

BAM

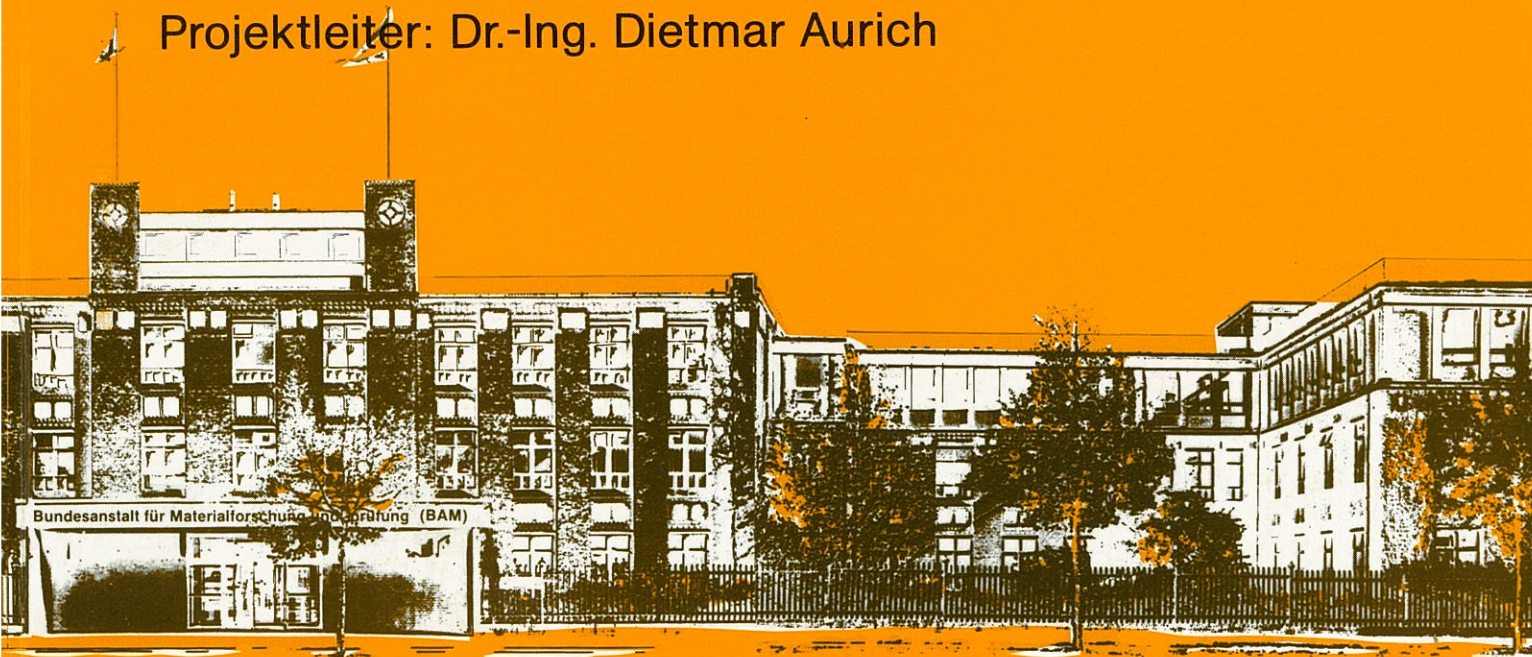
Bundesanstalt
für Materialforschung
und -prüfung, Berlin

Forschungsbericht 174

Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte

Einfluß des Spannungszustandes auf den Rißwiderstand bei Proben und Bauteilen, Behälterversuche, Rißwachstumsimulation, Übertragbarkeit Probe-Bauteil, Abschätzung von Rißwiderstandskurven aufgrund der Kerbschlagarbeit-Hochlage, Parametereinflüsse auf die Initiierungstemperatur

Projektleiter: Dr.-Ing. Dietmar Aurich



Berlin 1990

Aufgaben der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM)

Die Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung ist als Bundesoberbehörde im Geschäftsbereich des Bundesministers für Wirtschaft das technisch-wissenschaftliche Staatsinstitut der Bundesrepublik Deutschland für Werkstoffwissenschaften, Materialprüfung und Chemische Sicherheitstechnik. Dieser Komplex stellt in allen Industrieländern einen technologischen Schlüsselbereich dar, da Materialien als Konstruktions- und Funktionswerkstoffe die Grundlage der gesamten Technik bilden. Die Materialforschung, die zuverlässige, normgerechte und neutrale Prüfung sowie die sicherheitstechnische Beurteilung von Werkstoffen, Bauteilen und Konstruktionen sind wesentliche Voraussetzungen für eine leistungs- und wettbewerbsfähige Wirtschaft im Hinblick auf die Anforderungen an Qualität und Zuverlässigkeit technischer Produkte, Umweltschutzanforderungen und die Notwendigkeit der sparsamen Verwendung von Rohstoffen und Energie.

Die Ursprünge der BAM reichen bis in das Jahr 1870 zurück, in dem durch Erlaß des damaligen Preußischen Ministeriums für Handel, Gewerbe und öffentliche Arbeiten die Gründung einer Mechanisch-Technischen Versuchsanstalt bei der Gewerbeakademie beschlossen wurde. 1895 erfolgte die Angliederung der im Jahre 1875 eingerichteten Prüfungsstation für Baumaterialien als neue Abteilung der Versuchsanstalt. Im Jahre 1904 kam es darüber hinaus zur Zusammenlegung mit der 1877 errichteten Chemisch-Technischen Versuchsanstalt zum Königlichen Materialprüfungsamt. Dessen erster Direktor, Adolf Martens (1850—1914), trat u. a. als Entdecker des nach ihm benannten Martensit-Gefüges von Stahl und als Mitbegründer sowie Vorsitzender (1896—1913) des „Deutschen Verbandes für die Materialprüfungen der Technik“ hervor. Das Königliche Materialprüfungsamt, das im Jahre 1907 eine selbständige Behörde geworden war, wurde nach dem Ersten Weltkrieg dem Preußischen Ministerium für Wissenschaft, Kunst und Volksbildung unterstellt. Es bestand als Staatliches Materialprüfungsamt (MPA) — bei ständiger Erweiterung seiner Aufgabenbereiche und Angliederung anderer Institutionen, wie z. B. der Reichs-Röntgenstelle — bis 1945.

Nach dem Zweiten Weltkrieg wurde dem MPA die im Jahre 1889 errichtete Chemisch-Technische Reichsanstalt (CTR) angeschlossen. Diese vereinigten Institutionen erhielten im Jahre 1954 den Status einer Bundesanstalt im Geschäftsbereich des Bundesministers für Wirtschaft, die seit 1956 den Namen „Bundesanstalt für Materialprüfung (BAM)“ trägt und ab 1. 1. 1987 „Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM)“ heißt.

Die Aufgaben der BAM wurden durch einen Erlaß des Bundesministers für Wirtschaft vom 1. September 1964 letztmalig festgelegt. Danach hat die Bundesanstalt die Aufgabe, Werkstoff- und Materialforschung entsprechend ihrer Zweckbestimmung zu betreiben und die Materialprüfung sowie die Chemische Sicherheitstechnik stetig weiter zu entwickeln. Die Ergebnisse ihrer und fremder wissenschaftlicher Arbeiten hat die Bundesanstalt zu sammeln, zu ordnen und der Allgemeinheit zugänglich und nutzbar zu machen. Für das Land Berlin hat die Bundesanstalt die Aufgaben eines staatlichen Materialprüfungsamtes. Auf Antrag steht die BAM Industriefirmen, Wirtschaftsverbänden, Verbrauchereinrichtungen sowie privaten Antragstellern zur Verfügung. Außerdem berät sie Bundesministerien und unterstützt Verwaltungsbehörden sowie Gerichte. Mit Institutionen ähnlicher Zielsetzung des In- und Auslandes, insbesondere den nationalen Schwesterinstituten, arbeitet die BAM eng zusammen. Daneben ist sie in die technische Zusammenarbeit mit verschiedenen Entwicklungsländern eingebunden. Die Mitarbeiter der Bundesanstalt wirken in zahlrei-

chen Fachgremien, gesetzgebenden Körperschaften und normensetzenden Institutionen an der Aufstellung von technischen Regeln und Sicherheitsbestimmungen mit und vertreten die Bundesrepublik Deutschland in internationalen und supranationalen Einrichtungen.

Aufgrund des Gesetzes über explosionsgefährliche Stoffe, des Gesetzes über die internationale Beförderung gefährlicher Güter auf der Straße, des Waffengesetzes sowie einer Reihe weiterer gesetzlicher Regelungen und Verordnungen hat die Bundesanstalt den Status einer Bundesoberbehörde. Damit erhalten die in diesem Zusammenhang erteilten Zulassungen, Richtlinien und Auflagen bundesweit gesetzlichen Charakter. Im Rahmen der genannten Gesetze obliegen der BAM u. a. die Prüfung von Stoffen und Konstruktionen für die Zulassung explosionsgefährlicher Stoffe und Sprengzubehör, die Zulassung der Bauart von Verpackungen und die Genehmigung der Beförderung von gefährlichen Gütern ohne Schutzbehälter. Ferner läßt die Bundesanstalt Raketenmunition und Geschosse mit pyrotechnischer Wirkung im zivilen Bereich zu und prüft die Vielzahl weiterer Produkte und Gegenstände im öffentlichen Interesse.

Mit nahezu 1.200 Mitarbeitern, darunter etwa 300 Wissenschaftlern unterschiedlicher naturwissenschaftlicher und technischer Fachrichtungen, befaßt sich die BAM in mehr als 100 Laboratorien damit, die chemischen, physikalischen und technologischen Eigenschaften von Werkstoffen zu bestimmen und Zusammenhänge zwischen Stoffkennwerten und Materialverhalten beim praktischen Einsatz aufzuklären. Dadurch werden Rohstoffe und Werte erhalten, Schäden vermindert und Unfälle verhütet. Das Arbeitsgebiet schließt alle technischen Materialien ein: Metalle, anorganische nichtmetallische Stoffe, insbesondere Baustoffe und keramische Werkstoffe, organische Stoffe wie Kautschuk, Kunststoffe, Textilien, Leder, Papier, Holz, aber auch Verbundwerkstoffe, technische Fluide und Gase sowie feste, flüssige und gasförmige explosionsfähige Stoffe. Für die Untersuchung von Materialien unter den verschiedensten Beanspruchungen, z. B. mechanischer, thermischer, tribologischer, chemischer, korrosiver oder biologischer Art, werden unterschiedlichste Meß-, Prüf- und Analysetechniken einschließlich zerstörungsfreier Prüfverfahren und Computertechniken eingesetzt. Durch Forschung und Entwicklung, Prüfung und Untersuchung sowie Beratung und Information dient die BAM dem Ziel, die Leistungsfähigkeit der Wirtschaft zu fördern, die technisch-wissenschaftlichen Erkenntnisse zu erweitern sowie die Lebensbedingungen zu sichern und zu verbessern.

Die Arbeitsergebnisse der BAM werden — soweit sie nicht vertraulicher Natur sind — in eigenen Publikationsreihen veröffentlicht:

- den „BAM - ZULASSUNGEN, die jährlich mit 4 Ausgaben erscheinen und in denen die amtlichen Zulassungen der BAM veröffentlicht werden;
- dem Jahresbericht, der die Arbeitsschwerpunkte und die wichtigsten Erträge des jeweils voraufgegangenen Jahres ausführlich dokumentiert;
- den Forschungsberichten, die in unregelmäßiger Folge die Resultate wichtiger BAM-Forschungsvorhaben präsentieren.

Für weitere Information steht gerne BAM — 7.1 „Information und Öffentlichkeitsarbeit“, Tel.: 030 / 8104 7100, zur Verfügung.

Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), Berlin

Forschungsbericht 174

Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte

Einfluß des Spannungszustandes auf den Rißwiderstand bei Proben und Bauteilen, Behälterversuche, Rißwachstumsimulation, Übertragbarkeit Probe-Bauteil, Abschätzung von Rißwiderstandskurven aufgrund der Kerbschlagarbeit-Hochlage, Parametereinflüsse auf die Initiierungstemperatur

Projektleiter: Dr.-Ing. Dietmar Aurich

160 Seiten, 199 Abbildungen, 19 Tabellen

Ausführende Stelle:
Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin
Abteilung 1 "Metalle und Metallkonstruktionen"

Die diesem Abschlußbericht zugrundeliegenden Arbeiten wurden mit Mitteln des BMFT unter dem Förderkennzeichen 1500 490 A gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt liegt jedoch allein bei den Autoren.

Der Abschlußbericht wurde erstellt von:
D. Aurich, W. Brocks, H. Krafa, H. Veith, K. Wobst

An der Erarbeitung der Ergebnisse waren beteiligt:
D. Aurich, S. Bartmann, W. Brocks, R. Grebenstein, K.-D. Hardtke,
D. Höhne, H. Krafa, G. Künecke, M. Metzner, W. Müller, H.-D. Noack,
K. Thiemich, K. Wobst

September 1989

Herausgegeben von der
Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM)
Unter den Eichen 87, 1000 Berlin 45
Telefon (030) 8104-1 Telex 183261 bamb d
Telefax (030) 8112029 Teletex 2627-308372=bamb

Copyright © 1990 by Wirtschaftsverlag NW
Verlag für neue Wissenschaft GmbH, Bremerhaven

Verlag und Vertrieb:
Wirtschaftsverlag NW
Verlag für neue Wissenschaft GmbH
Postfach 10 11 10, 2850 Bremerhaven 1
Telefon (0471) 46093-95

Zusammenfassung

Dem Vorhaben lag die Aufgabe zugrunde, Ergebnisse der Reaktorsicherheitsforschung auf dem Gebiet der Komponentensicherheit zu erfassen, zu bewerten und mit dem Ziel zu ergänzen, die Werkzeuge der Versagensanalyse von Komponenten im elastisch-plastischen Bereich zu verbessern. Besonderers intensiv wurde das Problem des Einflusses der Proben- bzw. Bauteilgeometrie auf die Steigung der Rißwiderstandskurve untersucht. In diesem Zusammenhang wurden sowohl Experimente als auch FEM-Analysen an Proben, Behältern unter Innendruck sowie an einem Rohr unter Vierpunktbiegung durchgeführt. Die FEM-Analysen umfaßten auch die Rißfortschrittssimulation. Aufgrund der erarbeiteten Ergebnisse zeichnet sich ab, daß die unterschiedlichen Steigungen von Rißwiderstandskurven mit dem Spannungszustand in der Umgebung der Rißspitze im Zusammenhang stehen. Dies gilt auch für die Rißwiderstandskurven in den verschiedenen Ausbreitungsrichtungen vor Oberflächenfehlern.

Der zwischen der Kerbschlagarbeit-Hochlage und der Rißwiderstandskurve von CT-Proben bestehende Zusammenhang wurde durch Untersuchungen an Vergütungsstählen erhärtet. Dabei hat sich bestätigt, daß der Hauptanteil der Kerbschlagarbeit durch das stabile Rißwachstum in der ISO-V-Probe verbraucht wird, das durch eine Rißwiderstandskurve beschrieben werden kann. Aufgrund der gewonnenen Erkenntnisse wurden Verfahren zur Abschätzung von Rißwiderstandskurven von CT-Proben mittels der Kerbschlagarbeit-Hochlage entwickelt und an zahlreichen Werkstoffen erfolgreich erprobt.

Eine Analyse der Parametereinflüsse auf die Initiierungstemperatur hat ergeben, daß der stärkste Einfluß auf die Initiierungstemperatur eines Werkstoffs von der Spaltbruchfestigkeit und der Streckgrenze bei Raumtemperatur ausgeht. Demgegenüber ist der Einfluß des Zähigkeitsniveaus des Werkstoffs gering.

Summary

The task of this project was to consider, to evaluate and to complete results of reactor safety research in the field of safety of components in order to improve the tools of failure analysis for assessment of components in the elastic-plastic regime. The influence of geometry of specimens and components on the slope of the crack resistance curve was investigated very intensively. In this context, experiments as well as FEM-analyses on specimens, pressure vessels and on a tube under 4-point-bending have been carried out. The FEM-analyses included crack growth simulation, too. On the basis of the obtained results it was concluded that the different slopes of the crack resistance curves are correlated with the stress state in the surrounding of the crack tip in the corresponding specimen or component. This applies also to crack resistance curves for different directions of crack growth in front of surface cracks.

The correlation between Charpy-V upper shelf energy and the crack resistance curve of CT-specimens was confirmed by investigations of quenched and subsequently tempered steels. As a result, it has borne out that the main part of Charpy-V energy is consumed by stable crack growth in this specimen which can be characterized by a crack resistance curve. On the basis of the obtained results a method has been developed for estimation of crack resistance curves of CT-specimens by means of Charpy-V energy. This method has been proved with numerous materials successfully.

An analysis of the influence of parameters on the initiation temperature yielded that the most intensive influence on the initiation temperature of a material results from cleavage strength and from the yield point at room temperature. Compared with this, the influence of the toughness level of the material is small.

Bruchmechanik - J-Integral - stabiles Rißwachstum - Rißwiderstand - Probengeometrie-Einfluß - FEM-Analysen - lokale Verformungsbehinderung - Mehrachsigenquotient - Bauteile - Oberflächenfehler - Kerbschlagarbeit-Hochlage - Initiierungstemperatur T_i

Fracture mechanics - J-integral - stable crack growth - crack resistance - influence of specimen geometry - FEM-analyses - local constraint - ratio of triaxiality - structures - surface flaws - upper shelf impact energy - initiation temperature T_i

Inhalt

Seite

	Verzeichnis der verwendeten Zeichen	6
1	Einleitung	11
2	Zielsetzung	13
3	Anwendbarkeit elastisch-plastischer Versagenskonzepte auf Fehler mit gekrümmter Rißfront	15
3.1	Untersuchungen an Proben	15
3.1.1	Rißfortschrittssimulation	15
3.1.1.1	Proben, FE-Modelle und Programme	15
3.1.1.2	Ergebnisse der FE-Analysen	21
3.1.1.3	Zusammenfassung	34
3.1.2	Rißwiderstand und Spannungszustand	36
3.1.2.1	Ermittlung des Rißwiderstands	36
3.1.2.2	FEM-Analysen	46
3.1.2.3	Analyse des Zusammenhangs zwischen Rißwiderstand und Probengeometrie	53
3.2	Untersuchungen an Bauteilen	61
3.2.1	Behälter	61
3.2.1.1	Versuche	61
3.2.1.2	FEM-Analysen der Behälter	69
3.2.1.3	Analyse der experimentellen Ergebnisse mit Hilfe der FEM	84
3.2.2	Rohr	90
3.2.2.1	Versuche	90
3.2.2.2	FEM-Analysen	100
3.2.2.3	Analyse der experimentellen Ergebnisse mit Hilfe der FEM	114
4	Bewertung des Rißwiderstandsverhaltens anhand der Kerbschlagarbeit	123
4.1	Motivation und derzeitiger Kenntnisstand	123
4.2	Werkstoffe und Versuchsdurchführung	125
4.3	Zur Ermittlung der Rißwiderstandskurven von ISO-V-Proben	126
4.4	Zum Zusammenhang zwischen den Rißwiderstandskurven von ISO-V- und CT-Proben	127
4.5	Abschätzung von Rißwiderstandskurven von ISO-V-Proben aufgrund der Kerbschlagarbeit-Hochlage	127
4.6	Abschätzung der Rißwiderstandskurven von CT-Proben aufgrund der Kerbschlagarbeit-Hochlage	131
4.7	Zusammenfassung	135
5	Einfluß von Werkstoffparametern auf die Initiierungstemperatur T_i	137
5.1	Einführung	137
5.2	Werkstoffe und Versuchsdurchführung	137
5.3	Ergebnisse	141
5.4	Bewertung der Ergebnisse	143
5.5	Schlußfolgerungen und Zusammenfassung	147
6	Wertung und Bedeutung der Untersuchungsergebnisse	148
7	Zusammenfassung	154
8	Dank	156

Verzeichnis der verwendeten Zeichen

1. Geometrie

1.1 Koordinaten

r	Abstand von der Rißspitze
r, Θ	lokale Zylinderkoordinaten an der Rißspitze
x, y, z	raumfeste (globale) kartesische Koordinaten
(x, z)	Rißebene
x	(1) Rißausbreitungsrichtung (Ligamentrichtung) für Proben (CC, DEC, CT, SEC) und Bauteile mit durchgehendem Riß und gerader Rißfront (2) Richtung parallel zur kleinen Ellipsenachse (Rißtiefenrichtung) für Bauteile mit halb-elliptischem Oberflächenriß
y	Rißöffnungsrichtung
z	(1) Richtung parallel zur Rißfront für Proben mit durchgehendem Riß und gerader Rißfront (2) Richtung parallel zur großen Ellipsenachse für Bauteile mit halb-elliptischem Oberflächenriß
Θ	Winkel gegen Ligament
Φ	Winkel zur Festlegung eines Ortes auf einer gekrümmten Rißfront bei Oberflächen- und Umfangsfehlern

1.2 Proben- und Bauteilabmessungen

a	(1) Rißlänge für CT-, DEC- und SEC-Proben (2) halbe Rißlänge für CC-Probe und Bauteile mit durchgehendem Riß und gerader Rißfront (3) Rißtiefe (Länge der kleinen Halbachse) für Bauteile mit halb-elliptischem Oberflächenriß
B	Probendicke
c	halbe Rißlänge (Länge der großen Halbachse) für Bauteile mit halb-elliptischem Oberflächenriß
L_0	Ausgangsmeßlänge

M	Größenfaktor für Bruchmechanikproben zur Gewährleistung von J-Dominanz
r_a	Außenradius eines zylindrischen Druckbehälters oder Rohres
r_i	Innenradius eines zylindrischen Druckbehälters oder Rohres
S	Auflagerabstand für SECB und ISO-V
W	(1) Probenbreite für CT, SEC und ISO-V (2) halbe Probenbreite für CC und DEC
$b = W - a$	Ligamentbreite
$t = r_a - r_i$	Wanddicke eines zylindrischen Druckbehälters oder Rohres
ρ	Kerbradius

2. Beanspruchungszustand (Anlieferungsseite)

2.0 Indizes (allgemein)

I, II, III	Rißöffnungsmodus
A	Größe auf der Anlieferungsseite; kann entfallen, wenn die Eindeutigkeit auf andere Weise sichergestellt ist
dyn	dynamisch
el	elastisch
gy	general yield, plastischer Grenzzustand, bei dem erstmalig eine durchgehende plastische Zone zwischen Rißspitze und Probenrand auf der Ligamentseite auftritt
o	Ausgangswert oder Bezugswert
pl	plastisch
ssy	small scale yielding (z. B. Modelle nach IRWIN oder DUGDALE)
stat	statisch
y, yield	Fließ-, yield

2.1 Spannungen

σ_b	Biege- spannung
σ_{ij}	Spannungskomponente in i-Richtung in einer Fläche mit der Normalenrichtung j, i = j: Normalspannungen, i ≠ j: Schubspannungen, (i,j) = (x,y,z) im kartesischen Koordinatensystem
$\sigma_{ij}(\Theta, n)$	Formfunktionen der Spannungen im HRR-Feld
σ_m	Membranspannung
σ_N	Nettospannung, bezogen auf fehlerbehafteten Nettoquerschnitt
σ_o	Bezugsspannung zur Darstellung der σ - ϵ -Beziehung nach RAMBERG-OSGOOD, in der Regel $\sigma_o = R_{eL}$
σ_v	Vergleichsspannung nach v. MISES
σ^∞	Bruttospannung im Fernfeld der Probe (des Bauteils), die durch die äußere Belastung hervorgerufen wird, bezogen auf ungestörten Bruttoquerschnitt
$\sigma_h = \frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 \sigma_{ii}$	hydrostatischer Anteil des Spannungszustandes

2.2 Verzerrungen

$\gamma_{ij} = 2\epsilon_{ij}$	Gleitwinkel (i ≠ j)
ϵ_{ij}	Verzerrungskomponenten, i = j: Dehnungen i ≠ j: Gleitungen (i,j) ≐ (x,y,z) im kartesischen Koordinatensystem
$\epsilon_{ij}(\Theta, n)$	Formfunktionen der Dehnungen im HRR-Feld
ϵ_o	Bezugsdehnung zur Darstellung der σ - ϵ -Beziehung nach RAMBERG-OSGOOD, in der Regel $\epsilon_o = R_{eL}/E$
ϵ_v	Vergleichsdehnung

2.3 Verschiebungen

f	Durchbiegung einer gebogenen Probe in der Wirkungslinie der Last
---	--

u_i	Verschiebung eines materiellen Punktes in i-Richtung, i ≐ x,y,z im kartesischen Koordinatensystem
V	Kerb- bzw. Rißöffnung (crack mouth opening, COD): - in Probenmitte für CC - am Probenrand für CT, DEC, SEC - an der Bauteiloberfläche bei Druckbehältern, Rohren usw.
V_{bl}	bleibende Rißöffnung
V_i	i = 1,2,..., Kerb- bzw. Rißaufweitung an der Geberposition (i)
V_L	Rißöffnung in der Wirkungslinie der Lasteinleitung
V_{max}	größter entlang des Risses bzw. der Kerbe auftretender COD-Wert
$V_o, \Delta L$	Probenverlängerung über der Meßlänge L_o
δ	Rißspitzenaufweitung, crack tip opening displacement, CTOD
δ_t	Rißöffnung am Schnittpunkt der Rißkontur mit 45°-Sekante (FE-Definition von CTOD, vgl. KUMAR/GERMAN/SHIH)

2.4 Energiegrößen

A	Fläche unter einer Last-Verschiebung-Kurve
J	J-Integral
$T_A = (E/R_{eL}^2)(\partial J / \partial a)$	Beanspruchungsgröße für stabiles Rißwachstum und Instabilität nach PARIS
U	Formänderungsarbeit, aus der Fläche unter der Last-Lastpunktverschiebung-Kurve ermittelt

2.5 Sonstige geometrische und physikalische Größen

$a_{eff} = a + r_y$	effektive Rißlänge im small scale yielding Modell
F	Kraft
F_{gy}	plastische Grenzlast für verfestigendes Material

F_o plastische Grenzlast für idealplastisches Material nach KUMAR/GERMAN/SHIH

K Spannungsintensitätsfaktor der linear elastischen Bruchmechanik

$K_{eff} = K(a_{eff})$ Spannungsintensitätsfaktor bei kleiner plastischer Zone

$K_{\sigma_p} = \text{Max}_r \frac{\sigma_{yy}(r, \Theta)}{R_{cL}} \Big|_{\Theta=0^\circ}$
plastischer Spannungskonzentrationsfaktor am Riß

L Constraint-Faktor, Quotient aus plastischer Grenzlast der gekerbten Probe aus verfestigendem Material zur plastischen Grenzlast einer ungekerbten Probe von gleichem Nettoquerschnitt aus idealplastischem Material

L^* Quotient aus Ligamentplastizierungsgrenze und Streckgrenze

M_b Biegemoment

M_F Folias-Faktor (Schalenkorrekturfaktor)

M_m Membran-Korrekturfaktor für die K-Bestimmung nach dem ASME-Code

p Druck

p_F Kollapsdruck nach Folias

Q elliptischer Formfaktor

r_y Radius der plastischen Zone im Ligament

T Temperatur

α_m Grenze der J-dominierten Rißverlängerung bezogen auf das Restligament ($W-a_o$)

β vom Spannungszustand abhängiger Faktor zur Berechnung von r_y nach dem IRWIN-Modell
 $\beta = 1$ für ESZ
 $\beta = (1-2\nu)^2$ für EVZ

$\Delta a = a-a_o$ Rißverlängerung

Δa_B scheinbare Rißverlängerung infolge plastischer Ausrundung der Rißspitze ("blunting") bis zur Initiierung

η Geometriefaktor bei der Berechnung von J_R aus der Arbeitszunahme ΔU

$$\chi = \text{Max}_r \frac{\sigma_h(r, \Theta)}{\sigma_v(r, \Theta)} \Big|_{\Theta=0^\circ}$$

Mehrachsigkeit des Spannungszustandes am Riß

ω Kenngröße zur Gewährleistung eines J-dominierten Spannungsfeldes bei Rißwachstum

3. Werkstoffkennwerte

3.0 Indizes (allgemein)

I, II, III Rißöffnungsmodus

c gültiger kritischer Wert für Instabilität bei Sprödbbruch, z. B. K_{Ic} , J_{Ic} , δ_c

dyn dynamische Beanspruchung

i Kennwert für die physikalische Initiierung

M Kenngröße auf der Werkstoffseite (material response); kann entfallen, wenn die Eindeutigkeit auf andere Weise sichergestellt ist

R Werkstoffwiderstand (resistance), z. B. J_R

stat quasi-statische Beanspruchung

3.1 Spannungsgrößen

E Elastizitätsmodul

R_{cL} untere Streckgrenze nach DIN 50145

R_F Bruchgrenze, Bruchlast bezogen auf Querschnitt beim Bruch

R_{fc} Spaltbruchfestigkeit, Spaltbruchspannung

R_m Zugfestigkeit nach DIN 50145, Höchstkraft bezogen auf den Anfangsquerschnitt

R_p Dehngrenze nach DIN 50145, z. B. $R_{p0,2}$

R_y Fließspannung, häufig $R_y = \frac{1}{2}(R_{cL} + R_m)$

σ_{gy} Ligamentplastizierungsgrenze

3.2 Sonstige Kennwerte

Alle sonstigen Kennwerte, Deformations- oder Energiegrößen wie unter 2. mit Kenntlichmachung als werkstoffseitige Werte durch die Indizes "M", "I", "c", z. B. K_{Ic} , J_I .

A_v	Kerbschlagarbeit (DIN 50145)
A_{vS}	Kerbschlagarbeit infolge stabilen Rißwachstums bis zur Instabilität
A_{vH}	Kerbschlagarbeit-Hochlage
d_n	Proportionalitätsfaktor in der J - δ_t -Beziehung
I_n	Parameter zur Darstellung des HRR-Spannungsfeldes
J_{50}	J_R -Wert für ein Verhältnis von $J_R/T_R = 8,8 \text{ N/mm}$
k	Boltzmann-Konstante
n	Materialparameter zur Darstellung der σ - ε -Beziehung nach RAMBERG-OSGOOD
T_R	Reißmodul (tearing modulus) nach PARIS als werkstoffseitige Kenngröße
Z	Brucheinschnürung nach DIN 50145
α	Materialparameter zur Darstellung der σ - ε -Beziehung nach RAMBERG-OSGOOD
ΔG	Aktivierungsenergie
ΔG_o	gesamte für die Überwindung der vorhandenen Hindernisse durch Versetzungen aufzuwendende Aktivierungsenergie
ν	Querdehnungszahl

4. Abkürzungen (auch als Indizes)

4.1 Probenbezeichnungen

C(T)	compact (tension)
CC(T)	center crack (tension)
CN(T)	center notch (tension)
DEC(T)	double edge crack (tension)

ISO-V	ISO-Spitzkerbprobe nach DIN 50115
RK	ISO-V-Probe, angeschwungen mit Seitenkerben
SEC(T,B)	single edge crack (tension, bending)
sg	side-grooved
sc	saw cut
V	ISO-V-Probe mit Normkerb

4.2 Sonstiges

2D, 3D	zwei-, dreidimensional
C(T)OD	crack (tip) opening displacement, Riß(spitzen)öffnung
EA	Engineering Approach
EVZ	ebener Verzerrungszustand
ESZ	ebener Spannungszustand
FE(M)	Finite Elemente (Methode)
HRR	HUTCHINSON, RICE, ROSENGREN
MNO	Material Nonlinear Only (Analysis)
SSY	small scale yielding
UL	Updated Lagrangian (Analysis)

1 Einleitung

In Zusammenarbeit werden vom *Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik (IWM)*, dem *Institut für Eisenhüttenkunde der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen (IEHK)* und der *Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM)* Forschungsprojekte zur Komponentensicherheit innerhalb der Reaktorsicherheitsforschung auf dem Gebiet "Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte" durchgeführt. Die Auswertung von Ergebnissen der internationalen Forschung auf den Gebieten der Reaktorsicherheit und der Bruchmechanik führte in Verbindung mit eigenen Untersuchungen der Institute zu einer Konzentration der Arbeiten vor allem auf die auf der HRR-Theorie [1, 2, 3] basierenden elastisch-plastischen Bruchmechanik-Konzepte mit dem Ziel, ihre Leistungsfähigkeit zur Bewertung von Fehlern in Komponenten, wie Druckbehälter und Rohre, unter praxisnaher Beanspruchung zu überprüfen und weiterzuentwickeln.

Bisher aus der Literatur bekannt gewordene [4 - 8] und eigene Untersuchungen [9] über die experimentelle Ermittlung von Reißwiderstandskurven zeigen, daß diese von der Probengröße und -geometrie sowie von der Art der Belastung beeinflusst werden. Die Beurteilung der Bauteilsicherheit anhand von Reißwiderstandskurven ist deshalb noch mit erheblicher Ungewißheit verbunden, solange die Ursache für diese Einflüsse und Methoden für deren systematische und vorausschauende Erfassung nicht gefunden sind. Die erwähnten Ergebnisse deuten darauf hin, daß das J-Integral bzw. die Reißspitzenöffnung (CTOD) bei Fehlern in räumlich begrenzten dreidimensionalen Strukturen nicht mehr Spannungsintensitätsfaktoren einer Näherungslösung für das Spannung-Verzerrung-Feld in einem begrenzten Bereich nahe Reißspitze sind wie bei der HRR-Theorie. Möglicherweise kann der Einfluß der Strukturgeometrie auf die Randbedingungen im Reißspitzenbereich durch die Einführung zusätzlicher Parameter charakterisiert und das Reißwiderstandsverhalten in Abhängigkeit dieser Parameter beschrieben werden.

FEM-Analysen an 2D- und 3D-FE-Modellen von Bruchmechanikproben unterschiedlicher Geometrie und Größe [9, 10] zeigen, daß der Zusammenhang zwischen den Beanspruchungsparametern J und δ_t und das Spannung-Verzerrung-Feld für gleiches J oder δ_t systematisch durch Probengeometrie und Belastungsart beeinflusst werden. Gegenüber anderen Vorschlägen zur Berücksichtigung der Auswirkung von Probengeometrie und Belastungsart in Constraint-Parametern [11, 12] zeigt der Mehrachsigsigkeitsquotient σ_h/σ_v in Reißspitzennähe sehr empfindlich eine Änderung des Spannung-Verzerrung-Feldes an. Nach der Theorie von McClintock [13] steuert er das zum duktilen Versagen führende Hohlraumwachstum.

Der Vergleich der mit der FEM ermittelten maximalen Mehrachsigsigkeitsquotienten im Ligament verschiedener Probengeometrien und -größen mit den dazugehörigen

J_R -Kurven ergibt, daß die Steigung im Anfangsbereich der J_R -Kurve mit wachsendem Mehrachsigsigkeitsquotienten geringer wird. Aus den Ergebnissen folgt, daß für die Ermittlung des von Anrissen in Komponenten ausgehenden stabilen Reißwachstums anhand von an Proben ermittelten Reißwiderstandskurven auch der Mehrachsigsigkeitsquotient entlang der Reißfront bekannt sein muß. FEM-Analysen an einem fiktiven Oberflächenriß in einer Zylinderschale unter verschiedenen Randbedingungen [14] zeigen, daß sich der Mehrachsigsigkeitsquotient entlang der Reißfront tatsächlich stark ändert, also lokale Unterschiede des Reißwiderstands zu erwarten sind. Damit wird erkennbar, daß für die Reißwachstumsanalyse an Fehlern in Komponenten eine Erweiterung der allein auf der HRR-Theorie basierenden elastisch-plastischen Bruchmechanik-Konzepte um einen die lokale Mehrachsigsigkeit des Spannungszustandes in Reißfrontnähe charakterisierenden Parameter unumgänglich sein wird.

Dabei ist allerdings zu berücksichtigen, daß eine FEM-Analyse für den Ausgangsriß nur die Ermittlung der Spannungszustände bis zur Initiierung des stabilen Reißwachstums ermöglicht. Darüber hinausgehende Schlußfolgerungen sind schon weitgehend spekulativ. Durch numerische Reißfortschrittssimulation - letztlich auch unter Berücksichtigung des Hohlraumwachstums - ist zu überprüfen, ob und wie der Mehrachsigsigkeitsquotient in Reißspitzennähe sich während des Reißfortschritts ändert.

Für die genaue Ermittlung des Reißwiderstandsverhaltens nach Norm [15 - 18] sind teure und aufwendige Bruchmechanikversuche erforderlich, deren sachgerechte Durchführung auch bei weitgehend automatisierter Versuchsdurchführung und -auswertung qualifiziertes Personal und geeignete Geräte erfordert. Für die Qualitätssicherung erscheint der Prüfaufwand unangemessen hoch. Für die sicherheitstechnische Bewertung von Altanlagen schließlich sind die erforderlichen zähbruchmechanischen Werkstoffkenndaten aus Bruchmechanikversuchen im allgemeinen überhaupt nicht verfügbar. Die Ermittlung von Reißwiderstandswerten aus der Kerbschlagarbeit hätte den Vorteil des geringeren Versuchsaufwandes im Rahmen der Qualitätssicherung und der Verfügbarkeit von zähbruchmechanischen Kennwerten für die Bewertung von Altanlagen. Zugleich könnten jahrzehntelange Erfahrungen mit Werkstoffen des Druckbehälterbaus in die Bewertungen einfließen und Kerbschlagarbeitswerte in Regelwerken auf der Grundlage gesicherter Erkenntnisse festgelegt werden. In einem vorausgegangenen Projekt durchgeführte Untersuchungen [9] mit statisch und dynamisch beanspruchten ISO-V-Proben und CT-Proben für mehrere warmgewalzte Stähle ergaben, daß unabhängig vom Werkstoff ein linearer Zusammenhang zwischen dem Reißwiderstandsverhalten in den beiden Probengeometrien besteht. Versuche für weitere Stahlsorten, vor allem Vergütungsstähle, sind notwendig, um die bisher erzielten Ergebnisse zu bestätigen.

Die Anwendung zähbruchmechanischer Konzepte setzt voraus, daß die Entstehung von Spaltbruch unter den zu betrachtenden Beanspruchungsbedingungen ausgeschlossen werden kann, d. h. die Initiierungstemperatur für stabiles Rißwachstum bei der Bauteilbeanspruchung überschritten sein muß. Bei Stählen des Typs 22 NiMoCr 37 oder 20 MnMoNi 55 kann T_i unter Umständen erheblich oberhalb der Raumtemperatur liegen. Da man im Hinblick auf die Basissicherheit bei diesen Werkstoffen ein hohes Zähigkeitsniveau anstrebt, ist die Frage zu klären, ob, in welcher Richtung und wie stark die Zähigkeit T_i beeinflußt.

Vergleichsweise einfach kann die Initiierungstemperatur

mit der ISO-V-Probe bestimmt werden. Da der Einfluß der Proben- bzw. Bauteilgeometrie auf T_i relativ gering ist, gelten Untersuchungsergebnisse von ISO-V-Proben im Hinblick auf Parametereinflüsse näherungsweise auch für Bauteile. Dagegen ist der Einfluß der Verformungsgeschwindigkeit auf T_i beträchtlich und ist daher mit besonderer Aufmerksamkeit zu betrachten.

Im Hinblick auf die Werkstoffoptimierung und die Qualitätssicherung ist bedeutsam, welche weiteren Werkstoffkennwerte T_i beeinflussen. Aus früheren Untersuchungen [9] ergeben sich dazu Hinweise, daß das Verhältnis von Spaltbruchfestigkeit zu Streckgrenze bei Raumtemperatur eine wesentliche Rolle spielt.

2 Zielsetzung

Aufbauend auf den bisher gewonnenen Ergebnissen [9] sollen die auf der HRR-Theorie basierenden elastisch-plastischen Bruchmechanikkonzepte, vor allem das J-Integral-Konzept, so erweitert werden, daß eine zuverlässige, jedoch nicht unnötig konservative Analyse des lokalen stabilen Rißwachstums von Anrissen mit gekrümmter Rißfront in Komponenten, wie Druckbehälter und große Rohre, in Bezug auf das Leck-vor-Bruch-Problem unter praxisnaher Beanspruchung möglich wird. Um eine ingenieurmäßige, ökonomische Anwendung des Analysekonzepts zu gewährleisten, sollen dazu für die Beanspruchungsseite auch Näherungsverfahren zur analytischen Ermittlung von lokalen Beanspruchungsparametern sowie auf der Werkstoffseite Methoden zur Bestimmung von bruchmechanischen Kennwerten und der Grenztemperatur für die Initiierung des stabilen Rißwachstums aus Kerbschlagbiegeversuchen entwickelt werden, wodurch auch die Erfahrung der Beurteilung von Druckbehältern anhand der Kerbschlagarbeit mit einfließen kann und die Analyse von Altanlagen erleichtert wird.

Die Gesamtzielsetzung soll in drei Teilprojekten mit den folgenden Einzelzielsetzungen erreicht werden:

Ziel des Teilprojektes 1 ist zu klären, ob das aus dem unterschiedlichen Rißfortschrittsverhalten in Proben verschiedener Geometrie abgeleitete erweiterte J-Konzept mit dem zusätzlichen Parameter der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes in Rißfrontnähe geeignet ist, das lokale stabile Rißwachstum von Fehlern mit gekrümmter Rißfront in Komponenten, wie Druckbehälter und große Rohre, zu beschreiben und ob damit insbesondere die Ausbildung einer "kanu"-artig gekrümmten Rißfront bei axial ausgerichteten Oberflächenrissen in Druckbehältern erklärbar ist. Ein wesentliches Teilziel ist dabei zu prüfen, inwieweit die an der Ausgangsrißfront ermittelten Spannungszustände auch die Situation beim stabil laufenden Riß noch ausreichend gut beschreiben können.

Im Teilprojekt 2 soll aufbauend auf dem Ergebnis, daß zwischen den Rißwiderstandswerten von dynamisch beanspruchten ISO-V-Proben und quasistatisch beanspruchten CT-Proben ein linearer, werkstoffunabhängiger Zusammenhang besteht [9], ein Abschätzverfahren für die Bestimmung der Rißwiderstandskurven von CT-Proben aus der Kerbschlagarbeit-Hochlage entwickelt werden. Wesentliches Teilziel ist dabei zu zeigen, daß die Rißwiderstandskurven von ISO-V-Proben aus der Kerbschlagarbeit-Hochlage näherungsweise mit genügender Zuverlässigkeit ermittelt werden können. Die verfügbare Datenbasis ist durch weitere Werkstoffe zu ergänzen.

Im Mittelpunkt von Teilprojekt 3 steht die Untersuchung der Frage, welche Werkstoffkennwerte T_i bzw. T_d beeinflussen. Im Hinblick auf die Festlegung von Anforderungen an Werkstoffe sowie die Entwicklung und Qualitätssicherung von Werkstoffen ist die Klärung des Einflusses

der verschiedenen Werkstoffkennwerte, wie Streckgrenze, Spaltbruchfestigkeit und Zähigkeit auf T_i , sehr bedeutsam. Besonderer Aufmerksamkeit bedarf dabei der Einfluß der Beanspruchungsgeschwindigkeit auf dieses System wechselseitiger Abhängigkeiten.

Literatur zu 1 und 2:

- 1 HUTCHINSON, J. W.: Singular Behaviour at the End of a Tensile Crack in Hardening Material. *J. Mech. Phys. Solids* 16 (1968), S. 13 - 31
- 2 HUTCHINSON, J. W.: Plastic Strain Field at the Crack Tip. *J. Mech. Phys. Solids* 16 (1968), S. 337 - 347
- 3 RICE, J. R.; ROSENGREN, G. F.: Plane Strain Deformation Near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material. *J. Mech. Phys. Solids* 16 (1968), S. 1 - 12
- 4 INGHAM, T.; BLAND, J. T.; WARDLE, G.: Influence of Specimen Size on the Upper Shelf Toughness of SA A533 B-1 Steel. In: *Trans. 7th SMIRT Conf.* Vol. G. Chicago (USA). 1983. S. 39 - 46
- 5 McCABE, D. E.; LANDES, J. D.; ERNST, H. A.: Prediction of Heavy Section Performance of Nuclear Vessel Steels from Surveillance Size Specimens. In: *Trans. 7th SMIRT Conf.* Vol. G. Chicago (USA). 1983. S. 47 - 54
- 6 GARWOOD, S. J.: Effect of Specimen Geometry on Crack Growth Resistance. In: *Fracture Mechanics*. ASTM STP 677. Philadelphia (USA): ASTM, 1979. S. 511 - 532
- 7 JULISCH, P.; STADTMÜLLER, W.: Valuation of a Ductile Vessel Rupture by R-Curve Analysis with CT Specimens and Wide Plate Tests. In: *Trans. 8th SMIRT Conf.* Vol. G. Brüssel (Belgien), 1985. S. 101 - 106
- 8 ROOS, E.; EISELE, U.; SILCHER, H.: A Procedure for the Experimental Assessment of the J-Integral by Means of Specimens of Different Geometries. *Int. J. Pres. Ves. and Piping* 23 (1986), S. 81 - 93
- 9 Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von Forschungsergebnissen auf dem Gebiet der Komponentensicherheit. Teilvorhaben: Werkstoffmechanik. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 1987. BAM-Forschungsbericht 137

- 10 BROCKS, W.; KÜNECKE, G.; NOACK, H.-D.; VEITH, H.: Zur Übertragbarkeit von Bruchmechanikparametern von Proben auf Bauteile aufgrund von FEM-Analysen. In: *Berichtsband 13. MPA-Seminar*. Bd. 1. Stuttgart: MPA, 1987. S. 3.1 - 3.24
- 11 STEENKAMP, P. A. J. M.: *Investigation into the Validity of J-Based Methods for the Prediction of Ductile Tearing and Fracture*. Delft (Niederlande): Technische Hochschule, 1986. Dissertation
- 12 AURICH, D.; SOMMER, E.: The Effect of Constraint on Elastic-Plastic Fracture. *steel research* 59 (1988), S. 358 - 367
- 13 McCLINTOCK, F. A.: A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes. *J. Appl. Mechanics* 35 (1968), S. 363 - 371
- 14 BROCKS, W.; NOACK, H.-D.: Elastic-Plastic FEM-Analysis of an Inner Surface Flaw in a Pressure Vessel. In: *Trans. 9th SMIRT Conf.* Vol. G. Rotterdam/Boston: A. A. Balkema, 1987. S. 195 - 201
- 15 American Society for Testing and Materials: Standard Test Method for J_{Ic} , A Measure of Fracture Toughness. ASTM E 813-81. Philadelphia (USA): ASTM, 1981
- 16 American Society for Testing and Materials: Standard Test Method for J_{Ic} , A Measure of Fracture Toughness. ASTM E 1152-87. Philadelphia (USA): ASTM, 1987
- 17 Deutscher Verband für Materialprüfung: Ermittlung von Rißinitiierungswerten und Rißwiderstandskurven bei Anwendung des J-Integrals. DVM-Merkblatt 002. Berlin: DVM, 1987
- 18 European Group on Fracture: Recommendations for Determining the Fracture Resistance of Ductile Materials. 1. Entwurf. 1987

3 Anwendbarkeit elastisch-plastischer Versagenskonzepte auf Fehler mit gekrümmter Rißfront

3.1 Untersuchungen an Proben

3.1.1 Rißfortschrittssimulation

Die durchgeführten Untersuchungen zur numerischen Simulation von duktilem Rißfortschritt dienten zunächst dazu, verschiedene Rechenmodelle und Rechenstrategien zu erproben und Erfahrungen über die Aussagefähigkeit und Zuverlässigkeit der Ergebnisse sowohl für globale (Last, Kerböffnung, J-Integral) als auch für lokale mechanische Größen (Spannungs- und Verzerrungszustand in der Umgebung der Rißspitze) zu gewinnen. Ziel der Analysen ist schließlich, aus der Kenntnis des Spannungs- und Verzerrungszustandes auch bei Rißwachstum quantitative Aussagen zur Übertragbarkeit von Rißwiderstandskurven unterschiedlicher Proben auf Bauteile mit Fehlern zu gewinnen.

