner als J_{\max} sind.

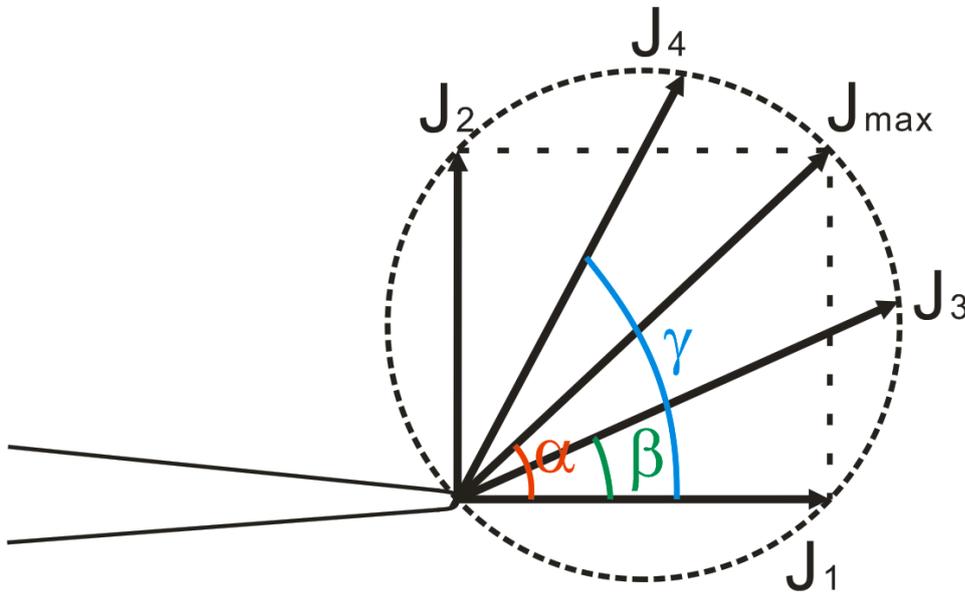


Bild 5-24: Darstellung der geprüften J-Vektoren

VCE Zone(A)	J FE	J theo	Fehler
J_3 (FE)	0,946	0,967	2,2%
J_4 (FE)	1,005	1,014	0,9%

Tabelle 5-5: J_3 und J_4 , Einheit: N/mm

5.2.3 Berechnungsergebnisse von FE-Modellen mit Riss

Zur Bestimmung der Rissbeanspruchung unter Innendruck und thermischer Schichtung wird die Temperaturfeldberechnung ohne Riss durch Interpolation auf das Modell mit Riss übertragen. Dafür wurde die „Mapping“-Option von ADINA genutzt.

5.2.3.1 Verformung

Als Ergebnisse der thermomechanischen Analyse sind in Bild 5-25 die Verformungen des kurzen FE-Modells mit Riss dargestellt. Das Wärmeschutzrohr schrumpft im Bereich der 6:00-Position in Folge der Abkühlung und zieht die Verknüpfung zwischen Wärmeschutzrohr und Speisewasserstutzen nach oben. Dadurch wird der Riss in der Rundung geöffnet.

Eine Rissöffnung kann, wie in der Berechnung ohne Riss erwähnt, wegen der starken Spannungsumwandlung in der Axialrichtung nur in der Ausrundung passieren. Um diese Behauptung nachzuweisen, wird ein Modell mit Riss hinter der Rundung erstellt. Bild 5-26 zeigt die mit dem Modell berechnete Verformung, bei dem die zwei Rissufer unter thermomechanischen Belastungen zusammengedrückt werden. Ist kein Kontaktpaar vordefiniert, wird in der Berechnung eine Materialüberlappung zugelassen. Die zwei in der Radialrichtung entgegengesetzten Rissflanken deuten an, dass eine Schubspannung hier einen Riss belasten könnte.

Um die Materialüberlappung zu vermeiden, kann man zusätzliche Beschränkungen, z.B. Kontaktpaare, auf den Rissflanken einführen. Im Rahmen der Dissertation wurde diese Arbeit zurückgestellt.

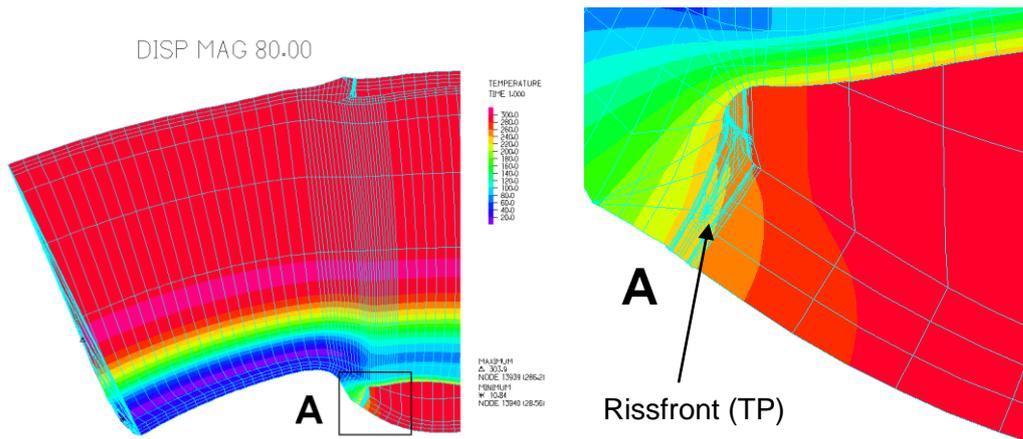


Bild 5-25: Riss in der Ausrundung

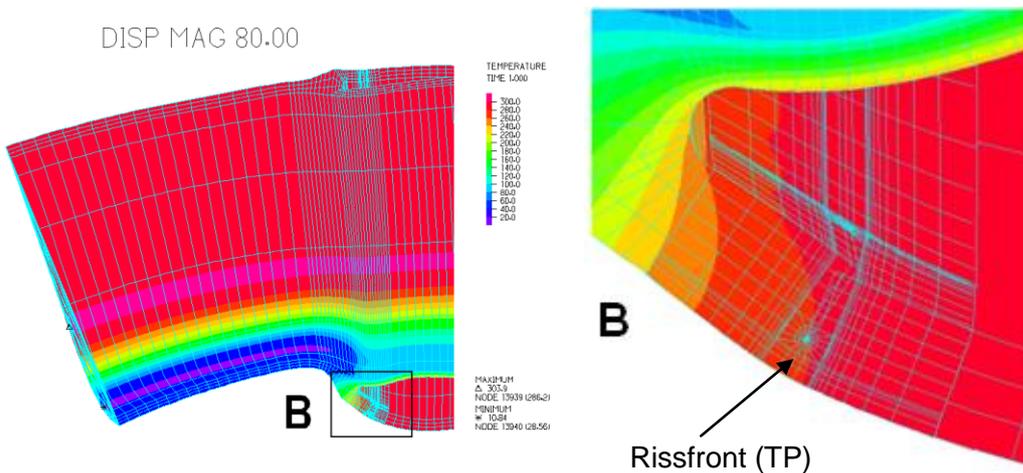


Bild 5-26: Riss hinter der Ausrundung

5.2.3.2 Rissbeanspruchung / J-Integral

Unter thermomechanischer Belastung wird die Verbindung zwischen Wärmeschutzrohr und Speisewasserstutzen, wo sich der Riss befindet, nach oben gezogen. Es wird geprüft, ob die Rissbelastungen außer der Normalspannung, die senkrecht auf die Rissufer wirkt, auch Schubspannungen, die eine entgegengesetzte Verschiebung der Rissufer in Radialrichtung hervorrufen, beinhalten. Es wird also getestet, ob der Riss unter einer Mixed-Mode Belastung steht.

Die mit ADINA berechneten J-Integralwerte entlang der Rissfront von der Innenoberfläche (OB) bis zum tiefsten Punkt (TP) sind in Bild 5-27 dargestellt. Die drei Werte, die jeweils das lokale J-Integral an einer Rissfrontposition für verschiedene Integrationsbereiche darstellen, sind quasi identisch. Diese Ergebnisse bestätigen die Wegunabhängigkeit des J-Integrals. Die im Bild dargestellten positiven J_1 und J_2 Werte deuten an, dass die Rissbelastung vom Typ Mode I und Mode II ist. Am Punkt OB dominiert die Mode I Belastung, wobei der Riss durch Zug geöffnet wird. Am Punkt TP ist J_2 größer als J_1 . Die Rissflanke wird also durch die hochgezogene Ausrundung verschoben (Bild 5-28). Die Rissbeanspruchung am OB ist größer als die am TP, weil die Risslänge (c) relativ kurz ist. Eine weitere Analyse zeigt, dass sich der J-Wert am OB mit zunehmender Risslänge reduziert. Die Hochlagenzähigkeit des untersuchten Werkstoffs 22NiMoCr37 beträgt nach [80] etwa $200 \text{ MPa}\sqrt{m}$, was gemäß Formel 2-4 einem Rissinitiierungswert unter Mode I von etwa 200 N/mm entspricht. Damit sind die berechneten J-Integralwerte wesentlich kleiner als die für den Werkstoff charakteristischen Rissinitiierungswerte, sodass kein stabiles Risswachstum erwartet wird.

Wie in Bild 5-28 angezeigt, kann die hochgezogene Ausrundung auf die Risspitze am OB eine Torsion, die nicht in der Ebene wirkt, ausüben, mit der eine Rissbelastung vom Typ Mode III hervorgerufen werden kann.

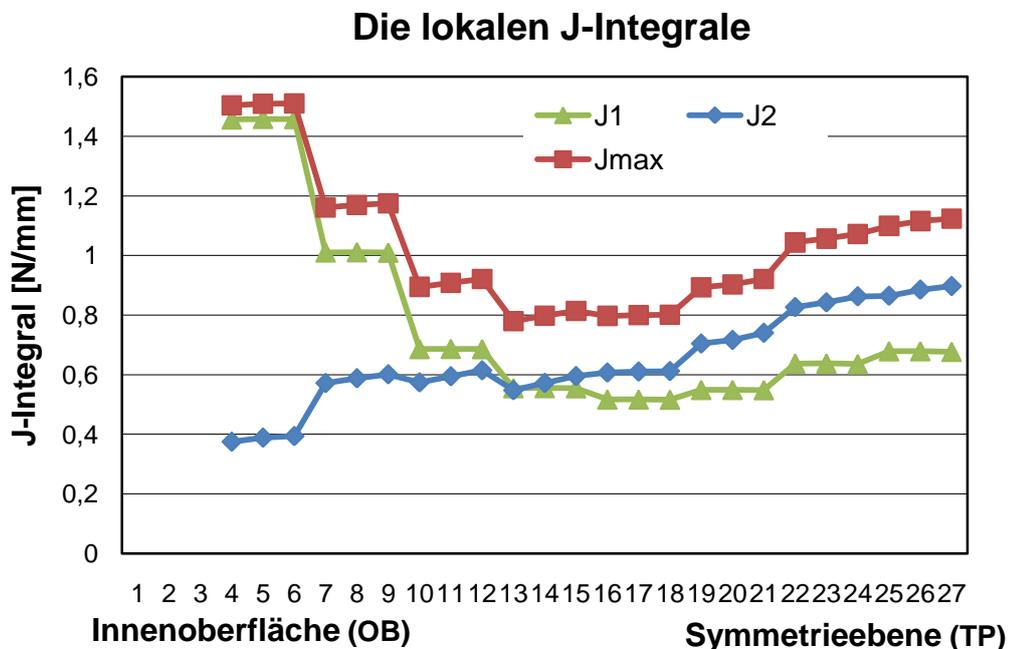


Bild 5-27: J-Integral entlang der Rissfront

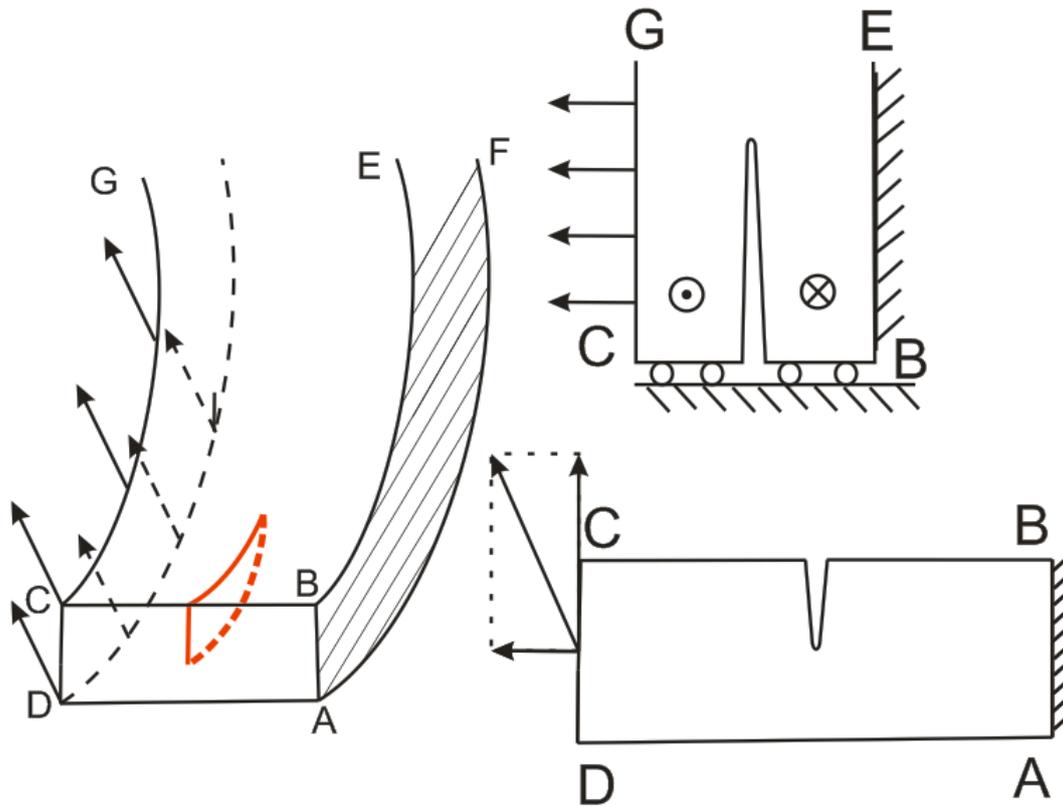


Bild 5-28: schematische Darstellung der Mixed-Mode Belastung

5.2.3.3 Spannung

Die berechneten Verteilungen der Normal- und Schubspannung auf der „ABCD“ Ebene entlang der Risslinie sind in Bild 5-29 dargestellt. Die leichten negativen Normalspannungswerte auf dem Rissufer kommen aus dem Innendruck auf den Rissufer. Die maximalen Normal- und Schubspannungen treten an der Risspitze auf und werden entlang dem Ligament von der Risspitze zur Außenseite des Stützens abgebaut. Die Schubspannung im Ligament ist größer als die Normalspannung und das erklärt, warum am TP das J_2 größer als J_1 ist.

Spannungsverteilung

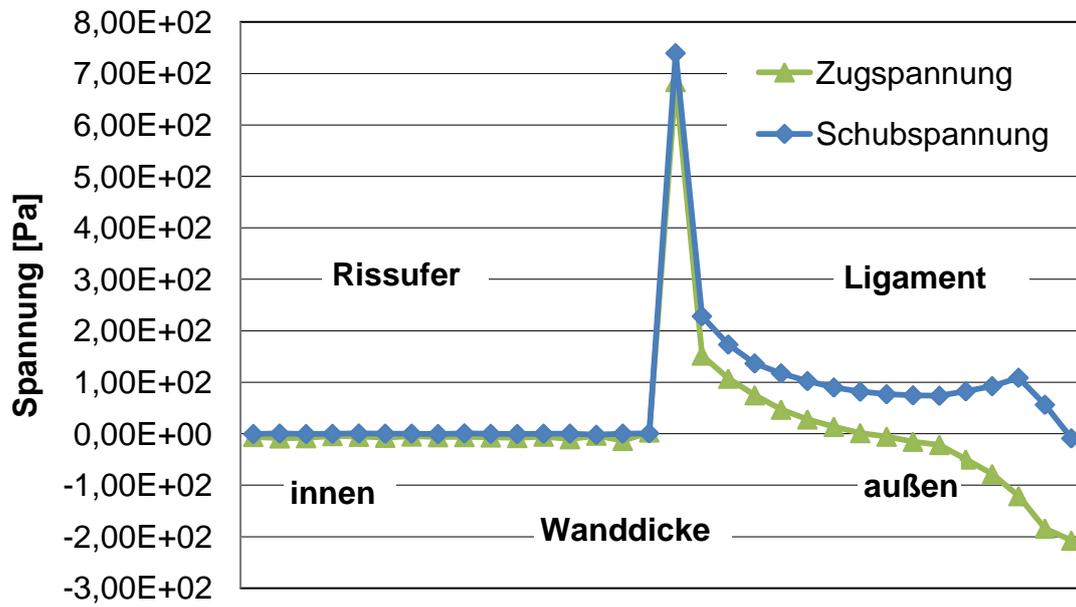


Bild 5-29: Spannungsverteilung entlang der Risslinie am TP

5.3 Probabilistische bruchmechanische Berechnung

Die bisher für den Anwendungsfall „Speisewasserstutzen unter thermomechanischer Belastung“ erzielten Ergebnisse sind alle im Sinne einer deterministischen Integritätsbewertung mit Eingabeparametern, die im Hinblick auf die Geometrie- und Materialdaten sowie die Belastungszustände als Konstanten angenommen werden, durchgeführt worden. Hierbei werden Kenntnisunsicherheiten bezüglich der Betriebsbelastungen sowie Streuungen der Material- und Geometrieparameter nicht berücksichtigt. Zur Bestimmung der Wahrscheinlichkeit für das Versagen der Struktur in Form von Leck bzw. Bruch wird eine probabilistische bruchmechanische Analyse durchgeführt, wobei die Eingabeparameter als Zufallsvariablen betrachtet werden. Die Ergebnisse sind ein Maß für die Zuverlässigkeit der Komponente als Funktion der Betriebszeit und können für Entscheidungen bezüglich Austausch der Komponente, Verbesserung der Konstruktion, Positionen für Inspektionen, usw. herangezogen werden.

In diesem Kapitel wird eine probabilistische bruchmechanische Analyse konkret für das SWS-Modell mit dem GRS-Code PROST durchgeführt. Der Versagensmechanismus ist auf Ermüdung beschränkt. Die Technik zur Abschätzung der Risserweiterung unter zyklischen Belastungen bis zum kritischen Zustand wird hier verwendet, um die Lebensdauer zu berechnen. Die Untersuchungen in Kapitel 5 deuten darauf hin, dass die Spannungsintensitätsfaktoren für unterstellte Risse im SWS wegen der komplexen Geometrie nur mit einer numerischen Methode zuverlässig berechnet werden können. Im Vergleich zu vereinfachten analytischen Formeln ist die numerische Analyse basierend auf einem FE-Code aufwändiger bezüglich der Modellierungs- und Berechnungszeiten. Damit die Rissspitzenbeanspruchungen nicht für jede neu entstehende Rissfront während des Ermüdungsrisswachstums mit neuer numerischer Berechnung aktualisiert werden müssen, wurde PROST so erweitert, dass für jede neu entstehende Rissfront die Beanspruchung zwischen bekannten „Stützpunkten“ interpoliert wird. Für den zu beobachtenden Risstiefen- und Risslängenbereich werden an jedem Stützpunkt die Spannungsintensitätsfaktoren (K_I) mittels FEM hergeleitet. Als Versagenskriterium wird das FAD-Diagramm unter Berücksichtigung der Materialplastifizierung an der Rissspitze verwendet.