3.1.1.1 Proben, FE-Modelle und Programme

Gegenstand der Untersuchungen waren zwei seitengekerbte Kompaktproben und eine seitengekerbte mittengerissene Zugprobe (Tabelle 3.1.1-1) aus den Werkstoffen 20 MnMoNi 5 5 und StE 460 (Tabelle 3.1.1-2, Bilder 3.1.1-1a,b). Die Proben wurden als 2D-Modelle unter der Annahme eines ebenen Verzerrungszustandes (EVZ) gerechnet. Die Belastung aller Proben in den FEM-Analysen erfolgte durch Vorgabe der Lastpunktverschiebung V_L .

Die Probe 1, eine CT25, wurde mit drei unterschiedlichen FE-Netzen modelliert und mit zwei verschiedenen FE-Programmen, nämlich

- ADINA [1] mit dem am *FhIWM* entwickelten Rißfortschrittsmodell [2, 3] und
- EPF [4], ein speziell für zweidimensionale elastisch-plastische Bruchmechanikprobleme entwickelter FE-Code,

analysiert, um daraus Aussagen über die Zuverlässigkeit unterschiedlicher Rechenmodelle zu gewinnen [5]. Beide Programme benutzen isoparametrische 8-Knoten-Elemente und arbeiten auf der Grundlage der inkrementellen Plastizitätstheorie mit der *von-Mises*-Fließbedingung und isotroper Verfestigung. Während bei Verwendung von ADINA sowohl geometrisch linear (MNO = material nonlinearity only) als auch geometrisch nichtlinear mit großen Verzerrungen (UL = updated Lagrangian formulation) gerechnet werden kann, ist EPF auf kleine Verzerrungen beschränkt. Zusätzlich wurden Vergleichsrechnungen mit verschiedenen Konvergenzkriterien durchgeführt. Das Rißwachstum wurde alternativ über die Verschiebung des Lastangriffspunktes oder über das J-Integral gesteuert.

Zur Simulation von Rißwachstum wird in der modifizierten ADINA-Version eine kombinierte Knotenversetzungs-Knotenfreisetzungstechnik (node shift, node release) verwendet [2, 3], Bild 3.1.1-2a. Das Programm EPF simuliert dagegen Rißfortschritt allein durch Freisetzen von Knoten im Ligament (Bild 3.1.1-2b), wobei

die vorhandenen Knotenkräfte in mehreren Schritten zu Null gemacht werden. Das Rißwachstumsinkrement ist deshalb durch die Elementgröße bestimmt.

Für die J-Berechnung hat das *FhIWM Freiburg* Zusatzroutinen in ADINA implementiert [2], die die Energiefreisetzungsratenach der Methode des virtuellen Rißfortschritts (VCE = virtual crack extension) von *Parks* [6] und *deLorenzi* [7] bestimmen. Die hiermit ermittelten J-Werte, die im Falle der J-Steuerung über die eingegebene J_R -Kurve das Rißwachstum kontrollieren, sind praktisch identisch mit den mit dem Postprozessor JINFEM [8] ebenfalls nach der VCE-Methode berechneten Werten [5]. Das Programm EPF ermittelt das J-Integral entsprechend seiner ursprünglichen Definition aus einem Linienintegral. Beide Berechnungsarten von J wurden für verschieden große "virtuell verschobene" Bereiche bzw. Integrationswege zur Untersuchung der "Wegabhängigkeit" ausgewertet.

Alle durchgeführten Rechnungen mit der Probe 1 sind in Tabelle 3.1.1-3 dokumentiert. Die Ergebnisse des Vergleichs von drei unterschiedlichen FE-Netzen, die mit ADINA und EPF für J- und Verschiebungs-Steuerung gerechnet wurden, sind im Technischen Bericht [5] zusammengefaßt; hier werden nur noch einige Ergebnisse der Variante M13VLU vorgestellt, die aufgrund der Vergleichsuntersuchungen letztendlich auch für die FE-Netze und die Rechenstrategien bei den Proben 2 und 3 als verbindlich festgelegt wurde, nämlich:

- einheitliche Elementierung in der Umgebung der Rißspitze ohne Verwendung kollabierter Elemente mit einer Elementlänge von 0,05 mm bei Rißinitiierung und von 0,1 mm im weiteren Rißwachstum (Bild 3.1.1-5),
- Integrationsordnung 2×2 ,
- geometrisch nichtlineare (UL) Rechnung in der Rißumgebung,
- V-Steuerung des Rißwachstums über die experimentell ermittelte Lastpunkt-Verschiebung $V_L(\Delta a)$ bzw. $V_0(\Delta a)$,
- Last-Konvergenzkriterium für die Gleichgewichtsiteration.

Aufgrund der Symmetriebedingungen konnten die CT-Proben als Halb-Modell (Bild 3.1.1-3) und die CCT-Proben als Viertel-Modell (Bild 3.1.1-4) elementiert werden. Der in diesen Bildern ausgesparte Bereich ist als Ausschnittsvergrößerung im Bild 3.1.1-5 dargestellt. Datensatzübersichten aller drei Proben sind in den Tabellen 3.1.1-4a,b,c zusammengestellt.

Für die grafischen Auswertungen wurden die Postprozessoren PLOTFEM [9] und DIAFEM-B [10] herangezogen, die Diagramme sind mit einem im Referat "Rechnerische Werkstoff- und Bauteilanalyse" entwickelten Dialogprogramm ZDG [11] erstellt.

Tabelle 3.1.1.1: Probengeometrien

Probe	1	2	3
Art Werkstoff	CT 20 MnMoNi 5 5	CT StE 460	CCT StE 460
W (mm)	50	50	50
B (mm)	25	25	20
B _n (mm)	20	19	16
a ₀ (mm)	29.1	29.4	24.6
Δa _{max} Versuch	0.68	1.35	0.94
FE	1.15	1.43	2.42

Tabelle 3.1.1-2: Werkstoffe

Werkstoff	20 MnMoNi 5 5	StE 460
R _{eL} (MPa)	459	460
R _m (MPa)	604	623
ε _{Lü} (%)	-	1.9
J _i (N/mm)	140	130
n (-)	7.1	6.0
α (-)	2.3	4.0

Tabelle 3.1.1-3: Zusammenstellung der vergleichenden FE-Analysen der Probe 1

Modell *) Abkürzung	M11VEU	M11JEU	M22JLM	M22JLM	M13VEM	M13VLM	M13VLU
FE-Netz Nr.	1	1	2	2	3	3	3
kleinstes Rißspitzenelement (mm)	3.4	3.4	0.25	0.25	0.05	0.05	0.05
FE-Programm	ADINA	ADINA	EPF	EPF	ADINA	ADINA	ADINA
geometrisch linear/nichtlinear	n-lin (UL)	n-lin (UL)	lin (MNO)	lin (MNO)	lin (MNO)	lin (MNO)	n-lin (UL)
Rißwachstums- simulation	Knoten- versetz.	Knoten- versetz.	Knoten- freisetz.	Knoten- freisetz.	Knoten- frei- und versetz.	Knoten- frei- und versetz.	Knoten- frei- und versetz.
Rißwachstums- steuerung	V	J	V	J	V	V	V
Konvergenzkriter.	Energ.	Energ.	Last	Last	Energ.	Last	Last
J-Integral	VCE	VCE	LI	LI	VCE	VCE	VCE

- *) Es bezeichnen in der Reihenfolge der auftretenden Zeichen:
- M Modell
 - 1,2 FE-Programm: 1 = ADINA, 2 = EPF
 - 1,2,3 Nummer des FE-Netzes nach [5], Rißspitzenelementierung grob, mittel, fein
 - V,J Steuerung des Rißwachstums über die Lastpunktverschiebung oder das J-Integral
 - E,L Konvergenzkriterium für die Gleichgewichtssiteration: Energie oder Last
 - M,U geometrisch linear (MNO) oder nichtlinear (UL)

Tabelle 3.1.1-4:

a) Probe 1, FE-Netz 3

INFORMATIONEN ZUM DATENSATZ

TITEL: CT-25 PROBE / 2-D / 8 KNOTEN / 20MMONI55 (UL
FORCE/MODELL 8/EVZ) / A-0=29.14

1106 KNOTEN, 14 ELEMENTGRUPPEN, 337 ELEMENTE

KOORDI- XMIN=0.000E+00 YMIN=-.416E+02 ZMIN=0.000E+00
NATEN XMAX=0.000E+00 YMAX=0.209E+02 ZMAX=0.300E+02

MIN-KANTE=0.50E-01 MAX-KANTE=0.86E+01 0-KANTEN= 0

EL.TYP 201: 14 GRUPPEN MIT 337 SCHEIBENEL. 4-8 KN.

DATEIEN: VERSCHIEBUNGEN: 28 LASTSCHRITTE/FAELLE
KRAFTGROESSEN.: 28 LASTSCHRITTE/FAELLE
VERZERRUNGEN..: 28 LASTSCHRITTE/FAELLE
PLAST. PUNKTE.: 28 LASTSCHRITTE/FAELLE
LASTEN.....: NEIN
RISSKNOTEN.....: 21 LASTSCHRITTE/FAELLE

ELEMENTGRUPPEN-INFORMATIONEN

EG: 1 TYP -201- ANZ.EL.= 28 NINT1= 2
EG: 2 TYP -201- ANZ.EL.= 3 NINT1= 2
EG: 3 TYP -201- ANZ.EL.= 30 NINT1= 2
EG: 4 TYP -201- ANZ.EL.= 28 NINT1= 2
EG: 5 TYP -201- ANZ.EL.= 21 NINT1= 2
EG: 6 TYP -201- ANZ.EL.= 21 NINT1= 2
EG: 7 TYP -201- ANZ.EL.= 21 NINT1= 2
EG: 8 TYP -201- ANZ.EL.= 20 NINT1= 2
EG: 9 TYP -201- ANZ.EL.= 21 NINT1= 2
EG: 10 TYP -201- ANZ.EL.= 31 NINT1= 2
EG: 11 TYP -201- ANZ.EL.= 32 NINT1= 2
EG: 12 TYP -201- ANZ.EL.= 32 NINT1= 2
EG: 13 TYP -201- ANZ.EL.= 32 NINT1= 2
EG: 14 TYP -201- ANZ.EL.= 17 NINT1= 2

b) Probe 2, FE-Netz 3

INFORMATIONEN ZUM DATENSATZ

TITEL: CT-25, 25% SGK./2D/8 KNOTEN/STE 460(3)/UL/
FORCE/MODELL 8/EVZ/A-0=29.385 MM

1106 KNOTEN, 14 ELEMENTGRUPPEN, 337 ELEMENTE

KOORDI- XMIN=0.000E+00 YMIN=-.419E+02 ZMIN=0.000E+00
NATEN XMAX=0.000E+00 YMAX=0.206E+02 ZMAX=0.300E+02

MIN-KANTE=0.50E-01 MAX-KANTE=0.86E+01 0-KANTEN= 0

EL.TYP 201: 14 GRUPPEN MIT 337 SCHEIBENEL. 4-8 KN.

DATEIEN: VERSCHIEBUNGEN: 27 LASTSCHRITTE/FAELLE
KRAFTGROESSEN.: 27 LASTSCHRITTE/FAELLE
VERZERRUNGEN..: 27 LASTSCHRITTE/FAELLE
PLAST. PUNKTE.: 27 LASTSCHRITTE/FAELLE
LASTEN.....: NEIN
RISSKNOTEN.....: 20 LASTSCHRITTE/FAELLE

ELEMENTGRUPPEN-INFORMATIONEN

EG: 1 TYP -201- ANZ.EL.= 28 NINT1= 2
EG: 2 TYP -201- ANZ.EL.= 3 NINT1= 2
EG: 3 TYP -201- ANZ.EL.= 30 NINT1= 2
EG: 4 TYP -201- ANZ.EL.= 28 NINT1= 2
EG: 5 TYP -201- ANZ.EL.= 21 NINT1= 2
EG: 6 TYP -201- ANZ.EL.= 21 NINT1= 2
EG: 7 TYP -201- ANZ.EL.= 21 NINT1= 2
EG: 8 TYP -201- ANZ.EL.= 20 NINT1= 2
EG: 9 TYP -201- ANZ.EL.= 21 NINT1= 2
EG: 10 TYP -201- ANZ.EL.= 31 NINT1= 2
EG: 11 TYP -201- ANZ.EL.= 32 NINT1= 2
EG: 12 TYP -201- ANZ.EL.= 32 NINT1= 2
EG: 13 TYP -201- ANZ.EL.= 32 NINT1= 2
EG: 14 TYP -201- ANZ.EL.= 17 NINT1= 2

INFORMATIONEN ZUM DATENSATZ

TITEL: CCT-25, 25% SGK./2D/8 KNOTEN/STE 460(3)/UL/
FORCE/MODELL 8/EVZ/A-0=24.6 MM

1164 KNOTEN, 14 ELEMENTGRUPPEN, 355 ELEMENTE

KOORDI- XMIN=0.000E+00 YMIN=-.246E+02 ZMIN=0.000E+00
NATEN XMAX=0.000E+00 YMAX=0.254E+02 ZMAX=0.115E+03

MIN-KANTE=0.50E-01 MAX-KANTE=0.30E+02 0-KANTEN= 0

EL.TYP 201: 14 GRUPPEN MIT 355 SCHEIBENEL. 4-8 KN.

DATEIEN: VERSCHIEBUNGEN: 35 LASTSCHRITTE/FAELLE
KRAFTGROESSEN.: 35 LASTSCHRITTE/FAELLE
VERZERRUNGEN.: 35 LASTSCHRITTE/FAELLE
PLAST. PUNKTE.: 35 LASTSCHRITTE/FAELLE
LASTEN.....: NEIN
RISSKNOTEN.....: 26 LASTSCHRITTE/FAELLE

ELEMENTGRUPPEN-INFORMATIONEN

EG: 1 TYP -201- ANZ.EL.= 35 NINT1= 2
EG: 2 TYP -201- ANZ.EL.= 3 NINT1= 2
EG: 3 TYP -201- ANZ.EL.= 30 NINT1= 2
EG: 4 TYP -201- ANZ.EL.= 24 NINT1= 2
EG: 5 TYP -201- ANZ.EL.= 21 NINT1= 2
EG: 6 TYP -201- ANZ.EL.= 21 NINT1= 2
EG: 7 TYP -201- ANZ.EL.= 21 NINT1= 2
EG: 8 TYP -201- ANZ.EL.= 20 NINT1= 2
EG: 9 TYP -201- ANZ.EL.= 21 NINT1= 2
EG: 10 TYP -201- ANZ.EL.= 31 NINT1= 2
EG: 11 TYP -201- ANZ.EL.= 32 NINT1= 2
EG: 12 TYP -201- ANZ.EL.= 32 NINT1= 2
EG: 13 TYP -201- ANZ.EL.= 32 NINT1= 2
EG: 14 TYP -201- ANZ.EL.= 32 NINT1= 2

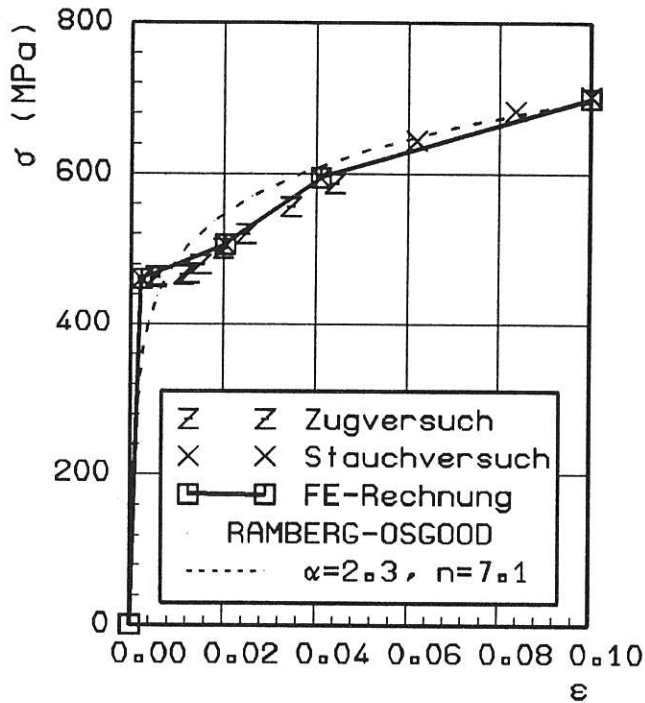


Bild 3.1.1-1a:

Materialeigenschaften, Zug- und Druckversuch, FE-Rechnung, RAMBERG-OSGOOD-Approximation 20 MnMoN1 5 5

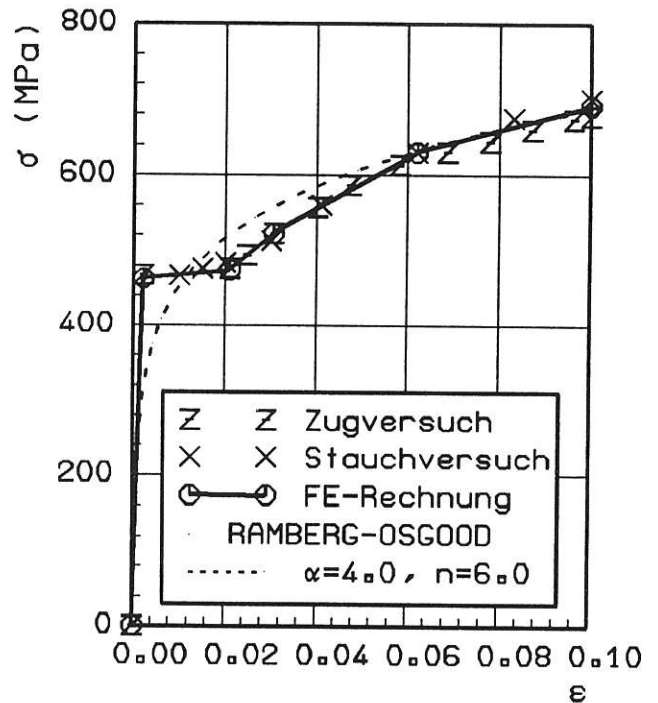


Bild 3.1.1-1b:

Materialeigenschaften, Zug- und Druckversuch, FE-Rechnung, RAMBERG-OSGOOD-Approximation StE 460

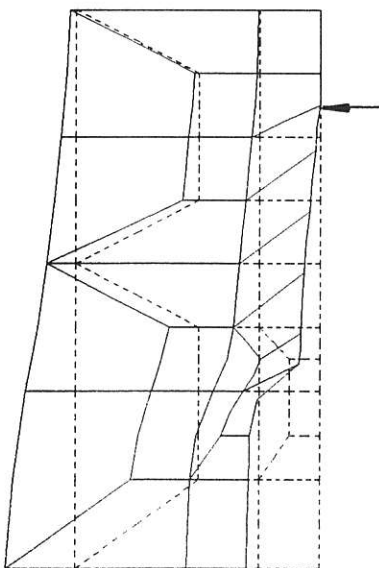


Bild 3.1.1-2a:

Numerische Simulation des Rißfortschritts
ADINA mit FhIWM-Modell:
kombinierte Knotenversetzung
und -freisetzung

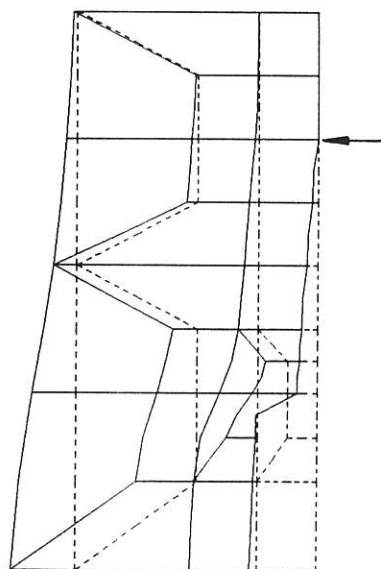


Bild 3.1.1-2b:

Numerische Simulation des Rißfortschritts
EPF: Knotenfreisetzung

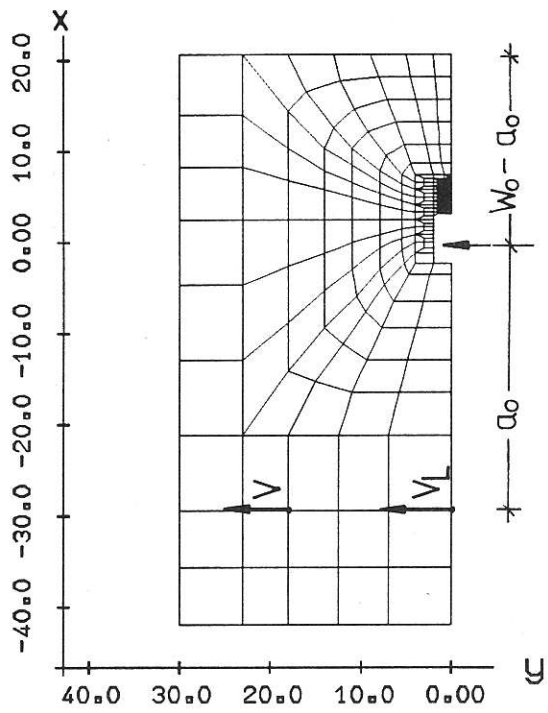


Bild 3.1.1-3:

FE-Netz der CT-Proben (1 und 2)

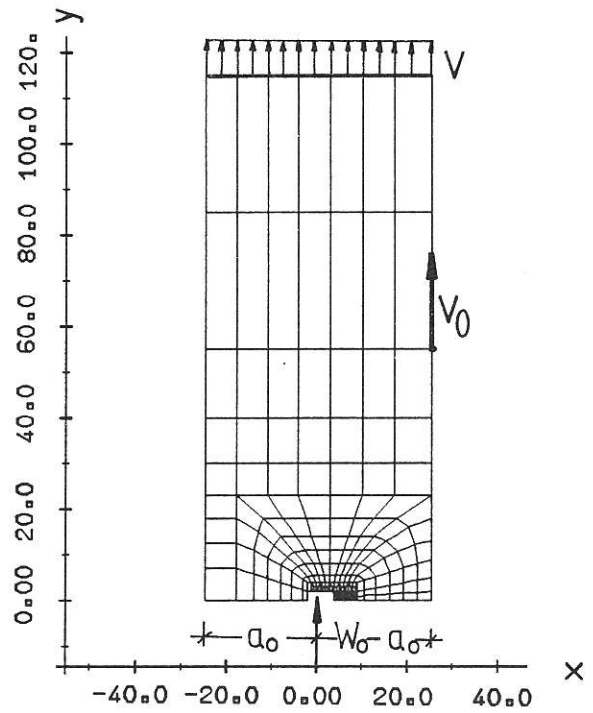


Bild 3.1.1-4:

FE-Netz der CCT-Probe (3)

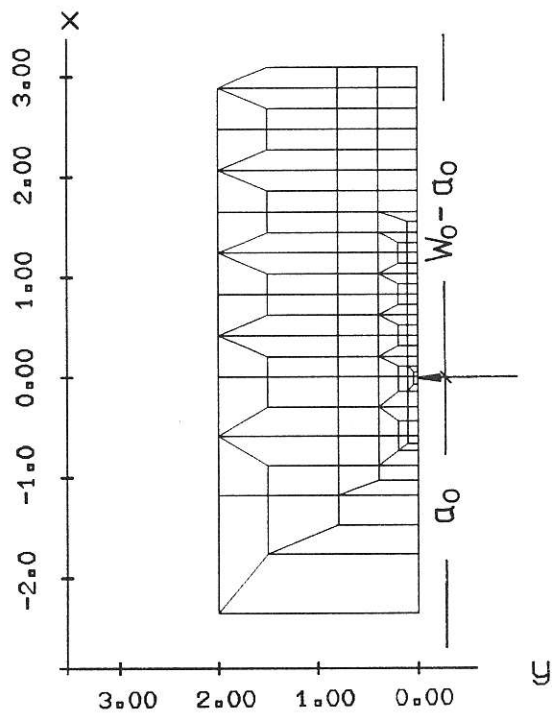


Bild 3.1.1-5:

Elementierung der Rißumgebung

3.1.1.2 Ergebnisse der FE-Analysen

Globale Werte: Vergleich von Versuch und Rechnung

Für einen Vergleich der Versuche mit den Verschiebungs-gesteuerten Rechnungen stehen die Last-Verformung-Kurven und die Reißwiderstandskurven zur Verfügung. Erstere sind in den Bildern 3.1.1-6a,b,c für alle drei Proben dargestellt. Da die FE-Rechnungen an ebenen Modellen der Dicke "Eins" durchgeführt sind, waren die numerisch ermittelten Kräfte mit anzunehmenden "effektiven" Probendicken zu multiplizieren; hierfür wurden die Nettodicken B_n verwendet. Die insgesamt geringen Abweichungen zwischen Rechnung und Versuch können zum Teil auch in dieser Annahme begründet sein. Genauerem Aufschluß hierüber kann nur eine dreidimensionale FEM-Analyse liefern. Bei den beiden CT-Proben (Bild 3.1.1-6a,b) fällt auf, daß das Maximum der Last-Verformung-Kurve in der Rechnung früher als im Versuch erreicht wird.

Als "J-Integral" hat man die Energiefreisetzungsrate nach der VCE-Methode oder das Linienintegral - jeweils im "Fernfeld" - aus den FE-Rechnungen und die aus der $F(V_L)$ - bzw. $F(V_0)$ -Kurve berechneten experimentellen Werte, die im Bild 3.1.1-7 gegenübergestellt sind. Versuch und Rechnung stimmen hier gut überein. Der Vergleich der J_R -Kurven der drei Proben im Bild 3.1.1-7 verdeutlicht, daß für die beiden vorliegenden, hinsichtlich ihrer R-Kurven fast identischen Werkstoffe der Einfluß der Probengeometrie den des Materials deutlich überwiegt. Bezieht man auch Werkstoffe niedrigerer und höherer Zähigkeiten in die Betrachtung ein, so liegt der Geometrieinfluß auf die J_R -Kurven in jedem Falle in der gleichen Größenordnung wie der des Materials, eine der möglichen Verwendung als "Materialkennlinien" ausgesprochen abträgliche Eigenschaft!

Während die Ergebnisse aus der Ermittlung über ein Linienintegral und nach der VCE-Methode zu praktisch identischen Ergebnissen führen [12], da ihnen lediglich mathematische Umformungen nach dem Gaußschen Satz zugrunde liegen, hängt die Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Werten von der Güte der verwendeten Auswertungsformel ab. Im Falle der CT-Proben existieren hierfür Richtlinien [13, 14, 15, 16]; bei der CCT-Probe kann nur auf gängige Auswertungsverfahren aus der Literatur zurückgegriffen werden [17, 18, 19]. Legt man für einen Vergleich dieser Verfahren nicht die experimentellen Daten, sondern die jeweiligen gerechneten F-V-Kurven zugrunde, so zeigen sich zwar keine erheblichen, aber immerhin merkliche Unterschiede (Bilder 3.1.1-8a,b,c), die größer als die Differenzen zwischen Rechnung und Versuch sind. Für größere Δa -Werte kann man noch erheblich stärkere Abweichungen der verschiedenen Auswertungsformeln erhalten [20, 21].

Wegabhängigkeit des J-Integrals

Die Bezeichnung J im "Fernfeld" bedeutet, daß J aus der Arbeit der äußeren Kräfte (wie bei seiner experimentel-

len Bestimmung) oder (in der FE-Rechnung) hinreichend weit vom Reiß entfernt ermittelt werden muß. Bekanntlich zeigt J mit zunehmender Plastizierung eine immer stärkere "Wegabhängigkeit" zur Reißspitze hin, und es werden in der Literatur "Größenbedingungen" für die "J-Dominanz" angegeben [22, 23]

$$\left. \begin{array}{l} W - a_0 \\ B \end{array} \right\} > M J / R_y, \quad (1)$$

wobei M ein für Biege- oder Zugbelastung unterschiedlich großer Faktor [24] und R_y die "Fließspannung" ist. Die Wegabhängigkeit verstärkt sich mit Beginn des Reißwachstums, und die Größenbedingung (Gleichung 1) wird deshalb um Bedingungen für "J-kontrolliertes Reißwachstum" ergänzt [13, 14, 15, 16, 25, 26, 27]

$$\omega = \frac{W-a}{J_i} \frac{dJ_R}{da} \bigg|_{J_i} \gg 1 \quad (2)$$

$$\text{und} \quad \Delta a_{\max} \leq \alpha_m (W - a_0) \quad (3)$$

Auch der Faktor α_m ist abhängig von der Art der Belastung. Die Angaben über M und α_m sind uneinheitlich, ebenso darüber, welcher Wert als R_y zu verwenden ist (Tabelle 3.1.1-5); dies führt zu teilweise erheblich voneinander abweichenden Gültigkeitsaussagen [20]. Die Gültigkeitsgrenzen entsprechend den Gleichungen 1 und 3 nach DVM [15] für die CT-Proben bzw. nach Schwalbe und Hellmann [27] für die CCT-Probe sind in die Bilder 3.1.1-8a,b,c eingezeichnet. Danach erfüllen beide CT-Proben die Gültigkeitskriterien, während für die CCT-Probe praktisch kein Gültigkeitsbereich existiert.

Zur Untersuchung der Wegabhängigkeit von J wurden verschieden große Bereiche (Bilder 3.1.1-9a,b) für die virtuelle Reißverschiebung ausgewählt, wobei Sorge getragen wurde, daß die Länge des Bereichs stets größer als das maximal erreichte Reißwachstum war, also die Bereichsgrenzen vom Reißwachstum nicht berührt werden. Die hierfür berechneten Nahfeld-Werte, J_{nf} , in den Bildern 3.1.1-10a,b,c zeigen mit Initiierung des Reißwachstums erhebliche "Wegabhängigkeiten". Dieses Ergebnis ist unabhängig davon, ob die Berechnung von J als Linienintegral, wie in EPF, oder nach der VCE-Methode erfolgt, und ebenso unabhängig davon, ob eine geometrisch lineare oder nichtlineare Rechnung (MNO oder UL) durchgeführt wird [5, 20]. Weitere Auswertungen haben gezeigt, daß die Länge des Integrationsweges bzw. des virtuell verschobenen Bereichs praktisch keinen Einfluß auf den ermittelten J-Wert hat, sofern der Weg hinreichend lang gegenüber Δa_{\max} ist; seine Höhe h ist dagegen von entscheidendem Einfluß (Bilder 3.1.1-11a,b). Ein endlicher Grenzwert für $h \rightarrow 0$ scheint nicht zu existieren, was entsprechende Überlegungen von Rice [28] bestätigt. Damit hängt der kleinste zu ermittelnde J-Wert letztlich von der Feinheit des Elementnetzes ab.

Rißspitzenöffnung (CTOD) und -öffnungswinkel (CTOA) bei Rißwachstum

Alternativ zur Verwendung von $J(\Delta a)$ -Kurven werden Rißwiderstandskurven auf der Grundlage von CTOD und CTOA auch bei größerem Rißwachstum als weniger geometrieabhängig empfohlen [27]. Da es sich hierbei um Größen im Rißspitzennahfeld handelt, werden sie - im Gegensatz zum Fernfeld-J-Integral - von den verschiedenen Methoden der numerischen Rißwachstumsimulation (Knotenversetzung und/oder Knotenfreisetzung, Bilder 3.1.1-2a,b) ebenso beeinflusst wie von der Elementierung im Rißspitzenbereich sowie der Berücksichtigung geometrischer Nichtlinearitäten [5]. Im vorliegenden Fall sind diese Einflüsse jedoch ausgeschaltet, da bei allen drei Rechnungen gleiche Bedingungen geschaffen wurden, die mindestens die Vergleichbarkeit der Ergebnisse für die drei Proben untereinander sicherstellen sollten.

Im Falle eines stehenden Risses wird die Rißspitzenöffnung bei FE-Rechnungen entsprechend der HRR-Feld-Theorie als Aufweitung am Schnittpunkt des Rißöffnungsprofils mit zwei 45° -Sekanten definiert [29]. Das so ermittelte δ_t hängt auch bei starker Plastizierung linear mit dem J-Integral zusammen [30]. Diese Definition versagt bei Rißfortschritt, kann aber sinngemäß übertragen werden [2, 5], indem die Rißflanken linear extrapoliert und mit zwei von der momentanen Rißspitze unter $\pm 45^\circ$ ausgehenden Geraden geschnitten werden (Bild 3.1.1-12). Die so definierte fiktive Rißöffnungsgröße δ_t^* zeigt auch weiterhin eine nahezu lineare Abhängigkeit von J (Bild 3.1.1-13). Für eine experimentelle Ermittlung ist diese Definition jedoch ungeeignet. *Schwalbe & Hellmann* [27] haben deshalb als meßbare Größe δ_5 eingeführt, die sich in der Größe nur wenig von δ_t unterscheidet [5]. Bild 3.1.1-14 zeigt die R-Kurven der drei Proben auf der Basis von δ_5 . Auch hier ist der Einfluß der Probengeometrie größer als der Unterschied zwischen den beiden betrachteten Werkstoffen.

Als weitere signifikante Größe bei Rißfortschritt wird der Öffnungswinkel (CTOA) angesehen, der aufgrund experimenteller Erfahrungen nach einer "Anlaufphase" bei beginnendem Rißfortschritt gegen einen stationären Wert strebt. Dies deutet sich auch in den FE-Rechnungen an (Bild 3.1.1-15). Jedoch stehen die numerische Empfindlichkeit der berechneten CTOA-Werte und ihre starke Abhängigkeit vom FE-Modell [5] einer Verwendung von CTOA als Materialkennwert ebenso im Wege wie der auch hier festzustellende deutliche Einfluß der Probengeometrie.

Spannungszustand in der Probe

Da im Technischen Bericht [5] eine ausführliche Darstellung der Spannungszustände für die Probe 1 gegeben wurde, beschränken sich die folgenden Darstellungen auf die beiden Proben aus StE 460.

Die Linien gleicher Misescher Vergleichsspannung $\sigma_v = (0,5, 1,0, 1,5, \dots)R_{eL}$ sind in den Bildern 3.1.1-16a,b

und 17a,b bei $\Delta a = 0$ (Initiierung) und Δa_{max} jeweils für die gesamte Probe dargestellt. Die Linie #2 gibt die Grenze der plastischen Zone an, solange keine Entlastungen durch Rißfortschritt auftreten. Man erkennt, daß das Ligament beider Proben bei Initiierung bereits voll plastiziert ist (Bilder 3.1.1-16a,b). Während die Größe der plastischen Zone bei Δa_{max} in der CT-Probe nur wenig verändert ist (Bild 3.1.1-17a), hat sie bei der CCT-Probe deutlich zugenommen (Bild 3.1.1-17b).

Isolinien der hydrostatischen Spannung $\sigma_h = (0,5, 1,0, 1,5, \dots)R_{eL}$ in der Rißspitzenumgebung sind in den Bildern 3.1.1-18a,b und 3.1.1-19a,b dargestellt. Sie zeigen höhere hydrostatische Spannungen in der CT- gegenüber der CCT-Probe.

Für eine Bewertung der Ergebnisse der Spannungsanalyse muß untersucht werden, wie diese von der FE-Elementierung und ggf. der Rechenstrategie abhängen. Über den Einfluß der Elementgröße an der Rißspitze findet man Ergebnisse bei *Bartmann u. Mitarb.* [5]. Hier werden zwei weitere Punkte behandelt, nämlich

- Einfluß der Art der Elemente: singuläre kollabierte Elemente an der Rißspitze bei a_0 gegenüber gewöhnlichen Rechteck-Elementen,
- Einfluß großer Verzerrungen: MNO- gegenüber UL-Rechnung.

Bild 3.1.1-20 zeigt den Vergleich verschiedener Elementierungen am Beispiel der größten Normalspannung σ_{yy} im Ligament bei Initiierung ($\Delta a = 0$) für Probe 2 und die Bilder 3.1.1-21 und 22 den Vergleich MNO zu UL bei $\Delta a = 0$ und Δa_{max} für Probe 1. Für $\Delta a = 0$ sind zusätzlich die Ergebnisse der HRR-Lösung mit n und α nach Tabelle 3.1.1-2 eingetragen. Zwischen kollabierten Elementen und Rechteckelementen ist kein Unterschied bei den Spannungswerten zu erkennen (Bild 3.1.1-20). Die UL-Rechnung zeigt den bekannten Unterschied zur MNO-Rechnung im Nahfeld [30], nämlich die Ausbildung eines Spannungsmaximums infolge der plastischen Ausrundung der Rißspitze bis zur Initiierung (Bild 3.1.1-21). Bei Δa_{max} sind die Unterschiede zwischen UL- und MNO-Rechnung klein gegenüber den numerischen Oszillationen infolge der Spannungsumlagerungen bei Rißwachstum (Bild 3.1.1-22).

Deutliche Unterschiede in den Spannungsverläufen bestehen zwischen der CT- und der CCT-Probe (Bilder 3.1.1-23a,b bis 3.1.1-26a,b), obwohl beide unter der Annahme eines EVZ gerechnet wurden. Während die Rißöffnungsspannungen σ_{yy} der CT-Probe bei Initiierung ($\Delta a = 0$) in einem endlichen Bereich entsprechend der HRR-Theorie für den EVZ J-dominiert sind (Bilder 3.1.1-20, 23a, 25a), liegen sie in der CCT-Probe erheblich niedriger (Bilder 3.1.1-23b, 25b). Mit wachsendem Riß bleiben sie - trotz steigendem J - in der CT-Probe nahezu konstant (Bilder 3.1.1-23a, 25a), während sie in der CCT-Probe ansteigen (Bilder 3.1.1-23b, 25b). Entsprechendes ist für den "Mehrsigkeitsquotienten" aus hydrostatischer Spannung und Vergleichsspannung zu beobachten. Er liegt bei der CT-Probe höher und damit näher am EVZ-Wert der HRR-Theorie (Bilder 3.1.1-24a, 26a) als bei der CCT-Probe (Bilder 3.1.1-24b,

26b), bleibt aber in ersterer mit wachsendem Riß etwa konstant, während er in der CCT-Probe ansteigt. In den Bildern 3.1.1-25a,b und 26a,b wurde die zur Veranschaulichung der HRR-Dominanz dienende doppelt-logarithmische und normierte Darstellung gewählt [30].

Mit Beginn des Rißwachstums verschiebt sich auch die Lage der Spannungs- und Mehrachsigenmaxima vor der Rißspitze. Während sie bei der plastisch ausgerundeten Rißspitze vor der Initiierung im Abstand von $r \approx (1 \div 2) \delta_t$ liegen [30], wandern sie nach Initiierung direkt an die Rißspitze, da die plastische Ausrundung des wachsenden Risses vernachlässigbar klein geworden ist (vgl. Bild 3.1.1-2).

Der Anstieg der Mehrachsigen infolge des "Anspitzens" des Risses nach der Initiierung bei der CCT-Probe im Gegensatz zur CT-Probe, wo die Mehrachsigen auch bei Rißwachstum auf vergleichsweise höherem Niveau

etwa gleich bleibt, müßte sich nach dem Konzept mehrachsigenabhängiger J_R -Kurven in einer Abnahme von dJ_R/da mit Δa bei CCT-Proben auswirken, wie Bild 3.1.1-27 bestätigt. Die Ableitungen der J_R -Kurven wurden dabei mit den Koeffizienten aus Tabelle 3.1.2.1-4 berechnet und über den χ -Werten aus den Rißfortschrittsanalysen der Proben 2 und 3 aufgetragen. Für $\Delta a < 1.5$ mm ist der Abfall von dJ_R/da bei Probe 3 (CCTsg) mit einem Anstieg der Mehrachsigen χ verbunden, während die beiden höchsten Δa -Werte, 2.0 und 2.4 mm, nicht in diese Tendenz passen. Ob die letztgenannte Diskrepanz durch numerische Probleme der Spannungsermittlung bei größerem Rißwachstum hervorgerufen wird, muß in weiteren Untersuchungen geklärt werden. Zwecks Übertragung auf das Rißwiderstandsverhalten fehlerbehafteter Bauteile wurde der hier an den beiden Proben aus StE 460 gefundene Zusammenhang zwischen dJ_R/da und χ durch eine Ausgleichsfunktion approximiert; Einzelheiten hierzu siehe im Kapitel 3.2.1.3.