5.3.1 Annahmen für das Mixed-Mode Ermüdungsrisswachstum im Speisewasserstutzen

Der betrachtete Riss befindet sich auf der Oberfläche des Stutzens und die Rissfront erstreckt sich von der Innenoberfläche (OB) unten bis zum tiefsten Punkt (TP). Daher ist die Risserweiterung hier ein 3D-Problem. Um die Veränderung der Rissfront unter zyklischen Belastungen abzuschätzen, müssen die folgenden drei Punkte behandelt werden:

1. Bei welchem Punkt der Rissfront fängt das Wachstum an?
2. In welche Richtung wächst der Riss?
3. Wie schnell wächst der Riss?

5.3.1.1 Annahme der beibehaltenden elliptischen Rissfront

In Bezug auf den ersten Punkt werden lokale J-Integrale entlang der Rissfront mit FEM analysiert. Das Risswachstum beginnt an der Stelle, wo die Rissfortschrittskraft (ΔK_J) den Schwellwert (ΔK_{th}) überschreitet (siehe Formel 2-20). Es wird angenommen, dass die Form der Rissfront als glatte elliptische Kurve erhalten bleibt. Zur Vereinfachung der Analyse werden nur die Risserweiterungen an den beiden Stellen OB und TP nach ihren J-Werten berechnet. Die Rissfortschritte an den übrigen Stellen werden dann durch eine elliptische Kurve bestimmt.

5.3.1.2 Annahme der Risswachstumsrichtung

Zum Thema der Risswachstumsrichtung unter Mixed-Mode Belastungen wurden viele Forschungsarbeiten bezüglich zwei- und dreidimensionaler Modelle in der Vergangenheit durchgeführt. Die Richtung, in die sich der Riss weiter ausbreiten wird, lässt sich unter Mixed-Mode Belastungen mit Hilfe verschiedener Kriterien vorhersagen. Eine Übersicht der Kriterien wird hier aufgelistet:

1. *Maximum der Tangentialspannung (MTS criterion)* [62]
2. *Minimum der Verzerrungsenergiedichte (S-criterion)* [81] [82]
3. *Das J-Kriterium* [39]
4. *Dehnungsenergiedichte-Kriterium (T-criterion)* [83]

5. *Risspitzenverschiebungskriterium (CTD-criterion)* [84]
6. *Maximum der Tangentialdehnung* [85]

Für eine komplexe Struktur wie den Speisewasserstutzen ist eine FE-Analyse notwendig, um die Risswachstumsrichtung festzulegen. Die Risswachstumsrichtung ist von der Anfangsrissgröße abhängig, weil die Spannungsverteilung an der Risspitze durch sie beeinflusst wird. Da die Anfangsrissgröße eine wichtige Zufallsvariable für die probabilistische Analyse ist, muss die Wachstumsrichtung für jede zufällig ausgespielte Rissgröße ermittelt werden. Außerdem kann sich die Wachstumsrichtung des Risses während der Betriebszeit während des Risswachstums verändern. Daher sind Analyseergebnisse auch für jede neu entstehende Rissfront nötig. Um Berechnungszeit zu sparen und gleichzeitig die Konservativität der Analyseergebnisse zu gewährleisten, wurde im Rahmen der hier dokumentierten Untersuchungen angenommen, dass die Risse entlang des kürzesten Weges zur Außenoberfläche des Stutzens wachsen. Dadurch wird die Wirkung der Mode II Belastung auf die Risswachstumsrichtung vernachlässigt. Allerdings wird die Mode II Belastung bei der Ermittlung der Rissfortschrittskraft berücksichtigt. Daher wird das Risswachstum überschätzt. Somit ist das Verfahren eine konservative Lösung.

5.3.1.3 Annahme der Risswachstumsrate

Das Potenzgesetz nach Paris (siehe Formel 2-18) kann man auch für die Abschätzung des Ermüdungsrisswachstums unter Mixed-Mode Belastung verwenden. Es gibt in der Literatur verschiedene Formulierungen für ΔK_{eff} ,

Tanaka [86] bestimmte den äquivalenten Spannungsintensitätsfaktor für einen geneigten Riss in einer Aluminiumplatte:

$$\Delta K_{eq} = \left[\Delta K_I^4 + 8\Delta K_{II}^4 \right]^{1/4} \quad (5-3)$$

Ein anderer Ausdruck von Yan [87]:

$$\Delta K_{eq} = \frac{1}{2} \cos \frac{\theta_0}{2} \left[\Delta K_I (1 + \cos \theta_0) - 3\Delta K_{II} \sin \theta_0 \right] \quad (5-4)$$

wobei θ_0 die mit dem Kriterium vom Maximum der Tangentialspannung ermittelte Risswachstumsrichtung beschreibt.

Hellen und Blackburn [39] und Ma und Korsunsky [61] zeigten, dass der mit den J-Vektoren bestimmte J_{\max} -Wert der maximalen Energiefreisetzungsrate entspricht. In der Analyse des Speisewasserstutzens wird J als Vektor betrachtet und der äquivalente Spannungsintensitätsfaktor wird aus J_{\max} umgerechnet.

$$\Delta K_{eq} = K_{\max} = \sqrt{J_{\max} E'} \text{ bei } K_{\min} = 0 \quad (5-5)$$

5.3.2 Vorschlag für eine neue Prozedur zur Verwendung des FAD für das Speisewasserstutzenmodell

Eine neue Prozedur wurde entwickelt, um das FAD für die Bewertung von Mixed-Mode Rissen unter Thermospannung dominierter Belastung verwenden zu können. Die Genauigkeit der Prozedur wird mit den Ergebnissen der FE-Analyse geprüft.

5.3.2.1 Prozedurvorschlag

Die Primärbelastung im Speisewasserstutzen ist der mechanische Innendruck, der einen sehr geringen Beitrag zur Rissbeanspruchung leistet. Die dominierende Rissbelastung im Speisewasserstutzen ist die von der Temperaturdifferenz verursachte Thermospannung, die als Sekundärspannung bezeichnet wird. Die vom R6 und SINTAP angebotenen Prozeduren zur Berechnung des Plastifizierungsgrads (Formel 2-9 und Formel 2-10) können nicht verwendet werden, wenn die Sekundärspannung zu groß ist [64]. Deswegen wird in Bezug auf die Berechnung von L_r eine neue Prozedur für die Verwendung des FADs basierend auf einer FE Spannungsanalyse vorgeschlagen.

Der Plastifizierungsgrad L_r beschreibt wie nahe der Materialzustand des Rissligaments am plastischen Kollaps, d.h. Plastifizierung des genannten Rissligaments, liegt. Quantitativ wird L_r als Verhältnis der Referenzspannung zur Fließspannung, bei der das Material die Belastbarkeit verliert, formuliert (Formel 2-10). In der hier entworfenen Prozedur wird die effektive Spannung am Rand des Ligaments als Referenzspannung behandelt, ohne Primär- und Sekundärspannung im Einzelnen zu identifizieren.

$$L_r^* = \frac{\sigma_{\text{Rand}}}{\sigma_Y} \quad (5-6)$$

Wird das Bauteil nicht belastet, gilt $L_r^* = L_r = 0$, weil σ_{Rand} gleich Null ist. Wenn das Bauteil mit der Grenzbelastung belastet ist, gilt $L_r^* = L_r = 1$, weil die Durchplastifizierung des Ligaments $\sigma_{\text{Rand}} = \sigma_Y$ bedeutet (Bild 5-30). Daher wird angenommen, dass L_r^* den realen Plastifizierungsgrad des Ligaments beschreibt und kein Korrekturterm für K_r nötig ist. Anders gesagt, in dieser Prozedur wird der Plastifizierungsgrad und nicht der K_r -Wert korrigiert.

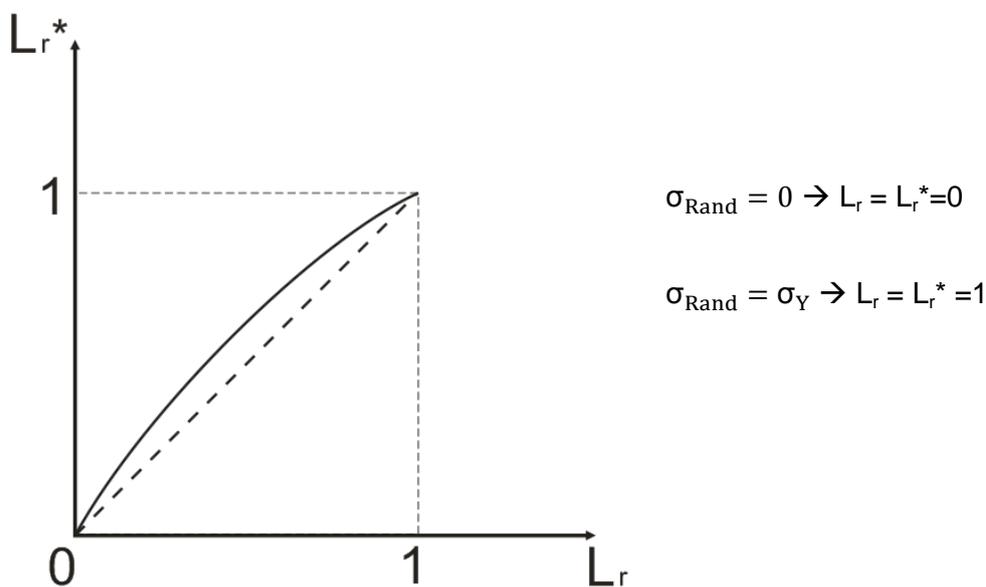


Bild 5-30: Qualitativer Zusammenhang zwischen L_r^* und L_r

5.3.2.2 Erprobung des Prozedurvorschlags

Das J-Integral ist ein bruchmechanischer Parameter, der für LEBM und EPBM geeignet ist. Es beschreibt die Belastung an der Risspitze, auch wenn eine große Plastifizierungszone vorhanden ist. Wird die Plastifizierungszone an der Risspitze berücksichtigt, erfolgt die Bewertung eines rissbehafteten Bauteils entweder durch einen direkten Vergleich zwischen dem mit elastisch-plastischem Material numerisch ermittelten J-Integral und dem Grenzwert (J_{mat}) oder mittels eines indirekten Vergleichs, der heute üblicherweise durch FAD realisiert wird. Die erste Methode wird in der vorliegen-

den Arbeit als „Best Estimate“ bezeichnet. Die Genauigkeit der im Rahmen der Promotion entworfenen Prozedur wird nach der originalen Definition der FAD Grenzkurve mittels einiger Punkte, die sich auf das elastisch-plastische J-Integral abstützen, geprüft.

Die FE-Berechnungen wurden mit zwei Materialien durchgeführt, dem linear-elastischen Material und dem elastisch-plastischen Material. Nach der Definition vom FAD:

$$K_r = \frac{K_I}{K_J} = \sqrt{\frac{J_{\max}^{el}}{J_{\max}^{pl}}} \quad (5-7)$$

Das J-Integral wird durch die Plastifizierung an der Rissspitze je nach den Rissgrößen leicht erhöht, also J_{\max}^{pl} ist je nach Plastifizierungsgrad immer größer als J_{\max}^{el} .

Die maximalen J-Integrale am TP, die unter der thermomechanischen Belastung in Abhängigkeit der Rissgröße sind, werden mit der FE-Methode berechnet. Die Parameter L_r^* und K_r werden jeweils mit Formel 5-6 und Formel 5-7 berechnet (Tabelle 5-6).

a [mm]	c/a	L_r^*	K_r
5	3	0,396	0,998
5	6	0,428	0,997
5	9	0,428	0,998
9	3	0,454	0,992
9	6	0,505	0,951
9	9	0,515	0,997
13	3	0,941	0,967
13	6	0,579	0,993
13	9	0,563	0,971

Tabelle 5-6: J-basierte Punkte im FAD

Bild 5-31 zeigt, dass die J-basierten „Best Estimate“ Punkte oberhalb der Grenzkurve liegen, d.h. die FAD Grenzkurve nach SINTAP Level 1B ist eine konservative Bewertungsbasis für die hier untersuchte komplexe Geometrie unter komplexen thermomechanischen Belastungen.

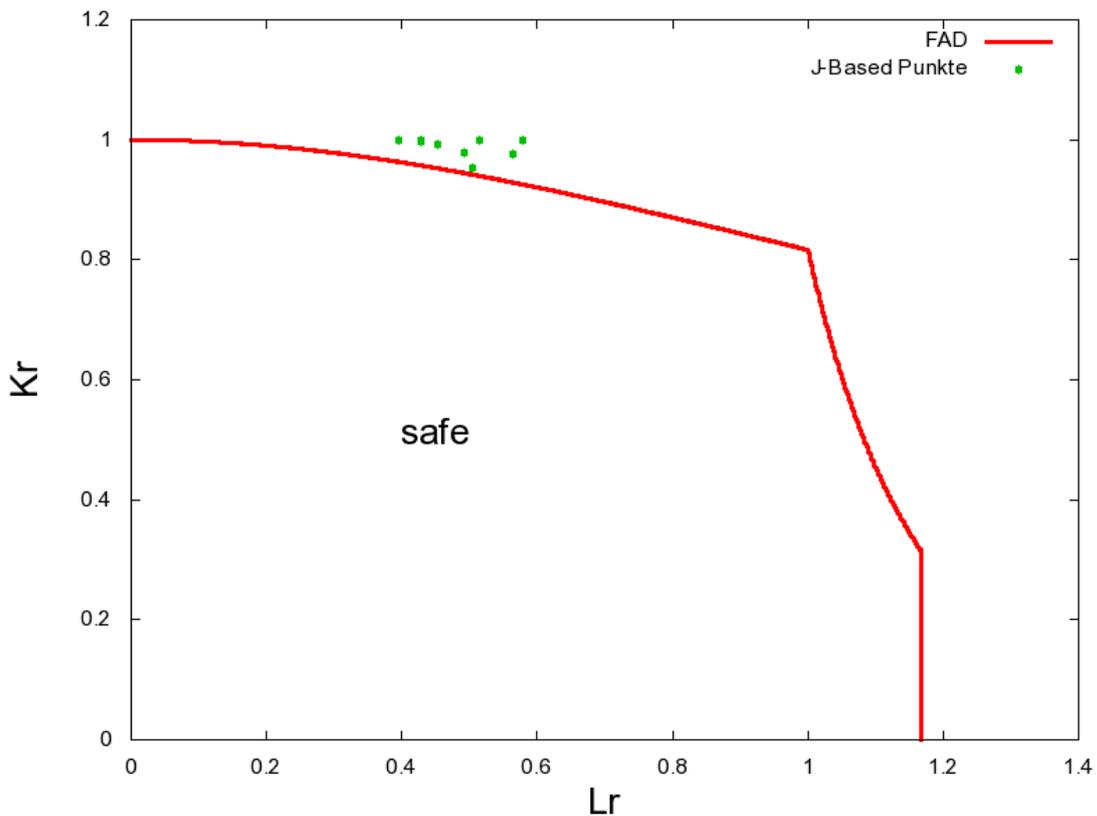


Bild 5-31: FAD nach SINTAP Level 1B und FE Ergebnisse

5.4 Interpolation der J-Integrale und Spannungen am Rand

Das maximale J-Integral (J_{max}) aller Rissgrößen, die während des Risswachstums entstehen können, wird mittels Interpolation berechnet, wobei neun Stützstellen mit a von 5mm bis 13mm bei einer Wandstärke von 15,3mm und c/a von 3 bis 9 auf FE-Rechnungen basieren. Der Parameter J_{max} an jeder Stützstelle wird mit linear-elastischem und elastisch-plastischem Material numerisch berechnet, um den Einfluss der Rissspitzenplastifizierung zu prüfen. Die J-Werte für zwischen den Stützstellen gelegene Rissgrößen werden in PROST programmintern durch das Interpolationspolynom:

$$J\left(\frac{c}{a}, \frac{a}{t}\right) = k_{ij} \left(\frac{c}{a}\right)^i \left(\frac{a}{t}\right)^j; \quad i, j = 1, 2, 3 \quad (5-8)$$

bestimmt, wobei i und j von 1 bis 3 variiert. Das Polynom definiert eine durch alle Stützstellen laufende Interpolationsfläche (siehe Bild 5-32 und 5-33).

Die von-Mises Spannungen am Rand werden für die neun Stützpunkte mit elastisch-plastischem Material mittels FEM berechnet. Die mathematische Interpolation zwischen den Stützpunkten wird in Bild 5-34 dargestellt. Vom Bild ist erkennbar, dass auch bei den tiefsten Rissen ($a/t = 0,85$) die Spannungen unter der Streckgrenze $R_{p0,2}$ (siehe Tabelle 5-3) liegen. d.h. die L_r^* -Werte stets kleiner als Eins sind.