Tabelle 3.1.1-5: Gültigkeitsgrenzen für J-kontrolliertes Rißwachstum

Belastung Probenart		Biegung CT, SECB	Zug CCT
ASTM E 813 [13]	M R_y ω_{min} α_m	15 ÷ 25 $R_{p0.2}$ oder $\frac{1}{2} (R_{p0.2} + R_m)$ - -	- - -
ASTM E 1152 [14]	M R_y ω_{min} α_m	20 $\frac{1}{2} (R_{p0.2} + R_m)$ - 0.10	- - -
DVM [15]	M R_y ω_{min} α_m	25 $R_{eL}, R_{p0.2}$ - 0.10	- - - -
EGF [16]	M R_y ω_{min} α_m	25 $\frac{1}{2} (R_{p0.2} + R_m)$ - 0.06	- - - -
Shih [23, 24, 25]	M R_y ω_{min} α_m	25 ÷ 50 yield stress [$R_{eL}, R_{p0.2}$] - 0.06	200 - -
McMeeking [22] Hutchinson [26]	M R_y ω_{min} α_m	25 ÷ 50 flow stress [$\frac{1}{2} (R_{eL} + R_m)$] 10 -	200 80 -
Schwalbe [27]	M R_y ω_{min} α_m	25 ÷ 50 R_{eL} 10 0.06	200 R_{eL} 80 0.01

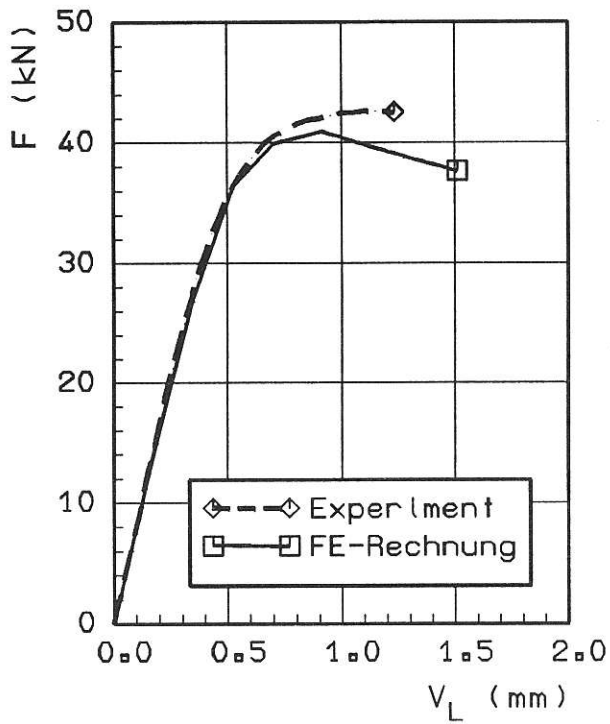


Bild 3.1.1-6a:

Last-Verformung-Kurven,
Versuch und FE-Rechnung
Probe 1: CT, 20 MnMoNi 5 5

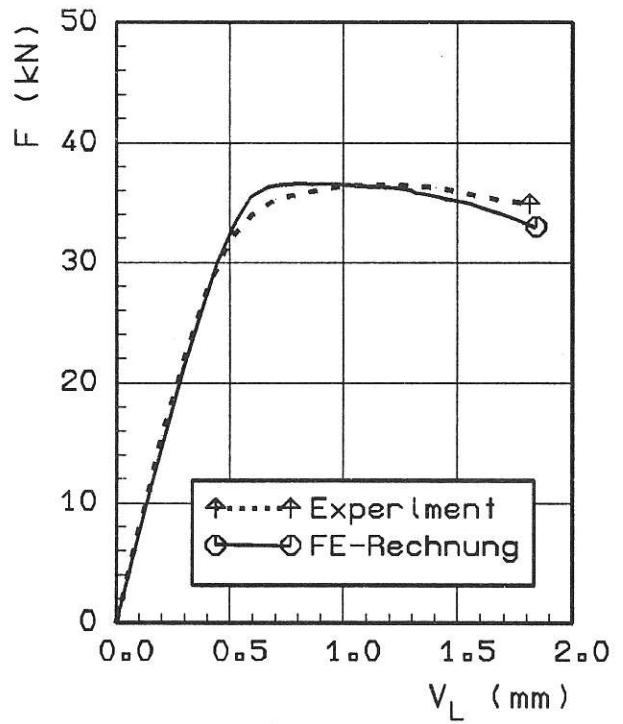


Bild 3.1.1-6b:

Last-Verformung-Kurven,
Versuch und FE-Rechnung
Probe 2: CT, StE 460

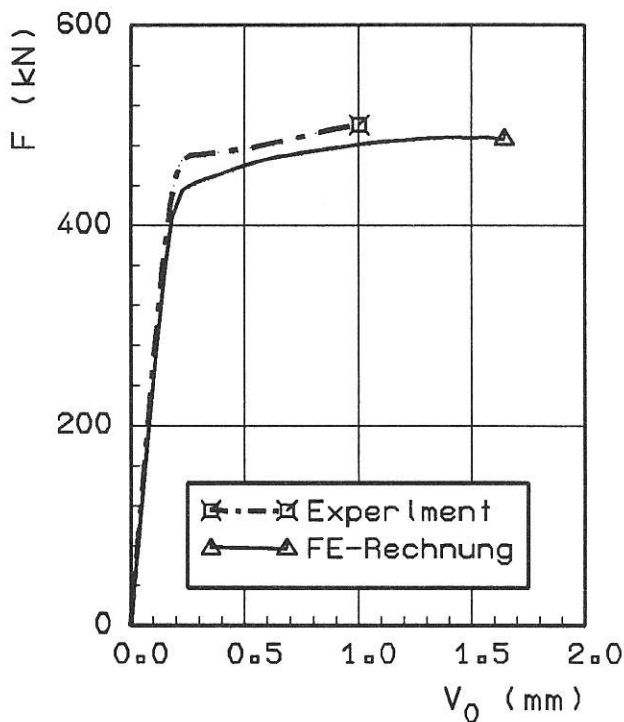


Bild 3.1.1-6c:

Last-Verformung-Kurven,
Versuch und FE-Rechnung
Probe 3: CCT, StE 460

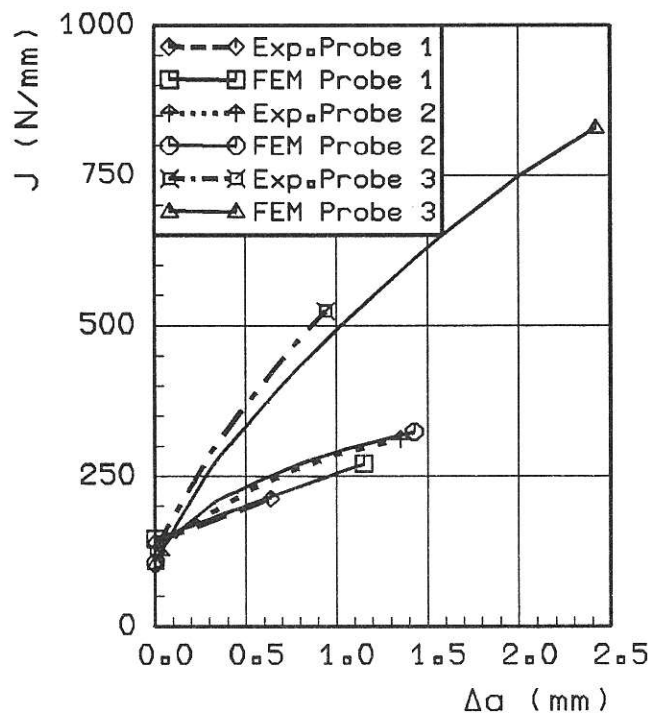


Bild 3.1.1-7:

J-Rißwiderstandskurven,
Versuch und FE-Rechnung

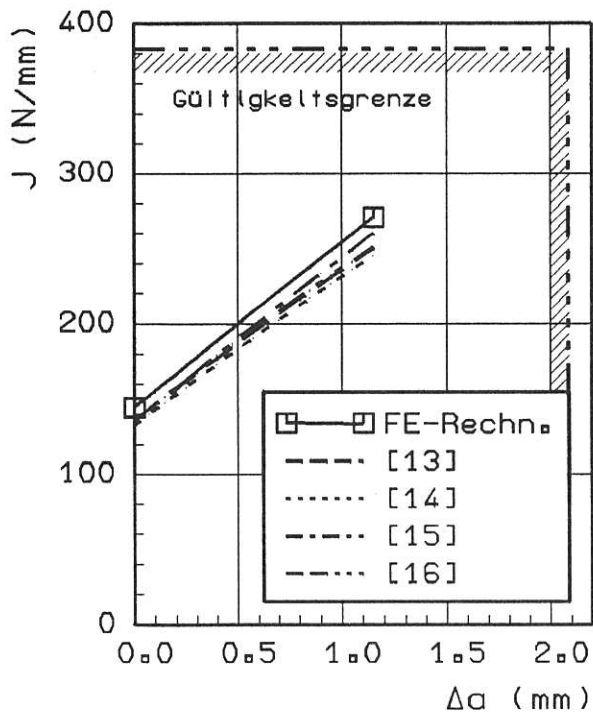


Bild 3.1.1-8a:

J-R-βwlderstandskurven,
 Vergleich der Berechnungsmetho-
 den, Gültigkeitsgrenze n. [15]
 Probe 1: CT, 20 MnMoNl 5 5

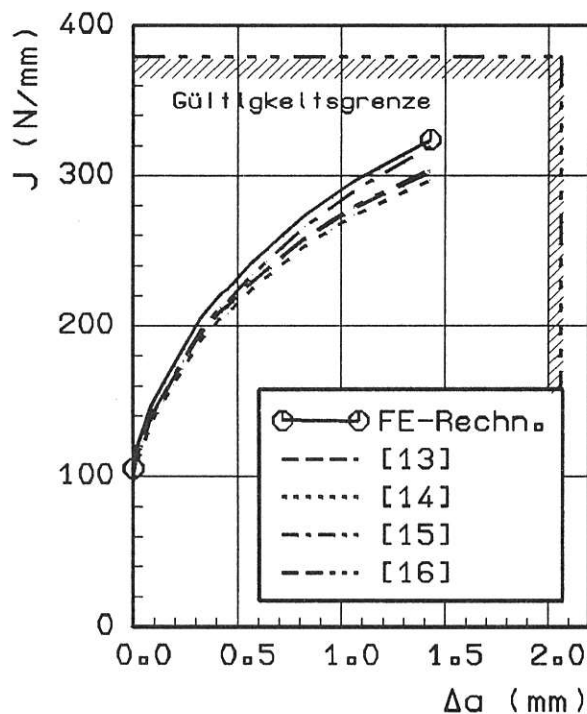


Bild 3.1.1-8b:

J-R-βwlderstandskurven,
 Vergleich der Berechnungsmetho-
 den, Gültigkeitsgrenze n. [15]
 Probe 2: CT, StE 460

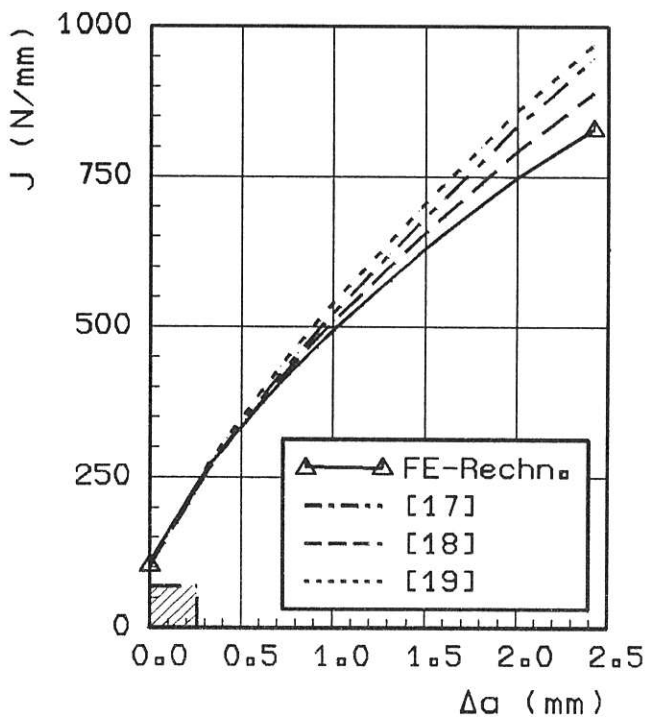


Bild 3.1.1-8c:

J-R-βwlderstandskurven,
 Vergleich der Berechnungsmetho-
 den, Gültigkeitsgrenze n. [27]
 Probe 3: CCT, StE 460

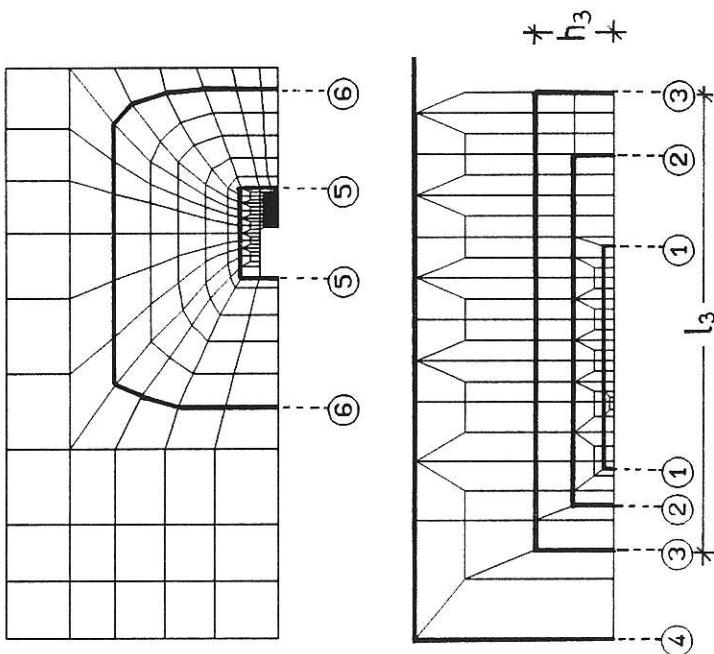


Bild 3.1.1-9a:

Bild 3.1.1-9b:

Virtuell verschobene
Berelche
zur Ermittlung von J ,
gesamte Probe

Virtuell verschobene
Berelche
zur Ermittlung von J ,
Ausschnitt
Rißumgebung

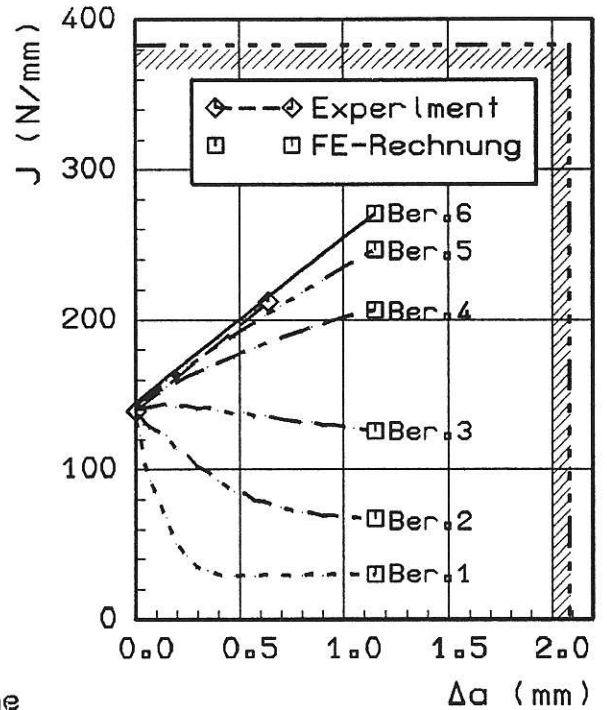


Bild 3.1.1-10a:

J-Rißwiderstandskurven
In Nah- und Fernfeld
Gültigkeitsgrenze nach [15]
Probe 1: CT, 20 MnMoNi 5.5

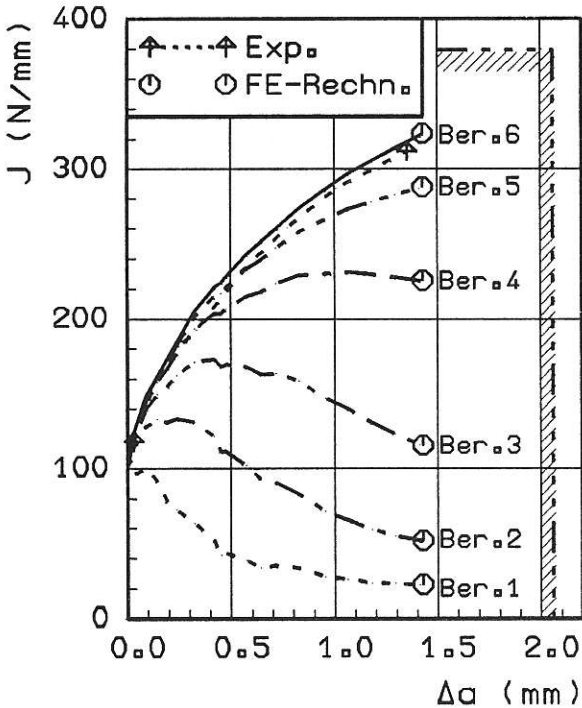


Bild 3.1.1-10b:

J-Rißwiderstandskurven
In Nah- und Fernfeld
Gültigkeitsgrenze nach [15]
Probe 2: CT, StE 460

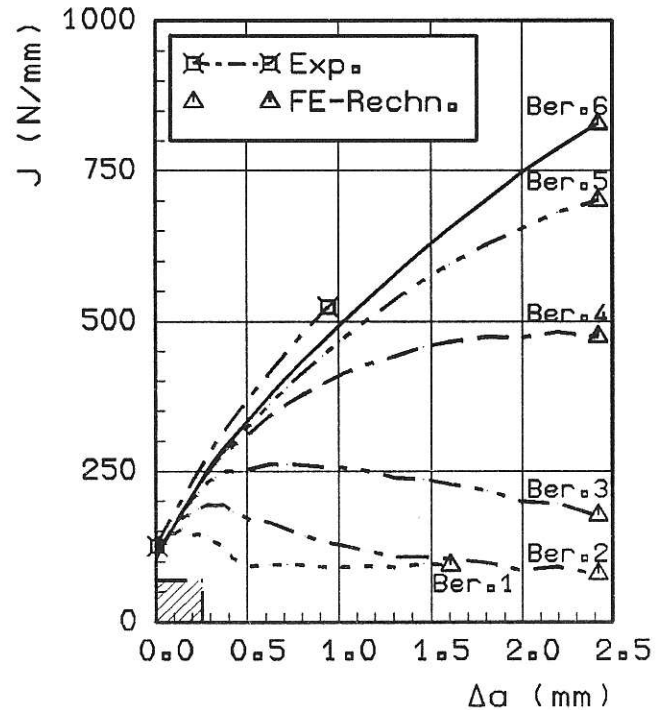


Bild 3.1.1-10c:

J-Rißwiderstandskurven
In Nah- und Fernfeld
Gültigkeitsgrenze nach [27]
Probe 3: CCT, StE 460

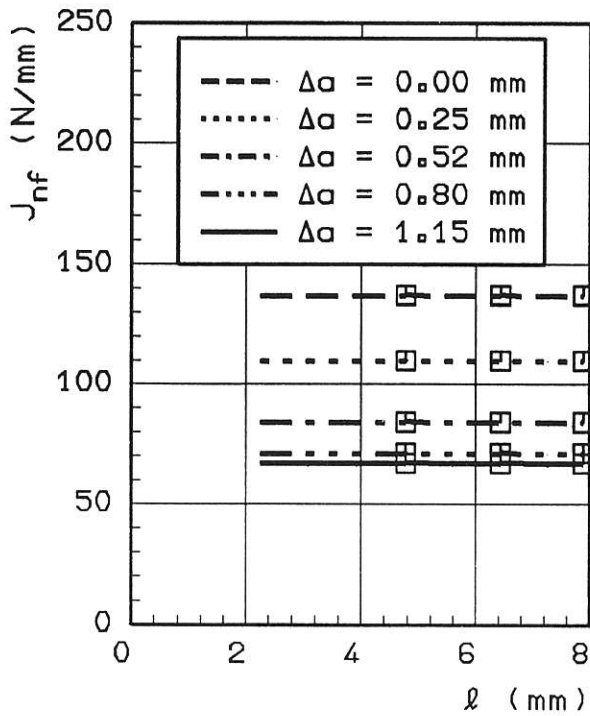


Bild 3.1.1-11a:

Wegabhängigkeit von J_{nf} ,
Einfluß der Bereichslänge

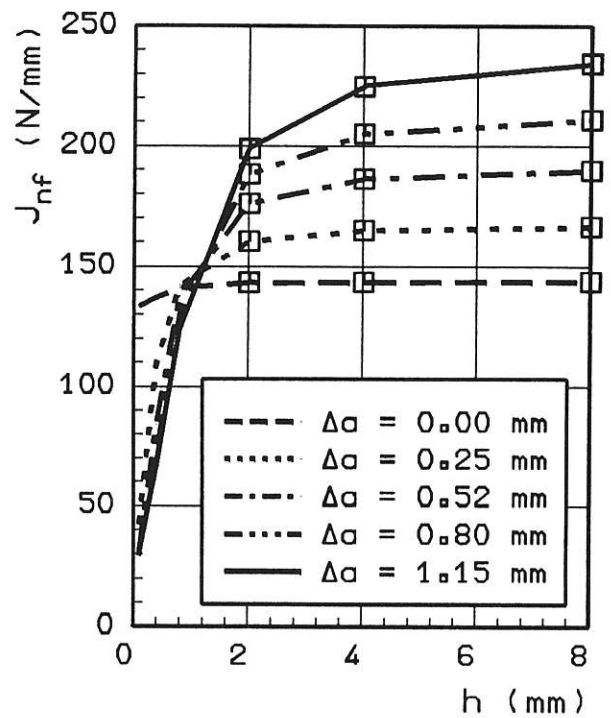


Bild 3.1.1-11b:

Wegabhängigkeit von J_{nf} ,
Einfluß der Bereichshöhe

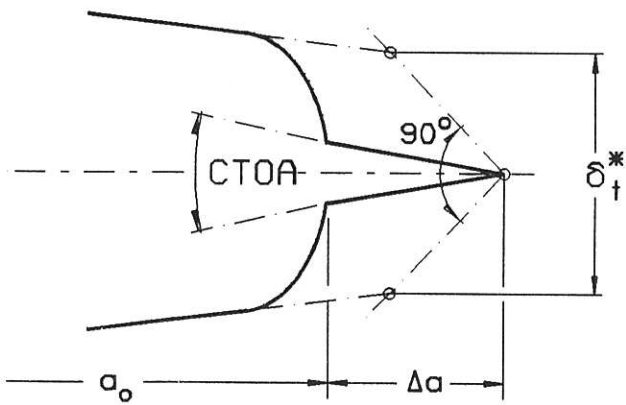


Bild 3.1.1-12:

Definition von δ_t^* und CTOA

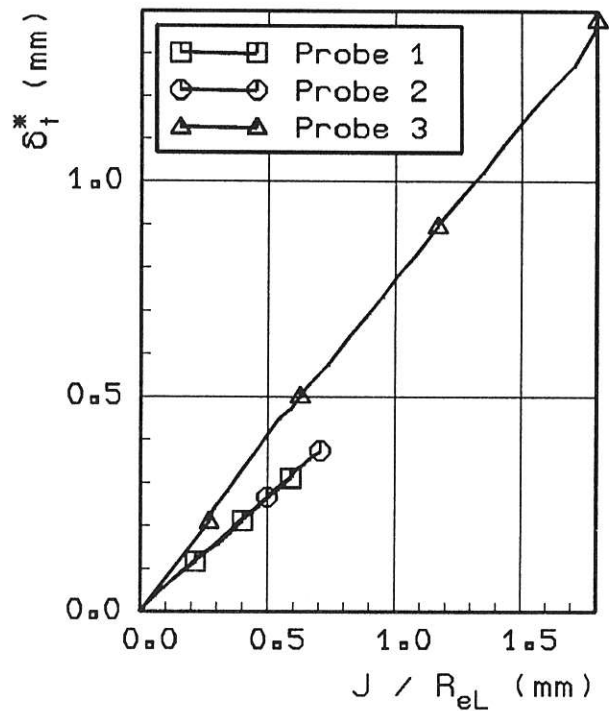


Bild 3.1.1-13:

Zusammenhang von J und δ_t^*

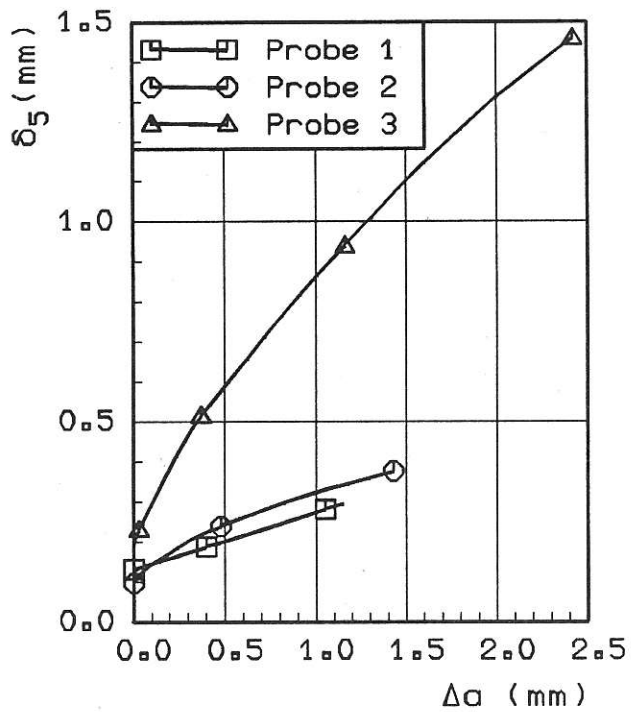


Bild 3.1.1-14:

CTOD-Rißwiderstandskurven

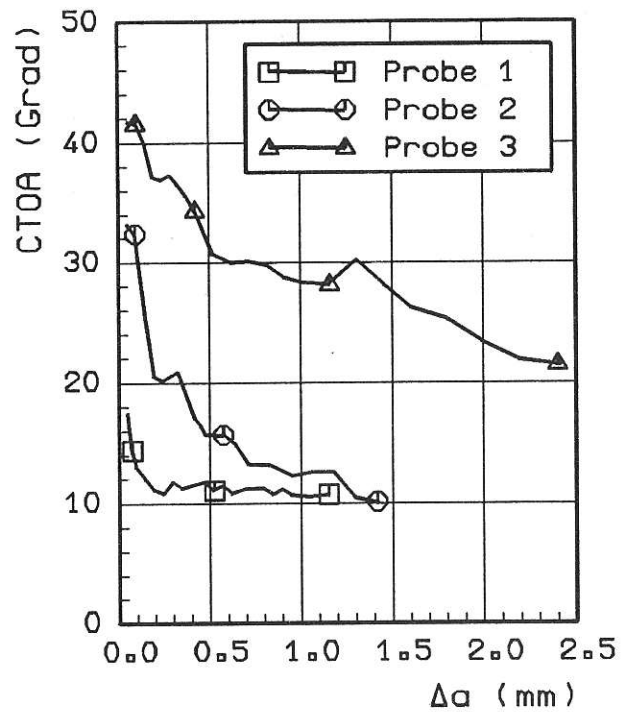


Bild 3.1.1-15:

CTOA-Rißwiderstandskurven

1 = 230.00
2 = 460.00
3 = 690.00
4 = 920.00

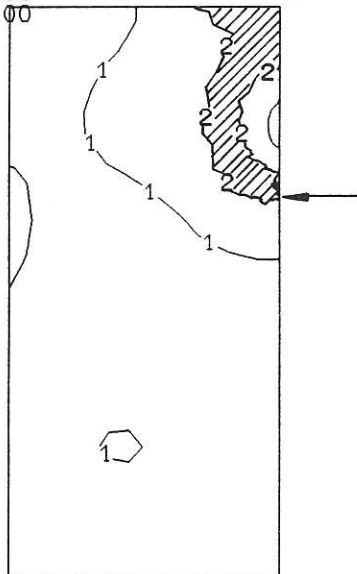


Bild 3.1.1-16a:

Missessche Vergleichsspannung σ_v
bei Infiltration ($\Delta a=0$)
Probe 2

1 = 230.00
2 = 460.00
3 = 690.00
4 = 920.00

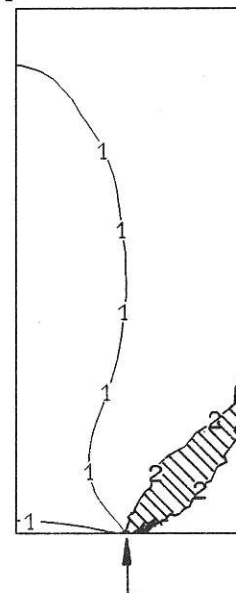


Bild 3.1.1-16b:

Missessche Vergleichsspannung σ_v
bei Infiltration ($\Delta a=0$)
Probe 3

- 1 =230.00
- 2 =460.00
- 3 =690.00
- 4 =920.00

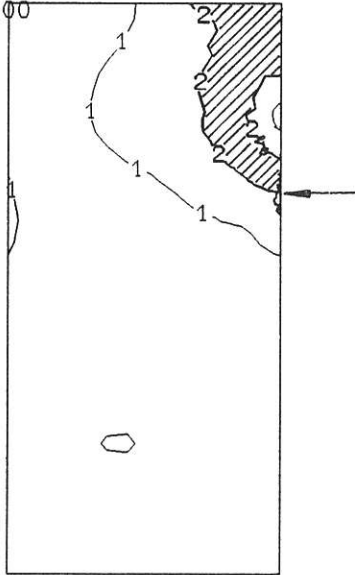


Bild 3.1.1-17a:

Mises'sche Vergleichsspannung σ_v
 bel Δa_{max}
 Probe 2

- 1 =230.00
- 2 =460.00
- 3 =690.00
- 4 =920.00

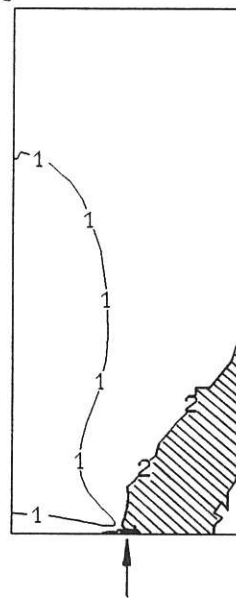


Bild 3.1.1-17b:

Mises'sche Vergleichsspannung σ_v
 bel Δa_{max}
 Probe 3

- 1 =230.00
- 2 =460.00
- 3 =690.00
- 4 =920.00

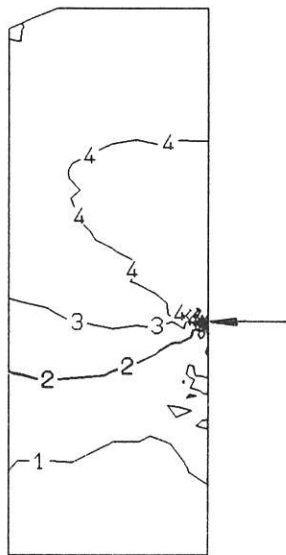


Bild 3.1.1-18a:

Hydrostatische Spannung σ_h
 bel Infiltration ($\Delta a=0$)
 Ausschnitt Rißumgebung
 Probe 2

- 1 =230.00
- 2 =460.00
- 3 =690.00
- 4 =920.00

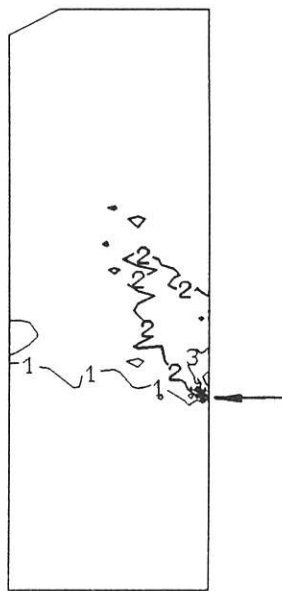
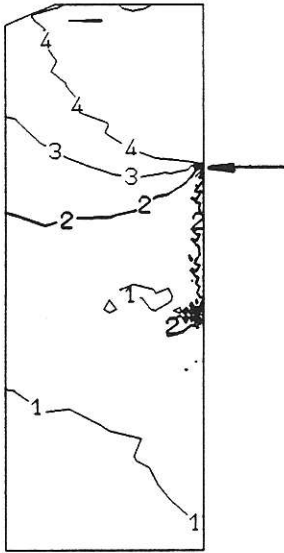


Bild 3.1.1-18b:

Hydrostatische Spannung σ_h
 bel Infiltration ($\Delta a=0$)
 Ausschnitt Rißumgebung
 Probe 3

1 =230.00
2 =460.00
3 =690.00
4 =920.00



1 =230.00
2 =460.00
3 =690.00
4 =920.00

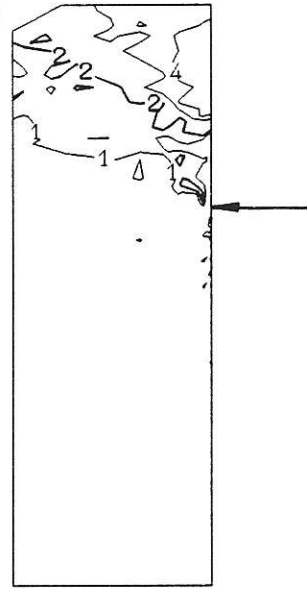


Bild 3.1.1-19a:

Hydrostatische Spannung σ_h
bel Δa_{\max}
Ausschnitt Rißumgebung
Probe 2

Bild 3.1.1-19b:

Hydrostatische Spannung σ_h
bel Δa_{\max}
Ausschnitt Rißumgebung
Probe 3

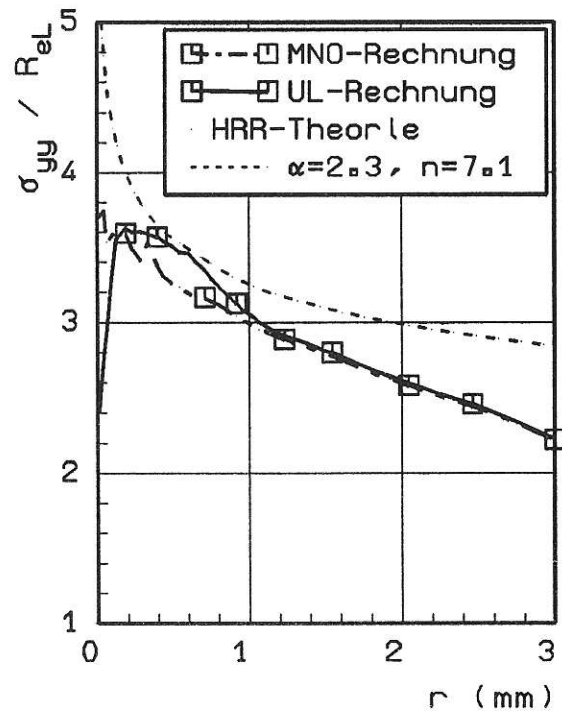
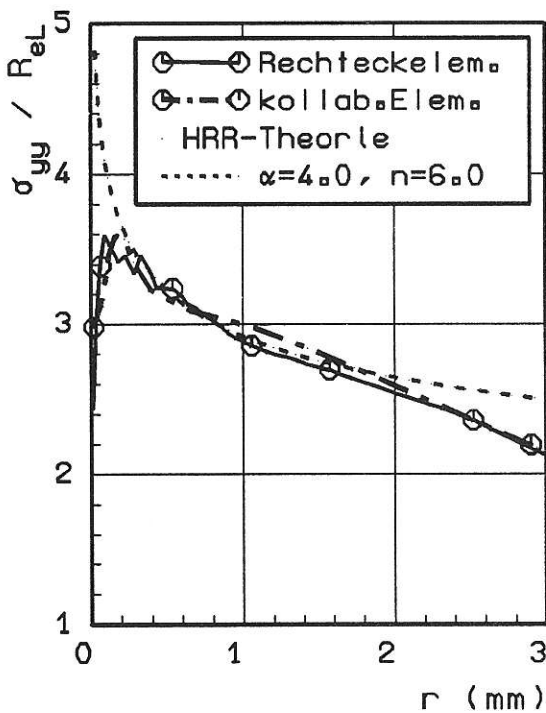


Bild 3.1.1-20:

Normalspannungen σ_{yy} im Ligament
bel Infiltration ($\Delta a=0$)
für Probe 2, Vergleich
kollabierter Elemente mit Rechteckelementen an der Rißspitze

Bild 3.1.1-21:

Normalspannungen σ_{yy} im Ligament
bel Infiltration ($\Delta a=0$)
für Probe 1,
Vergleich MNO- mit UL-Rechnung

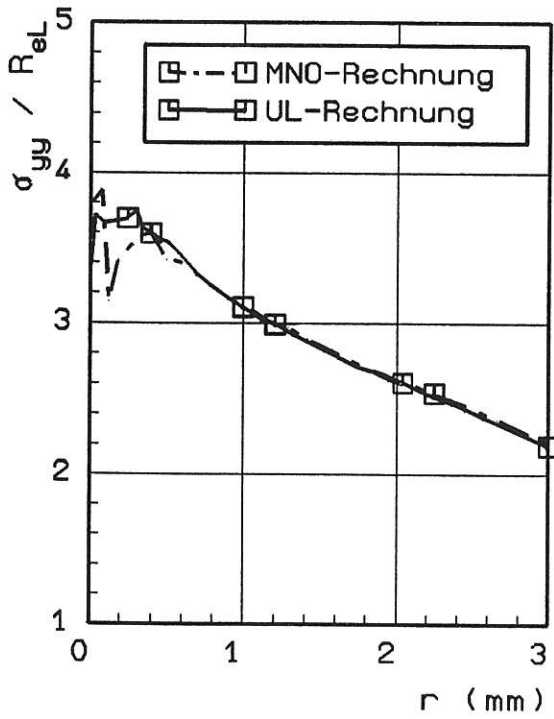


Bild 3.1.1-22:

Normalspannungen σ_{yy} im Ligament
 bei Δa_{max} für Probe 1,
 Vergleich MNO- mit UL-Rechnung

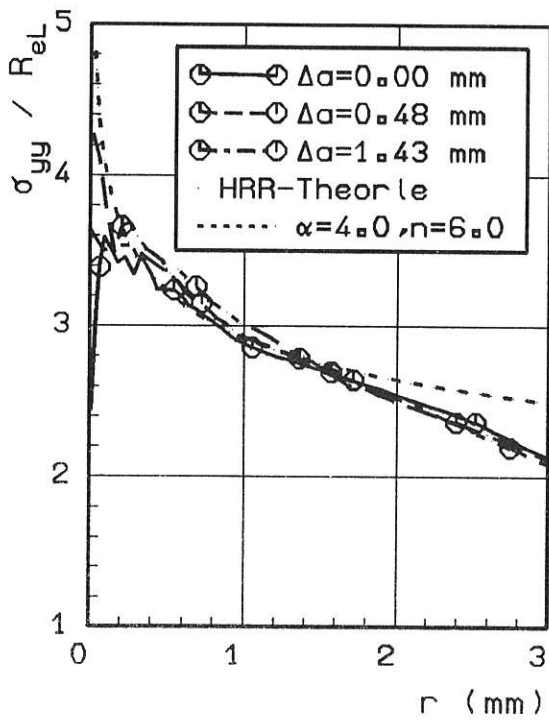


Bild 3.1.1-23a:

Normalspannungen σ_{yy} im Ligament
 ($0 \leq \Delta a \leq \Delta a_{max}$)
 Probe 2

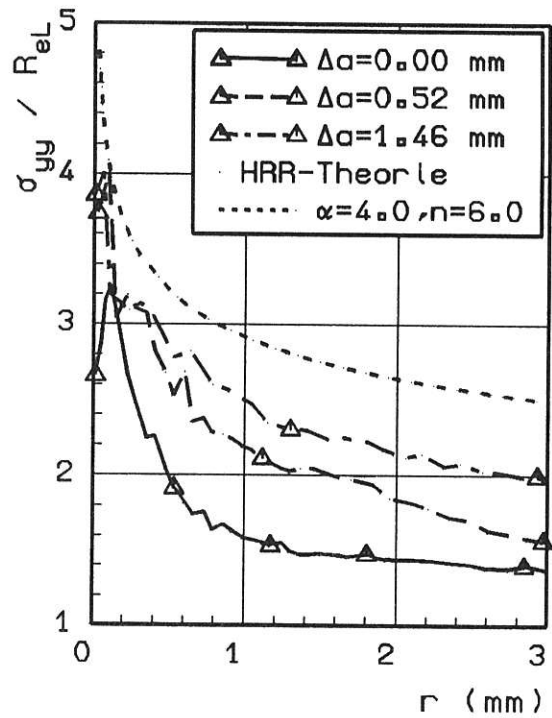
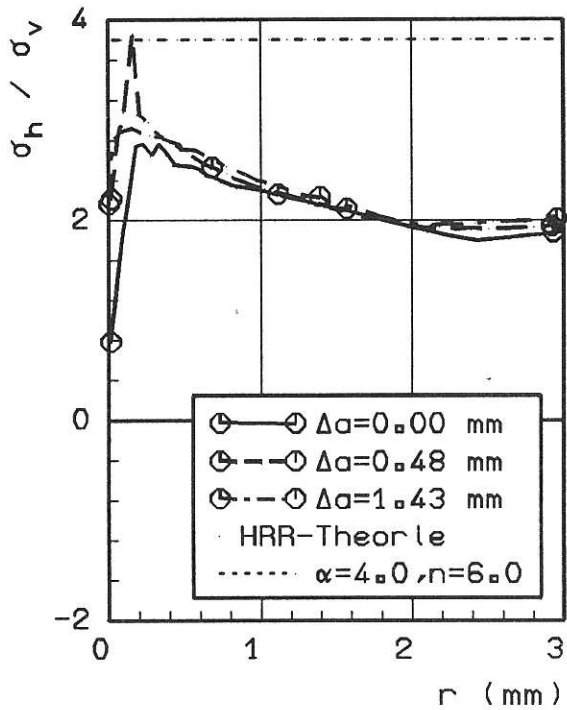


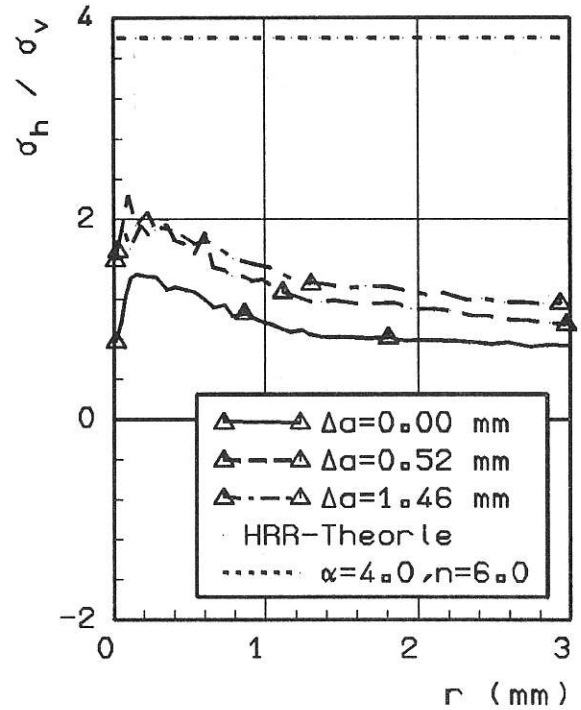
Bild 3.1.1-23b:

Normalspannungen σ_{yy} im Ligament
 ($0 \leq \Delta a \leq \Delta a_{max}$)
 Probe 3



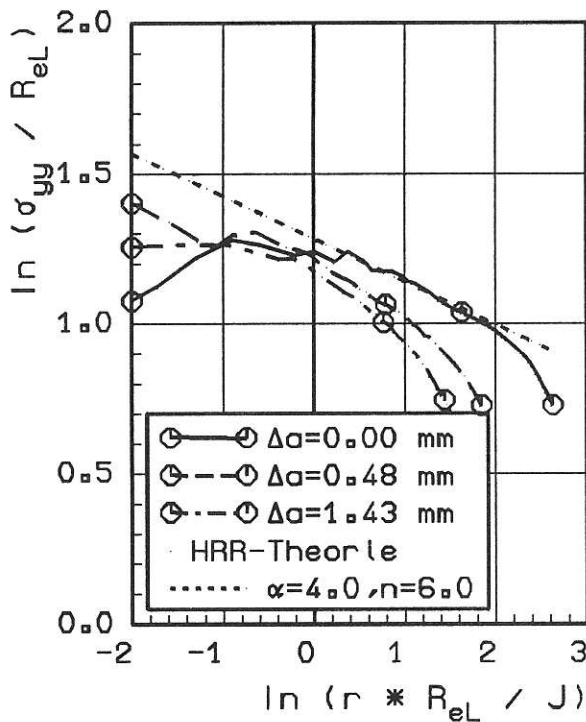
Blld 3.1.1-24a:

Mehrachslgkelt σ_h / σ_v im Ligament
 $(0 \leq \Delta a \leq \Delta a_{\max})$
 Probe 2



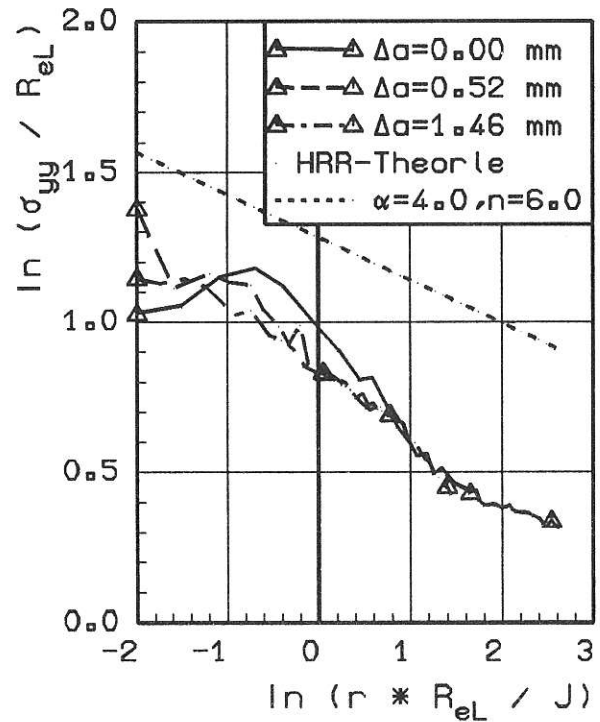
Blld 3.1.1-24b:

Mehrachslgkelt σ_h / σ_v im Ligament
 $(0 \leq \Delta a \leq \Delta a_{\max})$
 Probe 3



Blld 3.1.1-25a:

Normalspannungen σ_{yy} im Ligament
 $(0 \leq \Delta a \leq \Delta a_{\max})$
 Probe 2



Blld 3.1.1-25b:

Normalspannungen σ_{yy} im Ligament
 $(0 \leq \Delta a \leq \Delta a_{\max})$
 Probe 3

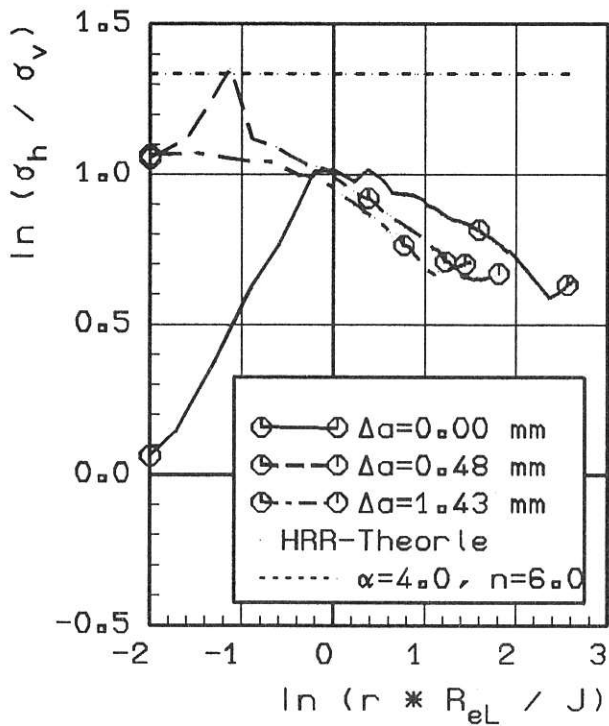


Bild 3.1.1-26a:

Mehrachslgkeit σ_h/σ_v im Ligament
 $(0 \leq \Delta a \leq \Delta a_{\max})$
 Probe 2

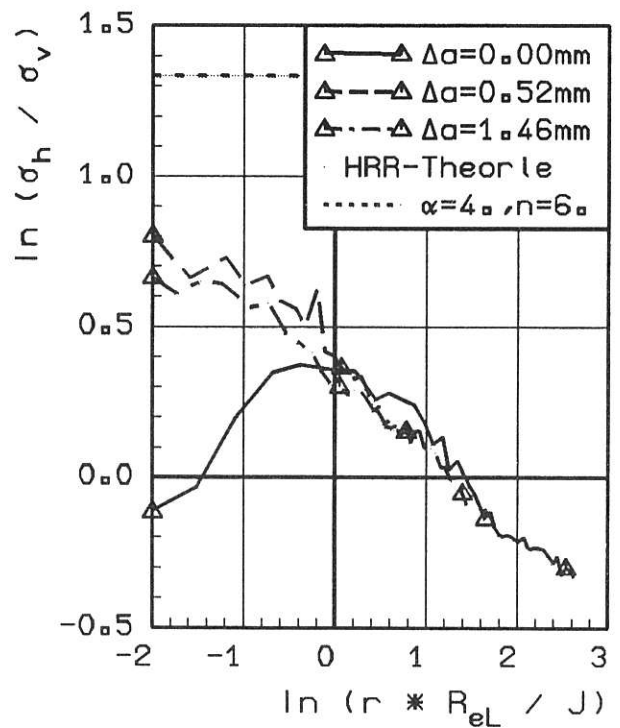


Bild 3.1.1-26b:

Mehrachslgkeit σ_h/σ_v im Ligament
 $(0 \leq \Delta a \leq \Delta a_{\max})$
 Probe 3

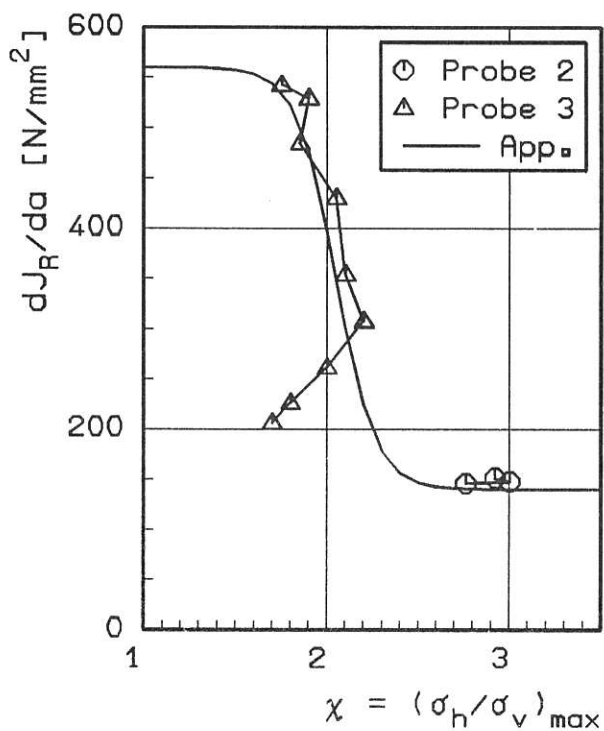


Bild 3.1.1-27:

Abhänglgkeit dJ_R/da von der
 Mehrachslgkeit χ
 Approximation nach Gl.(3.2.1.3-2)

3.1.1.3 Zusammenfassung

- Systematische Untersuchungen zur numerischen Simulation von Rißwachstum haben Aussagen über geeignete Elementierungen an der Rißspitze und Rechenstrategien geliefert, die dann für die vergleichende Analyse von zwei verschiedenen Probengeometrien zugrunde gelegt wurden.
- Die numerisch im Fernfeld ermittelten J_R -Kurven stimmen in allen Fällen gut mit dem Experiment überein. Nennenswerte Einflüsse von Rechenmodell und -strategie sind nicht festzustellen.
- Die für die experimentelle J-Ermittlung aus der Last-Verformungskurve üblichen Formeln liefern innerhalb der festgelegten Gültigkeitsgrenzen nicht erheblich vom Wert des Linienintegrals bzw. der Energiefreisetzungsrate abweichende Ergebnisse. Dennoch ist insbesondere bei größerem Rißwachstum auf mögliche Unterschiede verschiedener Definitionen und Berechnungsverfahren für J zu achten.
- Die J_R -Kurven aus FE-Rechnung und Versuch zeigen eine starke Abhängigkeit von der Probengeometrie bei beiden, hinsichtlich ihres Rißwiderstandsverhaltens nahezu gleichen Werkstoffen.
- Trotz Einhaltung der Größenbedingungen für J-kontrolliertes Rißwachstum bei den CT-Proben sind die im Nahfeld ermittelten J-Werte erheblich wegabhängig. Eine voll Null verschiedene untere Grenze für J_{nf} mit abnehmender Größe des Integrationsweges bzw. -bereiches konnte nicht festgestellt werden.
- Rißwiderstandskurven auf der Basis der Rißspitzenöffnung oder des Rißspitzenöffnungswinkels haben denselben erheblichen Einfluß der Probengeometrie wie die J_R -Kurven gezeigt und stellen deshalb - abgesehen von den Problemen der Meßbarkeit bei dicken und/oder seitengekerbten Proben sowie der Übertragbarkeit auf Bauteile - keine ernsthafte Alternative dar, zumal zwischen J und CTOD ein annähernd linearer Zusammenhang gefunden wurde.
- Die berechneten Spannungen im Nahfeld des Risses werden erheblich vom Rechenmodell (Rißwachstumsimulation, Elementgröße an der Rißspitze, geometrisch lineare oder nichtlineare Rechnung) beeinflusst. Mit wachsendem Riß treten numerische Spannungsschwankungen auf, die eine Interpretation der Ergebnisse zusätzlich erschweren. Bei Vergleichsrechnungen an unterschiedlichen Strukturen ist deshalb auf gleichartige Modellbildung zu achten.
- Trotz gleichartiger Behandlung als EVZ-Modell sind sowohl die Rißöffnungsspannungen σ_{yy} als auch der Mehrachsigenquotient σ_h/σ_v in der CCT-Probe merklich niedriger als in der CT-Probe. Dies dürfte das unterschiedliche Rißwiderstandsverhalten beider Proben erklären.