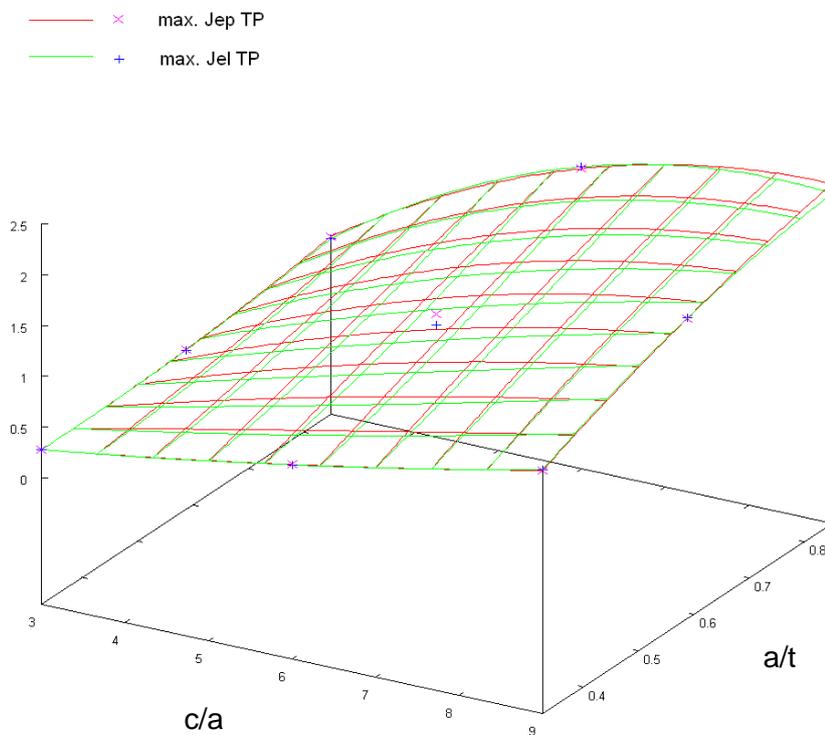


Bild 5-32: Interpolationsfläche der J-Werte [N/mm] am TP

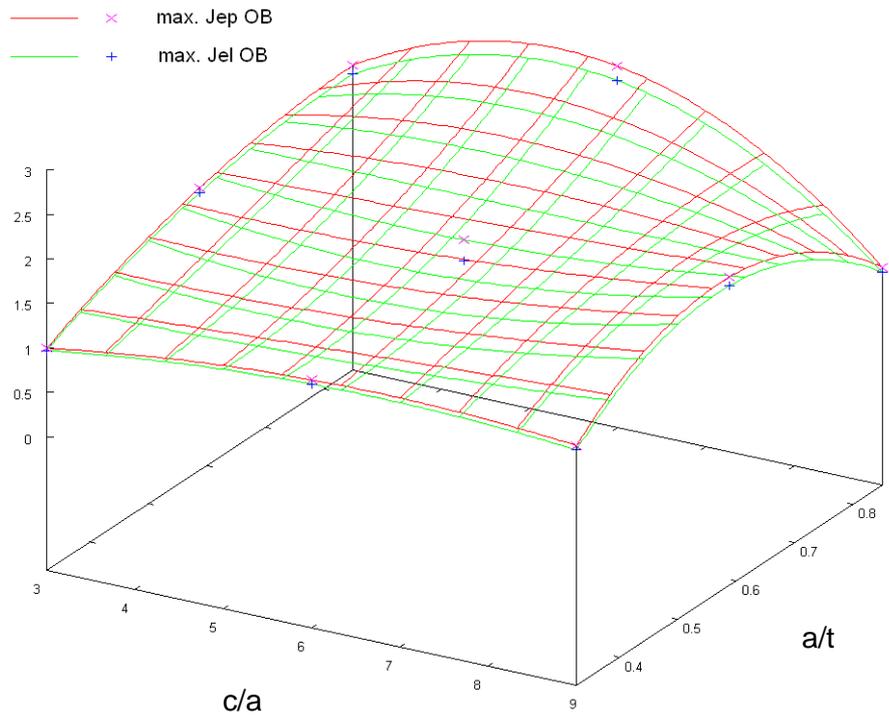


Bild 5-33: Interpolationsfläche der J-Werte [N/mm] am OB

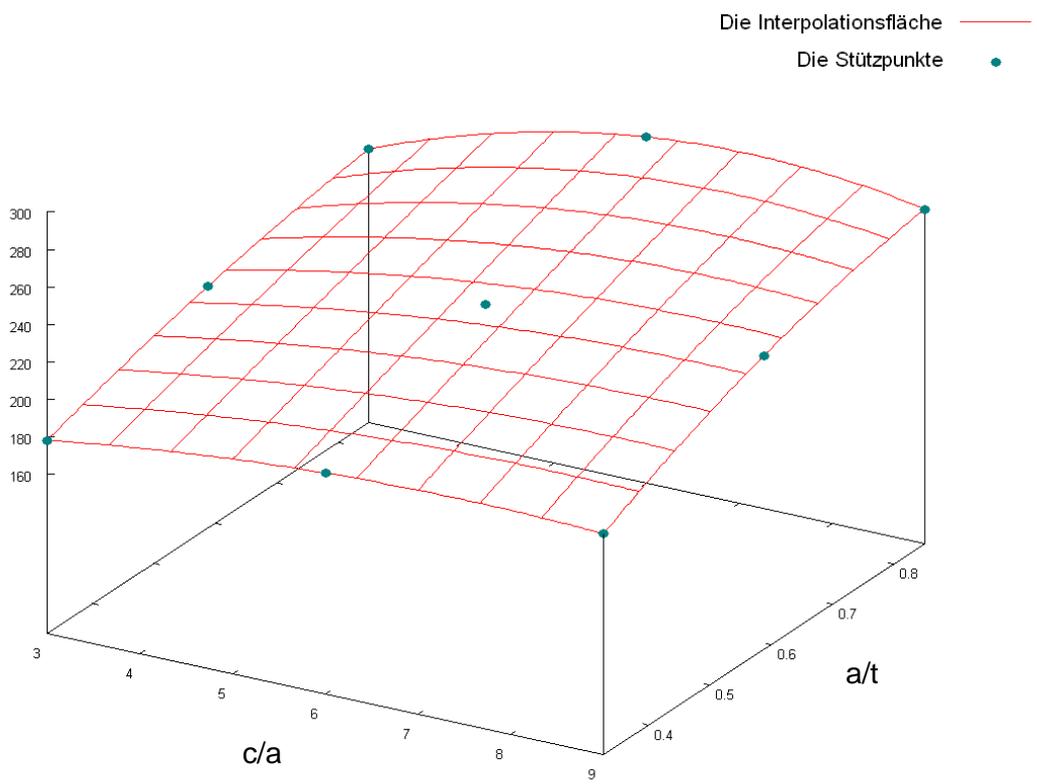


Bild 5-34: Interpolationsfläche der effektiven Spannung [MPa] am Rand

5.5 Probabilistische Analyse

5.5.1 Eingabedatei

Die Strukturzuverlässigkeit des Speisewasserstutzens mit Riss unter zyklischer, thermo-mechanischer Belastung wurde mit PROST berechnet. Dabei wurden sowohl das Monte-Carlo Verfahren als auch das Schichtungsverfahren eingesetzt, wobei FE-Ergebnisse verwendet wurden. Die Eingabedaten für die verteilten Parameter wurden aus verschiedenen Quellen zusammengestellt, Tabelle 5-7 gibt die wesentlichen Werte wieder.

Die Material- und Geometrieparameter werden im Hinblick auf die Fertigungstoleranzen als Normalverteilung behandelt. Die Risswachstumskonstante ist wie in Kapitel 4 erwähnt ein lognormalverteilter Parameter (siehe Bild 5-35), wobei der m-Parameter konstant 4,00 bleibt. Für das c/a-Verhältnis wird eine Exponentialverteilung angenommen. Für die Bruchzähigkeit $K_{I,II}$ des Reaktorstahls 22NiMoCr37 in der Hochlage wird eine Normalverteilung mit Mittelwert von $208\text{MPa}\cdot\text{m}^{0,5}$ angenommen [80].

Die probabilistische Analyse wird für zwei feste Risstiefen (5mm bzw. 8mm) durchgeführt. Als Belastung werden in Anlehnung an betriebliche Messungen 160 Zyklen pro Jahr mit Innendruck 6MPa und Temperaturschichtung mit $\Delta T=250^\circ\text{C}$ unterstellt.

Größe	Verteilungstyp	Mittelwert	Standardabweichung	Minimalwert	Maximalwert
Risstiefe a [mm]	-	-	5		
c/a-Verhältnis [-]	Exponentiell	6,00		3,00	9,00
E-Modul [GPa]	Normal	190	3	175	205
Streckgrenze [MPa]	Normal	450,00	22,5	382,5	517,5
Fließspannung [MPa]	Normal	525	26,25	446,25	603,75
Zugfestigkeit [MPa]	Normal	600	30	510	690
Bruchzähigkeit [MPa·m ^{1/2}]	Normal	208	24,5	134,5	281,5
Risswachstumskonstante C [mm/(Zyklus *(MPa·m ^{1/2}) ^m)]	Lognormal	Siehe Bild 5-35		7,88e-11	3,21e-8
m-Parameter [-]	-	4,00			
Wanddicke t [mm]	Normal	15,3	0,2	14,7	15,9
Belastungsfrequenz [Zyklen/Jahr]	-	160			

Tabelle 5-7: Eingabedaten verteilter Parameter für die probabilistische Analyse des Speisewasserstutzens

Log-Normalverteilung

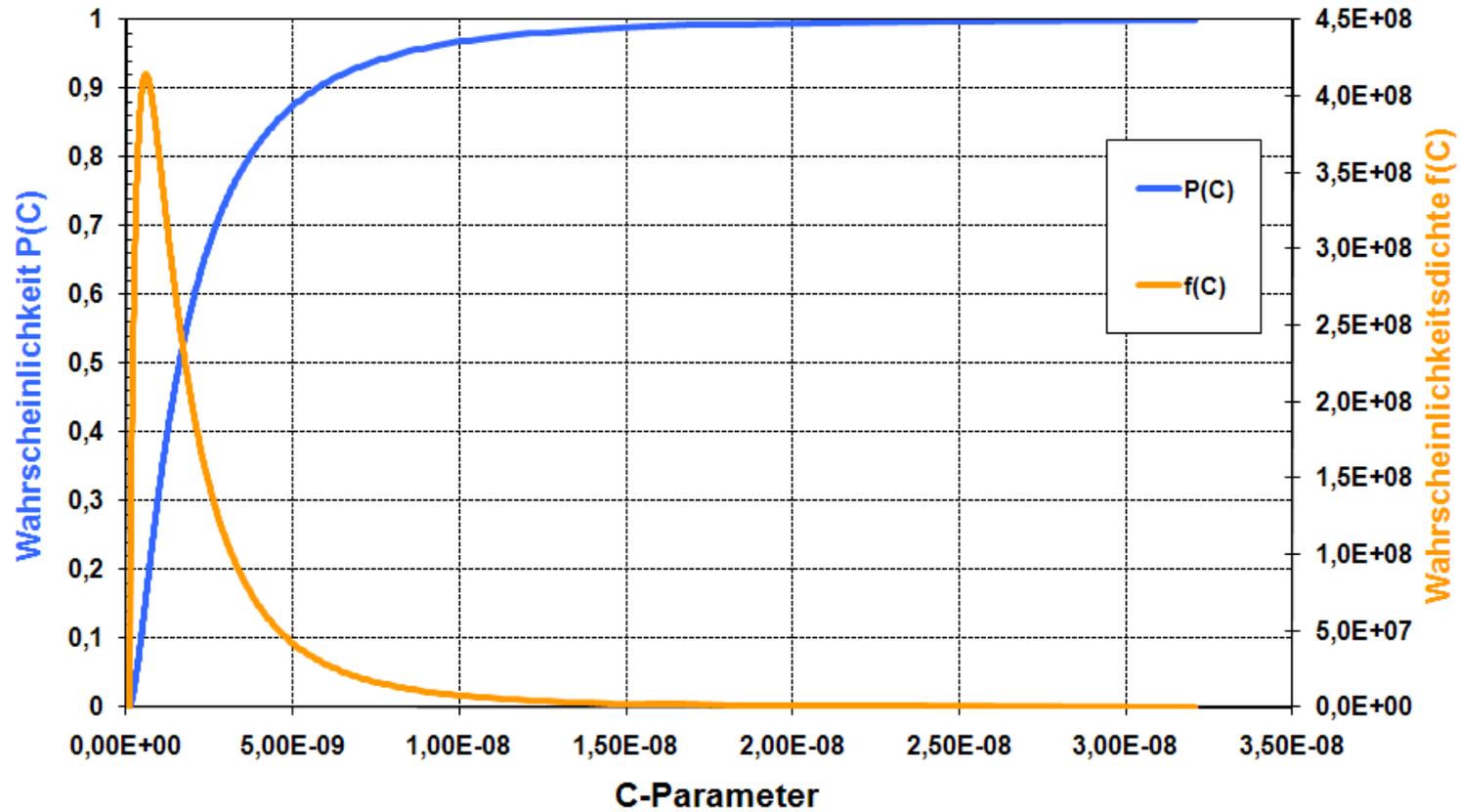


Bild 5-35: Verteilung der Risswachstumskonstante C

5.5.2 Probabilistische Berechnungsergebnisse

Die Leckwahrscheinlichkeit eines unterstellten Risses im Speisewasserstutzen mit einer Anfangstiefe von 5 mm wurde mit MC und Schichtungsverfahren ermittelt. Bild 5-36 zeigt den Verlauf als Funktion der Betriebszeit. Beim SV wurden als Integrationsparameter die Risswachstumskonstante C und das Verhältnis c/a ausgewählt, wobei der Integrationsbereich jeweils in 20 Intervalle eingeteilt wurde. Die anderen Parameter wurden in dieser Rechnung auf ihren jeweiligen Mittelwert gesetzt.

Dadurch ergeben sich bei SV $20 \times 20 = 400$ Kombinationen. Die SV-Parameterkombinationen, die innerhalb von fünfzig Jahren zum Leck führen, sind in Tabelle 5-8 zusammen dargestellt.

Komb.-Nr.	c/a	Prob. (c/a)	C	Prob. (C)	Leckwahrsch.	Zeit [Jahr]
320	7,65	3,64E-02	3,13E-08	2,45E-04	8,93E-06	48,43
339	7,95	3,47E-02	2,97E-08	3,01E-04	1,04E-05	48,07
340	7,95	3,47E-02	3,13E-08	2,45E-04	8,49E-06	45,61
358	8,25	3,30E-02	2,81E-08	3,74E-04	1,23E-05	47,85
359	8,25	3,30E-02	2,97E-08	3,01E-04	9,94E-06	45,27
360	8,25	3,30E-02	3,13E-08	2,45E-04	8,08E-06	42,96
377	8,55	3,14E-02	2,65E-08	4,68E-04	1,47E-05	47,80
378	8,55	3,14E-02	2,81E-08	3,74E-04	1,17E-05	45,08
379	8,55	3,14E-02	2,97E-08	3,01E-04	9,46E-06	42,64
380	8,55	3,14E-02	3,13E-08	2,45E-04	7,69E-06	40,46
396	8,85	2,98E-02	2,49E-08	5,93E-04	1,77E-05	47,94
397	8,85	2,98E-02	2,65E-08	4,68E-04	1,40E-05	45,04
398	8,85	2,98E-02	2,81E-08	3,74E-04	1,12E-05	42,48
399	8,85	2,98E-02	2,97E-08	3,01E-04	8,99E-06	40,19
400	8,85	2,98E-02	3,13E-08	2,45E-04	7,31E-06	38,13

Tabelle 5-8: Parameterkombinationen, die innerhalb von 50 Jahren zum Leck führen für unterstellten 5 mm tiefen Riss (SV)

Die SV-Ergebnisse zeigen, dass Lecks nur bei großen C-Werten, die nach der entsprechenden Lognormalverteilung eine sehr geringe Wahrscheinlichkeit haben, auftreten. Das erste Leck tritt in SV erst nach 38 Jahren Betriebszeit auf. Durch einen Weibull Fit sind auch qualitative Aussagen für frühere Zeiten möglich. Der Vergleich zwischen SV- und MC-Ergebnissen im Zeitbereich 35-50 Jahre zeigt eine gute Übereinstimmung.

In der Monte-Carlo-Simulation mit fünfzig Millionen Versuchen werden innerhalb von 50 Jahren 9193 Lecks gefunden. Die Leckwahrscheinlichkeit beträgt $1.84E-4$. Wird der Vertrauensgrad 95% angenommen, so ist das Vertrauensintervall $[1,80E-4, 1,88E-4]$.

Im Bild 5-37 ist zum Vergleich das Ergebnis einer Analyse mit dem Schichtungsverfahren für einen 8mm Riss gegenübergestellt. Nach 20 Jahren ist die Leckwahrscheinlichkeit für den 5mm tiefen Riss etwa $1,5E-9$. Der entsprechende Wert für den 8mm Riss ist mit $3,9E-4$ um den Faktor $2,6E5$ größer. Nach 50 Jahren Betriebszeit ist die Leckwahrscheinlichkeit für den 5mm tiefen Riss um fast 5 Zehnerpotenzen größer und der Erhöhungsfaktor für den 8mm tiefen Riss beträgt etwa $1E2$. Insgesamt zeigen die Analysen, dass mit der probabilistischen Analysemethodik quantitative Aussagen zur Strukturzuverlässigkeit insbesondere zur Leckwahrscheinlichkeit im Bereich sehr kleiner Werte ($<1E-8$) bis zu großen Werte ($>1E-2$) möglich sind.

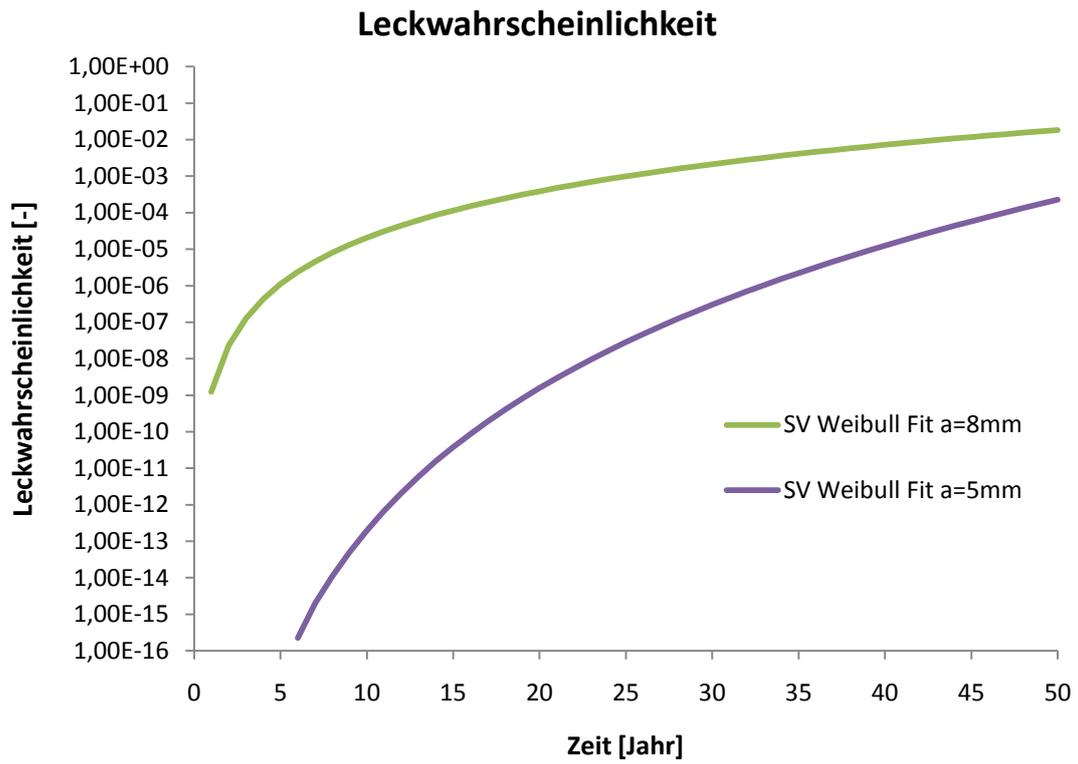


Bild 5-37: Leckwahrscheinlichkeiten als Funktion der Betriebszeit für einen 5 mm und einen 8 mm tiefen Riss (SV)

6 Zusammenfassung und Ausblick

Ausgehend von dem Prototyp des von der GRS entwickelten Rechenprogramms PROST zur quantitativen Einschätzung der Strukturzuverlässigkeit von Rohrleitungskomponenten wurde im Rahmen der Dissertation der Anwendungsbereich des Programms auf komplexe Geometrien bezüglich Belastungen und Randbedingungen erweitert. Dabei wurden zusätzliche Programmmodule entwickelt, mit denen Ergebnisse aus FE-Berechnungen einbezogen werden können. Die erweiterte Analysemethodik wurde im Rahmen von Berechnungen zu zwei verschiedenen Rohrleitungskomponenten erprobt.