- Im Hinblick auf das Konzept mehrachsigenabhängiger J_R -Kurven konnte gezeigt werden, daß ein Ansteigen der Mehrachsigen während des Rißwachstums zu einer Abnahme der Steigung der R-Kurve führt.

Literatur zu 3.1.1:

- 1 BATHE, K.-J.: ADINA, A Finite Element Program for Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis. Watertown (USA): ADINA Eng. Inc., 1984. Report AE 84-1
- 2 SIEGELE, D.; SCHMITT, W.; STÖCKL, H.: Numerische Ermittlung des J-Integrals unter Berücksichtigung stabilen Rißwachstums. Freiburg: Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik, 1981. Bericht W 3/81
- 3 SIEGELE, D.; SCHMITT, W.: Determination and Simulation of Stable Crack Growth in ADINA. *Computers & Structures* 17 (1983), S. 697 - 703
- 4 YUAN, H.: Theoretical Research and Computative Analysis of J-Integral in Nonlinear Fracture Mechanics. Hangzhou: Zhejiang University, 1984. Master Thesis (chinesisch)
- 5 BARTMANN, S.; BROCKS, W.; NOACK, H.-D.; YUAN, H.: Numerische Simulation von stabilem Rißfortschritt. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 1987. Technischer Fachbericht zum Vorhaben "Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von Forschungsergebnissen auf dem Gebiet der Komponentensicherheit, Teilvorhaben: Werkstoffmechanik"
- 6 PARKS, D. M.: Virtual Crack Extension - A General Finite Element Technique for J-Integral Evaluation. In: *Proc. 1st Int. Conf. Numerical Methods in Fracture Mechanics*. Swansea (USA): 1978. S. 464 - 478
- 7 DeLORENZI, H. G.: On the Energy Release Rate and the J-Integral for 3D Crack Configurations. *J. Fracture* 19 (1982), S. 183 - 193
- 8 MATZKOWS, J.; BODDENBERG, R.; KAISER, F.: Programm JINFEM, Postprozessor für das Programm ADINA. Berlin: IWIS GmbH, 1985. Bericht Nr. Hb-18-030
- 9 MATZKOWS, J.; REIMERS, P.; BODDENBERG, R.: PLOTFEM, Postprozessor für FEM-Programme (Version 5.0). Berlin: IWIS GmbH, 1987. Bericht Nr. Hb-23-037
- 10 KAISER, F.; WIEDEMANN, F.: DIAFEM-B, Postprozessor für FEM-Programme, Batch- Versi-

- on (Version 1.1). Berlin: IWIS GmbH, 1987. Bericht Nr. Hb-30-051
- 11 MÜLLER, W.: ZDG - Dialogprogramm zur Anfertigung von Diagrammen. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 1987
 - 12 BAKKER, A.: The Three-Dimensional J-Integral - An Investigation into its Use for Post-Yield Fracture Safety Assessment. Delft: Technische Hochschule, 1984. Bericht WTHD No. 167, Dissertation
 - 13 AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS: Standard Test Method for J_{IC} , A Measure of Fracture Toughness. Philadelphia (USA): ASTM, 1981. ASTM E 813-81
 - 14 AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS: Standard Test Method for J_{IC} , A Measure of Fracture Toughness. Philadelphia (USA): ASTM, 1987. ASTM E 1152-87
 - 15 DEUTSCHER VERBAND FÜR MATERIAL-PRÜFUNG: Ermittlung von Reißinitiierungswerten und Reißwiderstandskurven bei Anwendung des J-Integrals. Berlin: DVM, 1987. DVM-Merkblatt 002
 - 16 EUROPEAN GROUP ON FRACTURE: Recommendations for Determining the Fracture Resistance of Ductile Materials. 1. Entwurf. 1987
 - 17 RICE, J. R.; PARIS, P. C.; MERKLE, J. G.: Some Further Results of J-Integral Analysis and Estimates. In: *Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing*. ASTM STP 536. Philadelphia (USA): ASTM, 1973, S. 231 - 245
 - 18 GARWOOD, S. J.; ROBINSON, J. N.; TURNER, C. E.: The Measurement of Crack Growth Resistance Curves Using the J-Integral. *Int. J. of Fracture* 11 (1975), S. 528
 - 19 ROOS, E.; EISELE, U.; SILCHER, H.; KIESLING, D.: Ermittlung von Reißwiderstandskurven auf der Basis des J-Integrals an Großproben. In: *Berichtsband 13. MPA-Seminar*. Stuttgart: MPA, 1987. S. 6.1 - 6.25
 - 20 BROCKS, W.; BARTMANN, S.; YUAN, H.: Bruchmechanische Parameter zur Beschreibung von stabilem Reißwachstum in duktilem Material. In: *Berichtsband 13. Sitzung des Arbeitskreises Bruchvorgänge*. Berlin: Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung (DVM), 1989
 - 21 BROCKS, W.; YUAN, H.: Numerical Investigations on the Significance of J for Large Stable Crack Growth. *Engineering Fracture Mechanics* 32 (1988), S. 459 - 468
 - 22 McMEEKING, R. M.; PARKS, D. M.: On Criteria for J-Dominance of Crack Tip in Large Scale Yielding. In: *Elastic Plastic Fracture*. ASTM STP 668. Philadelphia (USA), 1979. S. 175 - 195
 - 23 SHIH, C. F.; GERMAN, M.: Requirements for a One Parameter Characterization of Crack Tip Fields by the HRR-Singularity. *Int. J. of Fracture* 29 (1985), S. 73 - 84
 - 24 SHIH, C. F.: *J-Dominance under Plane Strain Fully Plastic Conditions: The Edge Crack Panel Subject to Combined Tension and Bending*. Providence (USA): Brown University, 1985. Report DOE/ER/10556/102
 - 25 SHIH, C. F.; DeLORENZI, H. G.; ANDREWS, W. R.: Studies on Crack Initiation and Stable Crack Growth. In: *Elastic Plastic Fracture*. ASTM STP 668. Philadelphia (USA): ASTM, 1979. S. 65 - 120
 - 26 HUTCHINSON, J. W.; PARIS, P. C.: Stability Analysis of J-Controlled Crack Growth. In: *Elastic Plastic Fracture*. ASTM STP 668. Philadelphia (USA): ASTM, 1979. S. 27 - 63
 - 27 SCHWALBE, K.-H.; HELLMANN, D.: Correlation of Stable Crack Growth with J-Integral and Crack Tip Opening Displacement, Effects of Geometry, Size and Material. Geesthacht: GKSS-Forschungszentrum, 1984. Bericht GKSS 84/E/37
 - 28 RICE, J. R.: The Mechanics of Quasi-Static Crack Growth. In: *Proc. 8th US Nat. Congress of Applied Mechanics*. 1979. S. 191 - 216
 - 29 TRACEY, D. M.: Finite Element Solutions for Crack-Tip Behavior in Small-Scale Yielding. *J. Engng. Mat. Tech.* 98 (1976), S. 146 - 151
 - 30 BROCKS, W.; OLSCHESKI, J.: On J-Dominance of Crack-Tip Fields in Largely Yielded 3D Structures. *Int. J. Solids Structures* 22 (1986), S. 693 - 708

3.1.2 Rißwiderstand und Spannungszustand

3.1.2.1 Ermittlung des Rißwiderstands

Zum Problem der Übertragbarkeit von experimentell an Proben ermittelten Kennwerten für die Initiierung und für die stabile Ausbreitung von Rissen bei einsinniger Belastung und elastisch-plastischem Werkstoffverhalten auf Bauteile sind bei $(25 \pm 2)^\circ\text{C}$ Zugversuche an Kompakt-(CT)-Proben mit Kerben sowie an Scheiben mit Mittenriß (CCT), mit Mittenkerben (CNT) sowie mit Doppelaußenriß (DECT) durchgeführt worden (vgl. [1]). Ziele dieser Versuche waren die Ermittlung von Rißwiderstands(J_R)-Kurven und von J_i -Werten für die Initiierung stabiler Risse, J_i , in Abhängigkeit von Probengeometrie und -größe zur Feststellung, unter welchen Voraussetzungen das Rißwiderstandsverhalten von Druckbehältern mit axialen die Behälterwand durchdringenden Rissen bzw. rißartigen Fehlern und mit halbelliptischen Oberflächenrissen sowie von Rohren mit Umfangsfehlern mit Bezug auf an Proben ermittelte J_R -Kurven zu beurteilen ist. Die entsprechende Überprüfung sollte überwiegend in Verbindung mit FEM-Analysen erfolgen, mit denen u. a. neben dem J -Integral die Mehrachsigkeit des Spannungszustandes vor den Fehlern in den unterschiedlich dimensionierten Proben sowie Komponenten als weiterer bestimmender Faktor für die stabile Rißausbreitung zu berücksichtigen war.

Werkstoffe und Versuchsdurchführung

Als Versuchswerkstoffe wurden ein warmgewalzter Stahl der Güte StE 460 mit der BAM-internen Bezeichnung StE 460(3) sowie ein vergüteter Stahl des Typs 20 MnMoNi 55 verwendet. Die chemische Analyse der Stähle und bei $(20 \pm 2)^\circ\text{C}$ ermittelte mechanische Eigenschaftswerte der angelieferten Bleche sowie die der in den Behälter eingeschweißten und anschließend spannungsarmgeglühten Ronden sind in Tabelle 3.1.2.1-1 angegeben.

Details bezüglich der geprüften Proben und verwendeten Testfehler sowie hinsichtlich der in Anlehnung an [2 bis 4] erfolgten Versuchsdurchführung sind in einer Übersicht in Tabelle 3.1.2.1-2 dargestellt. Die Hauptmaße der untersuchten CT-Proben und Zugscheiben sind den Bildern 3.1.2.1-1 bis 3.1.2.1-2c zu entnehmen. Die Testfehler wurden in Form von Kerben mit Kerbgrundradien ρ von 0,1 mm und 0,25 mm, als 0,2 mm breite Sägeschnitte sowie als Schwingungsrisse hergestellt. Die Ausbreitung der stabilen Risse erfolgte in Walzrichtung (T-L-Lage nach ASTM E 399-81) und beim Stahl 20 MnMoNi 55 zusätzlich in Blechdickenrichtung (T-S-Lage nach ASTM E 399-81).

Für die Erzeugung der Schwingungsrisse sowie für die quasi-statische Zugbelastung der Proben wurden servohydraulisch geregelte 300 kN-, 1 MN- und 20 MN-Universalprüfmaschinen benutzt. Während der Probenbelastung ist die Rißausbreitung durch Messungen mit Gleichstrom-Potentialsonden bestimmt worden. Weitere

Informationen bezüglich der Messungen bei den Versuchen mit den Proben sind in Tabelle 3.1.2.1-3 angegeben.

Für die Fehlerstelle A einer CC(T)sg-Probe ermittelte Kraft-Verschiebungs- und Potential-Verschiebungsschriebe sind beispielhaft in Bild 3.1.2.1-3 dargestellt. Bild 3.1.2.1-4 läßt erkennen, daß die mit mehreren Proben einer CC(T)sg-Probenart bestimmten Kraft-Verschiebungsschriebe ein begrenztes Streuband bilden. Dabei ist bemerkenswert, daß für die zwei Fehlerstellen A und B einer Probe zum Teil deutlich unterschiedliche Ergebnisse ermittelt worden sind. Diese Differenzen könnten vor allem auf Unterschiede bezüglich des Werkstoffzustandes an den beiden Fehlerstellen zurückzuführen sein, da die beiden durch Sägen oder durch Funkenerosion erzeugten Kerblängen keine deutlichen Unterschiede zeigten und die Probenbelastung momentenarm über zwei kardanische Gelenke erfolgte. Z. B. waren bei der CC(T)_{sg}-Probe Nr. 14 für die beiden Fehlerstellen A und B - bezogen auf die Probenbreitenmitte - die funkenerosiv erzeugten Kerblängen nur um 0,09 mm sowie die Fehlerlängen einschließlich Schwingungsanriß nur um 0,06 mm verschieden. In Bild 3.1.2.1-4 sind für die Proben Nr. 4, 10, 13, 14, 18, 21 und 27 jeweils mit den gleichen Symbolen die zu den beiden Fehlerstellen A und B einer Probe bestimmten zwei ΔL_{max} -Werte eingetragen. Für FEM-Analysen wurden Meßergebnisse von Proben benutzt, deren Resultate für die zwei Fehlerstellen möglichst gleich waren.

Versuchsauswertung und Ergebnisse

Für die CT-Proben erfolgte die Bestimmung der J_R -Kurven und J_i -Werte in Anlehnung an [2 bis 4]. Für die CC(T)-, CN(T)- und DEC(T)-Proben wurden die entsprechenden Eigenschaften unter Verwendung der in Bild 3.1.2.1-5 angegebenen Beziehungen ermittelt, die in [1] näher erläutert sind. Die Kraft F_i ist - wie in Bild 3.1.2.1-3 skizziert - aufgrund der charakteristischen Steigungsänderung der Potential-Verschiebungskurve bei ΔL_{ti} festgelegt worden.

Ergebnisse mit den CT25-Proben sind für den Stahl 20 MnMoNi 55 in Bild 3.1.2.1-6 und für den Stahl StE 460(3) in Bild 3.1.2.1-7 sowie für beide in Tabelle 3.1.2.1-4 zusammengefaßt. Die J_R -Kurvenanpassung erfolgte dabei unter Verwendung der in dieser Tabelle angegebenen Beziehungen nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate. J_i wurde mit Bezug auf diese J_R -Kurven und auf die (mittlere) Stretchzonenbreite SZW bestimmt.

Bild 3.1.2.1-6 zeigt, daß die unterschiedliche Fehlerlage ohne erkennbaren Einfluß auf die J_R -Kurve und den J_i -Wert des Stahles 20 MnMoNi 55 war, eine Feststellung, die bemerkenswert im Hinblick auf die kanuförmige Rißformentwicklung in dem Behälter mit axialem halbelliptischen Oberflächenfehler ist, die u. a. in Abschnitt 3.2.1.1 beschrieben wird.

Bild 3.1.2.1-7 läßt u. a. erkennen,

- daß die J_R -Kurven und J_I -Werte der CT25- und CT25sc-Proben nur wenig verschieden sind, was im Hinblick auf die reproduzierbare Herstellung rißartiger Testfehler in Komponenten und in definierten Positionen von Schweißverbindungen bedeutsam ist,
- daß die J_R -Kurven und J_I -Werte der CT25 ρ 0.1- und CT25 ρ 0.25-Proben dagegen deutlich höher liegen, wobei für die Analyse des Versuches mit dem Rohr (siehe Abschnitt 3.2.2), das eine Umfangskerbe mit einem Kerbgrundradius $\rho = 0,25$ mm als Testfehler enthielt, der J_I -Wert der CT25 ρ 0.25-Probe von 387 N/mm von besonderem Interesse ist.

Ergebnisse mit den Zugscheiben aus dem Stahl StE 460(3) sind für einzelne Probenarten und -geometrien in den Bildern 3.1.2.1-8a bis 3.1.2.1-11 und in Tabelle 3.1.2.1-4 zusammengefaßt. Die in den Bildern eingetragene "blunting line" ist nach einem von *Cornec et al.* [5] vorgeschlagenen analytischen Verfahren bestimmt worden.

Bild 3.1.2.1-8d zeigt, daß eine Variation der Ligamentlänge bei den CC(T)sg-Proben praktisch keinen Einfluß auf die J_R -Kurven und J_I -Werte hatte.

Bild 3.1.2.1-9 läßt erkennen, daß bei den DEC(T)-Proben die Änderungen bezüglich Ligamentlänge und Probenbreite sich praktisch nicht wesentlich auf den Verlauf der J_R -Kurven und auf die J_I -Werte ausgewirkt haben.

Bei den J_R -Kurven für eine einzelne CC(T)-Probe in Bild 3.1.2.1-10 wurde mit den gestrichelten Linien der jeweils für einen der beiden Fehlerbereiche A bzw. B der Probe ermittelte J_R -Kurvenverlauf kenntlich gemacht. Die durchgezogene Kurve, die für die vergleichende Darstellung der Ergebnisse von Proben in Bild 3.1.2.1-11 und Bild 3.1.2.1-12 benutzt wurde, entspricht dem mittleren Verlauf der gestrichelten Linien; sie wird als repräsentativ für diese CC(T)-Probe angesehen.

Bild 3.1.2.1-11 läßt erkennen, daß ebenso wie bei den CT25- und CT25sc-Proben auch bei den CC(T)- und CN(T)sc-Proben vergleichbarer Geometrie die unterschiedliche Testfehlerart - Schwingungsanriß bzw. 0,2 mm-Sägeschnitt - praktisch ohne relevante Auswirkung auf den J_R -Kurvenverlauf sowie auf die J_I -Werte war.

Bild 3.1.2.1-12, in dem die J_R -Kurven der unterschiedlich dimensionierten CT25-, CT25sg-, DEC(T)-, CC(T)- und CC(T)sg-Proben zum Vergleich dargestellt sind, zeigt,

- daß der Verlauf der J_R -Kurven der DEC(T)-Proben praktisch demjenigen der CT25-Probe ohne Seitenkerben entspricht;
- daß die J_R -Kurven der CC(T)sg-Proben sowie die der CC(T)-Proben mit einem Ligament von 25,0 mm bzw. 112,5 mm sich jeweils nicht wesentlich unterscheiden;
- daß bezüglich der Steigungen der 40 mm dicken CC(T)-Proben die der Probe mit einem Ligament von 62,5 mm deutlich kleiner ist als diejenigen der Proben mit einem Ligament von 25,0 mm bzw. 112,5 mm, ein

Ergebnis, für das noch keine Erklärung vorliegt und das deshalb zu überprüfen ist;

- daß die Steigungen der J_R -Kurven zunehmen in der Folge CT25sg, CT25 und DEC(T), CC(T) mit $a_0/W_0 = 0,5$, CC(T)sg sowie CC(T) mit $a_0/W_0 = 0,8$ bzw. 0,1;
- daß die J_I -Werte der Proben mit einem Schwingungsanriß sowie mit einem 0,2 mm-Sägeschnitt als Testfehler im Bereich von 94 N/mm bei 151 N/mm liegen.

Nach den angegebenen J_I -Werten ist nicht anzunehmen, daß der Stahl StE 460(3) bei gegebener Testfehlerart - Schwingungsanriß bzw. 0,2 mm-Sägeschnitt - in Abhängigkeit von Probenart und -größe unterschiedliche J_I -Werte besitzt. Vielmehr ist davon auszugehen, daß jeweils in einzelnen Tests etwas unterschiedliche J_I -Werte ermittelt werden, weil die Versuchsbedingungen vor allem hinsichtlich des Werkstoffzustandes nicht identisch sind.

Daß die Steigungen der J_R -Kurven der Proben in der angegebenen Folge zunehmen, entspricht im Schrifttum, z. B. [6 bis 10], mitgeteilten Ergebnissen. Die geringeren Steigungen der J_R -Kurven der CT25- und DEC(T)-Proben sind auf die größere Verformungsbehinderung in Ligamentrichtung zurückzuführen. Die im Vergleich zu den Verhältnissen bei den CC(T)sg-Proben größeren Steigungen der J_R -Kurven bei den CC(T)-Proben sind durch die geringere Verformungsbehinderung in Dickenrichtung bedingt.

Literatur zu 3.1.2.1:

- 1 Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von Forschungsergebnissen auf dem Gebiet der Komponentensicherheit. Teilvorhaben: Werkstoffmechanik. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 1987. BAM-Forschungsbericht 137
- 2 Deutscher Verband für Materialprüfung: Ermittlung von Rißinitiierungswerten und Rißwiderstandskurven bei Anwendung des J-Integrals. DVM-Merkblatt 002. Berlin: DVM, 1987
- 3 European Group on Fracture: Recommendations for Determining the Fracture Resistance of Ductile Materials. 1. Entwurf. 1987
- 4 American Society for Testing and Materials: Standard Test Method for J_{IC} , A Measure of Fracture Toughness. ASTM E 813-87. Philadelphia (USA): ASTM, 1987
- 5 CORNEC, A.; HEERENS, J.; SCHWALBE, K.-H.: Bestimmung der Rißaufweitung CTOD und Rißabstumpfung SZW aus dem J-Integral. In: *Be-*

richtsband 18. Sitzung des DVM-Arbeitskreises "Bruchvorgänge". Berlin: DVM, 1986. S. 265 - 279

- 6 INGHAM, T.; BLAND, J. T.; WARDLE, G.: Influence of Specimen Size on the Upper Shelf Toughness of SA A533 B-1 Steel. In: *Trans. 7th SMIRT Conf.* Vol. G. Chicago (USA): 1983. S. 39 - 46
- 7 McCABE, D. E.; LANDES, J. D.; ERNST, H. A.: Prediction of Heavy Section Performance of Nuclear Vessel Steels from Surveillance Size Specimens. In: *Trans. 7th SMIRT Conf.* Vol. G. Chicago (USA): 1983. S. 47 - 54
- 8 GARWOOD, S. J.: Effect of Specimen Geometry on Crack Growth Resistance. In: *Fracture Mechanics*. ASTM STP 677. Philadelphia (USA): ASTM, 1979. S. 511 - 532
- 9 JULISCH, P.; STADTMÜLLER, W.: Valuation of a Ductile Vessel Rupture by R-Curve Analysis with CT Specimens and Wide Plate Tests. In: *Trans. 8th SMIRT Conf.* Vol. G. Brüssel (Belgien): 1985. S. 101 - 106
- 10 ROOS, E.; EISELE, U.; SILCHER, H.: A Procedure for the Experimental Assessment of the J-Integral by Means of Specimens of Different Geometries. *Int. J. Pres. Ves. and Piping* 23 (1986), S. 81 - 93

Tabelle 3.1.2.1-1: Chemische Zusammensetzung (Massen%) und mechanische Eigenschaften (T-Probenlage, $20 \pm 2 \text{ }^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon} = 2 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$) der untersuchten Stähle

Stahl	C	Mn	Mo	Ni	Si	Cr	V	Cu	Al	P	S	N ₂
20 MnMoNi 55	0.19	1.43	0.49	0.56	0.22	0.14	-	0.07	0.023	0.009	0.009	-
StE 460(3)	0.17	1.52	0.01	0.62	0.28	0.04	0.18	0.03	0.010	0.009	0.009	0.012

	20 MnMoNi 55		StE 460(3)		
	Blech	Ronde	Blech*)	Ronde	
Untere Streckgrenze R _{eL}	N/mm ²	459	466	470±10	490
Zugfestigkeit R _m	N/mm ²	604	609	635±12	642
Bruchdehnung A ₁₀	%	17	16	21± 2	20
Lüdersdehnung A _{Lü}	%	0,7	0	1,9±0,1	1,3
Brucheinschnürung Z	%	63	66	67± 3	64

*) Eigenschaftswerte in unterschiedlichen Bereichen der Bleche

Tabelle 3.1.2.1-2: Details bezüglich verwendeter Proben, Testfehler, Versuchsdurchführung und untersuchter Stähle

<u>Proben</u>																					
- Kompaktzugproben	CT25; CT25sg; CT25sc; CT25 ρ 0,1; CT25 ρ 0,25 B _o (B _n) = 25 (20 bzw. 19) mm; W _o = 50 mm; a _o /W _o = 0,55																				
- Zugscheiben	<table border="1"> <thead> <tr> <th></th> <th>CC(T)sg</th> <th>CC(T)</th> <th>CN(T)sc</th> <th>DEC(T)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>2W_o, mm</td> <td>100</td> <td>250</td> <td>250</td> <td>250; 1000</td> </tr> <tr> <td>B_o(B_n), mm</td> <td>20(16)</td> <td>40</td> <td>40</td> <td>40</td> </tr> <tr> <td>a_o/W_o</td> <td>0,2; 0,5; 0,8</td> <td>0,1; 0,5; 0,8</td> <td>0,1</td> <td>0,8</td> </tr> </tbody> </table>		CC(T)sg	CC(T)	CN(T)sc	DEC(T)	2W _o , mm	100	250	250	250; 1000	B _o (B _n), mm	20(16)	40	40	40	a _o /W _o	0,2; 0,5; 0,8	0,1; 0,5; 0,8	0,1	0,8
	CC(T)sg	CC(T)	CN(T)sc	DEC(T)																	
2W _o , mm	100	250	250	250; 1000																	
B _o (B _n), mm	20(16)	40	40	40																	
a _o /W _o	0,2; 0,5; 0,8	0,1; 0,5; 0,8	0,1	0,8																	
- Druckbehälter	Länge des zylindrischen Teils (mm) 3.000 Durchmesser des zylindrischen Teils (mm) 1.500 Wanddicke (mm) 40																				
<u>Testfehler</u>																					
- Schwingungsanrisse	(CT25, CT25sg, CC(T), CC(T)sg, DEC(T), Behälter mit die Wand durchdringendem Fehler bzw. mit Oberflächenfehler)																				
- 0,2 mm-Sägeschnitt	(CT25sc, CN(T)sc, Behälter mit die Wand durchdringendem Fehler)																				
- Kerbe mit Kerbgrundradius	$\rho = 0,1$ mm bzw. $\rho = 0,25$ mm (CT25 ρ 0,1; CT25 ρ 0,25; Rohr mit Umfangsfehler, $\rho = 0,25$ mm)																				
<u>Riß(Kerb)-Lage</u>	T-L (ASTM E 399-81) Behälter: Riß(Kerb)-Lage parallel zur Behälterachse und senkrecht zur Behälteroberfläche																				
<u>Versuchsdurchführung</u>	In Anlehnung an - DVM-Merkblatt Nr. 002 - EGF-Vorschlag, 1987 - ASTM E 813-87 · Mehrprobenmethode · Einprobenmethode																				
<u>Versuchstemperatur</u>	25 °C ± 2 °C																				
<u>Versuchswerkstoffe</u>	Stähle 20 MnMoNi 55 u. StE 460(3)																				

Tabelle 3.1.2.1-3: Art der Messungen bei den Versuchen mit Proben und dem Behälter

<u>Während der Belastung</u>
- Kraft (Proben, Rohr) bzw. hydraulischer Innendruck p (Behälter)
- Verschiebungen V bzw. ΔL
· V _L V in Lastangriffslinie (CT25)
· V _X Riß(Kerb)-Öffnungsverschiebung an der Oberfläche von Oberflächenfehlern (Behälter, Rohr) sowie an Zugscheiben und dem Behälter mit die Wand durchdringenden Fehlern in der Mitte der Dicke der Proben bzw. des Behälters 3 mm vor dem Riß(Kerb)-Grund
· ΔL - DEC(T): longitudinal an Symmetrieachse der Probe - CC(T), CN(T): longitudinal an den zwei Probenkanten
- Potential U der Gleichstrom-Potentialsonde
- Temperatur
<u>Nach der Belastung auf der Bruchfläche oder an den Bohrkernproben</u>
- Schwingungsanrißlänge
- Länge des stabilen Risses Δa
- Stretchzonenbreite SZW

Tabelle 3.1.2.1-4: Rißwiderstands(J_R)-Kurven sowie J-Integralwerte für die Initiierung stabiler Risse, J_i , verschiedener Proben und eines Behälters mit axialen die Wand durchdringenden Fehlern

Lfd. Nr.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
	Stahl · Probenart	Probenmaße (mm)				SZW μm	Gl. 1: $J_R = U + V(\Delta a) + W(\Delta a)^2$ Gl. 2: $J_R = U(\Delta a)^{0.1} + V(\Delta a)^{0.2} + W(\Delta a)^{0.3}$					J_i N/mm
		W_o	$B_o(B_n)$	a/W	Δa_{max}		Gl.	U	V	W	Ko.-Koeff.	
1	<u>20 MnMoNi 55</u> · CT25sg	50	25 (20)	0,55	2,80	20 - 48	1	135,933	84,936	-0,777	0,981	139
2	<u>StE 460(3)</u> · CT25 · CT25sg · CT25sc · CT25 ρ 0.1 · CT25 ρ 0.25	50	25 25 (19) 25 25	0,55	2,03	25 - 45	1	113,542	251,612	-40,085	0,994	122
3					1,35	25 - 45	1	111,773	145,158	3,869	0,996	117
4					1,29	45 - 65	1	135,942	270,824	-65,637	0,979	151
5					1,53	85 - 105	2	1231,631	-2417,936	1749,453	1,000	327
6					1,88	65 - 75	2	-320,830	-1124,688	-61,095	0,993	387
7					· CC(T)sg	50	20 (16)	0,2	3,52	25 - 45	2	2660,028
8	0,5	5,61	2	2688,952				-6892,032	4726,204	0,983	127	
9	0,8	1,39	2	1584,364				-4289,708	3256,527	0,947	130	
10	· CN(T)sc	125	40	0,1	1,68	45 - 65	1	58,915	741,491	-132,481	1,000	99
11	· CC(T)	125	40	0,1	1,31	25 - 45	1	66,829	772,328	-133,370	1,000	94
12				0,5	2,84	1	137,360	328,930	-32,011	0,996	149	
13				0,8	1,61	1	78,734	597,313	-27,946	0,999	100	
14	· DEC(T)	125	40	0,8	1,64	25 - 45	1	116,140	181,486	5,482	0,999	123
15		500			5,93	1	142,415	148,219	-4,104	0,997	148	
16	· Behälter		40		2,0	25 - 65	1	156,825	299,902	-38,948	0,948	167

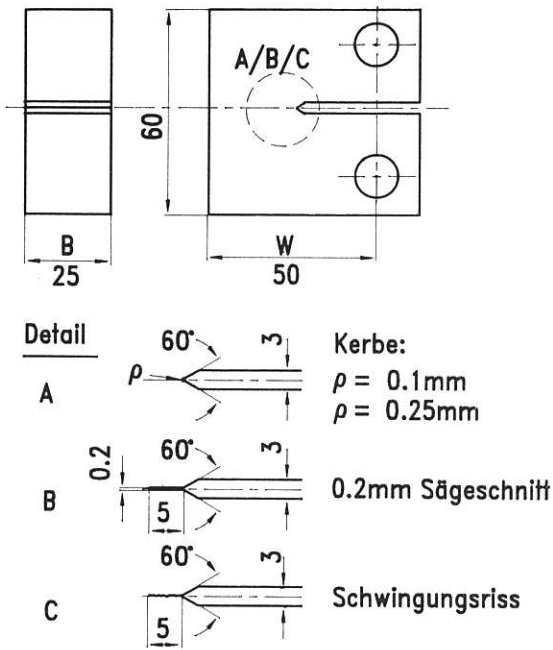


Bild 3.1.2.1-1:
 Maße der untersuchten Kompakt(CT)-Proben

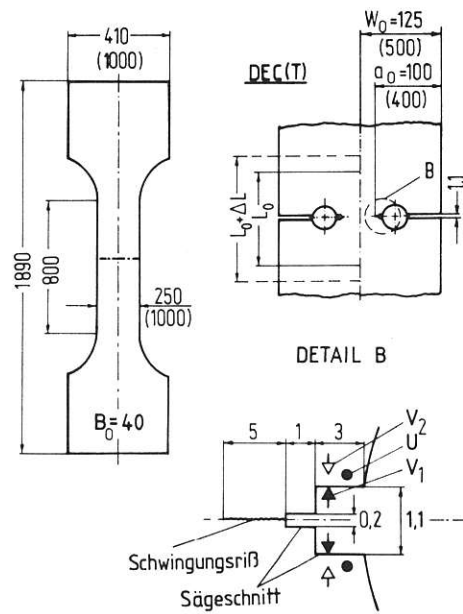


Bild 3.1.2.1-2a:
 DEC(T)-Proben mit Positionen für Messungen der Verschiebungen ΔL , V_1 und V_2 sowie des Potentials U

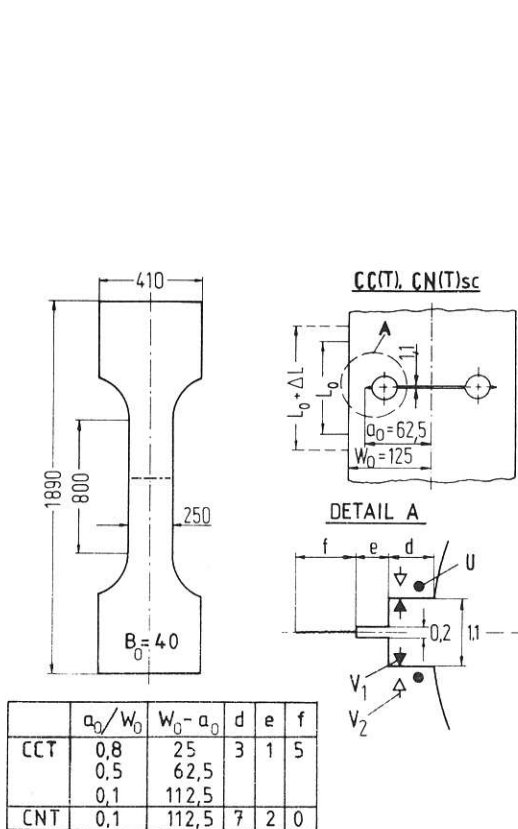


Bild 3.1.2.1-2b:
 CC(T)-Proben mit Positionen für Messungen der Verschiebungen ΔL , V_1 und V_2 sowie des Potentials U

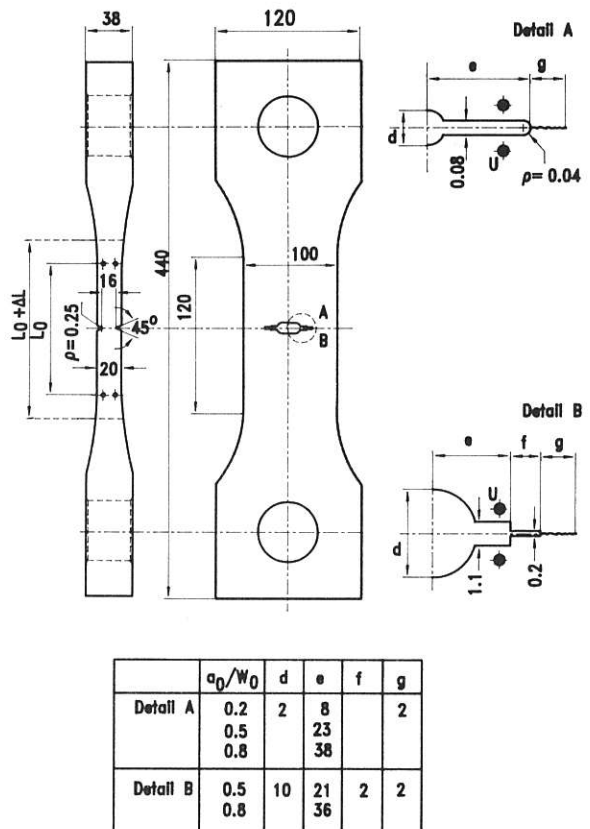


Bild 3.1.2.1-2c:
 CC(T)sg-Probe mit Positionen für Messungen der Verschiebung ΔL und des Potentials U

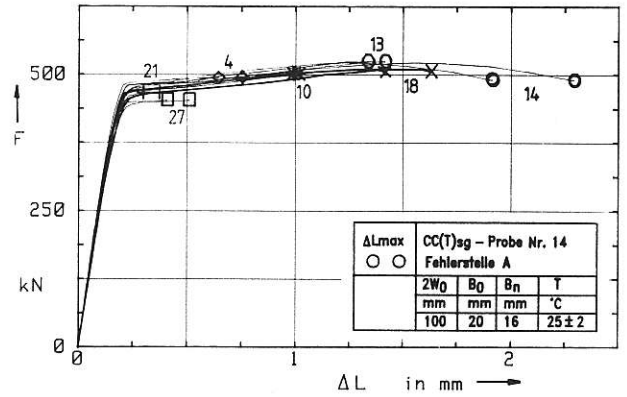
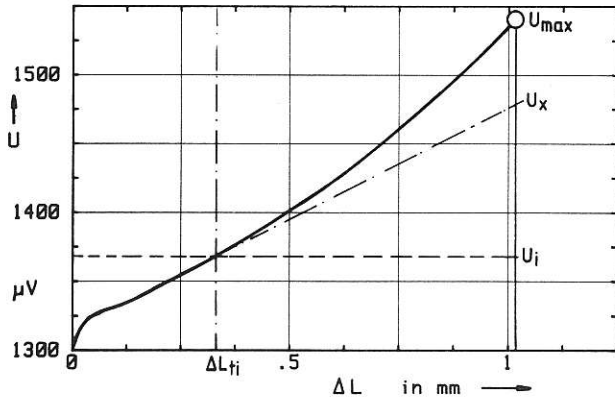
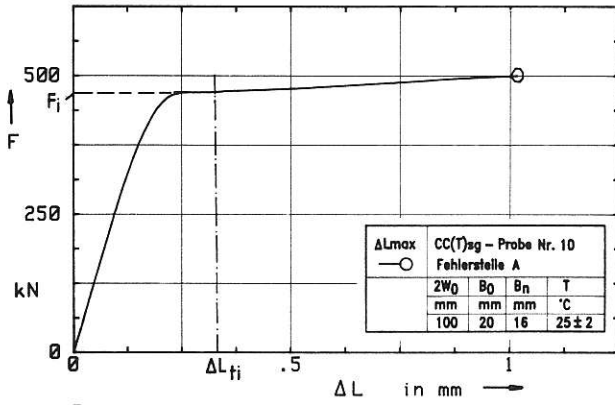
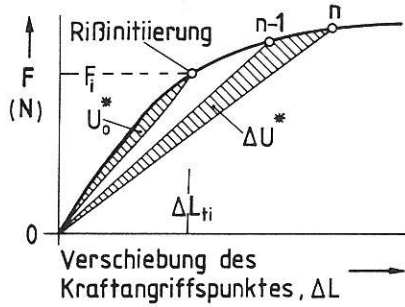


Bild 3.1.2.1-4: Kraft-Verschiebungs-Schriebe von CC(T)sg-Proben mit $a_0/W_0 = 0,5$ aus StE 460(3). Die Zahlen an den Kurven entsprechen den Probennummern; gleiche Symbole geben ΔL_{max} -Werte an den Fehlerstellen A und B einer Probe an.