Als erstes Berechnungsbeispiel wurde die Leckwahrscheinlichkeit einer geraden Rohrleitung mit Riss in einer Umfangsschweißnaht berechnet, wobei Unsicherheiten in Geometrie- und Materialdaten in Form von Verteilungsfunktionen berücksichtigt wurden. In diesem Beispiel wird die Genauigkeit einer vereinfachten Methodik zur Berechnung der Rissbeanspruchung mit der Methodik im Rahmen einer FE-Analyse, die als „best estimate“ angesehen werden kann, untersucht. Dabei werden Eigenspannungen berücksichtigt und für das Rissbewertungskonzept (FAD) Korrekturen vorgeschlagen. Das Ermüdungsrisswachstum wurde mit dem modifizierten Paris-Gesetz abgeschätzt und die Leckwahrscheinlichkeit als Funktion der Betriebszeit bestimmt. Nach 40 Jahren liegt die Leckwahrscheinlichkeit bei etwa $1,3E-6$, wobei das 95%-Vertrauensintervall im Bereich $[1,1E-6, 1,6E-6]$ liegt.

Das zweite Berechnungsbeispiel war ein rissbehafteter Speisewasserstutzen an einem Dampferzeuger unter thermomechanischen zyklischen Belastungen. Die Rissbeanspruchungen wurden mit der FE-Methode berechnet und das mixed-mode Ermüdungsrisswachstum wurde berücksichtigt. Die J-Integralvektor Theorie [61] [88] wurde mit FE-Methode für die untersuchte komplexe Struktur überprüft und für die Abschätzung der Risswachstumsrate sowie Bestimmung der Leckwahrscheinlichkeit verwendet. Die mit dem Schichtungsverfahren berechneten Leckwahrscheinlichkeiten nach 50 Jahren

Betrieb betragen für einen unterstellten 5 mm bzw. 8 mm tiefen Anfangsriss etwa $2,3E-4$ bzw. $1,8E-2$.

Insgesamt zeigen die Untersuchungen, dass mit der entwickelten probabilistischen Analysemethodik eine quantitative Bestimmung von Leckwahrscheinlichkeiten für riss-behaftete komplexe Strukturgeometrien unter thermomechanischen Belastungen möglich ist.

Die Leckgröße eines durch die Wand gewachsenen Risses dominiert die Ausströmungsrate und soll im Rahmen zukünftiger Arbeiten quantifiziert werden. Der Einfluss von Schweißeigenstressungen in komplexen Rohrleitungsgeometrien wurde im Rahmen der hier dokumentierten Untersuchungen nicht berücksichtigt, kann allerdings mit numerischen Verfahren analysiert werden. Die Schnittstelle zwischen den probabilistischen bruchmechanischen Methoden und den Methoden der probabilistischen Sicherheitsanalysen (PSA) ist Gegenstand zukünftiger Untersuchungen.

Teilergebnisse der hier beschriebenen Arbeiten wurden im Rahmen der internationalen Konferenz 18th European Conference on Fracture (ECF 18) zur Diskussion gestellt und publiziert [90]. Weiterhin sind die Arbeitsergebnisse im Abschlussbericht des Vorhabens RS1163 der Reaktorsicherheitsforschung [91] und den GRS-Jahresbericht 2008 [92] eingeflossen.

7 Literaturverzeichnis

- [1] B. Klein, *Leichtbau-Konstruktion*, Vieweg, Wiesbaden, 2009.
- [2] T.L. Anderson, *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*, Boca Raton: CRC Press, 2005.
- [3] W. Blum, "Wenn die Materie schlappmacht, schlägt die Stunde des Rissforschers Ermüdendes Gezerre," DIE ZEIT, 02.04.1993.
- [4] Cavendish Laboratory, "PHYSICS AT WORK," 2003.
- [5] Wikipedia, "ICE-Unglück von Eschede," *wikipedia*.
- [6] A.T. Zehnder, *Lecture Notes on Fracture Mechanics*, Cornell University, New York, 2008.
- [7] A. Cowan and R.W. Nichols, "The Brittle Fracture Problem," Applied Science Publishers LTD, London, 1971.
- [8] D. Gross, *Bruchmechanik*, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 1996.
- [9] D.P. Miannay, *Fracture Mechanics*, Springer-Verlag, New York, 1998.
- [10] V.E. Saouma, *Lecture Notes in: Fracture Mechanics (Draft)*, Dept. of Civil Environmental and Architectural Engineering, University of Colorado: 2004.
- [11] G. Augusti, A. Baratta, and F. Casciati, *Probabilistic Methods in Structural Engineering*, Chapman and Hall Ltd., London (UK), 1984.
- [12] H. Grebner, T. Schimpfke, J. Peschke, and J. Sievers, "Weiterentwicklung einer Analyse methodik zur Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit von passiven Komponenten, GRS-A-3236," Köln, 2004.
- [13] *Methoden und Daten zur probabilistischen Sicherheitsanalyse für Kernkraftwerke*, Bundesamt für Strahlenschutz, Saltzgitter, 2005.
- [14] C. Sundararajan, *Probabilistic Structural Mechanics Handbook - Theory and Industrial Applications*, Chapman and Hall, New York, 1995.
- [15] A.A. Griffith, "The phenomena of rupture and flow in solids," *Philosophical Transactions of the Royal Society*, 1929, pp. 163-198.
- [16] G.R. Irwin, "Fracture dynamics," *Fracturing of Metals*, 1948, pp. 147-166.

- [17] H. Westergaard, "Bearing Pressures and Cracks," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 6, 1939, pp. A49-A53.
- [18] G.R. Irwin, "Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 24, 1957, pp. 361-364.
- [19] I.N. Sneddon, "The Distribution of Stress in the Neighbourhood of a Crack in an Elastic Solid," *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, Vol. 187, 1946, pp. 229-260.
- [20] M.L. Williams, "On the stress distribution at the base of a stationary crack," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 24, 1957, pp. 109-114.
- [21] J. Rice, "A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks," *Journal of applied mechanics*, Vol. 35, 1968, pp. 379-386.
- [22] B. Budiansky and J.R. Rice, "Conservation laws and energy-release rates," *Journal of Applied Mechanics*, 1973, pp. 201-203
- [23] J. Hutchinson, "Singular behaviour at the end of a tensile crack in a hardening material," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, 1968, pp. 13-31.
- [24] J.R. Rice and G.F. Rosengren, "Plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, 1968, pp. 1-12.
- [25] K. Bathe, *Finite element procedures*, Prentice Hall, Upper Saddle River, New Jersey, 1996.
- [26] K. Bathe, *Finite Element Procedures in engineering analysis*, Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, New Jersey, 1982.
- [27] O.C. Zienkiewicz and R.L. Taylor, *The finite element method Volume 2: solid and structural mechanics*, Butterworth-Heinemann, Oxford, 2000.
- [28] D.M. Parks, "The virtual crack extension method for nonlinear material behavior," *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 12, 1977, pp. 353-364.
- [29] D.M. Parks, "Virtual crack extension- A general finite element technique for J-integral evaluation," *Numerical methods in fracture mechanics*, Swansea: 1978, pp. 464-478.

- [30] T.K. Hellen, "On the method of virtual crack extensions," *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 9, 1975, pp. 187-207.
- [31] H.G. deLorenzi, "On the energy release rate and the J-integral for 3-D crack configurations," *International Journal of Fracture*, Vol. 19, 1982, pp. 183-193.
- [32] H. deLorenzi, "Energy release rate calculations by the finite element method," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 21, 1985, pp. 129-143.
- [33] ADINA R&D, Inc., "ADINA Theory and Modeling Guide, Volume I: ADINA Solids & Structures", ADINA Software Handbuch, Watertown, 2006.
- [34] J. Knowles and E. Sternberg, "On a class of conservation laws in linearized and finite elastostatics," *Archive for Rational Mechanics and Analysis*, Vol. 44, 1972, pp. 187-211.
- [35] A. Golebiewska Herrmann and G. Herrmann, "On Energy-Release Rates for a Plane Crack," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 48, 1981, p. 525.
- [36] Y. Chen, "On the path dependence of the J-integral in notch problems," *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 41, 2004, pp. 607-618.
- [37] H. Yuan and W. Brocks, "On the J-integral concept for elastic-plastic crack extension," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 131, 1991, pp. 157-173.
- [38] W. Brocks and I. Scheider, "Numerical Aspects of the Path-Dependence of the J-Integral in Incremental Plasticity (Technical Note GKSS/WMS/01/08 internal report)," *October*, 2001, pp. 1-33.
- [39] T.K. Hellen and W.S. Blackburn, "The calculation of stress intensity factors for combined tensile and shear loading," *International Journal of Fracture*, Vol. 11, 1975, pp. 605-617.
- [40] M. Kikuchi, H. Miyamoto, and Y. Sakaguchi, "Evaluation of three-dimensional J-integral of semi-elliptical surface crack in pressure vessel," *Trans.5th Int. Conf. Structural Mechanics in Reactor Technology (5th SMiRT)*, 1979, paper G7/2.
- [41] M. Amestoy, H. Bui, and R. Labbens, "On the definition of local path independent integrals in three-dimensional crack problems," *Mechanics Research Communications*, Vol. 8, 1981, pp. 231-236.
- [42] A. Bakker, "The three-dimensional J-Integral," *Delft University of Technology (The Netherlands)*, Vol. Report WTHD 167, 1984.
- [43] G.R. Irwin, "Plastic zone near a crack and fracture toughness," in *Proceedings of the 7th Sagamore Army Materials Research Conference*, Vol. IV, 1960, p. 63.