Bild 3.1.2.1-3: Kraft-Verschiebungs- und Potential-Verschiebungs-Schriebe einer CC(T)sg-Probe aus StE 460(3)



$$J_i = \frac{K^2}{E} + \frac{U_o^*}{B(W - a_o)}$$

$$J_n = J_{n-1} + \frac{2 \Delta U^*}{B(b_{n-1} + b_n)} + \frac{2(K_n^2 b_n - K_{n-1}^2 b_{n-1})}{E(b_{n-1} + b_n)}$$

Bild 3.1.2.1-5: Näherungslösungen zur Bestimmung der J_i - und J_R -Werte für CC(T)-, CN(T)- und DEC(T)-Proben mit Schema für die Ermittlung der Energiebeträge U_o^* ΔU^* aus dem F- ΔL -Diagramm

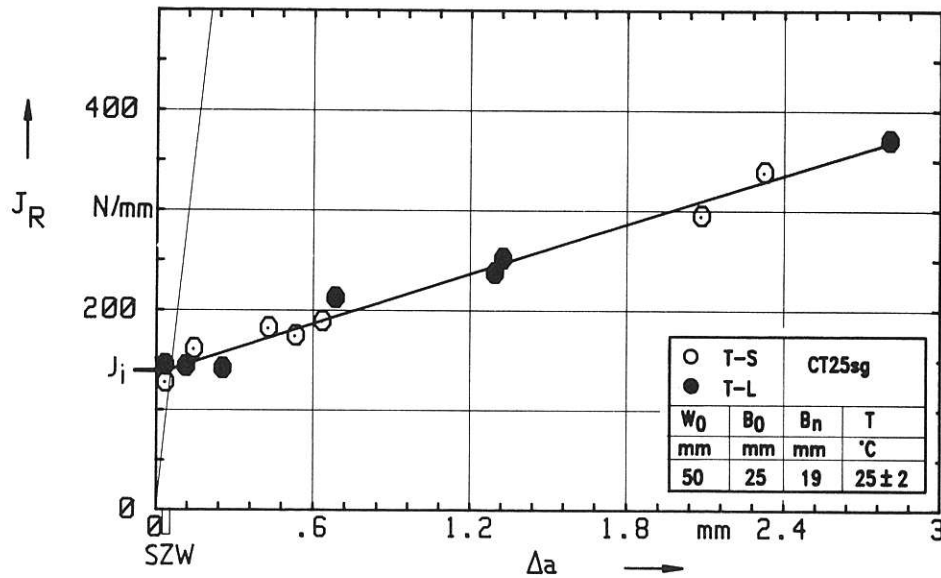


Bild 3.1.2.1-6:
 J_R -Kurve und J_i -Wert des Stahles 20 MnMoNi 55, ermittelt aus CT25sg-Proben in T-L- und T-S-Lage

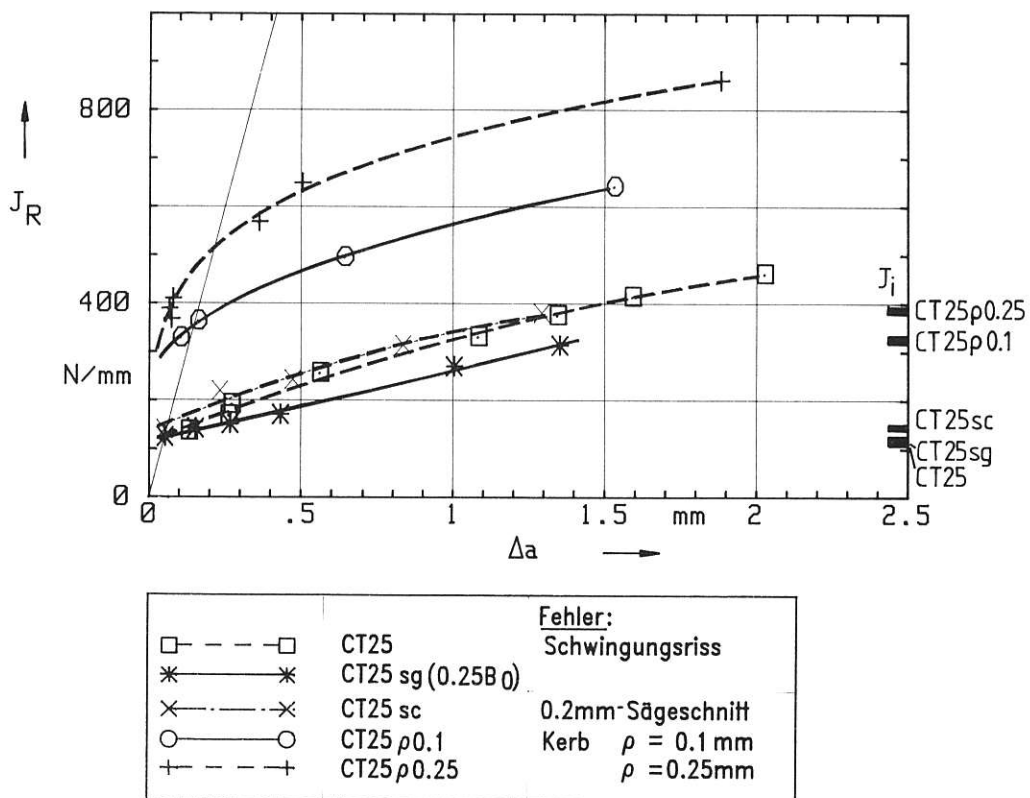


Bild 3.1.2.1-7: J_R -Kurven und J_i -Werte des Stahles StE 460(3), ermittelt aus CT25-Proben unterschiedlicher Geometrie bei (25±2)°C

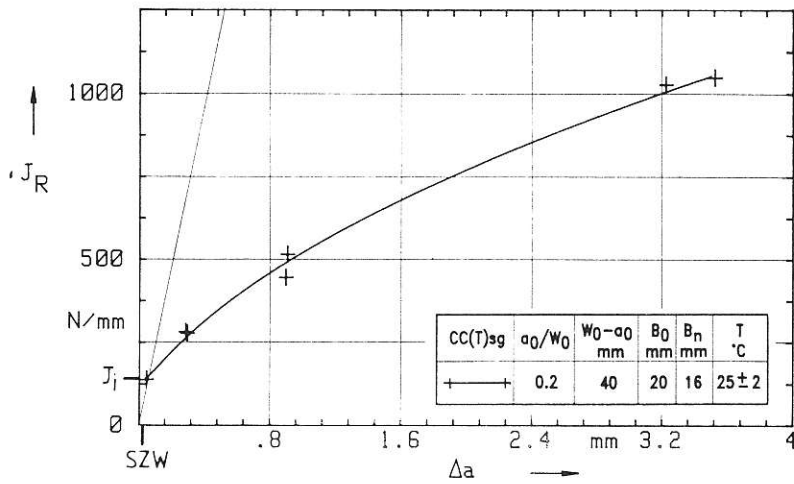


Bild 3.1.2.1-8a:
 J_R -Kurve und J_I -Wert einer CC(T)sg-
 Probengeometrie aus StE 460(3)

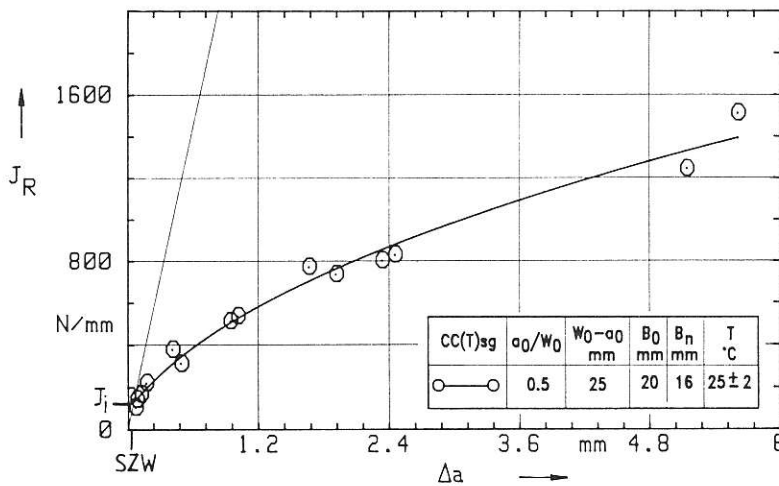


Bild 3.1.2.1-8b:
 J_R -Kurve und J_I -Wert einer CC(T)sg-
 Probengeometrie aus StE 460(3)

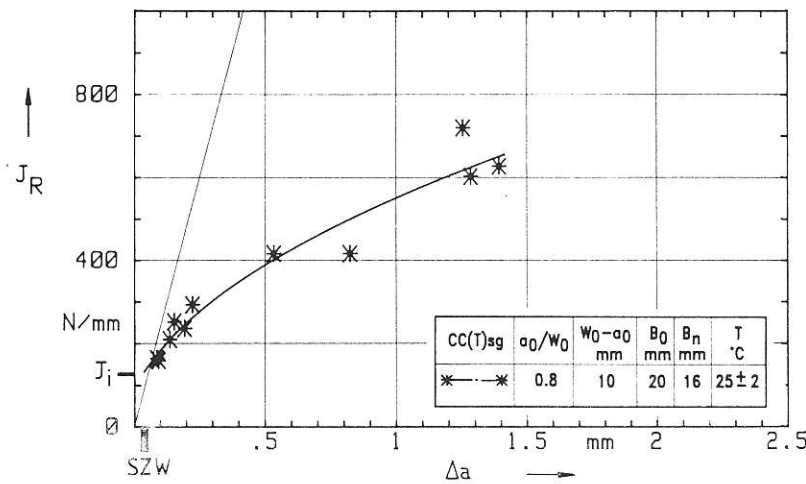


Bild 3.1.2.1-8c:
 J_R -Kurve und J_I -Wert einer CC(T)sg-
 Probengeometrie aus StE 460(3)

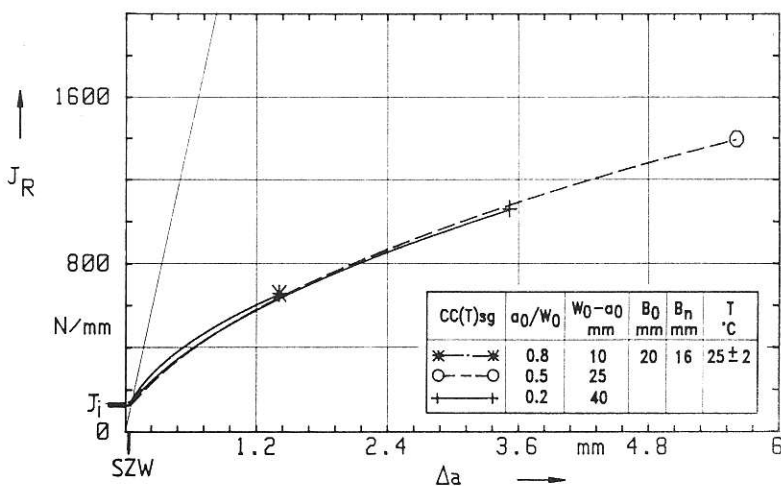


Bild 3.1.2.1-8d:
 J_R -Kurven und J_I -Werte von CC(T)sg-
 Proben aus StE 460(3)

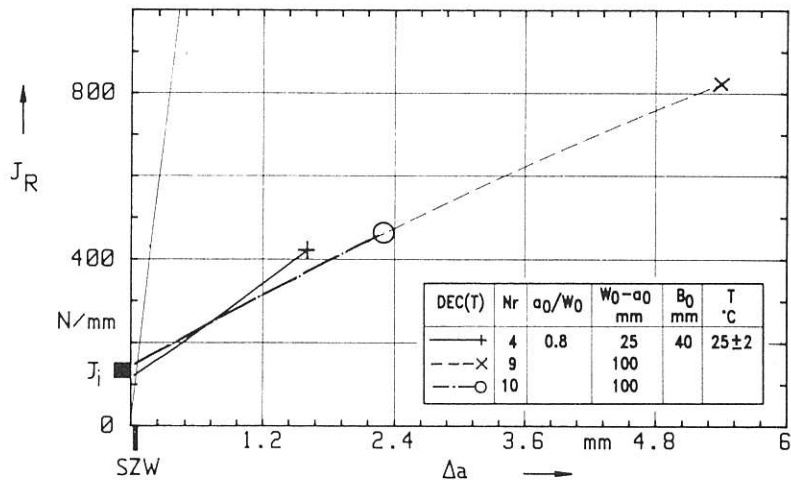


Bild 3.1.2.1-9:
 J_R -Kurven und J_i -Werte von DEC(T)-Proben
 unterschiedlicher Breite und
 Ligamentlänge aus StE 460(3)

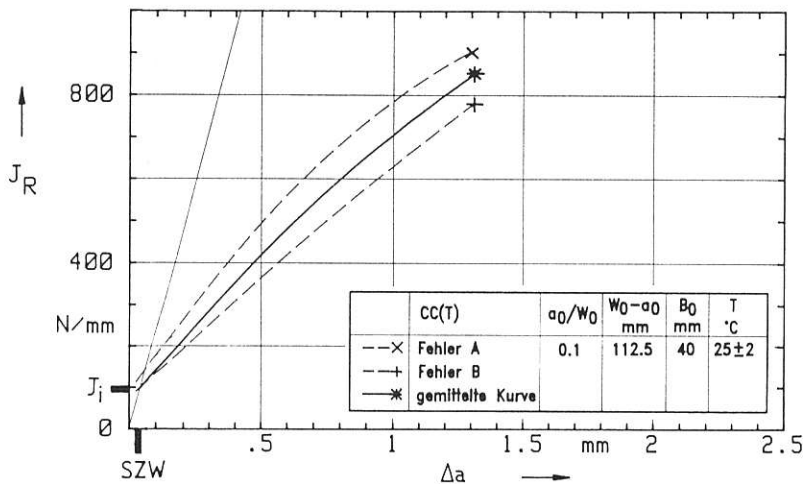


Bild 3.1.2.1-10:
 J_R -Kurven und J_i -Werte einer CC(T)-Probe
 aus StE 460(3)

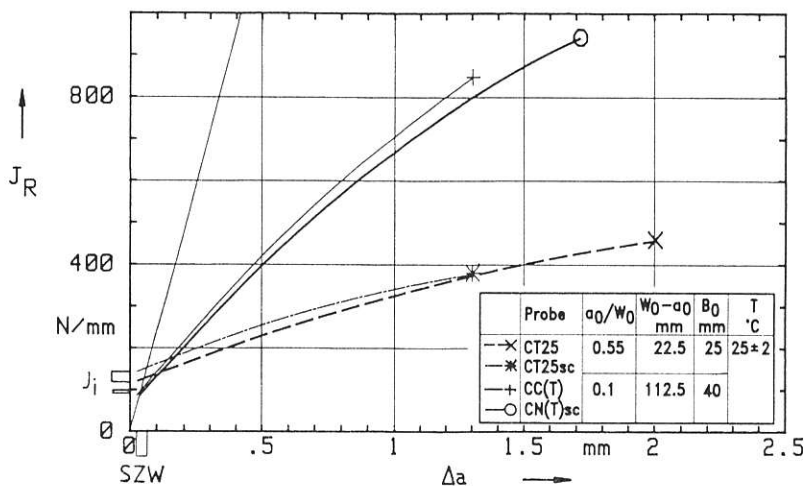


Bild 3.1.2.1-11:
 J_R -Kurven und J_i -Werte von CT25- und
 CC(T)- bzw. CN(T)-Proben in Abhängig-
 keit von der Fehlerart (Schwingungsanriß
 oder 0,2 mm-Sägeschnitt); Stahl StE 460(3)

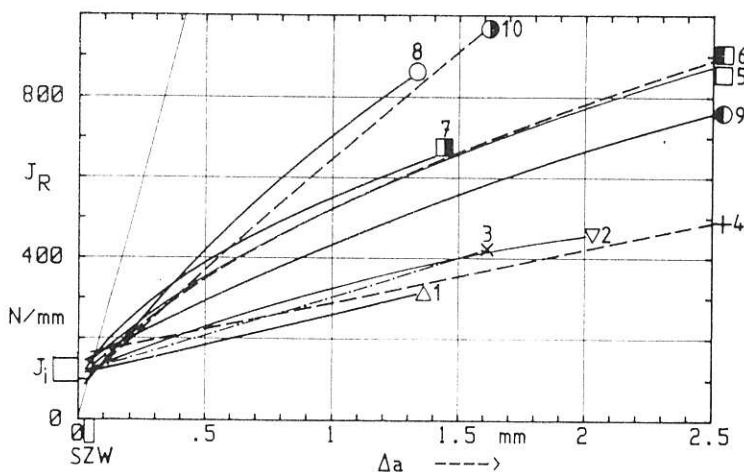


Bild 3.1.2.1-12:
 J_R -Kurven und J_i -Werte von Proben
 unterschiedlicher Art und Geometrie aus
 StE 460(3) bei $(25 \pm 2)^\circ\text{C}$

3.1.2.2 FEM-Analysen

Aus Veröffentlichungen ist bekannt, daß sowohl der Bruchverlauf im Übergangsbereich vom Spaltbruch zum duktilen Bruchverhalten als auch die Steigung der Rißwiderstandskurve durch die Probenform und Probengröße bestimmt werden [1 bis 3]. Zur weiteren Klärung dieser Frage von der Beanspruchungsseite her, wurden ergänzend zu den Untersuchungen in einem vorausgegangenen Vorhaben [3] elastisch-plastische FEM-Analysen für ein EVZ- und ein ESZ-Modell einer CCT-Probe mit einer Ligamentlänge $(W-a) = 112,5$ mm und $a/W = 0,1$, Bild 3.1.2.2-1, durchgeführt, wobei aus Symmetriegründen nur ein Viertelausschnitt mit den Symmetrielinien AD und CD modelliert werden mußte. Um die gleiche Rißspitzensituation wie in den zuvor [3] untersuchten Probenmodellen zu erhalten, wurde der rißnahe Bereich ($0 < r < 4,3$ mm) gleich elementiert. Dabei hat der innerste Element-Ring einen Radius von 0,1 mm. Um die Rißspitze sind 12 kollabierte Elemente angeordnet. Die isoparametrischen Elemente sind aus 8 Knoten aufgebaut. Das FE-Netz enthält 357 Knoten. Die Rechnungen erfolgten mit dem FE-Programm ADINA [4] unter Verwendung eines elastisch-plastischen Materialmodells mit der *von Mises*-Fließbedingung und isotroper Verfestigung. Das J-Integral wurde nach der Methode der virtuellen Rißverlängerung mit dem Postprozessor JINFEM [5] ermittelt. Im Bereich großer Verzerrungen um die Rißspitze erfolgte eine geometrisch und physikalisch nichtlineare, im übrigen Probenbereich eine nur physikalisch nichtlineare Analyse. Die verwendeten $\sigma(\epsilon)$ -Vergleichskurven für den Stahl 20 MnMoNi 55 mit $R_{eL} = 440$ MPa sind in Bild 3.1.2.2-2 dargestellt.

Die Ergebnisse von FEM-Analysen für ein EVZ- und ein ESZ-Modell ergeben Grenzwerte für den Dickeneinfluß bei einer durch das FE-Netz vorgegebenen Probengeometrie in Bezug auf das globale und lokale Verformungsverhalten sowie der dabei sich einstellenden Spannungszustände. Der Vergleich der Last-Rißöffnung-Kurven, bei denen die Last auf Probendicke normiert wurde, in Bild 3.1.2.2-3 zeigt, daß sich für den EVZ ein wesentlich steiferes Verhalten ergibt als für den ESZ. Das bedeutet, daß für das Erreichen gleichgroßer Rißöffnungen V in der Probenmitte unter EVZ-Bedingungen mehr Formänderungsarbeit erforderlich ist als unter ESZ-Bedingungen. Ergänzend zu Bild 3.1.2.2-3 ist in Bild 3.1.2.2-4 F/B über der bleibenden Rißöffnung V_{bl} dargestellt. Unter Bezug auf Vorschläge [6, 7], das J-Integral über die Ermittlung der Formänderungsarbeit durch Integration der Last-Verschiebung- bzw. Rißöffnung-Kurve zu bestimmen, ist nach Bild 3.1.2.2-3 zu erwarten, daß für gleiche Belastungen F/B sich beim EVZ größere J-Werte ergeben als beim ESZ, wie das die FEM-Ergebnisse in Bild 3.1.2.2-5 belegen. Nach dem aus der HRR-Theorie [8 bis 10] sich ergebenden linearen Zusammenhang zwischen dem J-Integral und der Rißspitzenöffnung δ_t mit

$$\delta_t = d_n \cdot J/R_{eL} \quad (1)$$

sollte δ_t in Abhängigkeit von F/B ähnlich verlaufen wie

$J(F/B)$. Das wird zunächst durch den Vergleich der Kurven $\delta_t = f(F/B)$ in Bild 3.1.2.2-6 mit den Kurven $J = f(F/B)$ in Bild 3.1.2.2-5 qualitativ bestätigt. Die Darstellung von $\delta_t = f(J/R_{eL})$ entsprechend Gleichung 1 in Bild 3.1.2.2-7 ergibt einen linearen Zusammenhang zwischen δ_t und J auch für die FEM-Ergebnisse, mit $d_n = 0,61$ für den EVZ und $d_n = 0,77$ für den ESZ. Der Vergleich mit den Geraden der HRR-Theorie für die *Ramberg-Osgood*-Parameter nach Bild 3.1.2.2-2 zeigt, daß für $n = 7$ und $\alpha = 1$, also der Anpassung an die wahre Spannung-Dehnung-Kurve, die Ergebnisse für den EVZ und den ESZ flacher verlaufen als die der entsprechenden FEM-Rechnungen. Die HRR-Geraden für $n = 12,6$ und $\alpha = 0,26$ aus der Anpassung an die technische $\sigma(\epsilon)$ -Vergleichskurve schließen die Gerade für den EVZ aus der FEM-Rechnung ein, haben jedoch auch eine geringere Steigung als die Gerade für den ESZ aus der FEM-Rechnung. Die Ursache für das "weichere" Verhalten der Probenmodelle, d. h. die Ausbildung einer größeren Rißspitzenöffnung bei gleichem J-Integral, gegenüber dem Ergebnis aus der HRR-Theorie dürfte vor allem darin liegen, daß die Voraussetzung für das "In-Plane Constraint" in der HRR-Theorie durch eine endliche Ligamentabmessung bei den Probenmodellen verletzt wird. Dazu geht aus der Darstellung der Knotenpunktverschiebungen u_x für die Rißspitzen- und Ligament-Oberflächenknoten beider FE-Modelle in Abhängigkeit von J in Bild 3.1.2.2-8 hervor, daß die Verschiebungen der Rißspitzenknoten zunächst eine Ligamentverlängerung ($-u_x$) zur Folge haben. Für $J > 25$ N/mm tritt jedoch beim ESZ-Modell durch Änderung der Bewegungsrichtung eine Ligamentverkürzung ein und, beim EVZ-Modell findet keine weitere Knotenverschiebung mehr statt. Die Oberflächenknoten am Ligamentende der beiden Modelle bewegen sich in Richtung einer Ligamentverkürzung ($-u_x$), wobei im EVZ-Modell größere Werte als im ESZ-Modell erreicht werden. Die durch Differenzbildung der Knotenpunktverschiebungen ermittelten Ligamenteinschnürungen $(W-a)/(W_0-a_0)$ (vgl. Bild 3.1.2.3-4) zeigen, daß in beiden Modellen mit wachsendem J stark zunehmende, für beide Modelle etwa gleich große Ligamenteinschnürungen stattfinden. Damit läßt sich vor allem verstehen, warum die δ_t -J-"Gerade" für das ESZ-FE-Modell eine noch größere Steigung hat als die entsprechenden Funktionen nach der HRR-Theorie für die beiden *Ramberg-Osgood*-Parameterpaare. Für gleiche J-Werte stellen sich in beiden FE-Modellen etwa gleich große plastische Zonen ein, Bild 3.1.2.2-9 und Bild 3.1.2.2-10. Die plastische Zone für den EVZ verläuft etwa unter 45° zum Ligament, Bild 3.1.2.2-9, und die für den ESZ etwa unter 35° zum Ligament, Bild 3.1.2.2-10. Bei einem J-Wert von etwa 60 N/mm wird gerade der Ligamentquerschnitt durchplastiziert, das bedeutet jedoch nach Bild 3.1.2.2-5, daß die Durchplastizierungslast für den EVZ um etwa 14 % höher ist als für den ESZ.

Die Verläufe der auf R_{eL} normierten Rißöffnungsspannung σ_{yy} im Ligament für drei J-Integral-Niveaus zeigen, daß im EVZ-Modell, Bild 3.1.1.2-11a, bedingt durch plastische Verformungen im Rißspitzenbereich und durch die starke Verformungsbehinderung

in "Dickenrichtung" (Out-of-Plane Constraint) durch den EVZ sich ein σ_{yy} -Maximum ausbildet, das sich mit wachsendem J von der Rißspitze weg ins Ligament entfernt, während σ_{yy} im ESZ-Modell, Bild 3.1.1.2-11b, asymptotisch auf die Rißspitze zuläuft. Unter EVZ-Bedingungen fällt σ_{yy} flacher auf höhere Fernfeldwerte ab als unter ESZ-Bedingungen, wobei das Fernfeldniveau durch die modellspezifische Belastung zur Erzielung vergleichbarer J-Werte entsprechend Bild 3.1.2.2-5 bestimmt wird. Wesentlich voneinander abweichende Verläufe ergeben sich in den beiden Probenmodellen für den Mehrachsigeitsquotienten σ_h/σ_v . Beim EVZ-Modell, Bild 3.1.1.2-12a, bildet sich entsprechend dem Verhalten der Hauptspannungen, wie in Bild 3.1.2.2-11a für σ_{yy} , ein Maximum in Rißspitzennähe aus, das sich mit wachsendem J von der Rißspitze weg verlagert. Nach dem Maximum fallen die σ_h/σ_v -Kurven auf einen Wert um etwa 1 ab. Im ESZ-Modell, Bild 3.1.1.2-12b, werden Höchstwerte von nur etwa 0,6 erreicht, die mit wachsendem Abstand r von der Rißspitze nur allmählich auf etwa 0,5 abnehmen. Eine Ursache für die unterschiedlichen Ergebnisse in beiden Modellen zeigt der Vergleich der sich einstellenden Vergleichsspannungen. Unter EVZ-Bedingungen, Bild 3.1.1.2-13a, ergeben sich in Rißspitzennähe für die drei J-Niveaus wesentlich kleinere σ_v/R_{eL} -Werte, die auch innerhalb einer kürzeren Distanz von der Rißspitze auf Werte um 1 abnehmen, als unter ESZ-Bedingungen, Bild 3.1.1.2-13b. Bei gleichem σ_h sind damit für den ESZ kleinere σ_h/σ_v -Werte zu erwarten. In etwas größerem Abstand von der Rißfront ($r \approx 3 - 4$ mm), wo für beide Modelle σ_v/R_{eL} etwa Werte um 1 erreicht, zeigt der Vergleich von σ_h/σ_v für beide Modelle, Bilder 3.1.2.2-12a und 3.1.2.2-12b, daß die mittlere Hauptspannung σ_h für den EVZ etwa mit $\sigma_h/\sigma_v \approx 1$ etwa doppelt so hoch ist wie für den ESZ mit $\sigma_h/\sigma_v \approx 0,5$. Um den unmittelbaren Vergleich mit Ergebnissen in [3] zu ermöglichen, wurden die Bilder 3.1.2.2-11a und 3.1.1.2-11b sowie 3.1.2.2-12a und 3.1.1.2-12b nochmals unter Verwendung des HRR-Feldparameters ($r \cdot R_{eL}/J$) in doppelt-logarithmischer Darstellung in den Bildern 3.1.2.2-14 und 3.1.2.2-15 wiedergegeben.

Literatur zu 3.1.2.2:

- 1 GARWOOD, S. J.: Effect of Specimen Geometry on Crack Growth Resistance. In: *Fracture Mechanics*. ASTM STP 677. Philadelphia (USA): ASTM, 1979. S. 511 - 532
- 2 ROOS, E.; EISELE, U.; SILCHER, H.; KIESSLING, D.: Ermittlung von Rißwiderstandskurven auf der Basis des J-Integrals an Großproben. In: *Berichtsband 13. MPA-Seminar*. Bd. 1. Stuttgart: MPA, 1987. S. 6.1 - 6.25
- 3 Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von Forschungsergebnissen auf dem Gebiet der Komponentensicherheit. Teilvorhaben: Werkstoffmechanik. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 1987. Forschungsbericht 137
- 4 BATHE, K.-J.: ADINA, A Finite Element Program for Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis. Watertown (USA): ADINA Eng. Inc., 1984. Report AE 84-1
- 5 MATZKOWS, J.; BODDENBERG, R.; KAISER, F.: Programm JINFEM, Postprozessor für das Programm ADINA. Berlin: IWis GmbH, 1985. Report HB-18-030
- 6 BEGLEY, J.; LANDES, J. D.: The J-Integral as a Fracture Criterion. In: *Fracture Toughness*. ASTM STP 514. Philadelphia (USA): ASTM, 1972. S. 1 - 23
- 7 RICE, J. R.; PARIS, P. C.; MERKLE, J. G.: Some Further Results in J-Integral Analysis and Estimates. In: *Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing*. ASTM STP 536. Philadelphia (USA): ASTM, 1973. S. 231 - 245
- 8 HUTCHINSON, J. W.: Singular Behaviour at the End of a Tensile Crack in Hardening Material. *J. Mech. Phys. Solids* 16 (1968), S. 13 - 31
- 9 HUTCHINSON, J. W.: Plastic Stress Strain Fields at the Crack Tip. *J. Mech. Phys. Solids* 16 (1968), S. 337 - 347
- 10 RICE, J. R.; ROSENGREN, G. F.: Plane Strain Deformation Near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material. *J. Mech. Phys. Solids* 16 (1968), S. 1 - 12

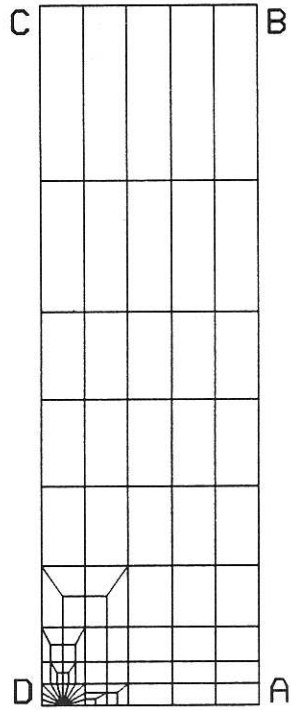


Bild 3.1.2.2-1:

FE-Netz CCT-Probe, 357 Knoten,
 $W=125\text{ mm}$, $a=12.5\text{ mm}$, $l=400\text{ mm}$

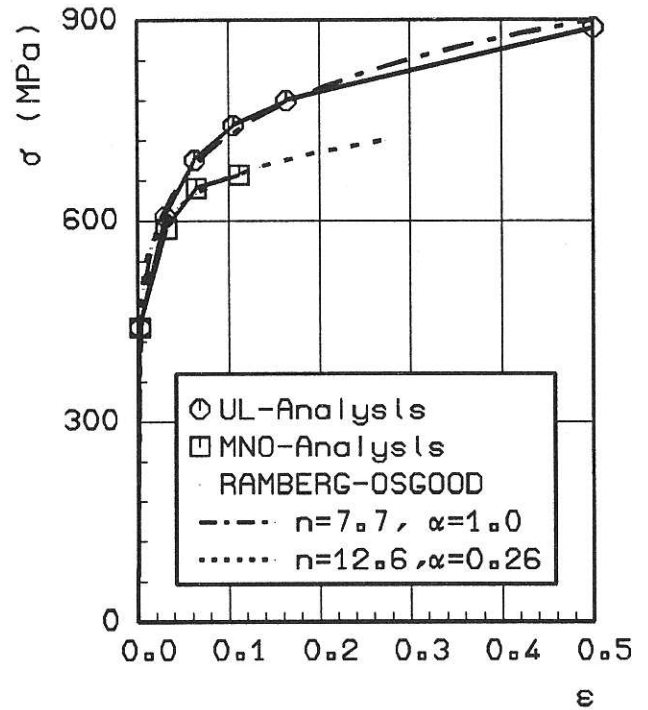


Bild 3.1.2.2-2:

$\sigma(\epsilon)$ -Vergleichskurven
 20 MnMoN15 5, $R_{eL}=440\text{ MPa}$ und
 RAMBERG-OSGOOD-Näherungen

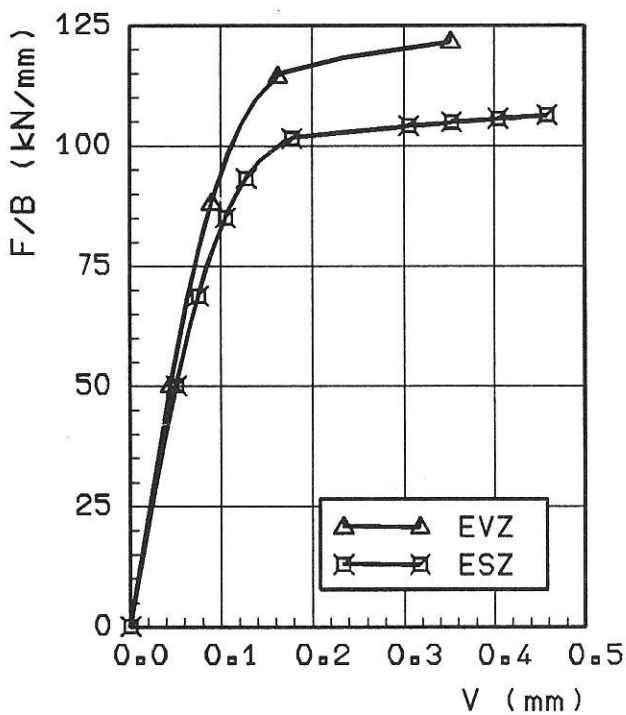


Bild 3.1.2.2-3:

Last-Rißöffnung-Kurven
 für EVZ- und ESZ-Modell

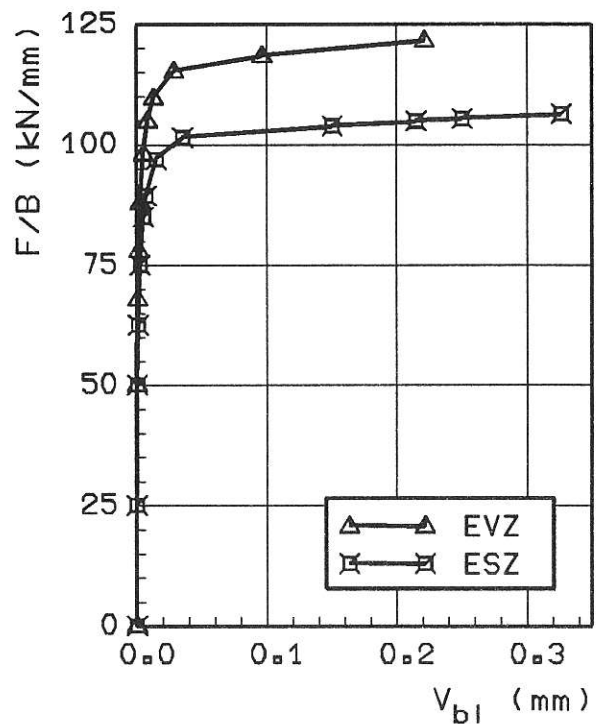


Bild 3.1.2.2-4:

Last F/B über plastischer Riß-
 öffnung V_{bI} für EVZ- und
 ESZ-Modell

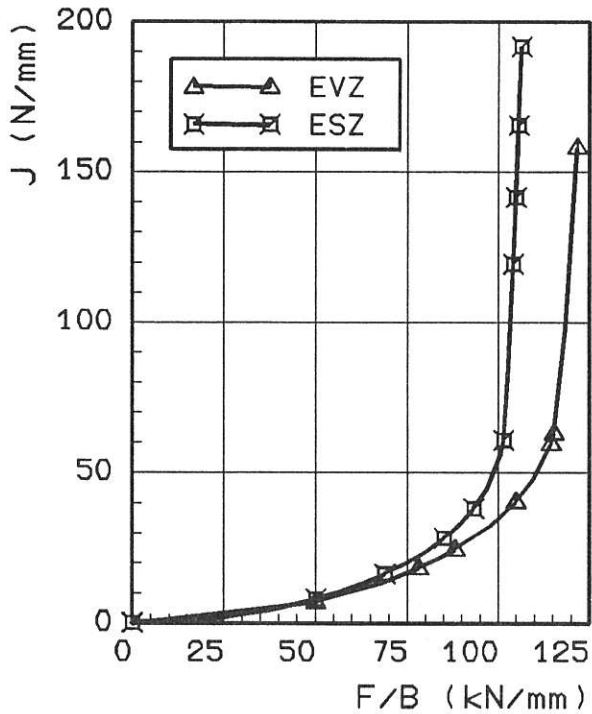


Bild 3.1.2.2-5:

J-Integral in Abhängigkeit von der Belastung F/B für EVZ- und ESZ-Modell

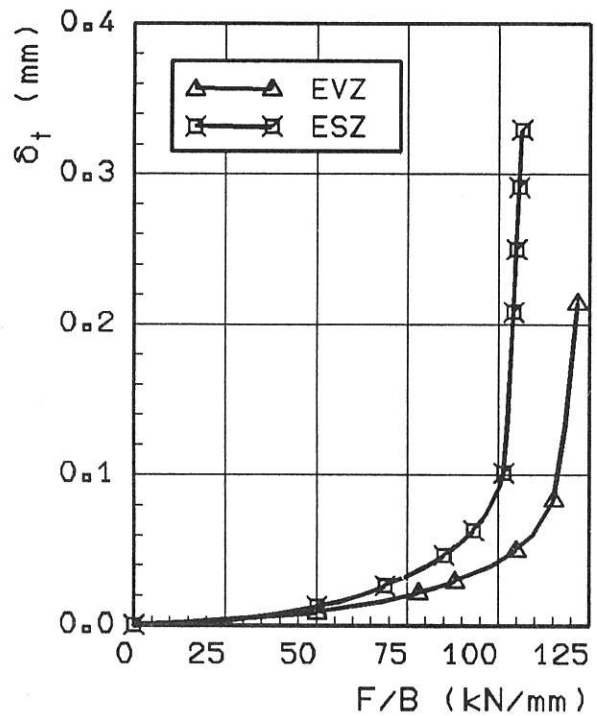


Bild 3.1.2.2-6:

Rißspitzenöffnung δ_t in Abhängigkeit von der Belastung F/B für EVZ- und ESZ-Modell

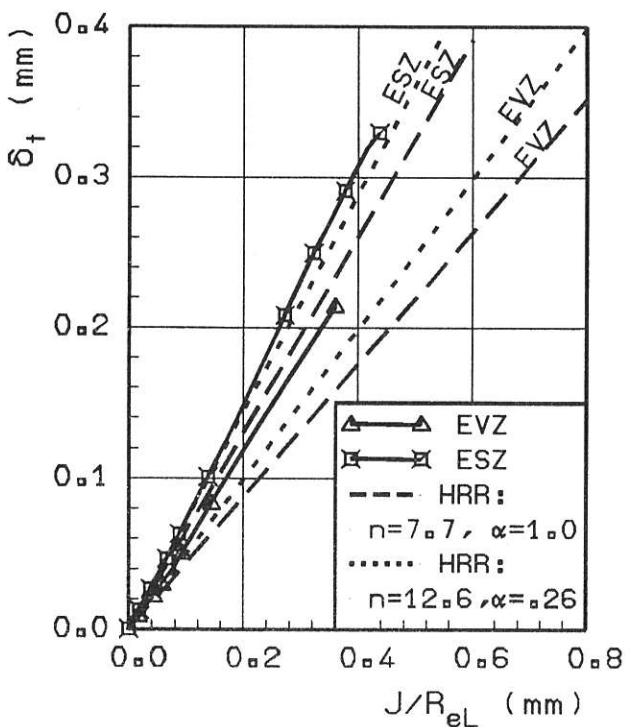


Bild 3.1.2.2-7:

Rißöffnung δ_t über dem J-Integral für EVZ- und ESZ-Modell, Vergleich mit HRR-Näherungen

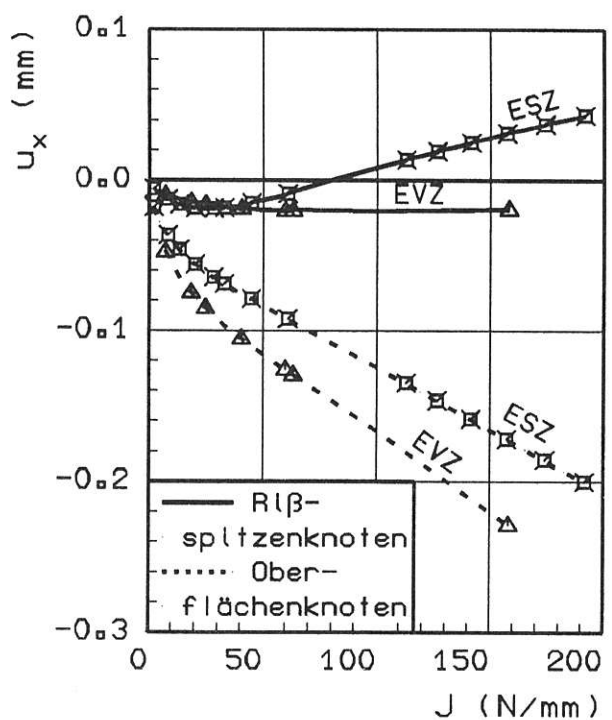
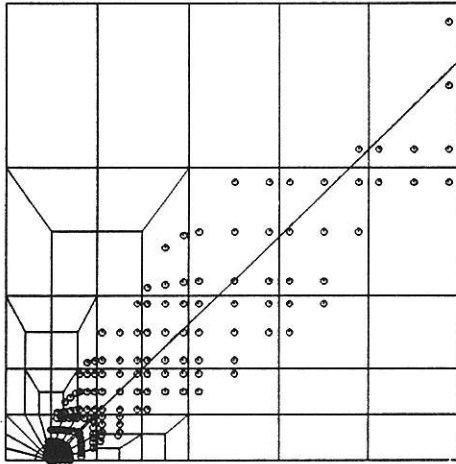


Bild 3.1.2.2-8:

Verschiebung u_x der Rißspitzen- und Oberflächenknoten im Ligament über dem J-Integral für EVZ- und ESZ-Modell

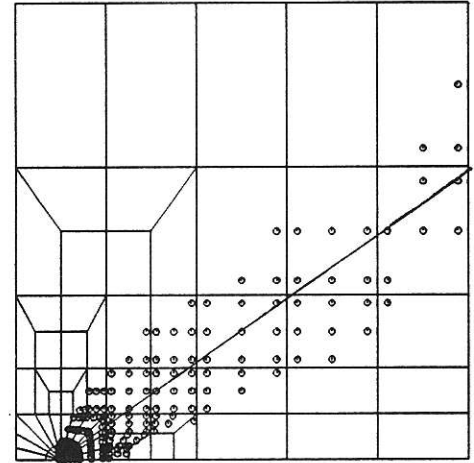


D

A

Bild 3.1.2.2-9:

Plastische Zonen für EVZ-Modell
 bei der Belastung $F/B=115.2 \text{ kN/mm}$
 und $J=62.9 \text{ N/mm}$



D

A

Bild 3.1.2.2-10:

Plastische Zonen für ESZ-Modell
 bei der Belastung $F/B=101.4 \text{ kN/mm}$
 und $J=60.5 \text{ N/mm}$

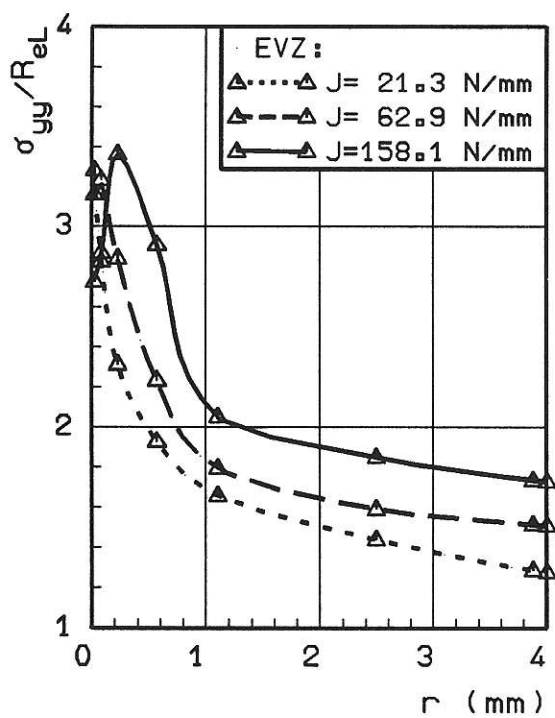


Bild 3.1.2.2-11a:

Normierte Rißöffnungsspannung
 σ_{yy}/R_{eL} im Ligament für EVZ-
 Modell, Parameter: J-Integral

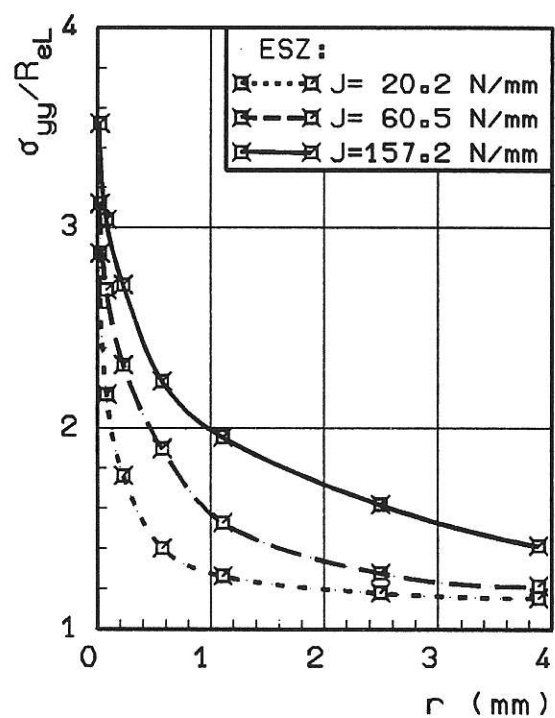


Bild 3.1.2.2-11b:

Normierte Rißöffnungsspannung
 σ_{yy}/R_{eL} im Ligament für ESZ-
 Modell, Parameter: J-Integral

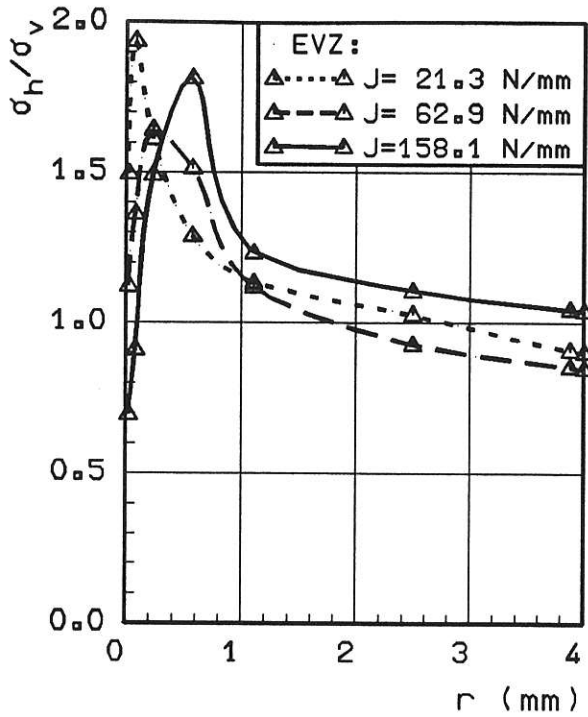


Bild 3.1.2.2-12a:

Mehrachsigen Quotient σ_h/σ_v
 im Ligament für EVZ-Modell,
 Parameter: J-Integral

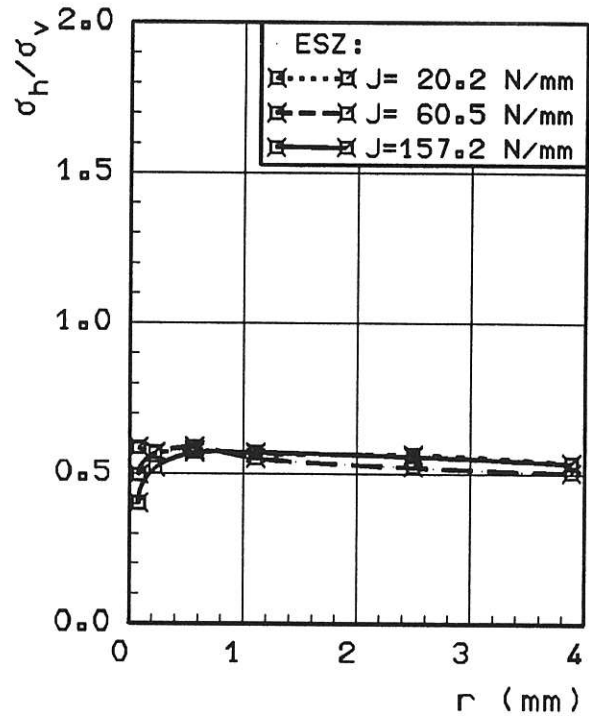


Bild 3.1.2.2-12b:

Mehrachsigen Quotient σ_h/σ_v
 im Ligament für ESZ-Modell,
 Parameter: J-Integral

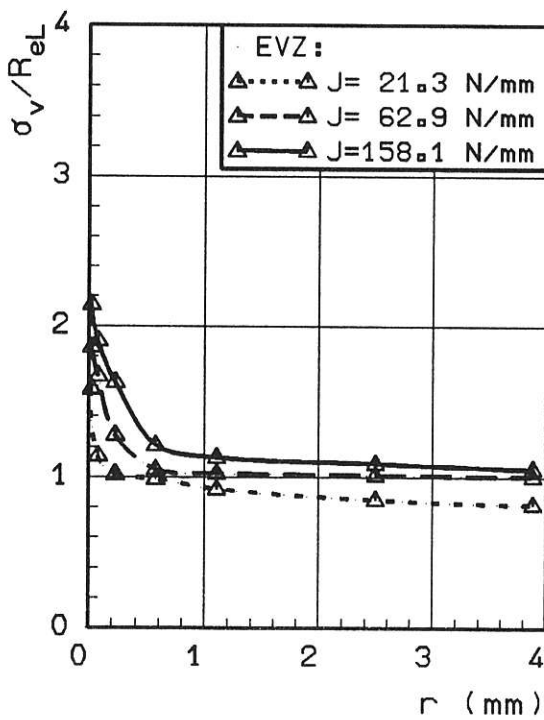


Bild 3.1.2.2-13a:

Normierte Vergleichsspannung
 σ_v/R_{eL} im Ligament für EVZ-
 Modell, Parameter: J-Integral

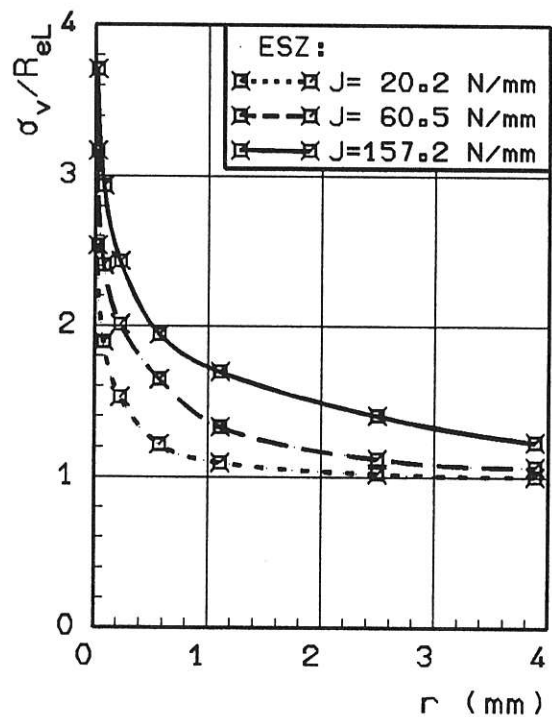


Bild 3.1.2.2-13b:

Normierte Vergleichsspannung
 σ_v/R_{eL} im Ligament für ESZ-
 Modell, Parameter: J-Integral

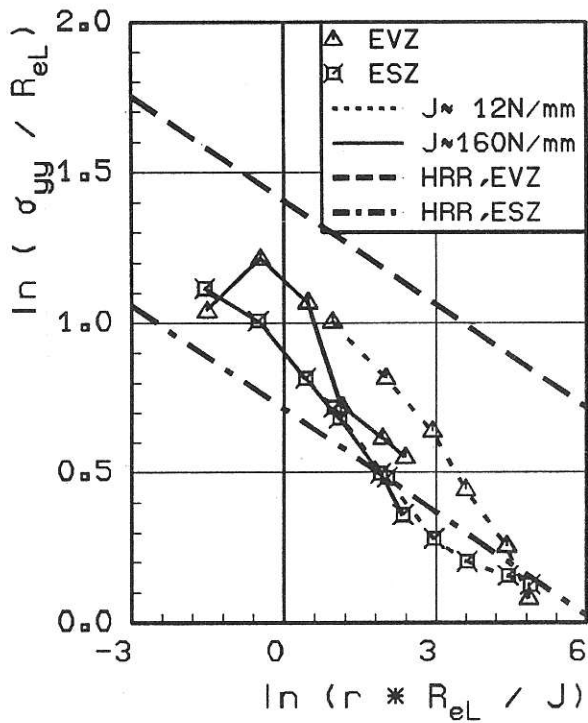


Bild 3.1.2.2-14:

Normierte Rißöffnungsspannung σ_{yy}/R_{eL} über HRR-Feldparameter $(r * R_{eL} / J)$ für EVZ- und ESZ-Modell, Vergleich mit HRR-Theorie

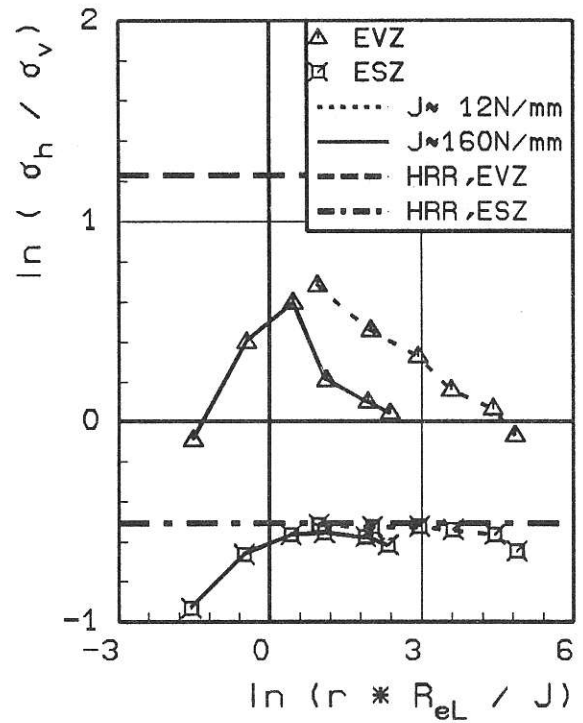


Bild 3.1.2.2-15:

Mehrachsige Kellsquotient σ_h/σ_v über HRR-Feldparameter $(r * R_{eL} / J)$ für EVZ- und ESZ-Modell, Vergleich mit HRR-Theorie

3.1.2.3 Analyse des Zusammenhangs zwischen Rißwiderstand und Probengeometrie

Bei den auf der HRR-Theorie [1 bis 3] basierenden elastisch-plastischen Bruchmechanik-Konzepten wird davon ausgegangen, daß die Beanspruchungsparameter, J-Integral bzw. Rißspitzenöffnung δ_t , Spannungsintensitätsfaktoren der asymptotischen Näherungslösung in einem begrenzten Bereich nahe der Rißspitze sind. Für die Anwendung der Konzepte zur Ermittlung von Rißwiderstandskurven aus Versuchen mit Proben wird durch Festlegung von Mindestabmessungen in Normen [4 - 7] angestrebt, die Voraussetzungen der zweidimensionalen HRR-Theorie für die Lösung unter EVZ-Bedingungen in den räumlich begrenzten dreidimensionalen Probenstrukturen näherungsweise zu erfüllen. Die genannten Normen beziehen sich bisher nur auf CT-Proben. Werden die werkstoffabhängigen Mindestabmessungen wesentlich unterschritten oder andere Probengeometrien, beispielsweise DEC- oder CC-Proben, verwendet, so stellt sich eine Abhängigkeit der Rißwiderstandskurven von der Probengröße und -geometrie ein, wie das zahlreiche aus der Literatur [8 bis 13] bekannte und eigene Untersuchungen [14, 15] zeigen.

Die Abhängigkeit des Rißwiderstandsverhaltens von der Probengröße und -geometrie wird damit erklärt, daß bedingt durch die Probengeometrie und -größe sowie die Belastungsart der Probe, beispielsweise Zug- oder Biegebeanspruchung im Ligamentquerschnitt, unterschiedliche globale und lokale Verformungsbehinderungen, auch "constraint" genannt, auftreten, die sich mit zunehmender plastischer Verformung ändern können [16]. Für die Quantifizierung vor allem des lokalen, die Situation in Rißspitzennähe charakterisierenden Constraints gibt es mehrere Vorschläge [16 bis 19].

Nach der HRR-Theorie besteht ein linearer Zusammenhang zwischen der Rißspitzenöffnung δ_t und dem J-Integral,

$$\delta_t = d_n \cdot J/R_{eL} \quad , \quad (1)$$

wobei d_n von den Werkstoffparametern R_{eL} , E , α und n sowie von der Art des Spannungszustandes, EVZ oder ESZ, abhängt. Die Beeinflussung von d_n durch den Spannungszustand führte zu dem Vorschlag, den Kehrwert von d_n

$$d_n^{-1} = \frac{J}{\delta_t R_{eL}} \quad , \quad (2)$$

als "constraint factor" einzuführen [18]. d_n^{-1} wächst mit der Änderung des Spannungszustandes von ESZ in Richtung auf den EVZ. Die Darstellung von δ_t über J/R_{eL} für Ergebnisse aus Abschnitt 3.1.2.2 und früheren FEM-Analysen für andere Probengeometrien und -größen [14] sowie den Funktionen nach der HRR-Theorie für den EVZ und ESZ in Bild 3.1.2.3-1 zeigt: Die "Gerade" für die Mittelebene ($z=0$) der 3D FE-Modelle

von CT-Proben im Größenbereich zwischen einer CT-12,5- und einer CT-200-Probe [14] sowie das Ergebnis für das EVZ-Modell einer CT-25-Probe, das bedeutet näherungsweise einer seitengekerbten Probe, liegen sehr dicht bei der HRR-Geraden für den EVZ und haben gleichzeitig die geringste Steigung, also den höchsten d_n^{-1} -Wert. Die Kurve für das DEC-Probenmodell liegt für kleine J-Werte dicht beim Ergebnis für die CT-Proben, mit wachsender Beanspruchung nimmt jedoch die Steigung zu, wird also das Constraint kleiner. Die Steigungen der Kurven für die EVZ-Modelle der CC-Proben mit $a/W = 0,8$ und $a/W = 0,1$ sind geringfügig kleiner als die der HRR-Geraden für den ESZ. Das bedeutet, daß das Constraint in diesen EVZ-Modellen, also mit der höchstmöglichen Verformungsbehinderung in Dickenrichtung (Out-of-Plane Constraint), nur geringfügig größer ist als für das HRR-Modell mit dem geringsten Out-of-Plane Constraint. Aus dem Verhalten ergibt sich der Hinweis, daß die Verformungsbehinderung senkrecht zur Rißfront (In-Plane Constraint) erheblich geringer sein muß als im HRR-Modell, bei dem ein "unendlich" langes Ligament vorausgesetzt wird. Der geringe Steigungsunterschied der Kurven für die CC-Probenmodelle mit a/W von 0,1 und 0,8 zeigt, daß eine Ligamentverlängerung von 25 mm auf 112,5 mm bei gleicher Probenbreite das Constraint kaum verändert. Aus dem Verhalten der EVZ-CC-Modelle wird das noch geringere Constraint für das ESZ-CC-Modell, das sich in dem noch steileren Verlauf der δ_t -J-Kurve ausdrückt, verständlich. Zusammenfassend kann aus Bild 3.1.2.3-1 folgendes Gefälle des Constraints abgeleitet werden: Den größten d_n^{-1} -Wert haben CT-Proben, es folgen dann die sehr dicke oder seitengekerbte (EVZ) DEC-25-Probe, die sehr dicken oder seitengekerbten (EVZ) CC-Proben und schließlich die dünne (ESZ) CC-112,5-Probe mit dem kleinsten Constraint. Die d_n^{-1} -Werte für die einzelnen Probenmodelle sind in Tabelle 3.1.2.3-1 aufgeführt.

Der über den Constraint-Parameter d_n^{-1} erkennbare Einfluß der Probengeometrie und -größe auf die Verformungsbehinderung wird auch bei Betrachtung der Spannungszustände in Rißfrontnähe für gleiche Beanspruchungsintensitäten J oder δ_t sichtbar. Aus der Darstellung der auf die Streckgrenze R_{eL} normierten Rißöffnungsspannung σ_{yy} in Abhängigkeit des HRR-Feldparameters ($r \cdot R_{eL}/J$) in Bild 3.1.2.3-2 geht hervor, daß die höchsten σ_{yy}/R_{eL} -Werte wieder für die CT-Probenmodelle auftreten und nahe den HRR-Näherungslösungen für den EVZ liegen. Es folgen mit kleiner werdenden Beträgen die Ergebnisse für die EVZ-Modelle der DEC-25-Probe und der CC-Proben und mit dem niedrigsten Wert das ESZ-Modell der CC-112,5-Probe. Die jeweiligen Maximalwerte von σ_{yy}/R_{eL} im Ligament, die plastischen Spannungskonzentrationsfaktoren K_{σ_p} , sind in Tabelle 3.1.2.3.1 zusammengestellt. Für den Mehrachsigenquotienten σ_h/σ_v über ($r \cdot R_{eL}/J$) wirkt sich der Einfluß der Probengeometrie und -größe qualitativ genauso aus wie für σ_{yy}/R_{eL} , Bild 3.1.2.3-3. Im Vergleich zu Bild 3.1.2.3-2 fällt der große Abfall von σ_h/σ_v beim Übergang vom EVZ- zum

ESZ-Modell der CC-112,5-Probe auf, der auf die Änderung des Out-of-Plane Constraints durch eine "starke Reduzierung der Probendicke" hervorgerufen wird. Deutlich ist auch zu erkennen, daß σ_h/σ_v für das ESZ-Modell der CC-112,5-Probe unterhalb der HRR-Näherungslösung für den ESZ verläuft und damit dem Ergebnis für d_n^{-1} (vgl. Bild 3.1.2.3-1) entspricht. Die Maximalwerte χ von σ_h/σ_v im Ligament sind ebenfalls in Tabelle 3.1.2.3-1 zusammengefaßt.

Die den Spannungszustand in Rißspitzennähe im Ligament bestimmende, von der Probengeometrie und der Beanspruchungsart abhängige Verformungsbehinderung wird beeinflusst durch die Verformungsbehinderung in Dickenrichtung der Probe, das Out-of-Plane Constraint, und der Verformungsbehinderung in Richtung senkrecht zur Rißfront, das In-Plane Constraint. Werden zunächst nur die Ergebnisse von EVZ-Modellen verglichen, so sind dafür die Out-of-Plane Constraint-Bedingungen gleich und entsprechen den Voraussetzungen bei "sehr dicken" oder seitengekerbten Proben. Das bei diesen Modellen festgestellte unterschiedliche Constraint-Verhalten, beispielsweise durch modellspezifische d_n^{-1} -Werte (vgl. Bild 3.1.2.3-1 und Tabelle 3.1.2.3-1) sollte dann durch unterschiedliches In-Plane Constraint erklärbar sein. Ein Vergleich der relativen Ligamentverformungen, definiert als Quotient der Ligamentbreite (W_a) unter der momentanen Belastung (J) und der Ligamentbreite ($W_0 - a_0$), im unbelasteten Zustand in Bild 3.1.2.3-4 zeigt: Im Gegensatz zur auf Biegung beanspruchten CT-Probe, bei der eine geringe Zunahme der Ligamentbreite stattfindet, tritt bei den auf Zug beanspruchten Proben, insbesondere bei den CC-Proben, vom Beginn der Belastung an und bei der DEC-Probe oberhalb $J \approx 50$ N/mm eine Einschnürung des Ligaments auf. Während bei der DEC-25-Probe die Einschnürung des Ligaments nur durch die Verschiebung der Rißspitze in das Ligament möglich ist, erfolgt bei den CC-Proben unter EVZ-Bedingungen die Ligamentverkürzung im wesentlichen durch Einziehen der Oberfläche in das Ligament ($-u_x$), wie das aus Bild 3.1.2.2-8 für die CC-112,5-Probe hervorgeht. Die Ergebnisse stimmen mit der Fließlinientheorie überein, wonach bei einer CC-Probe sich im vollplastischen Zustand Fließkeile unter 45° von der Rißspitze zur freien Oberfläche ausbilden, jedoch bei einer CT-Probe die Fließlinien bogenförmig verlaufen und eine Druckspannung an der freien Oberfläche eine Ligamenteinschnürung verhindert. Beim Übergang vom EVZ zum ESZ ändert sich der Verlauf der Ligamenteinschnürung nicht wesentlich, wie das Bild 3.1.2.3-4 für die CC-112,5-Probe zeigt. Aus Bild 3.1.2.2-8 ist jedoch ersichtlich, daß die Rißspitzen- und Oberflächenpunkte unter EVZ- und ESZ-Bedingungen sich unterschiedlich verschieben. Die Abnahme des Constraint-Parameters d_n^{-1} und des Mehrachsigenquotienten χ beim Übergang vom EVZ zum ESZ entsprechend den Bildern 3.1.2.3-1, 3.1.2.3-3 und Tabelle 3.1.2.3-1 ist auf die Änderung des Out-of-Plane Constraints zurückzuführen. Das Unterschreiten der Grenzwerte für den ESZ nach der HRR-Theorie wird dadurch verursacht, daß durch die endliche Ligament-

abmessung die Voraussetzung für das In-Plane Constraint der HRR-Theorie - unendlich langes Ligament - verletzt wird.

Die Mehrachsigkeit des Spannungszustandes

$$\chi = \text{Max}_r \frac{\sigma_h(r)}{\sigma_v(r)} \quad (3)$$

im Ligament ($\theta = 0^\circ$) hängt, wie das aus Bild 3.1.2.3-3 erkennbar ist, von der Probengeometrie und -größe ab und ist in Bild 3.1.2.3-5 in Abhängigkeit von J dargestellt. Das höchste Niveau mit $\chi \approx 3,2 \div 2,5$ wird in den CT- und DEC-Modellen erreicht; darunter folgen mit $\chi \approx 1,9 \div 1,6$ die EVZ-Modelle der CC-Proben, die physikalischen gesehen näherungsweise seitengekerbten Proben entsprechen; die niedrigsten Werte mit $\chi \approx 0,4 \div 0,6$ treten im ESZ-Modell der CC-112,5-Probe, also in einer dünnen CC-Probe, auf. Die mit den Werkstoffparametern von 20 MnMoNi 55, $R_{eL} = 440$ N/mm², $\alpha = 1,0$, $n = 7,7$, durchgeführten FEM-Rechnungen ermöglichen nur eine qualitative Analyse des Rißwiderstandsverhaltens in Abhängigkeit von der Probengeometrie für die experimentellen Untersuchungen an StE 460 mit $R_{eL} = 460$ N/mm², $\alpha = 4,0$, $n = 6,0$, wie sie in Bild 3.1.2.1-13 zusammengefaßt sind. Bild 3.1.2.3-6 zeigt, wie der Mehrachsigenquotient σ_h/σ_v nach der HRR-Theorie durch n beeinflusst wird. Das betrifft vor allem den EVZ. Für $n < 10$ steigt σ_h/σ_v mit kleiner werdendem n steil an. Das bedeutet, daß die für den 20 MnMoNi 55 ($n = 7,7$) ermittelten σ_h/σ_v -Werte vor allem für die CT- und DEC-Probengeometrien in Bezug auf den StE 460 ($n = 6,0$) um etwa 13 % zu niedrig sind.

Die Versuchsergebnisse aus Bild 3.1.2.1-13 wurden durch Polynome approximiert und sind in Bild 3.1.2.3-7 dargestellt. Bleibt das Ergebnis für die CC-62,5-Probe ($W = 125$, $a/W = 0,5$, $B = 40$) zunächst unberücksichtigt, so ergeben sich drei J_R -Kurven-Scharen mit unterschiedlichen Steigungen. Die Schar mit der geringsten Steigung umfaßt Ergebnisse von CT-, seitengekerbten CT- und DEC-Proben, darüber liegen die J_R -Kurven der seitengekerbten CC-Proben, und die nichtseitengekerbten CC-Proben ergeben Rißwiderstandsfunktionen mit dem größten Anstiegswinkel. Aus dem Vergleich der Bilder 3.1.2.3-5 und 3.1.2.3-7 läßt sich ein qualitativer Zusammenhang zwischen der Steigung der J_R -Kurven und dem Mehrachsigenquotienten χ ableiten: Die CT- und DEC-Proben mit dem höchsten χ -Niveau ergeben J_R -Kurven mit der geringsten Steigung, also dem geringsten Rißwiderstand gegen stabiles Rißwachstum, die CC-Proben ohne Seitenkerb, deren χ -Niveau nahe an dem in einem ESZ-Modell liegen und damit die niedrigsten χ -Werte haben, führen zu J_R -Kurven mit der größten Steigung, also zum höchsten Rißwiderstand. Zwischen den Extremen liegen die seitengekerbten CC-Proben mit χ -Werten nahe denen in einem entsprechenden EVZ-Modell und J_R -Kurven, deren Steigung zwischen denen der beiden anderen Kurvenscharen liegen. Diese Zuordnung der

Mehrachsigkeit des Spannungszustandes in Rißfrontnähe zum Rißwiderstandsverhalten ist in qualitativer Übereinstimmung mit dem "Criterion for ductile fracture by the growth of holes" von McClintock [20], wonach durch das Anwachsen des Mehrachsigsigkeitsgrades das zum duktilen Rißwachstum führende Hohlraumwachstum beschleunigt wird. Signifikante Übereinstimmungspunkte zwischen den FEM-Analysen und den Versuchsergebnissen zeigen sich darin, daß

1. die χ -Werte für die CT- und DEC-Proben, Bild 3.1.2.3-5, und die dazugehörigen J_R -Kurven, Bild 3.1.2.3-7, jeweils dicht zusammenliegen sowie
2. die J_R -Kurvenverläufe für die seitengekerbten CC-Proben mit a/W -Verhältnissen von 0,2, 0,5 und 0,8 nur geringe Unterschiede zeigen, wie es nach den aus der FEM-Analyse sich ergebenden gut übereinstimmenden χ -Werten für zwei EVZ-Modelle mit $a/W = 0,8$ und $0,1$ erwartet werden sollte.

Warum die J_R -Kurve für die CC-62.5-Probe mit $a/W = 0,5$, $W = 125$, $B = 40$, also Probenabmessungen, wie sie die anderen nichtseitengekerbten Proben haben, eine erheblich geringere Steigung hat, läßt sich mit dem jetzigen Kenntnisstand nicht erklären und bedarf weiterer Untersuchungen.

Literatur zu 3.1.2.3:

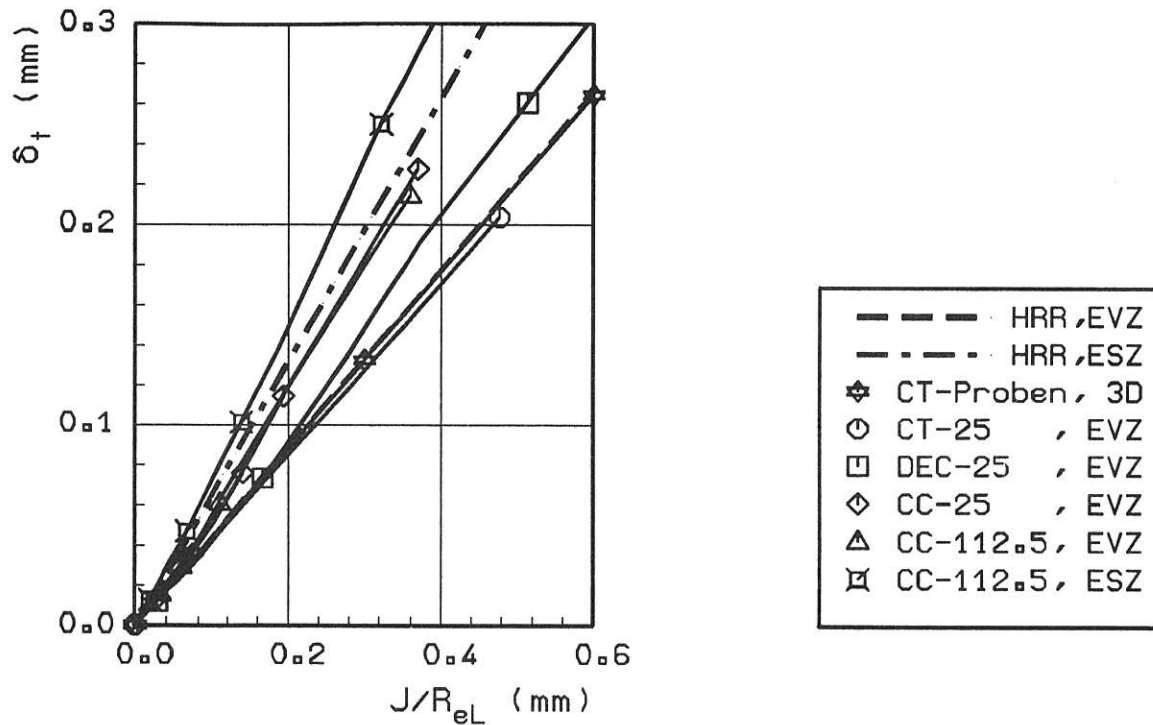
- 1 HUTCHINSON, J. W.: Singular Behaviour at the End of a Tensile Crack in Hardening Material. *J. Mech. Phys. Solids* 16 (1968), S. 13 - 31
- 2 HUTCHINSON, J. W.: Plastic Stress Strain Fields at the Crack Tip. *J. Mech. Phys. Solids* 16 (1968), S. 337 - 347
- 3 RICE, J. R.; ROSENGREN, G. F.: Plane Strain Deformation Near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material. *J. Mech. Phys. Solids* 16 (1968), S. 1 - 12
- 4 American Society for Testing and Materials: Standard Test Method for J_{Ic} , A Measure of Fracture Toughness. ASTM E 813-81. Philadelphia (USA): ASTM, 1981
- 5 American Society for Testing and Materials: Standard Test Method for J_{Ic} , A Measure of Fracture Toughness. ASTM E 1152-87. Philadelphia (USA): ASTM, 1987
- 6 Deutscher Verband für Materialprüfung: Ermittlung von Rißinitiierungswerten und Rißwiderstandskurven bei Anwendung des J-Integrals. DVM-Merkblatt 002. Berlin: DVM, 1987
- 7 European Group on Fracture: Recommendations for Determining the Fracture Resistance of Ductile Materials. 1. Entwurf. 1987
- 8 INGHAM, T.; BLAND, J. T.; WARDLE, G.: Influence of Specimen Size on the Upper Shelf Toughness of SA A533 B-1 Steel. In: *Trans. 7th SMIRT Conf.* Vol. G. Chicago (USA), 1983. S. 39 - 46
- 9 McCABE, D. E.; LANDES, J. D.; ERNST, H. A.: Prediction of Heavy Section Performance of Nuclear Vessel Steels from Surveillance Size Specimens. In: *Trans. 7th SMIRT Conf.* Vol. G. Chicago (USA), 1983. S. 47 - 54
- 10 GARWOOD, S. J.: Effect of Specimen Geometry on Crack Growth Resistance. In: *Fracture Mechanics*. ASTM STP 677. Philadelphia (USA): ASTM, 1979. S. 511 - 532
- 11 JULISCH, P.; STADTMÜLLER, W.: Valuation of a Ductile Vessel Rupture by R-Curve Analysis with CT Specimens and Wide Plate Tests. In: *Trans. 8th SMIRT Conf.* Vol. G. Brüssel (Belgien), 1985. S. 101 - 106
- 12 ROOS, E.; EISELE, U.; SILCHER, H.: A Procedure for the Experimental Assessment of the J-Integral by Means of Specimens of Different Geometries. *Int. J. Pres. Ves. and Piping* 23 (1986), S. 81 - 93
- 13 ROOS, E.; EISELE, U.; SILCHER, H.; KIESSLING, D.: Ermittlung von Rißwiderstandskurven auf der Basis des J-Integrals an Großproben. In: *Berichtsband 13. MPA-Seminar*. Bd. 1. Stuttgart: MPA, 1987. S. 6.1 - 6.25
- 14 Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von Forschungsergebnissen auf dem Gebiet der Komponentensicherheit. Teilvorhaben: Werkstoffmechanik. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 1987. Forschungsbericht 137
- 15 BROCKS, W.; KÜNECKE, G.; NOACK, H.-D.; VEITH, H.: Zur Übertragbarkeit von Bruchmechanikparametern von Proben auf Bauteile aufgrund von FEM-Analysen. In: *Berichtsband 13. MPA-Seminar*. Bd. 1. Stuttgart: MPA, 1987. S. 3.1 - 3.24
- 16 AURICH, D.; SOMMER, E.: The Effect of Constraint on Elastic-Plastic Fracture. *steel research* 59 (1988), S. 358 - 367
- 17 CLAUSMEYER, H.; KUSSMAUL, K.; ROOS, E.: Der Einfluß des Spannungszustandes auf den Versagensablauf angerissener Bauteile aus Stahl. *Mat.-wiss. u. Werkstofftech.* 20 (1989), S. 101 - 117

- 18 STEENKAMP, P. A. J. M.: *Investigation into the Validity of J-Based Methods for the Prediction of Ductile Tearing and Fracture*. Delft (Niederlande): Technische Hochschule, 1986. Dissertation
- 19 KORDISCH, H.; SOMMER, E.; SCHMITT, W.: Einfluß der Mehrachsigkeit auf das stabile Rißwachstum. In: *Berichtsband 13. MPA-Seminar*. Bd. 1. Stuttgart: MPA, 1987. S. 7.1 - 7.17
- 20 McCLINTOCK, F. A.: A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes. *J. Appl. Mech.* 35 (1968), S. 363 - 371

Tabelle 3.1.2.3-1: Vergleich verschiedener Parameter zur Beschreibung der Verformungsbehinderung (Constraint) in Bruchmechanikproben, 20 MnMoNi 55

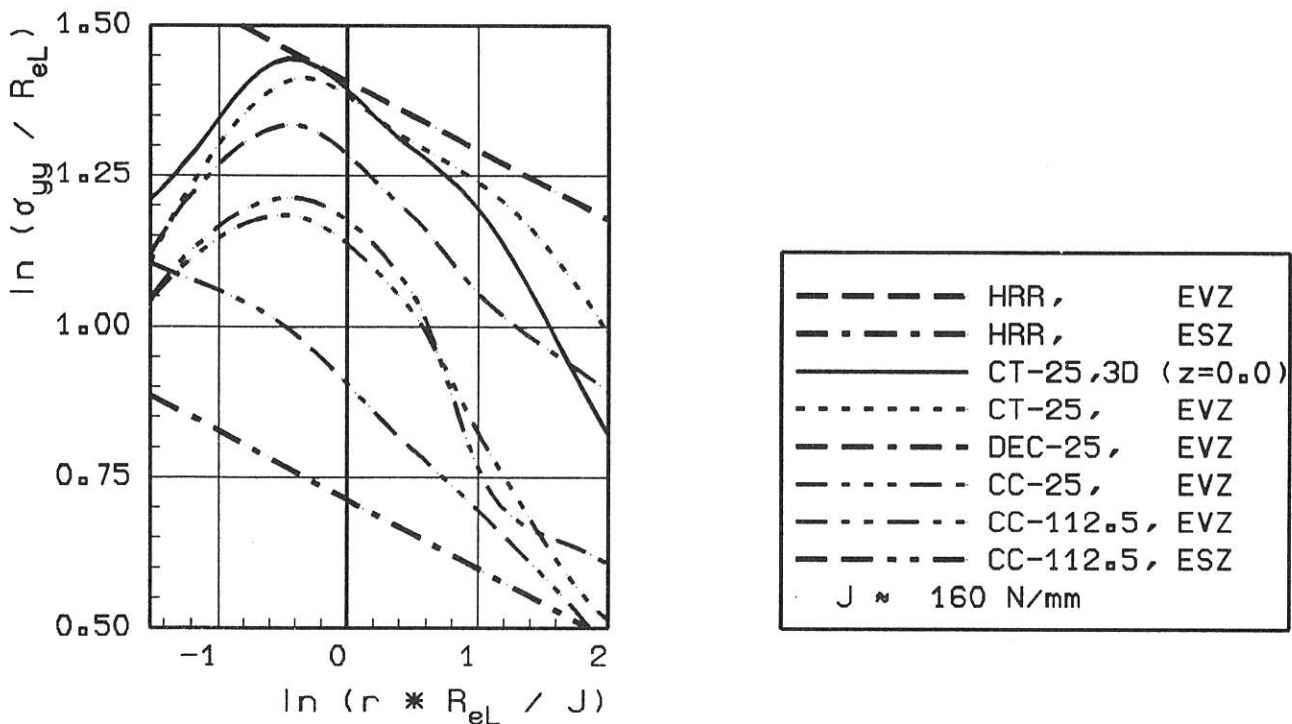
Probe	W [mm]	a/W [-]	FE-Modell	L [-]	d_n^{-1} [-]	$K_{\sigma_p}^1$ [-]	χ^1 [-]
CT-25	50	0.5	EVZ-Modell	1.69	2.35	4.1	2.9
DEC-25	125	0.8	" "	1.70	2.01	3.8	2.5
CC-25	125	0.8	" "	1.18	1.68	3.3	1.7
CC-112.5	125	0.1	" "	1.16	1.70	3.4	2.0
CC-112.5	125	0.1	ESZ-Modell	1.02	1.30	-	0.6
CT-12.5	25	0.5	3D, z=0	1.47	2.47	4.0	2.2
CT-25	50	0.5	3D, z=0	1.46	2.26	4.2	2.5
CT-100	200	0.5	3D, z=0	1.47	2.31	4.2	2.9
CT-200	400	0.5	3D, z=0	1.47	2.32	4.1	2.9

¹ J = 160 N/mm



Blld 3.1.2.3-1:

Rißspitzenöffnung δ_t in Abhängigkeit des J-Integrals für verschiedene Probengeometrien und -größen, Vergleich mit der HRR-Theorie, $\alpha=1.0$, $n=7.7$



Blld 3.1.2.3-2:

Normierte Rißöffnungsspannung σ_{yy}/R_{eL} in Abhängigkeit des HRR-Feldparameters ($r * R_{eL}/J$) für verschiedene Probengeometrien und -größen, Vergleich mit HRR-Theorie, $\alpha=1.0$, $n=7.7$

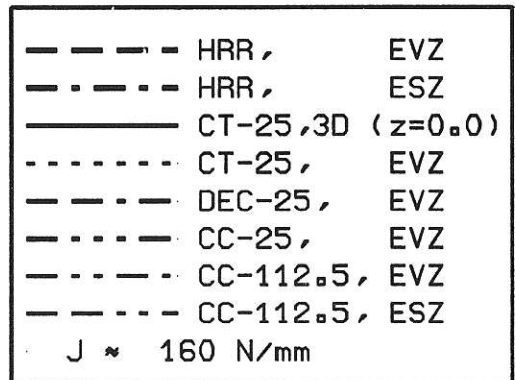
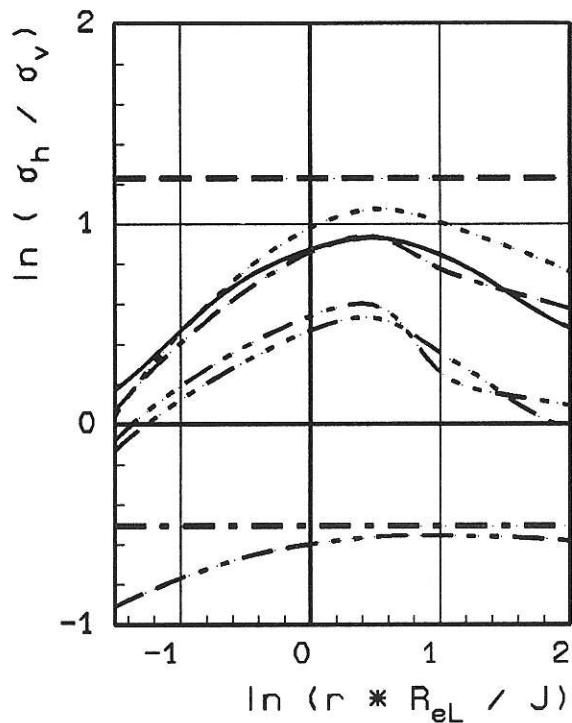


Bild 3.1.2.3-3:

Mehrachsige Quotient σ_h / σ_v in Abhängigkeit des HRR-Feldparameters ($r * R_{eL} / J$) für verschiedene Probengeometrien und -größen, Vergleich mit HRR-Theorie, $\alpha=1.0$; $n=7.7$

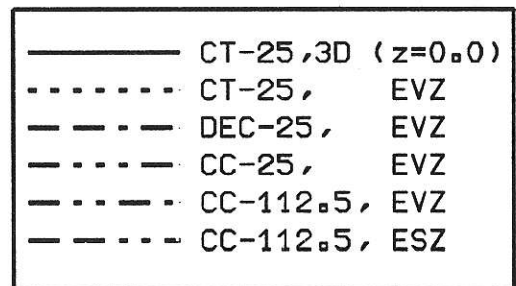
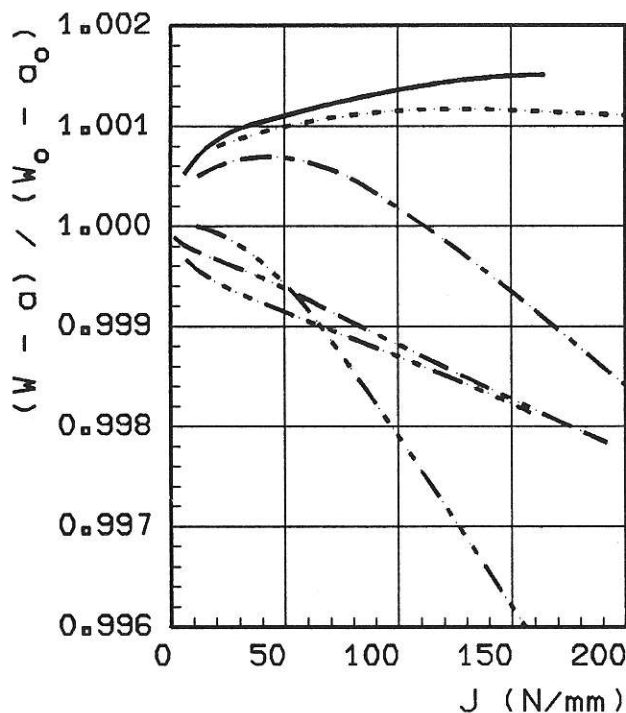
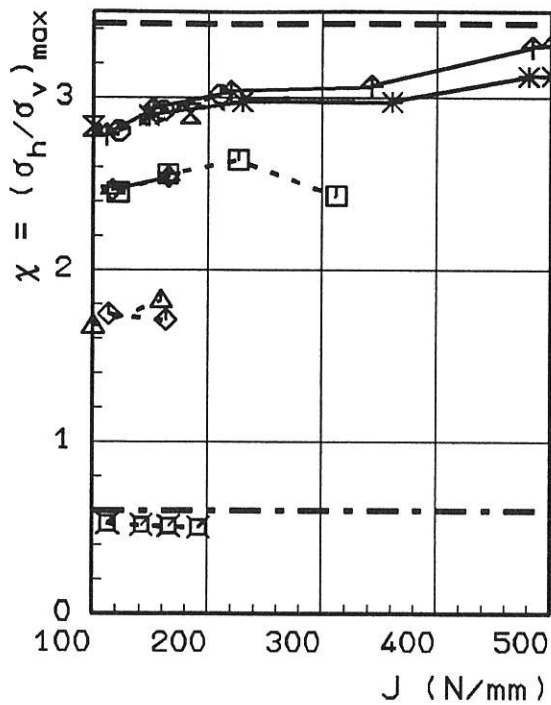


Bild 3.1.2.3-4:

Ligamentverformung $(W - a) / (W_0 - a_0)$ in Abhängigkeit des J-Integrals für verschiedene Probengeometrien und -größen



---	HRR, EVZ
- · - · -	HRR, ESZ
◇	CC-25, 2D, EVZ
△	CC-112.5, 2D, EVZ
⊠	CC-112.5, 2D, ESZ
□	DEC-25, 2D, EVZ
○	CT-25, 2D, EVZ
⊗	CT-25, 2D, EVZ (Rlfo)
◆	CT-25, 3D (z=0.0)
*	CT-100, 3D (z=0.0)
⋈	CT-200, 3D (z=0.0)

Bild 3.1.2.3-5:

Mehrachsige Kollisionsquotient $\chi = (\sigma_h / \sigma_v)_{\max}$ in Abhängigkeit des J-Integrals für verschiedene Probengeometrien und -größen, Vergleich mit HRR-Theorie, $\alpha = 1.0$, $n = 7.7$

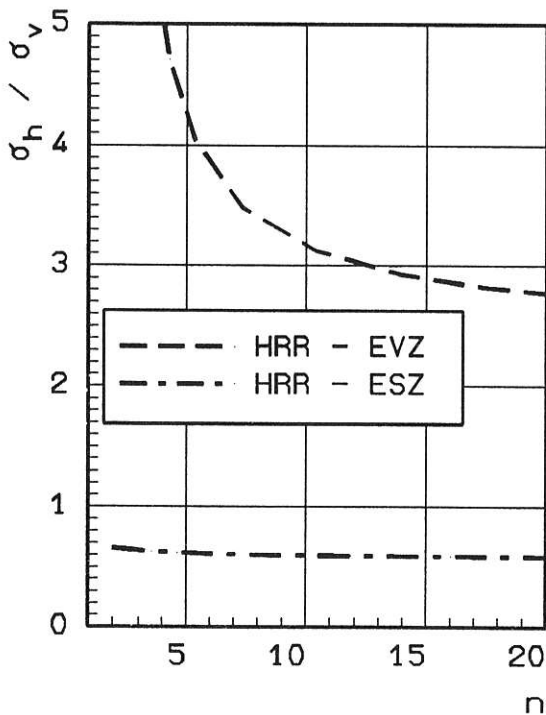
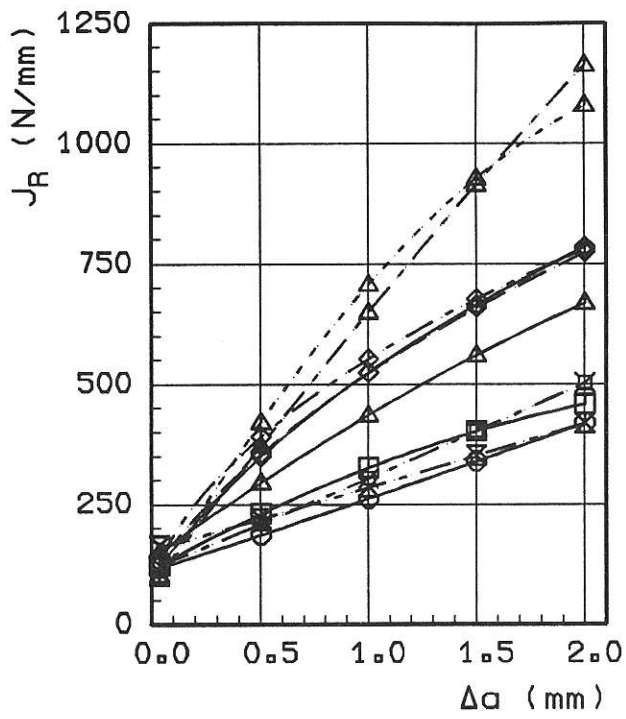


Bild 3.1.2.3-6:

Mehrachsige Kollisionsquotient σ_h / σ_v in Abhängigkeit des Materialparameters n nach HRR-Theorie



○	—	○	CT-25sg: W= 50, a/W=0.5
□	—	□	CT-25: W= 50, a/W=0.5
⊗	- - -	⊗	DEC-100 :W=500, a/W=0.8
⊗	- - -	⊗	DEC-25: W=125, a/W=0.8
◇	- - -	◇	CC-40sg: W= 50, a/W=0.2
◇	—	◇	CC-25sg: W= 50, a/W=0.5
◇	- - -	◇	CC-10sg: W= 50, a/W=0.8
△	- - - -	△	CC-112.5:W=125, a/W=0.1
△	—	△	CC-62.5: W=125, a/W=0.5
△	- - -	△	CC-25: W=125, a/W=0.8

Bild 3.1.2.3-7:

J_R -Kurven für StE 460 mit verschiedenen Probengeometrien

3.2 Untersuchungen an Bauteilen

In diesem Teilprojekt war die Anwendbarkeit elastisch-plastischer Versagenskriterien auf "3D"-Fälle, insbesondere auf Fehler in Druckbehältern und Rohren, unter Nutzung des an Proben ermittelten "2D"-Rißwiderstandsverhaltens zu untersuchen, wobei Ergebnisse von Experimenten unter praxisnahen Beanspruchungen mit der FEM zu analysieren waren. Durch Ermittlung der Spannungszustände unmittelbar vor der Fehlerfront sollte die erwartete Abhängigkeit der "3D"-Rißwiderstandskurven von verschiedenen Parametern systematisch erfaßt und klassifiziert werden, um daraus folgend möglichst einfache, kostengünstige und bezüglich des Verlaufs der Rißwiderstands(J_R)-Kurven hinreichend konservative Probengeometrien ableiten zu können.

3.2.1 Behälter

3.2.1.1 Versuche

Mit experimentellen Untersuchungen war in Verbindung mit begleitenden FE-Rechnungen zu testen, inwieweit das Rißwiderstandsverhalten von Druckbehältern mit axialen die Behälterwand durchdringenden Fehlern sowie mit axialen halb elliptischen Oberflächenfehlern mit Bezug auf an Proben ermittelte J_R -Kurven zu beurteilen ist.

Versuche an einem Behälter mit axialen die Wand durchdringenden Fehlern

Über Ergebnisse experimenteller Untersuchungen an einem Behälter mit die Behälterwand durchdringenden Fehlern wurde bereits berichtet [1, 2]. Diese Versuche waren u. a. hinsichtlich folgender Punkte zu ergänzen:

- Durch Versuche an einem spannungsarmgeglühten Behälter sollte geprüft werden, ob und gegebenenfalls inwiefern beim Einschweißen von Ronden in den Behälter entstandene Eigenspannungen von Einfluß auf ermittelte J_R - Δa -Werte gewesen sind.
- Vermehrung der bisher nur nach der Mehrprobenmethode ermittelten J_R - Δa -Werte zwecks Feststellung, ob damit für den Behälter eine J_R -Kurve anzugeben ist. Dabei auch Einsatz der Einprobenmethode unter Verwendung von Gleichstrom-Potentialsonden zur kontinuierlichen Rißfortschrittsbestimmung während der Belastung.
- Ermittlung des Rißwiderstands-Verhaltens des Behälters mit Fehlern in Form von axialen Schwingungsanrissen; bisher waren nur Fehler in Form von 0,2 mm-Sägeschnitten verwendet worden.

Die für den Behälter zu bestimmende J_R -Kurve war mit denjenigen von unterschiedlich dimensionierten CT-Proben und Zugscheiben der Typen DEC(T), CC(T) und CC(T)sg zu vergleichen.

Experimentelle Details

Bild 3.2.1.1-1 zeigt den Versuchsbehälter. Die Testfehler der Länge $2a_0$ lagen parallel zur Behälterachse in T-L-Lage des Stahles StE 460(3) in einer in den zylindrischen Behälterteil eingeschweißten Ronde. Die chemische Analyse sowie bei $(20 \pm 2)^\circ\text{C}$ ermittelte mechanische Eigenschaftswerte dieses Stahles sind in Tabelle 3.1.2.1-1 angegeben. Die unterschiedlichen Fehlerlängen - 104 mm bis 463 mm - sind nach Entnahme der Bohrkernproben, an denen die Länge der stabilen Risse zu bestimmen war, durch Weitersägen sowie zum Teil durch pulsierende Innendruckbeanspruchung erzeugt worden.