- [44] D. Dugdale, "Yielding of steel sheets containing slits," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 8, 1960, pp. 100-104.
- [45] G.I. Barenblatt, "The Mathematical Theory of Equilibrium Cracks in Brittle Fracture", *Advances in Applied Mechanics*, Vol. 7, 1962, pp. 55-129.
- [46] R. Ainsworth, "The assessment of defects in structures of strain hardening material," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 19, 1984, pp. 633-642.
- [47] R.P. Harrison, K. Loosemore, and I. Milne, *Assessment of the integrity of structures containing defects*, London (UK): 1978.
- [48] J. Bloom, "Prediction of ductile tearing of compact fracture specimens using the R-6 failure assessment diagram," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 8, 1980, pp. 215-231.
- [49] C. Shih, "An engineering approach for examining crack growth and stability in flawed structures," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 9, 1981, pp. 159-196.
- [50] A. Zahoor, *Ductile fracture handbook*, Electric Power Research Institute (EPRI), Palo Alto, California, 1989.
- [51] P. Paris and F. Erdogan, "A critical analysis of crack propagation laws," *Journal of Basic Engineering*, Vol. 85, 1963, pp. 528-534.
- [52] W.H. Bamford, "Fatigue Crack Growth of Stainless Steel Piping in a Pressurized Water Reactor Environment," *Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 101, 1979.
- [53] L.A. James and R.L. Knecht, "Fatigue-crack propagation behavior of type 304 stainless steel in a liquid sodium environment," *Metallurgical Transactions A*, Vol. 6, 1975, pp. 109-116.
- [54] L.A. James, "Some Questions Regarding the Interaction of Creep and Fatigue," *Annual meeting of ASME, Houston, Texas, USA*, 1975.
- [55] M. Klesnil and P. Lukas, "Influence of strength and stress history on growth and stabilisation of fatigue cracks," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 4, 1972, pp. 77-92.
- [56] R.G. Foreman, V.E. Keary, and R.M. Engle, "Numerical Analysis of Crack Propagation in Cyclic-Loaded Structures," *Journal of Basic Engineering*, Vol. 89, 1967, pp. 459-464.

- [57] R.J. Donahue, H.M. Clark, P. Atanmo, R. Kumble, and A.J. McEvily, "Crack opening displacement and the rate of fatigue crack growth," *International Journal of Fracture Mechanics*, Vol. 8, 1972, pp. 209-219.
- [58] R.G. Forman and S.R. Mettu, "Behavior of surface and corner cracks subjected to tensile and bending loads in Ti-6Al-4V alloy," NASA Technical Memorandum 102165, National Aeronautics and Space Administration, Lyndon B. Johnson Space Center, Houston, 1990.
- [59] J.D. Landes and J.A. Begley, *Mechanics of Crack Growth*, 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959: ASTM International, 1976.
- [60] M. Kuna, *Anwendung numerischer Methoden in der Bruchmechanik, Weiterbildungsseminar DVM-Arbeitskreis Bruchvorgänge*, Dresden, 2007.
- [61] L. Ma and A.M. Korsunsky, "On The Use Of Vector J-Integral In Crack Growth Criteria For Brittle Solids," *International Journal of Fracture*, Vol. 133, 2005, pp. L39-L46.
- [62] F. Erdogan and G.C. Sih, "On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear," *Journal of Basic Engineering*, 1963, pp. 519-527.
- [63] M. Busch, M. Petersilge, and I. Varfolomeyev, "KI Faktoren und Polynomiale Einflussfunktionen für axiale und Umfangsoberflaechenrisse in Zylindern," IWM-Bericht T18/94, Halle, 1994.
- [64] I. Milne, R.A. Ainsworth, A.R. Dowling, and S. A.T., "Assessment of the integrity of structures containing defects (R6 Revision 3)," Central Electricity Generating Board (CEGB), 1986.
- [65] R. Ainsworth and D. Hooton, "R6 and R5 procedures: The way forward," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 85, 2008, pp. 175-182.
- [66] U. Zerbst, C. Wiesner, M. Kocak and L. Hodulak, "SINTAP: Entwurf einer vereinheitlichten europärischen Fehlerbewertungsprozedur - eine Einführung," GKSS 99/E/65, Geesthacht, 1999.
- [67] J.F. Kiefner, "Failure Stress Levels of Flaws in Pressurized Cylinders," *Proceedings of the Sixth National Symposium on Fracture Mechanics*, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1973, pp. 461-481.
- [68] B. Krzykacz, "SAMOS, A Computer Program for the Derivation of Empirical Sensitivity Measures of Results from Large Computer Models (GRS-A-1700)," Köln, 1990.

- [69] H. Tada, P.C. Paris, and G.R. Irwin, *The Stress Analysis of Cracks Handbook / 3rd edition*, American Society of Mechanical Engineers, New York, 2000.
- [70] T. Schimpfke, "Review and benchmarking of SRMs and associated software, Fatigue benchmark study, NURBIM Report D4/Appendix B," 2004.
- [71] V. Vainshtok and I. Varfolomeyev, "Stress intensity factor equations for part-elliptical cracks and their verification," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 34, 1989, pp. 125-136.
- [72] A. Bruckner and D. Munz, "A statistical model of crack formation in welds," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 19, 1984, pp. 287-294.
- [73] W. Marshall, "An Assessment of the Integrity of PWR Pressure Vessels," Report by a Study Group Chaired by W. Marshall, London, 1976.
- [74] S.J. Hudak, JR., R.C. McClung, M.L. Bartlett, J.H. Fitzgerald, and D.A. Russell, "A Comparison of Single-Cycle vs. Multiple-Cycle Proof Testing Strategies," *Contractor Report*, Vol. 1990, 1990, p. 66.
- [75] D.O. Harris, D.D. Dedhia, and S.C. Lu, *Theoretical and User's Manual for pc-PRAISE*, NUREG/CR-5864, Livermore, 1992.
- [76] D.O. Harris, E.Y. Lim, and D.D. Dedhia, "Probability of Pipe Fracture in the Primary Coolant Loop of a PWR Plant," NUREG/CR-2189, Livermore, 1981.
- [77] ADINA R&D, Inc., "ADINA User Interface, Version 8.4, 2007 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 Software Handbuch, Watertown, 2007.
- [78] J. Sievers, S. Beliczey, and A. Höfler, "Strukturmechanische Analyse zu Belastungen bei der Bespeisung eines trockengefallenen Dampferzeugers (GRS-A-1957)," Köln, 1992.
- [79] B.R. Bass and J.W. Bryson, "Applications of Energy Release Rate Techniques to Part-Through Cracks in Plates and Cylinders, Volume 1: ORMGEN-3D - Finite-Element Mesh Generator for 3-dimensional Crack Geometries," NUREG/CR-2997, 1982.
- [80] E. Roos, X. Schuler, and U. Eisele, "Fracture Mechanics Safety Approaches," *30th MPA-Seminar in conjunction with the 9th German-Japanese Seminar*, Stuttgart, 2004.
- [81] G.C. Sih, "Strain-energy-density factor applied to mixed mode crack problems," *International Journal of Fracture*, Vol. 10, 1974, pp. 305-321.

- [82] G.C. Sih, *Mechanics of fracture initiation and propagation: surface and volume energy density applied as failure criterion*, Kluwer, Dordrecht, 1991.
- [83] P. Theocaris, "The mises elastic-plastic boundary as the core region in fracture criteria," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 16, 1982, pp. 425-432.
- [84] C. Li, "Vector CTD criterion applied to mixed mode fatigue crack growth," *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 12, 1989, pp. 59-65.
- [85] A. Chambers, T. Hyde, and J. Webster, "Mixed mode fatigue crack growth at 550°C under plane stress conditions in Jethete M152," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 39, 1991, pp. 603-619.
- [86] K. Tanaka, "Fatigue crack propagation from a crack inclined to the cyclic tensile axis," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 6, 1974, pp. 493-507.
- [87] X. Yan, S. Du, and Z. Zhang, "Mixed-mode fatigue crack growth prediction in biaxially stretched sheets," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 43, 1992, pp. 471-475.
- [88] L. Ma and A.M. Korsunsky, "Vector J-integral analysis of crack initiation at the edge of complete sliding contact," *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, Vol. 462, 2006, pp. 1805-1820.
- [89] J. Dufresne, "Probabilistic Study of the Fracture of PWR Vessels," *Framatome Report EE/T DC0052*, Paris, 1985.
- [90] Y. Wang, J. Sievers, "Probabilistic Analysis of 3D mixed mode fatigue crack propagation in a feed water nozzle under cyclic thermal loading," *18th European Conference on Fracture*, 2010, paper 216.
- [91] H. Grebner, Y. Wang, T. Schimpfke und J. Sievers, "Weiterentwicklung der Strukturmechanischen Analysemethodik zur Bestimmung der Strukturzuverlässigkeit passiver Komponenten, Phase II (RS 1163)," Köln, 2010.
- [92] Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, *Jahresbericht 2008/2009*, ISSN 0944-0577, Köln, 2010.

Lebenslauf

Name: Yan Wang
Geburtstag: 02.11.1978
Geburtsort: Jinan, China
Familienstand: verheiratet

Schulbildung:

1985-1991 6 Jahre Grundschule in Jinan
1991-1994 die Unterstufe der Mittelschule in Jinan
1994-1997 die Oberstufe der Mittelschule in Jinan
Juli, 1997 die chinesische staatliche Hochschulaufnahmeprüfung

Studium:

1997-1999 Beginn eines Maschinenbaustudiums an der TU Harbin (Harbin Institute of Technology)
1999-2000 Besuch des deutschen Sprachkurses im Goethe-Institut in Beijing (Peking)
2001-2006 Maschinenbaustudium an der TU München mit Abschluss Diplom

Berufstätigkeit:

2001-2002 Werkstudent in der Aeromaritime Systembau GmbH, München
2003-2004 Werkstudent in der Advantest® Europe, München
2006-2009 Zeitlich befristeter Arbeitsvertrag als wissenschaftlicher Mitarbeiter der GRS
seit 2009 Unbefristeter Vertrag als wissenschaftlicher Mitarbeiter der GRS

Schwerte, April 2010