Für die Ausbreitung der stabilen Risse in der Behälterwand sind in Bild 3.2.1.1-2a/b zwei Beispiele dargestellt. Bemerkenswert ist, daß bei dem hydraulischen Behälterinnendruck von 18,6 MPa an den beiden Enden des 147 mm langen Ausgangsfehlers eine deutlich unterschiedliche Ausbreitung der stabilen Risse erfolgte. Weitere Einzelheiten betreffs der Durchführung der Behälterversuche sind den Tabellen 3.1.2.1-2, 3.1.2.1-3 und 3.2.1.1-1 sowie [3] zu entnehmen. Während der Behälter bei den Versuchen 1 bis 6 nicht geglüht war, erfolgten die Versuche 7 bis 10 an einem spannungsarmgeglühten Behälter. Bei den Behälterversuchen 1 bis 7 sind 0,2 mm-Sägeschnitte und bei den anderen Schwingungsanrisse als Testfehler verwendet worden.

Auswertung der Behälterversuche, Ergebnisse

Die in dem Bild 3.2.1.1-3a/b dargestellten J_R -Kurven für den Behälter sind unter Verwendung der dort angegebenen Gleichung nach *Paris und Johnson* [4] für J_I zur J_I - bzw. J_R -Bestimmung sowohl nach der Mehrprobenmethode als auch nach der Einprobenmethode unter Bezug auf Messungen mit Gleichstrom-Potentialsonden zur kontinuierlichen Rißfortschrittsbestimmung während der Belastung ermittelt worden. Die Beziehung für J_I stellt eine elastische Lösung mit plastischer Zonenkorrektur dar, wobei die Berücksichtigung des Spannungszustandes mit dem Faktor β^* erfolgt. Für den ebenen Spannungszustand ESZ ist $\beta^* = 2$, für den ebenen Verzerrungszustand EVZ gilt $\beta^* = 6$. Die angegebenen Versuchsergebnisse wurden unter Berücksichtigung der Ausdehnung der plastischen Verformung vor dem Fehler mit $\beta^* = 2$ bestimmt. Die J_R -Kurvenanpassung erfolgte unter Verwendung der in der Tabelle 3.1.2.1-4 angegebenen Gleichungen nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate. J_I wurde mit Bezug auf diese J_R -Kurven und auf die (mittlere) Stretchzonenbreite SZW bestimmt.

Das Bild 3.2.1.1-3a/b läßt erkennen, daß, bis auf je ein Ergebnis für die Versuche 2 und 4, die J_R - Δa -Werte der Einzelversuche nicht wesentlich von der dargestellten J_R -Kurve abweichen, unabhängig davon, ob als Testfehler ein 0,2 mm-Sägeschnitt oder ein Schwingungsanriß verwendet wurde bzw. ob der Behälter mit der Ronde spannungsarmgeglüht wurde oder nicht. Die für den Behälter nach der Einprobenmethode ermittelten J_R -

Kurven liegen zusammen mit der nach der Mehrprobenmethode bestimmten in einem eng begrenzten Streubereich. Die Rißwiderstandskurven in Bild 3.2.1.1-3b wurden aufgrund der Ergebnisse des Tests 7, 8 und 10 ermittelt.

In Bild 3.2.1.1-4 sind zum Vergleich J_R -Kurven von unterschiedlich dimensionierten CT-Proben und Zugscheiben sowie für den Behälter dargestellt. Dieses Bild läßt erkennen, daß die Beurteilung des Rißwiderstands(J_R)-Verhaltens des Behälters aufgrund der Ergebnisse mit CC(T)- und CC(T)sg-Proben in erheblichem Maße nicht konservativ wäre. Dagegen liegt die J_R -Kurve des Behälters im Bereich derjenigen der CT25- und DEC(T)-Proben. Bei dem Behälter ist in Ligamentrichtung, im Gegensatz zu den Verhältnissen bei den CC(T)- und CC(T)sg-Proben, infolge des durch Innendruck erzeugten Axialzugs mit einer größeren Verformungsbehinderung zu rechnen, wodurch sich ein flacherer J_R -Kurvenverlauf ergibt.

Nach den dargestellten Ergebnissen sowie unter Berücksichtigung der Kosten für die Probenfertigung und für die Versuchsdurchführung erscheint eine Beurteilung des Rißwiderstandsverhaltens von Behältern der dargestellten Art bei elastisch-plastischem Werkstoffverhalten unter Verwendung der Ergebnisse mit seitengekerbten CT-Proben zweckmäßig.

Versuche an einem Behälter mit einem axialen Außenoberflächenfehler

Im Hinblick auf die Entwicklung von Verfahren zur Beurteilung der Rißformentwicklung bei Behältern mit axialen halb elliptischen Außenoberflächenfehlern unter Bezug auf mit Proben ermittelte Rißwiderstands(J_R)-Kurven sind in einer Ronde aus dem Stahl 20 MnMoNi 55, die in den in Bild 3.2.1.1-1 dargestellten Behälter eingeschweißt worden war, von einer 180,4 mm langen und maximal 15,2 mm tiefen halb elliptischen Außenoberflächenkerbe aus alternierend durch pulsierende sowie durch schwellende Innendruckbelastung jeweils vier Schwingungsrisse und vier stabile Risse erzeugt worden, die in Bild 3.2.1.1-5 zu erkennen sind. Einen bei der Erzeugung des ersten stabilen Risses ermittelten Druck-Verschiebungs-Schrieb zeigt Bild 3.2.1.1-6.

Ziele der experimentellen Versuche an dem Behälter mit dem axialen halb elliptischen Außenoberflächenfehler waren vor allem

- die Erzeugung stabiler Risse mit kanuförmiger Kontur, bei denen die Rißausbreitung nicht senkrecht zur Behälteroberfläche am größten ist;
- der Ausschluß instabiler Rißausbreitung;
- die Ermittlung von Kerb(Riß)-Uferverschiebungen V_i und des örtlichen Rißfortschritts längs der Rißfronten in Abhängigkeit von den Belastungen;
- die Bestimmung der Beanspruchungen für die Initiierung und Ausbreitung der stabilen Risse.

Mit Ausnahme der Bestimmung des örtlichen Rißfortschritts längs der Rißfront sind die oben angeführten Ziele erreicht worden. Über diese Ergebnisse sowie über Ergebnisse von FEM-Analysen zu diesen Versuchen wurde bereits berichtet [5 bis 7].

In Ergänzung zu diesen Versuchen war in einer weiteren Ronde aus dem Stahl StE 460(3), die in den in Bild 3.2.1.1-1 dargestellten Behälter eingeschweißt war, von einem 192 mm langen und maximal 28 mm tiefen Schwingungsanriß aus ein stabiler Riß mit kanuförmiger Kontur herzustellen, der dann durch FEM-Analysen zu analysieren war.

Die axiale Außenoberflächenkerbe in der Behälterwand aus StE 460(3) mit den Positionen der Verschiebungs- und Potentialmeßstellen zeigt Bild 3.2.1.1-7.

Der Rißfortschritt während der Rißerzeugung wurde mittels Gleichstrom-Potentialsonden verfolgt. Bild 3.2.1.1-8 zeigt den entsprechenden, während der Schwingungsanrißerzeugung aufgenommenen Schrieb, mit Hilfe dessen unter Berücksichtigung der Empfindlichkeit der Potentialsonde der jeweilige Rißfortschritt zu berechnen war.

In Bild 3.2.1.1-9a/b sind die Druck-Verschiebungs- und Potential-Verschiebungs-Schriebe, die während der Erzeugung des stabilen Risses aufgenommen wurden, dargestellt. Der Druck p_i bei der Initiierung des stabilen Risses wurde mit Bezug auf V_{ti} bei der charakteristischen Steigungsänderung der Potential-Verschiebungskurve festgelegt.

Bild 3.2.1.1-10a/c zeigt Rißflächen in der Wand des Behälters aus dem Stahl StE 460(3) mit zur Hälfte abgebildetem Außenoberflächenfehler sowie ein Schema zur Festlegung der maximalen Rißausbreitungsrichtung durch den Winkel Φ_a . Das Bild läßt erkennen, daß das wesentliche Ziel des Belastungsversuches, einen stabilen Riß mit kanuförmiger Kontur herzustellen, erreicht wurde. Der Winkel Φ_a beträgt etwa 73° . Damit war er nur geringfügig größer als die entsprechenden Werte für die stabilen Risse in der Ronde aus 20 MnMoNi 55 (s. Bild 3.2.1.1-5a).

Literatur zu 3.2.1.1:

- 1 AURICH, D.; KRAFKA, H.; WOBST, K.: Belastungsversuche an Behältern; Vergleich mit Versuchsergebnissen an Proben. In: *Berichtsband 17. Sitzung des DVM-Arbeitskreises "Bruchvorgänge"*. Berlin: DVM, 1985. S. 187 - 196
- 2 AURICH, D.; WOBST, K.; KRAFKA, H.: Test on a Pressure Vessel with Flaws of Different Length and Comparison of the Results of Specimens. In: *Fracture Control of Engineering Structures*. Vol. 2.

- Eds.: VAN ELST, H. C.; BAKKER, A. Warley (UK): EMAS, 1986. S. 973 - 985
- 3 AURICH, D.; WOBST, K.; KRAFKA, H.: J_R -Curves of Wide Plates and CT25 Specimens - Comparison of the Results of a Pressure Vessel. *Nucl. Engn. Design* 112 (1989), S. 319 - 328
- 4 PARIS, P. C.; JOHNSON, R. E.: A Method of Application of Elastic-Plastic Fracture Mechanics to Nuclear Vessel Analysis. ASTM STP 803. Vol. 2. Philadelphia (USA): ASTM, 1983. S. 5 - 39
- 5 Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von Forschungsergebnissen auf dem Gebiet der Komponentensicherheit. Teilvorhaben: Werkstoffmechanik. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 1987. Forschungsbericht 137
- 6 BROCKS, W.; KRAFKA, H.; MÜLLER, W.; WOBST, K.: Experimental and Numerical Investigations of Stable Crack Growth of Axial Surface Flaws in a Pressure Vessel. Technischer Fachbericht zum Vorhaben "Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von Forschungsergebnissen auf dem Gebiet der Komponentensicherheit". Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 1988
- 7 WOBST, K.; KRAFKA, H.: Experimentelle Untersuchung des stabilen Rißwachstums eines axialen Oberflächenfehlers in einem Druckbehälter. In: *Berichtsband 2. 14. MPA-Seminar*. Stuttgart: MPA, 1988. S. 41.1 - 41.21

Tabelle 3.2.1.1-1: Versuchsbedingungen der Behältertests sowie Längen der stabilen Risse (einschließlich SZW) an den beiden Fehlerpositionen 1 bzw. 2

Test Nr.	Behälter spannungs-armgeglüht	Testfehler	Fehlerlänge $2a_0$ mm	Stabile Rißlänge mm	
				Δa_{1max}	Δa_{2max}
1	nein	0.2 mm Sägeschnitt	104	0.35	n.b.*)
2			147	0.48	1.42
4			251	0.25	0.90
5			350	0.02	0.02
6			450	n.b.*)	0.68
7			ja	Schwingungsanriß	264
8	303	1.90			2.00
9	400	0.02			0.07
10	463	0.83			0.76

*) nicht bestimmt

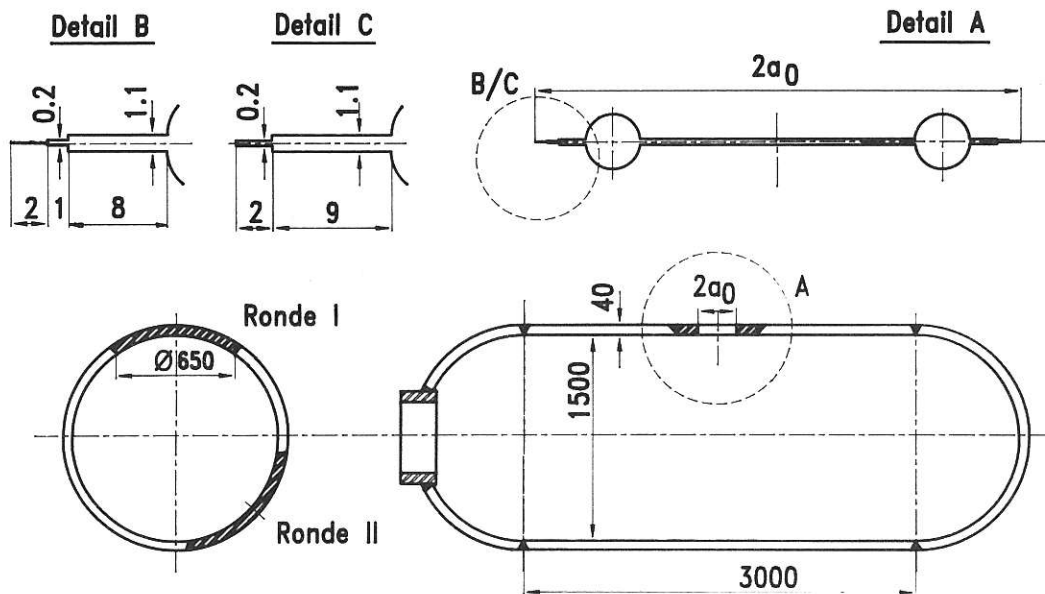


Bild 3.2.1.1-1:
Versuchsbehälter mit axialen die Wand durchdringenden Schwingungsanrissen oder 0,2 mm-Sägeschnitten als Testfehler der Länge $2a_0$

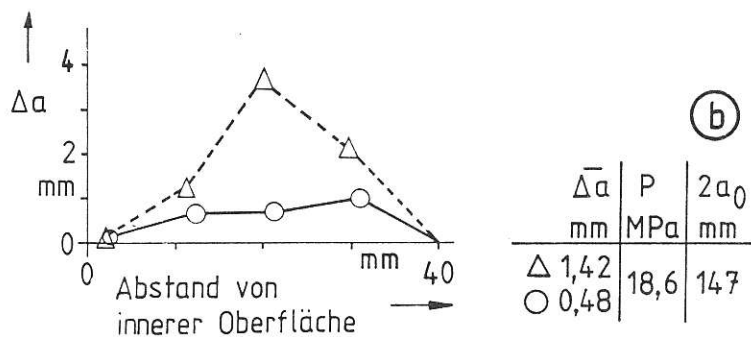
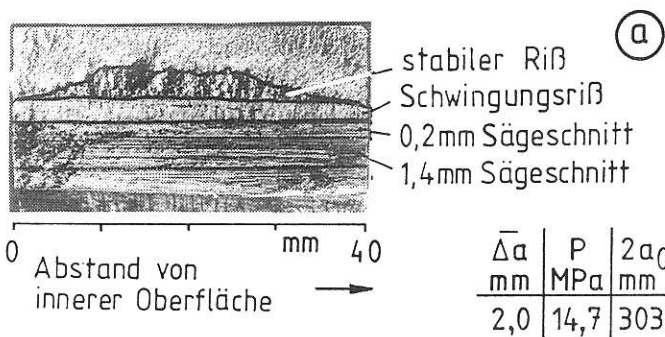
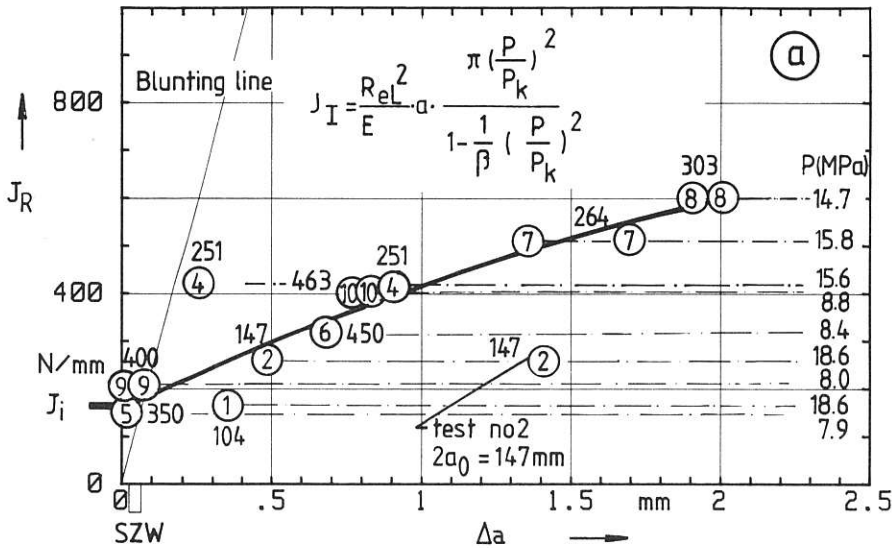


Bild 3.2.1.1-2a/b:
Ausbreitung stabiler Risse (Δa)
in der Wand des Behälters
mit einem axialen Testfehler
der Länge $2a_0$ nach Belastung
mit hydraulischem Innendruck p;
Werkstoff: StE 460(3)



	Test Nr.
0,2mm-Sägeschnitt	1 - 7
Schwingungsriß	8 - 10
Ungeglüht	1 - 6
Spannungsarmgeglüht	7 - 10

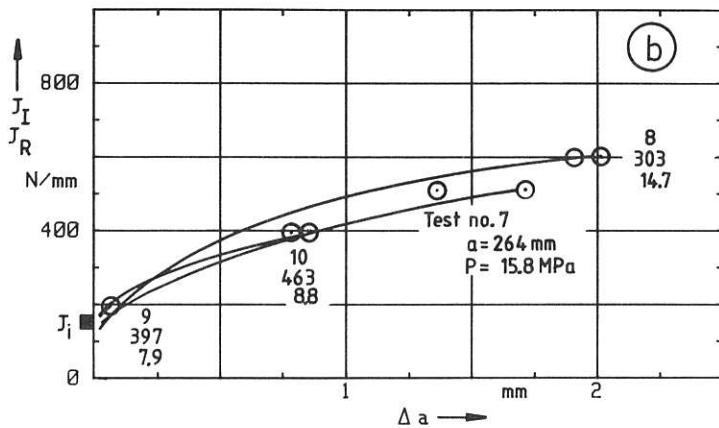
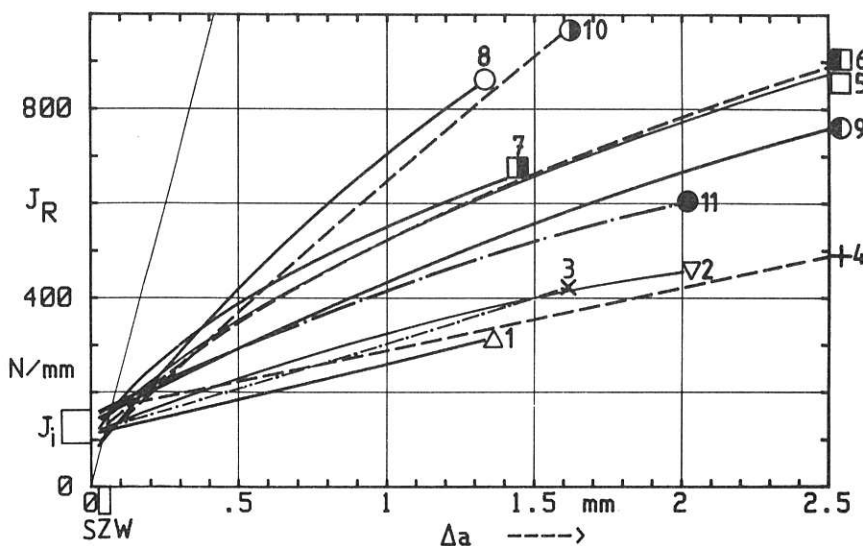


Bild 3.2.1.1-3a/b: J_R - Δa - und J_i -Werte sowie nach der Mehrproben- (a) und Einproben-Methode (b) bestimmte J_R -Kurven des Behälters aus StE 460(3) mit axialen die Wand durchdringenden Fehlern der Länge $2a_0$, ermittelt für $(25 \pm 2)^\circ\text{C}$ mit Bezug auf den hydraulischen Innendruck p . p_k Kollapsdruck nach Folias



Symbol	Art	Proben Dimension in mm					T °C
		B_0	B_n	W_0	a_0/W_0	$W_0 - a_0$	
1	CT25sg	25	19	50	0.5	25	25±2
2	CT25	25	-	-	-	-	
3	DEC(T)	40	-	125	0.8	25	
4	-	-	-	500	-	100	
5	CC(T)sg	20	16	50	0.2	40	
6	-	-	-	-	0.5	25	
7	-	-	-	-	0.8	10	
8	CC(T)	40	-	125	0.1	112.5	
9	-	-	-	-	0.5	62.5	
10	-	-	-	-	0.8	25	
11	Behälter	40	-	-	-	-	

Bild 3.2.1.1-4: J_R -Kurven von Proben unterschiedlicher Art und Geometrie im Vergleich mit der eines Behälters mit axialen die Wand durchdringenden Fehlern; Werkstoff StE 460(3), Temperatur $(25 \pm 2)^\circ\text{C}$

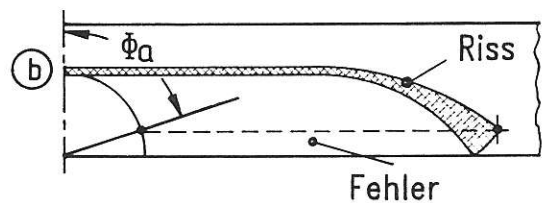
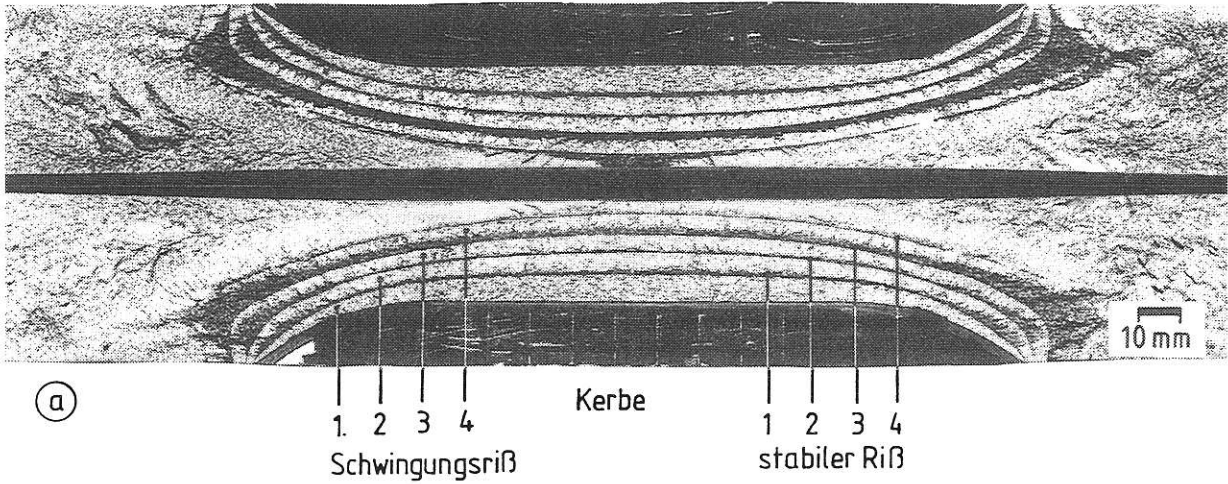


Bild 3.2.1.1-5a/b: Rißflächen in der Wand aus 20 MnMoNi 55 des Behälters mit axialem Außenoberflächenfehler (a) sowie Schema zur Festlegung der maximalen Rißausbreitungsrichtung durch den Winkel Φ_a (b)

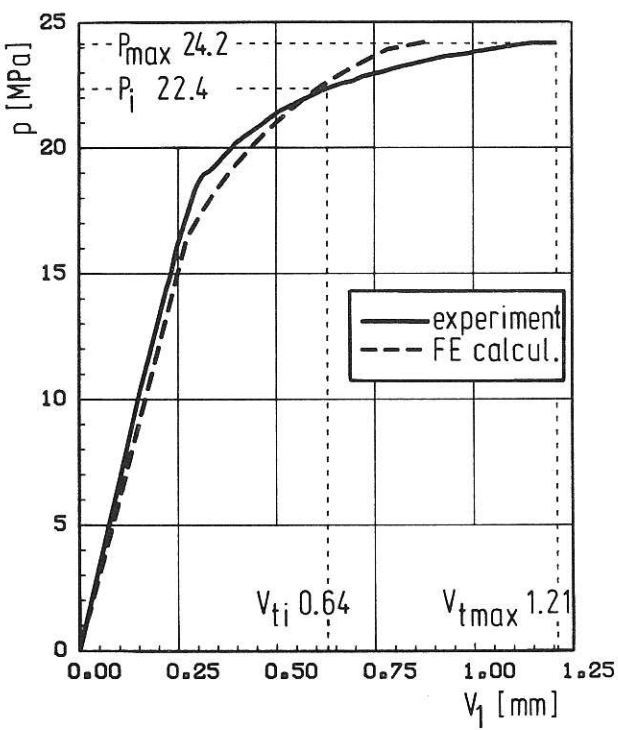


Bild 3.2.1.1-6: Hydraulischer Innendruck in Abhängigkeit von der Kerb(Riß)-Öffnung eines axialen Außenoberflächenfehlers in dem Behälter aus 20 MnMoNi 55

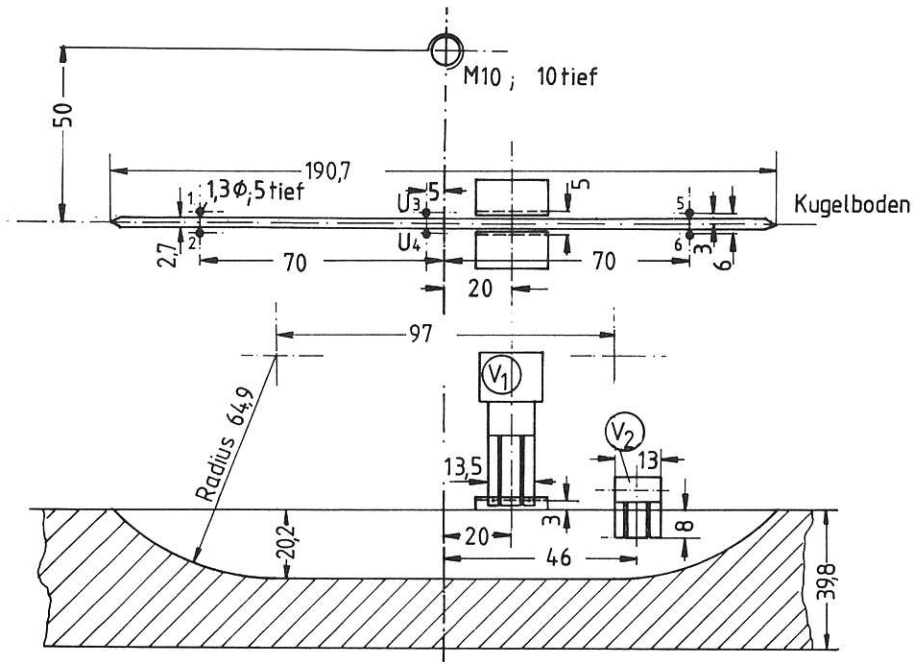


Bild 3.2.1.1-7:
 Axiale Außenoberflächenkerbe in der Behälterwand aus StE 460(3) mit Positionen der Verschiebungs- und Potentialmessungen V_i und U_i

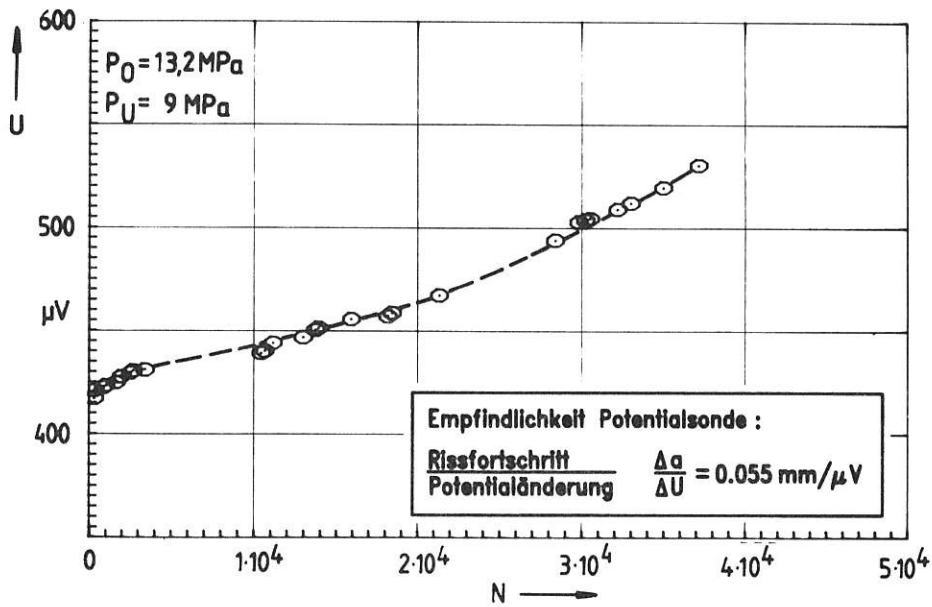


Bild 3.2.1.1-8: Bestimmung der Ausbreitung des Oberflächenrisses in dem Behälter aus StE 460(3) aufgrund der Spannungen der Gleichstrom-Potentialsonde U in Abhängigkeit von der Schwingspielzahl N (p_o und p_u maximaler und minimaler hydraulischer Innendruck)

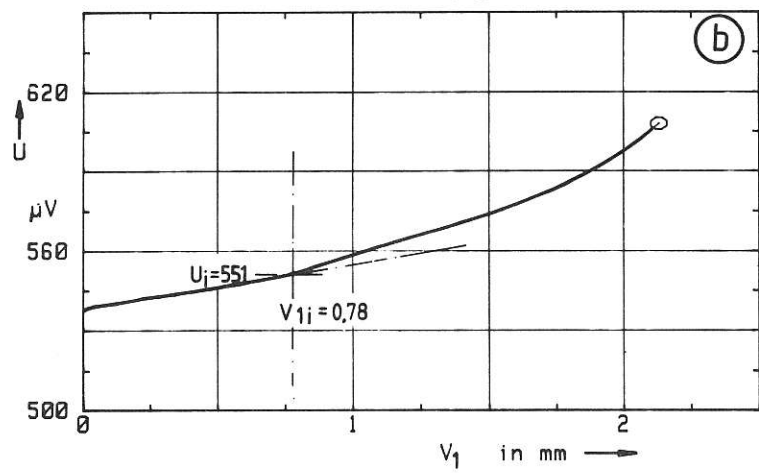
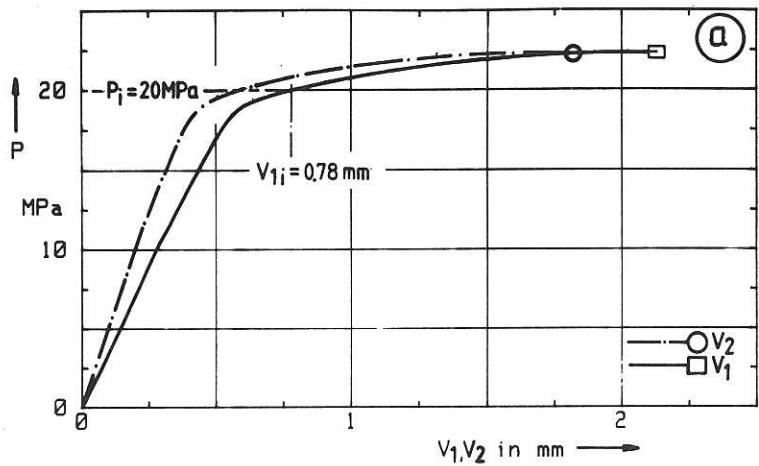


Bild 3.2.1.1-9a/b: Druck-Verschiebungs- und Potential- Verschiebungsschriebe des Behälters aus StE 460(3) mit axialem Außenoberflächenfehler

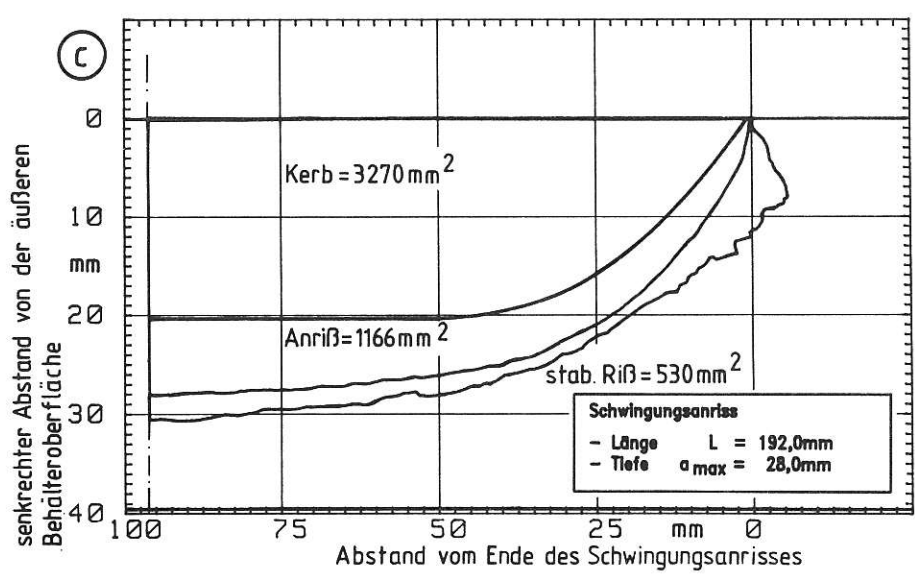
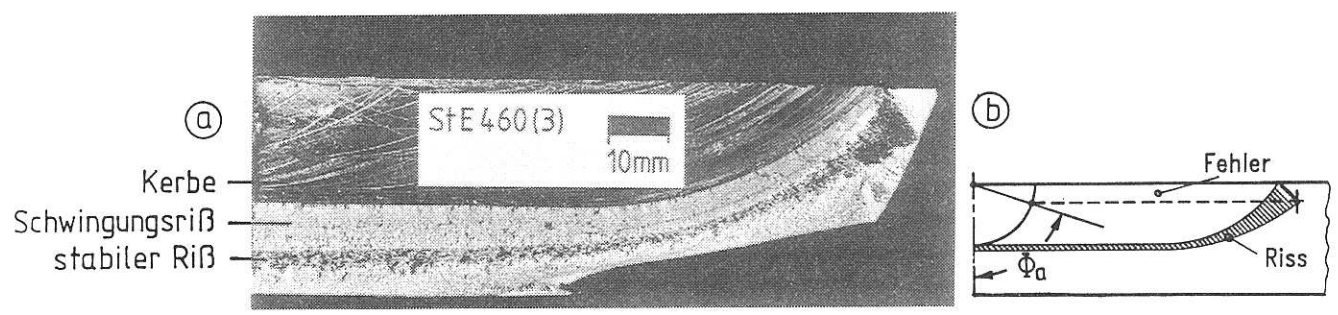


Bild 3.2.1.1-10a/c: Rißflächen in der Wand aus StE 460(3) eines Behälters mit zur Hälfte abgebildetem Außenoberflächenfehler und Schema zur Festlegung der maximalen Rißausbreitungsrichtung durch den Winkel Φ_a

3.2.1.2 FEM-Analysen der Behälter

Zwei der im Abschnitt 3.2.1.1 beschriebenen Fehlerkonfigurationen (Schwingrisse, Bilder 3.2.1.2-1a,b) des Testbehälters wurden mit Hilfe von elastisch-plastischen FE-Rechnungen analysiert [1, 2, 3]. Die beiden Behältermodelle werden im folgenden kurz mit "B2" und "B3" bezeichnet. Für die FEM-Analyse mit dem Programm ADINA wurde lediglich der zylindrische Teil des Behälters unter Ausnutzung von Symmetriebedingungen als 1/8-Modell elementiert (Bild 3.2.1.2-2). Die Elementierung der Rißumgebung ist in den Bildern 3.2.1.2-3a,b dargestellt, in die auch die Meßstellen der Rißöffnungen im Versuch, V_1 und V_2 , eingetragen sind. Aus den Erfahrungen der Analyse von B2 [2] wurde die Rißfront bei B3 im Bereich des Auslaufs, wo starke Spannungs- und J-Gradienten sowie großes Rißwachstum im Versuch auftreten, feiner elementiert. Da neben der Auswertung globaler (Fernfeld)-Größen eine Analyse der Spannungen an der Rißspitze beabsichtigt war, mußte die Rißumgebung hinreichend fein elementiert werden. Die singulären Rißspitzenelemente haben einen Radius von 0,1 mm. Die Elementgruppen längs der Rißfront wurden geometrisch nichtlinear (UL) und mit einer Integrationsordnung von $2 \times 2 \times 3$ gerechnet, der übrige Bereich geometrisch linear (MNO) und mit einer Integrationsordnung von $2 \times 2 \times 2$. Das elastisch-plastische Materialmodell verwendet die *Mises*sche Fließbedingung und isotrope Verfestigung.

Ein weiterer Behälter mit einem Innenoberflächenriß, im folgenden kurz "B1" genannt, der lediglich ein Rechenmodell für Parameterstudien darstellte, war in einem vorausgegangenen Vorhaben behandelt worden [4, 5, 6] und wird an einigen Stellen zu Vergleichszwecken herangezogen. Die Struktur- und Belastungsdaten aller drei Behälter sind in der Tabelle 3.2.1.2-1, die Daten der FEM-Analysen in der Tabelle 3.2.1.2-2 zusammengefaßt.

Die Behälter-Modelle werden durch Innendruck p und - anstelle einer Elementierung des Behälterbodens - durch axiale Deckelkräfte

$$p_z = p \frac{r_1^2}{(r_a^2 - r_1^2)} \quad (1)$$

belastet. Beim Behältermodell B1 wirkt der Druck p auch auf die Rißflächen.

Die inkrementelle elastisch-plastische Rechnung wurde bis zum höchsten im Versuch erreichten Druck p_{\max} durchgeführt. Als weitere charakteristische Werte sind im folgenden der Druck p_y , bei dem die plastische Zone an der tiefsten Stelle des Risses die Behälterinnenwand erreicht, und der Druck p_i , bei dem die Potentialsonde im Versuch Rißinitiierung angezeigt hat, ausgewertet. Da die Rechnung ohne Berücksichtigung des stabilen Rißwachstums weitergeführt wurde, sind oberhalb von p_i zwangsläufig Unterschiede zwischen Rechnung und Experiment zu erwarten.

Das J-Integral

Im Bild 3.2.1.2-4 sind zunächst die Ergebnisse elastischer Analysen aller drei Behälter, jeweils bei einem Druck von $p = 10$ MPa, wiedergegeben, wobei wegen der auch im FE-Modell angenommenen Symmetrie immer nur die Hälfte des Risses ($0 \leq \Phi \leq 90^\circ$, vgl. Bilder 3.2.1.2-1a,b) dargestellt ist. Das J-Maximum liegt in allen Fällen in Rißmitte ($\Phi = 0^\circ$), also an der tiefsten Stelle, ein für vorwiegend zugbelastete Strukturen typischer Verlauf. Mit zunehmender Plastizierung zeigt das lokale $J(\Phi)$ im Rißspitzennahfeld eine sich verstärkende Tendenz zur "Wegabhängigkeit" - genauer: Abhängigkeit von der Größe des verschobenen Bereiches -, die jedoch als nicht schwerwiegend anzusehen ist [2]. Als "J-Integral" der elastisch-plastischen Analysen werden im folgenden die sich im "Fernfeld" einstellenden Werte bezeichnet. Der J-Verlauf ist in den Bildern 3.2.1.2-5a,b für zunehmenden Innendruck entlang der Rißfront aufgetragen. Das Maximum liegt weiterhin zunächst in Rißmitte, jedoch entstehen relative Maxima an den Stellen $\Phi \approx \pm 55^\circ$ bzw. $\Phi \approx \pm 65^\circ$, die bei B3 oberhalb von $p = 21$ MPa sogar zu absoluten Maxima werden. Letztere Form der J-Verteilung an einem halbelliptischen Oberflächenfehler ist eigentlich typisch für biegebelastete Strukturen [7]; sie scheint im vorliegenden Fall mit der größeren Rißtiefe, $a/t = 0,70$, von B3 zusammenzuhängen. Die unten dargestellten Verteilungen der Rißspitzenöffnung und der Dehnungen normal zur Rißfront ϵ_{nn} korrespondieren mit dieser J-Verteilung.

Sofern das J-Integral wegunabhängig ist, ist bei zweidimensionalen Problemen sein Wert gleich der Änderung der Arbeit der äußeren Kräfte pro Rißflächenänderung:

$$J = \int_0^v \left[- \frac{\partial F}{\partial a} \right]_v d\bar{V} = \int_0^F \left[\frac{\partial V}{\partial a} \right]_F d\bar{F} \quad (2)$$

Dieser Zusammenhang wird verwendet, um bei Proben globale J-Werte aus der Fläche unter der Last-Verschiebung-Kurve experimentell zu bestimmen [8, 9]. Die FE-Rechnungen zeigen wie bei vorausgegangenen Analysen [5, 6], daß ein linearer Zusammenhang

$$J(\Phi, V) = C_0(\Phi) + \eta(\Phi) A(V) \quad (3)$$

zwischen dem lokalen $J(\Phi)$ und der Fläche unter der Membranspannung-Rißaufweitung-Kurve

$$A(V) = \int_0^v \sigma_m d\bar{V} = \frac{r_i}{t} \int_0^v p d\bar{V} \quad (4a)$$

bzw. im Falle des Behälters B1 mit Druckbelastung der Rißflächen

$$A(V) = \int_0^v (\sigma_m + p) d\bar{V} = \left[1 + \frac{r_i}{t} \right] \int_0^v p d\bar{V}$$

existiert [2, 3]. Dies gilt - natürlich mit jeweils unterschiedlichen Wertpaaren C_0 und η - sowohl, wenn die Rißaufweitung $V = V_0 = V(0)$ an einer festen Meßstelle, d. h. ein fester A-Wert für die gesamte Rißkonfiguration, als auch, wenn die Rißaufweitung $V = V(\Phi)$, d. h. lokale A(Φ)-Werte entsprechenden J(Φ)-Werten genommen werden. Für den letztgenannten Fall, also $V = V(\Phi)$, sind die Ergebnisse von Kurvenanpassungen der FE-Daten aller drei Behälter in den Bildern 3.2.1.2-6a,b dargestellt. Die Einführung der Konstante $C_0 \neq 0$ liefert bessere Kurvenanpassungen im gesamten Belastungsbereich, obwohl physikalisch gesehen mit $V \rightarrow 0$ natürlich auch $J \rightarrow 0$ gehen sollte. Die Geometriefaktoren η sind für die vorliegenden Behälter- und Rißkonfigurationen nicht sehr stark von Φ abhängig und liegen nahe dem Wert Eins; lediglich das J-Maximum von B3 bei $\Phi = 65^\circ$ (Bild 3.2.1.2-5b) führt wieder zu einer Ausnahme. Die Ergebnisse belegen, daß eine experimentelle Ermittlung der J-Verteilung allein aus der Druck-Rißaufweitungskurve möglich ist.

Für zugbelastete Proben verwenden *Rice, Paris & Merkle* [10] eine Aufspaltung der Rißöffnung in einen elastischen und einen plastischen Anteil

$$V = V_{el} + V_{pl} \quad (5)$$

und erhalten entsprechend aus Gleichung 2

$$J = J_{el} + \int_0^F \left[-\frac{\partial V_{pl}}{B \partial (W-a)} \right]_F dF \quad (6)$$

wobei $J_{el} = K^2/E'$ die *Griffiths*che Energiefreisetzungsrate ist, und der plastische Anteil von J, also der zweite Term in Gleichung 6 zu

$$J_{pl} = \frac{2A_{pl}}{B(W-a)} \quad (7)$$

mit

$$A_{pl} = \int_0^{V_{pl}} F d\bar{V}_{pl} - \frac{1}{2} F V_{pl} \quad (8)$$

bestimmt wird. Bei den Behältern mit Oberflächenfehlern wurde $J_{el}(\Phi)$ aus einer elastischen FEM-Analyse berechnet; auf die Bestimmung von J_{el} aus Näherungslösungen wird an späterer Stelle eingegangen. Ersetzt man nun in Gleichung 8 die Nennspannung der Zugprobe, $F/B(w-a)$, durch die Behälter-Membranspannung $\sigma_m = pr_i/t$ bzw. durch $\sigma_m + p$ bei Rißflächenbelastung, so kann A_{pl} als der in Bild 3.2.1.2-7 schraffiert gezeichnete Anteil der Fläche unter der Druck-Rißaufweitungskurve bestimmt und nach Gleichung 7 in eine lineare Relation zu $J_{pl} = J - J_{el}$,

$$J_{pl}(\Phi, V) = C_{0pl}(\Phi) + \eta_{pl}(\Phi) A_{pl}(V), \quad (9)$$

gesetzt werden, wobei wiederum die Konstante C_{0pl} zu Null werden sollte. Eine Kurvenanpassungsrechnung mit

den FE-Daten der drei Behälter führt zu den in den Bildern 3.2.1.2-8a,b dargestellten Ergebnissen. Tatsächlich ist der konstante Anteil überwiegend deutlich kleiner als in Gleichung 3 und, der Faktor η_{pl} liegt in der für Zugproben erwarteten Größenordnung von Zwei. Auffällig sind im Bild 3.2.1.2-8b die jeweils für $\Phi < 45^\circ$ bzw. $\Phi > 45^\circ$ zu beobachtenden Übereinstimmungen von B1 und B2 bzw. B2 und B3. Während sich für $\Phi < 45^\circ$ offenbar der Unterschied im a/t-Verhältnis zwischen B1 und B2 einerseits und B3 andererseits (vgl. Tabelle 3.2.1.2-1) bemerkbar macht, ist die Ausbildung des Maximums um $\Phi = 65^\circ$ ein Effekt der Außenoberflächenrisse B2 und B3 im Gegensatz zum Innenoberflächenriß B1.

Die Rißspitzenöffnung (CTOD)

Ein weiterer, neben dem J-Integral in der Praxis verwendeter Bruchmechanikparameter ist die Rißspitzenöffnung δ_t . Sie wird üblicherweise als Öffnungswert an der Stelle des Schnittpunktes zweier 45° -Sekanten mit dem Rißprofil definiert [11]. Ihre Verteilung längs der Rißfront, dargestellt in den Bildern 3.2.1.2-9a,b, ist der des J-Integrals (Bilder 3.2.1.2-5a,b) sehr ähnlich; insbesondere bilden sich beim Behälter B3 neben dem Maximum bei $\Phi = 0^\circ$ zwei weitere lokale Maxima bei $\Phi = \pm 65^\circ$ aus. Der Grund hierfür ist der nach der HRR-Theorie bestehende Zusammenhang

$$\delta_t = d_n J/R_{eL} \quad (10)$$

Dieser lineare Zusammenhang, der bereits in vorausgegangenen FEM-Analysen von Proben und Bauteilen nach der inkrementellen Plastizitätstheorie bestätigt werden konnte [7, 11], ist auch im vorliegenden Fall gegeben. Der Faktor d_n hängt von den Werkstoffparametern n und α (vgl. Tabelle 3.2.1.2-1), aber auch der Art des Spannungszustandes, EVZ oder ESZ im zweidimensionalen Falle, ab. Bei dreidimensionalen Strukturen wird d_n deshalb längs der Rißfront variieren und könnte als lokales Maß für die Dehnungsbehinderung bzw. die Spannungsmehrachsigkeit an der Rißspitze angesehen werden [12]. Bild 3.2.1.2-10 zeigt den Verlauf von $J/(\delta_t R_{eL}) = 1/d_n$ für die drei Behälter. Die HRR-Werte des EVZ bzw. des ESZ liegen je nach Werkstoff zwischen 2.01 und 2.27 bzw. 1.37 und 1.54 und sind zum Vergleich eingetragen. Der Anstieg von $1/d_n$ zum Rand hin deutet auf eine stärkere Annäherung an den EVZ hin und korrespondiert mit entsprechenden Verläufen der größten Hauptspannungen im Ligament, $\sigma_{yy}(\Phi)$, Bilder 3.2.1.2-15a,b, und der stabilen Rißverlängerung in den Behälterversuchen, $\Delta a(\Phi)$, Bilder 3.2.1.3-3c,4b. Inwieweit die Größe $1/d_n$ im Sinne des Vorschlages von *Steenkamp* [12] als Mehrachsigkeitsparameter in einem "erweiterten J-Konzept" nutzbar gemacht werden kann, ist weiteren Untersuchungen vorbehalten.

Ermittlung von J aus Näherungslösungen

Die Ermittlung von J aus einer elastisch-plastischen FE-Rechnung ist sehr kostenaufwendig. Ziel der Unter-

suchungen war es deshalb auch, weniger aufwendige Näherungslösungen zu finden bzw. ihre Anwendbarkeit und Genauigkeit sowie Gültigkeitsgrenzen zu untersuchen. Von *Brocks und Noack* sowie in einem vorausgegangenen Forschungsbericht [5, 6] wurde eine Näherungsmethode auf der Grundlage der K-Formeln und -Tabellen für halbelliptische Risse von *Raju & Newman* [14, 15] mit einer Small-Scale-Yielding (SSY)-Korrektur nach *Irwin* beschrieben. Dabei wird die tatsächliche Rißlänge fiktiv um die halbe Ausdehnung der plastischen Zone verlängert und hierfür ein "effektives J"

$$J_{\text{eff}} = J_{\text{el}}(a_{\text{eff}}) = J_{\text{el}}(a + r_y) \approx J_{\text{el}}(a) \cdot (1 + a/r_y) \quad (11)$$

berechnet. Der "Radius" der plastischen Zone kann nach *Irwin* durch

$$r_y = \frac{\beta}{2\pi} \left[\frac{K}{R_{\text{eL}}} \right]^2 \quad (12)$$

abgeschätzt werden, wobei β ein vom Spannungszustand, EVZ oder ESZ, abhängiger, für dreidimensionale Strukturen also nicht bekannter Parameter ist. Nimmt man an, daß beim plastischen Grenzdruck p_y der Riß gerade an der tiefsten Stelle $\Phi = 0$ durchplastiziert, also $t-a = 2r_y$ ist, und schätzt den zugehörigen Druck mithilfe des *Folias*-Faktors M_F ab [13],

$$p_y \approx p_F = \sigma_{\text{mF}} \frac{t}{r_i} = \frac{R_{\text{eL}}}{M_F} \frac{t}{r_i}, \quad (13)$$

so erhält man für β die Näherung

$$\beta_F = \frac{t-a}{a} \frac{M_F^2 Q}{h_0^2} \leq 1 \quad (14)$$

(siehe Tabelle 3.2.1.2-2). Q ist der sogenannte elliptische Formfaktor. Das ist die Wurzel aus dem elliptischen Integral zweiter Art, und

$$h_0(\Phi) = \frac{K(\Phi)}{\sigma_m \sqrt{\pi a/Q} f_\Phi(\Phi)} \quad (15)$$

mit

$$f_\Phi(\Phi) = \left[\cos^2 \Phi + \frac{a^2}{c^2} \sin^2 \Phi \right]^{1/4} \quad (16)$$

ein Geometriefaktor für Oberflächenrisse in einem Spannungsfeld σ_m . In den Bildern 3.2.1.2-11a,b,c werden die nach *Newman und Raju* [14, 15] bestimmten h_0 -Werte mit den eigenen elastischen FE-Lösungen verglichen. Während die Übereinstimmung in der Rißmitte sehr gut ist, treten Abweichungen zum Rande hin auf, die vor allem durch eine Abweichung der modellierten "realen" Rißkonfigurationen (Bilder 3.2.1.2-1a,b) von der idealen Ellipseform bedingt sind.

Die Güte der in den Bildern 3.2.1.2-12a,b,c im Vergleich mit den elastischen-plastischen FE-Ergebnissen dargestellten SSY-Näherungen für $J(\Phi)$ hängt somit zum einen von $h_0(\Phi)$ ab. Eine bessere Näherung kann deshalb erreicht werden, wenn dem SSY-Modell anstelle der *Raju-Newman*-Werte für einen ideal halbelliptischen Riß die K-Verteilung aus einer elastischen FEM-Analyse des realen Risses zugrunde gelegt wird [2, 3]. Zum anderen ist die in Tabelle 3.1.2.1-2 als Verhältnis p_y/p_F aufgeführte Abschätzung des plastischen Grenzdruckes nach Gleichung 13 von Einfluß. Im Falle B2 wird p_y erheblich überschätzt, was zu einer Unterschätzung der erforderlichen plastischen Zonenkorrektur und damit der J_{SSY} -Werte führt (Bild 3.2.1.2-12b). Die Anwendbarkeit des Modells ist naturgemäß auf $p \leq p_F$ beschränkt; für die Bilder 3.2.1.2-12a,b,c wurden Belastungen $p/p_F = 0.94$ bis 0.99 ausgewählt. Wenn auch bei den beiden Außenoberflächenrisen B2 und B3 die durch plastische Anteile hervorgerufenen J-Verteilungen für $\Phi > 50^\circ$ im SSY-Modell nicht zufriedenstellend erfaßt werden, stellt es nichtsdestoweniger ein nützliches Instrument für Abschätzungen bis zum plastischen Kollapsdruck dar. Man beachte dabei auch, daß die J-Werte in Rißmitte bei oder oberhalb von J_i liegen, so daß in jedem Falle der Beginn der Rißinitiation hinreichend genau bestimmt werden kann.

Für Drücke oberhalb von p_F muß der plastische Anteil von J (Bild 3.2.1.2-13) explizit berücksichtigt werden. Nach dem Engineering Approach (EA) von *Shih und Mitarb.* [16] kann J in einen "elastischen" und einen "vollplastischen" Anteil zerlegt werden

$$J = J_{\text{el}}(a_{\text{eff}}) + J_{\text{pl}}, \quad (17)$$

wobei der "elastische" Anteil mit der "effektiven" Rißlänge, $a_{\text{eff}} = a + r_y$, entsprechend Gleichung 11 bestimmt wird, also bereits eine plastische Zonenkorrektur enthält. Nimmt man für die Abschätzung von r_y nach Gleichung 12 einen ebenen Verzerrungszustand (EVZ) mit $\beta = \beta_{\text{EVZ}} = (1-2\nu)^2 = 0.16$ an, so erhält man aus den in den Bildern 3.2.1.2-5a,b dargestellten FE-Daten mit Gleichung 17 den plastischen Anteil $J_{\text{pl}}(\Phi)$ im Bild 3.2.1.2-13. Während dieses für B2 in einem weiten Φ -Bereich, $|\Phi| \leq 70^\circ$, nahezu konstant ist [2], besteht für B3 eine starke Φ -Abhängigkeit mit ausgeprägten Maxima bei $\Phi = \pm 65^\circ$ [3].

Der plastische Anteil von J ist nach der HRR-Theorie eine Potenzfunktion der Belastung

$$J_{\text{pl}} = J_0 \alpha (R_{\text{eL}}^2/E) a \left[\frac{p}{p_0} \right]^\kappa \quad (18)$$

mit dem Exponenten $\kappa = n+1$. Aus den Werkstoffkennlinien wurden die in Tabelle 3.2.1.2-1 zusammengestellten Werte für den Verfestigungsexponenten gefunden, also wäre hier $\kappa = 8$ bis 9 zu setzen. Als Referenzbelastung p_0 wird bei Proben üblicherweise die plastische Grenzlast verwendet. Im Falle eines Druckbehälters mit Oberflächenfehler kann ersatzweise der Druck bei Pla-

stizierung des Ligamentes und als Näherung für diesen wiederum der *Folias*-Druck p_F [13] nach Tabelle 3.2.1.2-2 eingesetzt werden. Für $J_0 = J(p_0)$ gibt es im EA ebenfalls nur Lösungen für zweidimensionale Probengeometrien. Aus einer Kurvenanpassung der FE-Werte entsprechend Gleichung 18 ergeben sich die in den Bildern 3.2.1.2-14a,b dargestellten Verläufe für J_0 und κ entlang der Rißfront. Der Exponent kann bei B2 und B3 noch näherungsweise als konstant längs der Rißfront angesehen werden, liegt aber niedriger als $\kappa = n+1$. Die erhebliche Ortsabhängigkeit des Parameters J_0 bei den Behältermodellen B1 und B3 läßt - im Gegensatz zu einem Befund an anderer Stelle [2] für den Behälter B2 - ein Nutzbarmachen des EA für einfache analytische Abschätzungen des vollplastischen J-Anteils bei Oberflächenrissen wenig erfolgreich erscheinen.

Spannungs- und Verzerrungszustand an der Rißspitze

Mit dem Spannungs- und Verzerrungszustand an der Rißspitze wird unmittelbar die lokale Beanspruchung des Werkstoffes und damit die Ursache duktilen Rißwachstums beschrieben. Für ein Bruchkriterium werden jedoch möglichst wenige und einfacher zu bestimmende Parameter zur Beschreibung des Beanspruchungszustandes gesucht. Solange das Spannungs- und Verzerrungsfeld am Riß entsprechend der HRR-Theorie eindeutig durch das J-Integral dominiert wird, kann man J als einzigen bruchmechanischen Parameter verwenden, der das Rißwachstum kontrolliert. Sofern die J-Dominanz nicht mehr vorhanden ist, wird man nach zusätzlichen Größen suchen müssen, mit denen der Beanspruchungszustand in der Rißumgebung vollständig beschrieben werden kann.

Die Auswertung der Normalspannungsverläufe $\sigma_{yy}(r)$ im Ligament ($\theta \approx 0^\circ$) [2, 3] hat gezeigt, daß die Spannungen auch an Oberflächenrissen zwar einer Potenzfunktion entsprechend den HRR-Feldgleichungen folgen, aber - im Gegensatz zu entsprechenden Untersuchungen des Spannungszustandes in Kompaktproben [6] - überwiegend deutlich unter der EVZ-Lösung liegen; die größten Annäherungen bei den Außenoberflächenfehlern erreichten die Ligamentpfade um $\Phi = 80^\circ$. Dies wird auch aus den Verläufen von $\sigma_{yy}(\Phi)$ entlang der Rißfront in den Bildern 3.2.1.2-15a,b deutlich, deren

Maxima bei $\Phi = 80^\circ$ nicht mit denen von J bei $\Phi = 0^\circ$ bzw. $\Phi = 65^\circ$ (Bilder 3.2.1.2-5a,b) koinzidieren.

Das unterschiedliche Maß der Annäherung an den EVZ-Zustand ist durch eine unterschiedliche Dehnungsbehinderung ("constraint") und damit unterschiedliche "Mehrachsigkeit" des Spannungszustandes in den vorwiegend biegebelasteten CT-Proben gegenüber den vorwiegend zugbelasteten Oberflächenfehlern im Behälter begründet. Im Falle von Bruchmechanikproben wird dieser Tatsache durch Angabe unterschiedlicher "Größenbedingungen" für Biege- bzw. Zugproben Rechnung getragen [17, 18, 19]. Für reale Bauteile liegen jedoch keine derartigen Bedingungen vor. Die FEM-Analysen zeigen, daß die übliche Charakterisierung der Mehrachsigkeit eines Spannung-Verzerrung-Feldes als "EVZ", also $\varepsilon_{zz} = 0$, für eine quantitative Beschreibung in bauteilartigen Strukturen endlicher Abmessung nicht ausreicht. Dies veranschaulichen die Auswertungen der Tangential- und Normaldehnungskomponenten, ε_{tt} bzw. ε_{nn} , entlang der Rißfront in den Bildern 3.2.1.2-16a,b und 17a,b. Die Dehnungsbehinderungen parallel zur Rißfront (out-of-plane constraint) sind an der Stelle $\Phi = 0^\circ$ sehr hoch, weil hier als "Probendicke" die Behälterlänge L eingeht und zusätzlich eine Axialzugkomponente p_z nach Gleichung 1 wirkt, während sie bei $\Phi = 90^\circ$ mit $t \ll L$ als "Dicke" sehr viel kleiner ist (Bilder 3.2.1.2-16a,b). Die Dehnungsbehinderung senkrecht zur Rißfront (in-plane constraint) verläuft dagegen aus denselben Gründen genau umgekehrt (Bilder 3.2.1.2-17a,b). Auffällig ist im übrigen im Bild 3.2.1.2-17b das bereits erwähnte ε_{nn} -Maximum bei $\Phi = 65^\circ$, das mit dem J-Maximum zusammenfällt.

Eine Quantifizierung der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes kann mit Hilfe des Quotienten aus hydrostatischer Spannung und Vergleichsspannung

$$\chi(\Phi) = \text{Max}_r \{ \sigma_h(r, \theta, \Phi) / \sigma_v(r, \theta, \Phi) \} \Big|_{\theta=0^\circ} \quad (19)$$

erfolgen [20, 21]. Die Bilder 3.2.1.2-18a,b zeigen, daß sich bei und oberhalb p_i Mehrachsigeitsmaxima in der Umgebung von $\Phi = 60$ bis 70° ausbilden. Eine weitere Möglichkeit zur Quantifizierung der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes stellt, wie oben im Bild 3.2.1.2-10 gezeigt, der Quotient $J/(\delta_t R_{\varepsilon L})$ dar.

Tabelle 3.2.1.2-1: Struktur und Materialdaten der untersuchten Druckbehälter

Behälter		B1	B2	B3
Innenradius	r_i (mm)	1400	750	750
Länge des zylindrischen Schusses	L (mm)	3000	3000	3000
Wandstärke	t (mm)	140	40	39.8
	t/r_i (-)	0.10	0.053	0.053
Fehlerart Realisierung im Versuch		IO-Riß kein Versuch	AO-Riß Schwingriß	AO-Riß Schwingriß
Länge	2c (mm)	480	180.4	192.12
Tiefe	a (mm)	83	21.6	28.04
	a/c (-)	0.35	0.239	0.292
	a/t (-)	0.59	0.540	0.705
Werkstoff		20 Mn Mo Ni 5 5		StE 460
Streckgrenze	R_{eL} (MPa)	440	460	490
Zugfestigkeit	R_m (MPa)	604	604	642
Ramberg-Osggod-Approx.				
	n (-)	7.7	7.1	7.4
	α (-)	1.0	2.3	2.6
Rißwiderstand				
Probenform		-	CT 25 sg	CT 25 sg
Initiierung	J_i (N/mm)	-	120	110
Belastung				
	p_i (MPa)	-	22.4	20.0
	p_{max} (MPa)	40.0	24.2	22.36

Tabelle 3.2.1.2-2: Elastisch-plastische FE-Analyse der Druckbehälter: Belastungswerte

Behälter		B1	B2	B3
FE-Modell		1/8	1/8	1/8
Anzahl der Knoten		1575	1630	2282
Zahl der Freiheitsgrade		4346	4495	6402
Anzahl der Elemente		420	284	413
Belastung				
	p_{max} (MPa)	40.0	24.2	22.36
Anzahl der Lastschritte		100	104	89
kleinstes Inkrement		Δp_{min} (MPa)	0.10	0.10
Biegespannungsanteil		σ_b/σ_m (-)	1.027	1.027
Folias-Faktor		m_f (-)	1.156	1.352
plast. Kollapsdruck nach Folias		p_F (MPa)	21.2	19.2
plast. Grenzdruck nach FEM		p_y (MPa)	17.5	21.0
	p_{max}/p_F (-)	1.09	1.14	1.16
	p_y/p_F (-)	1.09	0.83	1.09
	p_{max}/p_y (-)	1.00	1.38	1.06
SSY-Korrektur Faktor		β_F (-)	0.493	0.286

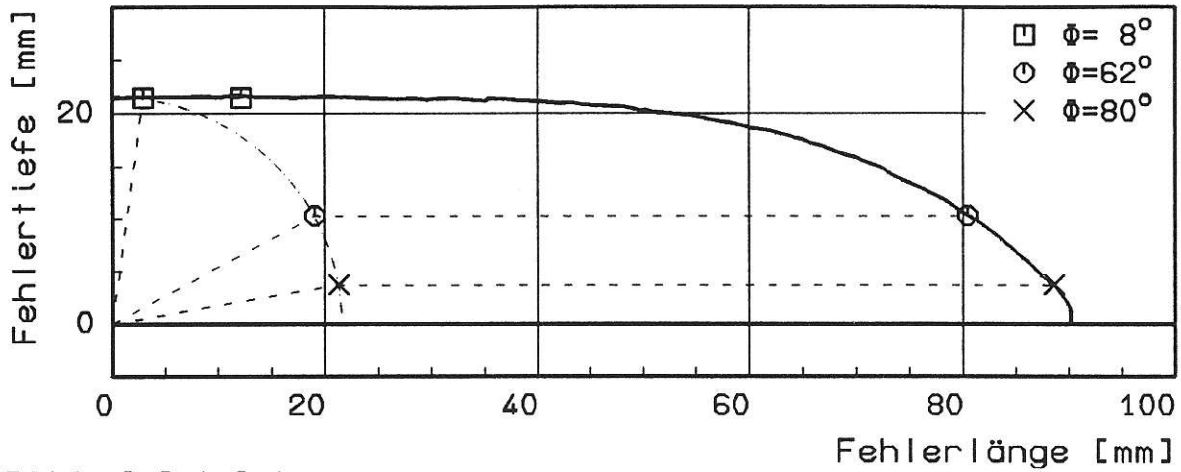


Bild 3.2.1.2-1:

Fehlerkonfigurationen des Behälters mit axialem Außenrß

a) B2: 20 MnMoNi 5 5, $a=21.6$, $c=90.2$

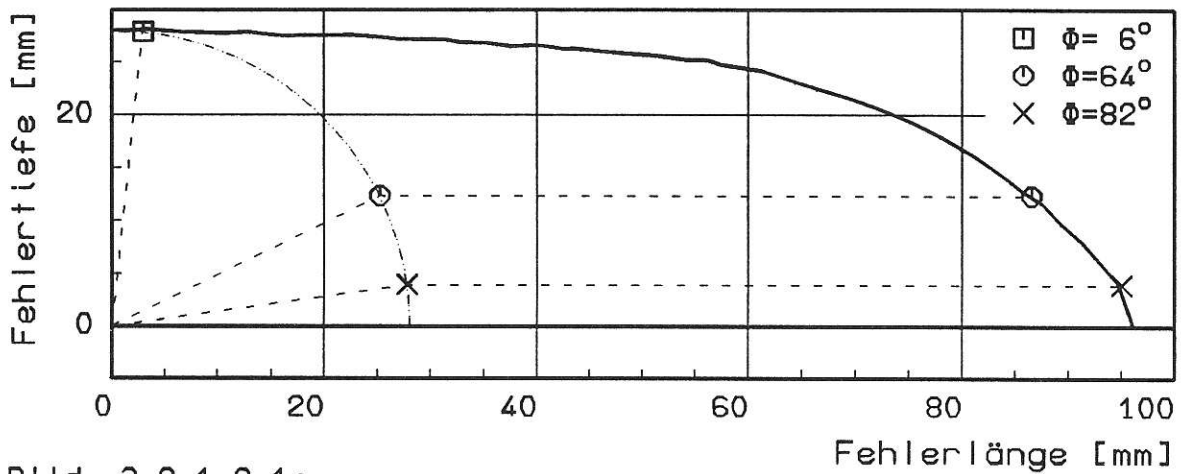


Bild 3.2.1.2-1:

Fehlerkonfigurationen des Behälters mit axialem Außenrß

b) B3: StE 460, $a=28.04$, $c=96.06$

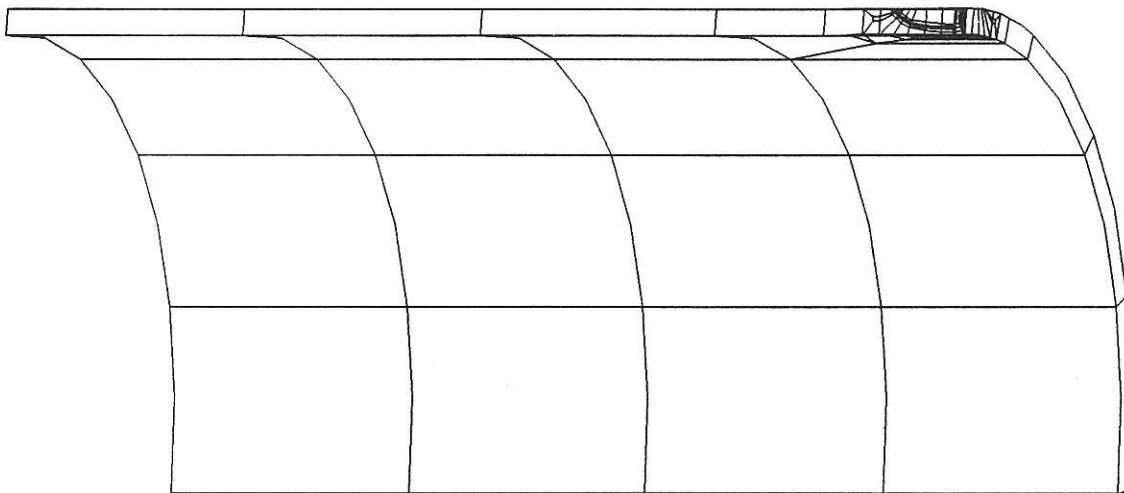
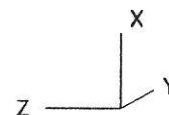


Bild 3.2.1.2-2:

FE-Netz, Gesamt-Struktur



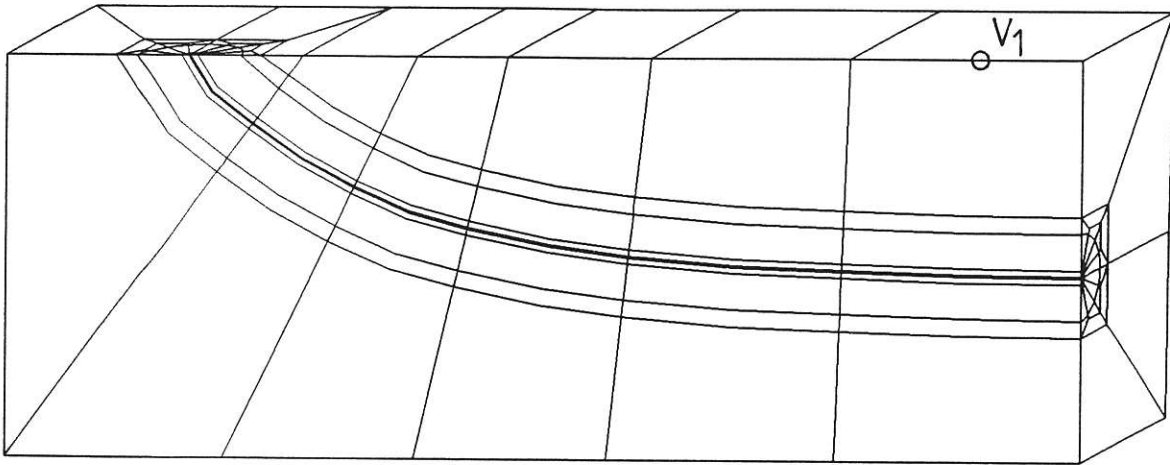


Bild 3.2.1.2-3:

FE-Netz, Rißumgebung
 a) B2 (mit Meßstelle V_1)

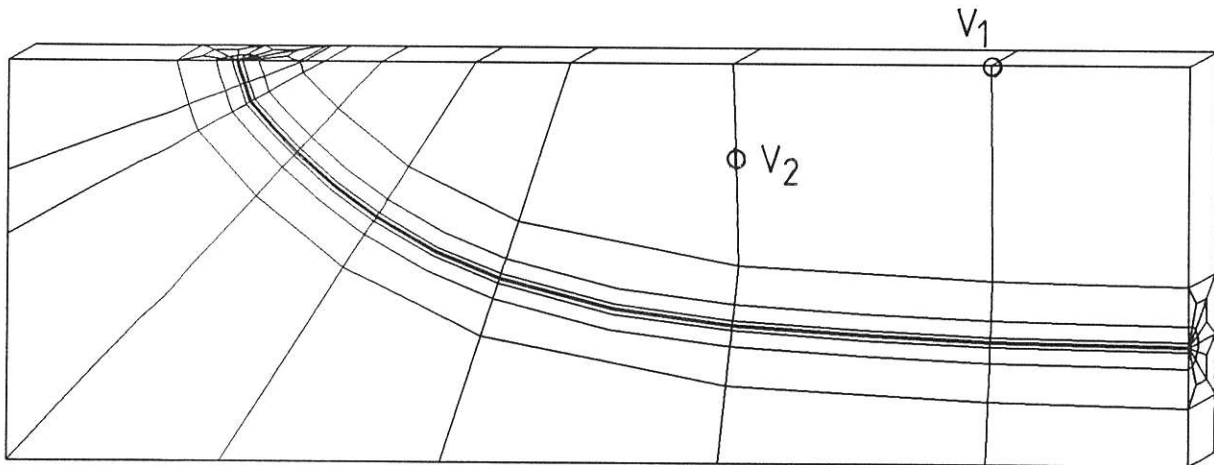
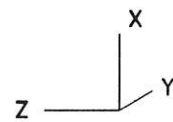
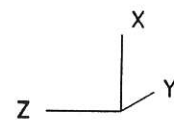


Bild 3.2.1.2-3:

FE-Netz, Rißumgebung
 b) B3 (mit Meßstellen V_1 und V_2)



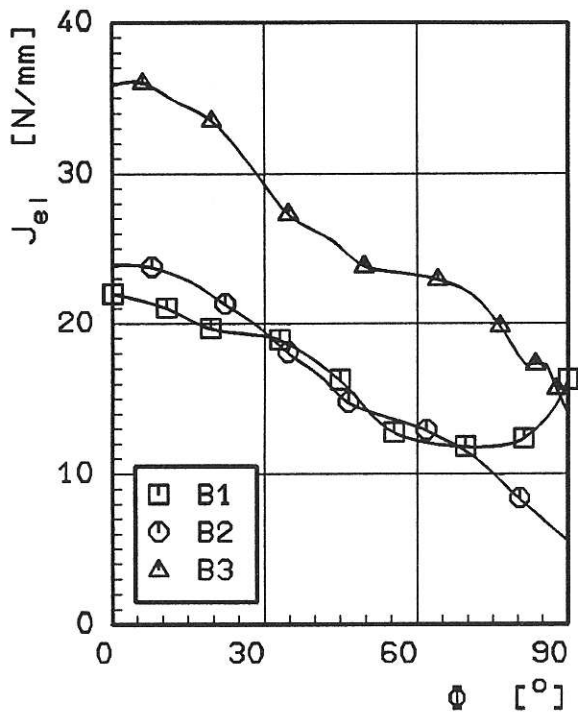


Bild 3.2.1.2-4:

J-Verteilung entlang der Rißfront, elastische FE-Analyse bei $p=10\text{MPa}$

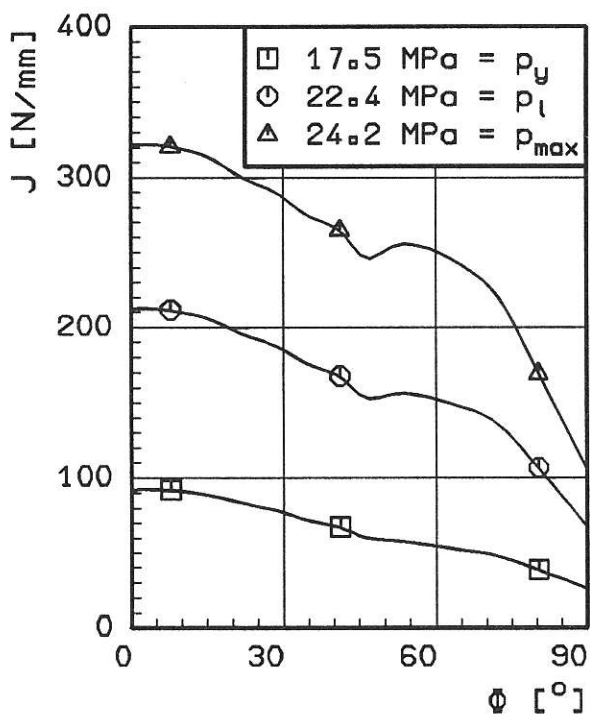


Bild 3.2.1.2-5:

J-Verteilung entlang der Rißfront, elastisch-plastische FE-Analyse
a) B2

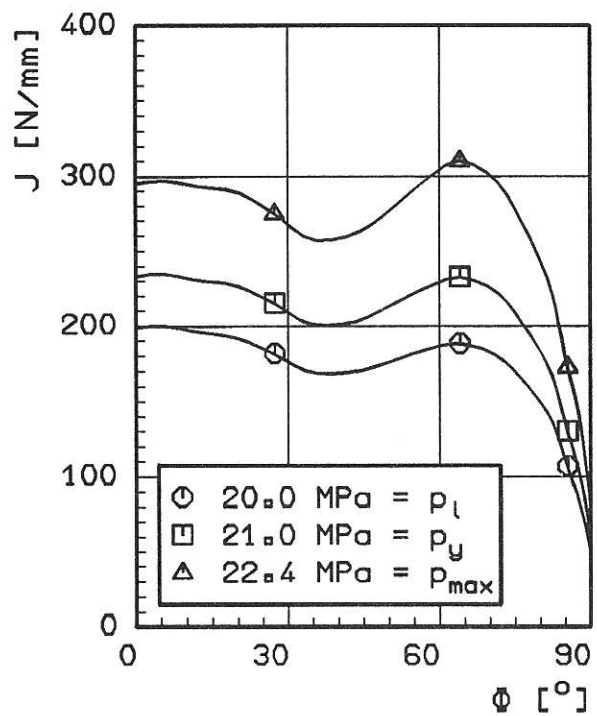


Bild 3.2.1.2-5:

J-Verteilung entlang der Rißfront, elastisch-plastische FE-Analyse
b) B3

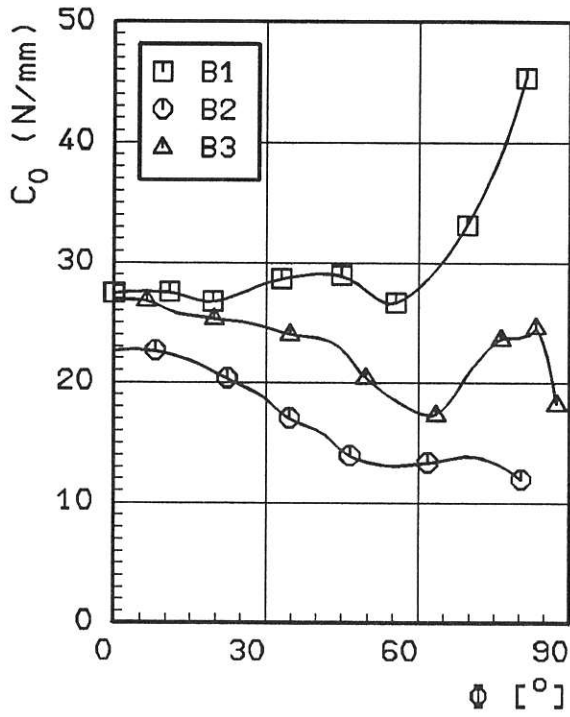


Bild 3.2.1.2-6:

Zusammenhang von J und A nach
 Gl. (3.2.1.2-3)
 $J(\phi, V) = C_0(\phi) + \eta(\phi) * A(V(\phi))$
 a) $C_0(\phi)$

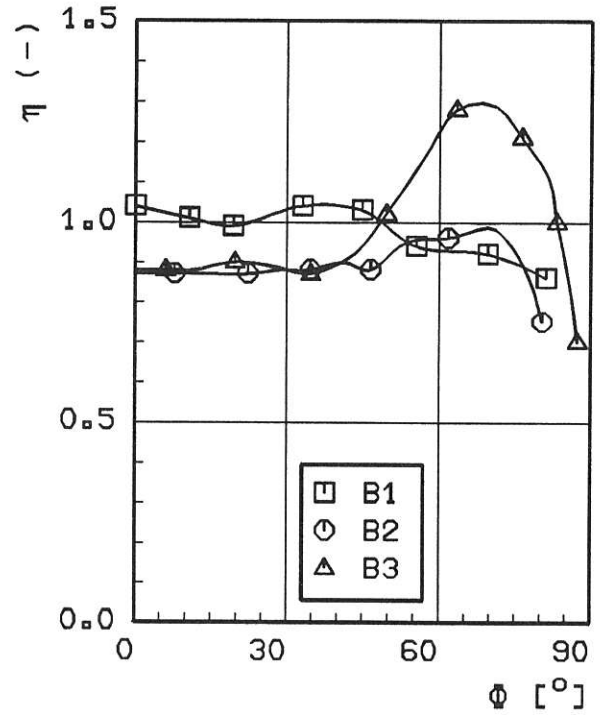


Bild 3.2.1.2-6:

Zusammenhang von J und A nach
 Gl. (3.2.1.2-3)
 $J(\phi, V) = C_0(\phi) + \eta(\phi) * A(V(\phi))$
 b) $\eta(\phi)$

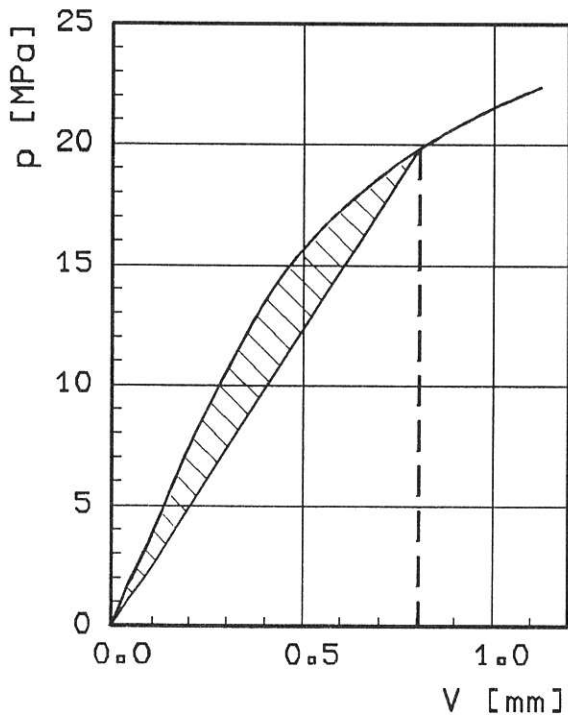


Bild 3.2.1.2-7:

Ermittlung von A_{pl} aus der
 Druck-Rißöffnung-Kurve
 nach Gl. (3.2.1.2-8)

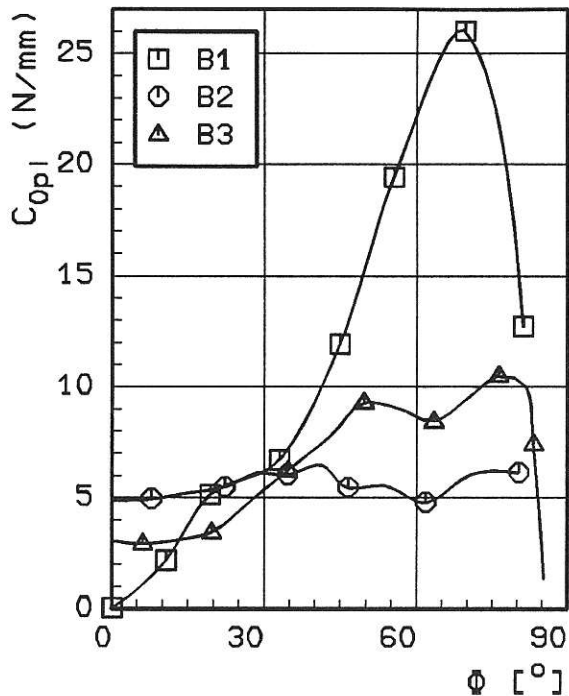


Bild 3.2.1.2-8:

Zusammenhang von J_{pl} und A_{pl}
nach Gl. (3.2.1.2-9)

$$J_{pl}(\Phi, V) = C_{0pl}(\Phi) + \eta_{pl}(\Phi) * A_{pl}(V(\Phi))$$

a) $C_{0pl}(\Phi)$

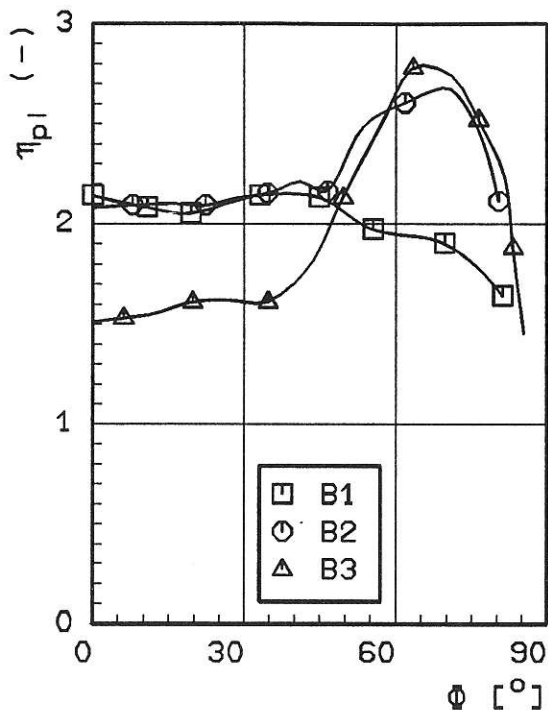


Bild 3.2.1.2-8:

Zusammenhang von J_{pl} und A_{pl}
nach Gl. (3.2.1.2-9)

$$J_{pl}(\Phi, V) = C_{0pl}(\Phi) + \eta_{pl}(\Phi) * A_{pl}(V(\Phi))$$

b) $\eta_{pl}(\Phi)$

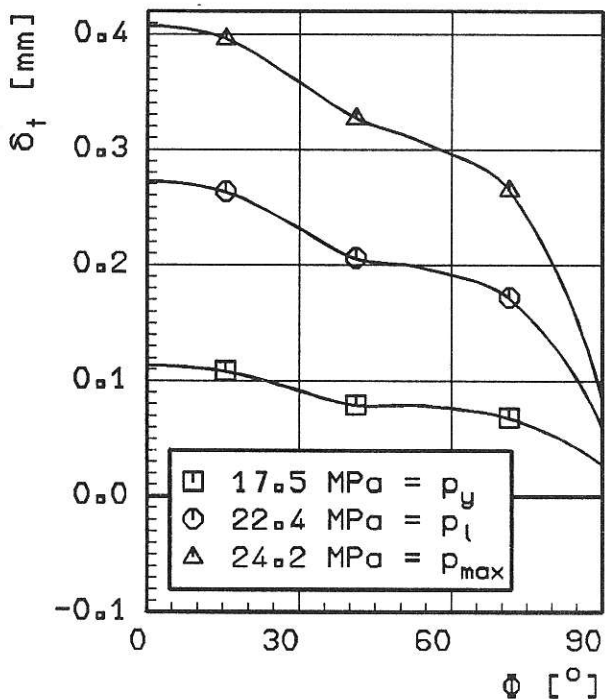


Bild 3.2.1.2-9:

CTOD-Verteilung entlang
der Rißfront

a) B2

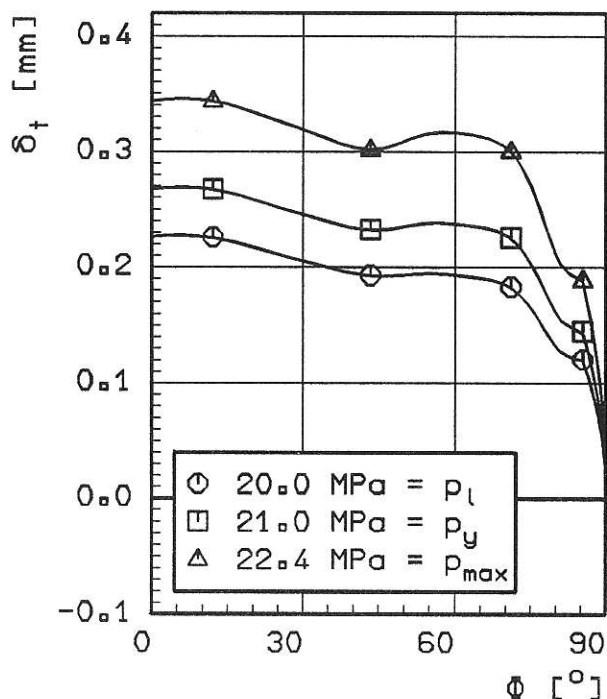


Bild 3.2.1.2-9:

CTOD-Verteilung entlang
der Rißfront

b) B3

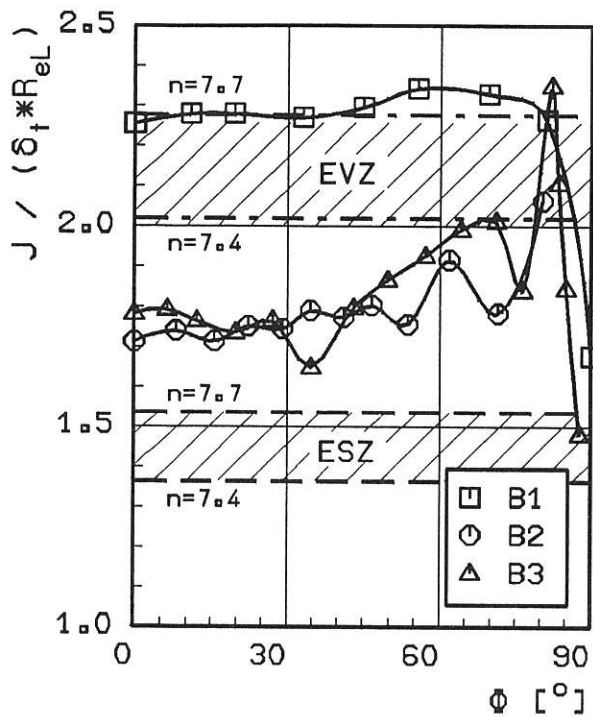


Bild 3.2.1.2-10:

Zusammenhang zwischen J und CTOD nach Gl. (3.2.1.2-10)
Vergleich mit HRR

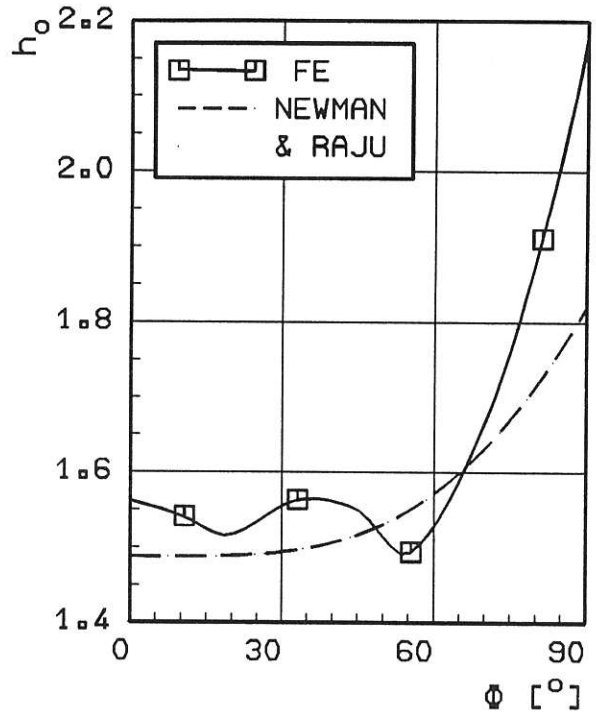


Bild 3.2.1.2-11:

Vergrößerungsfunktion h_0
nach Gl. (3.2.1.2-15)
Vergleich mit NEWMAN-RAJU [14]
a) B1

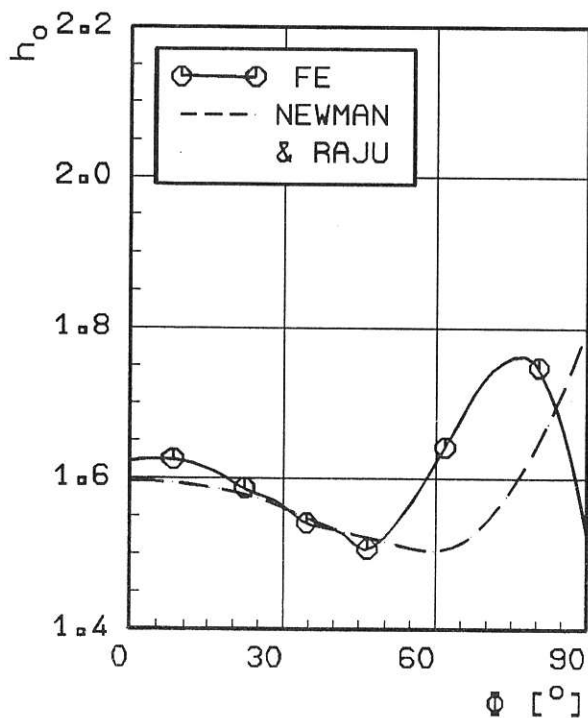


Bild 3.2.1.2-11:

Vergrößerungsfunktion h_0
nach Gl. (3.2.1.2-15)
Vergleich mit NEWMAN-RAJU [15]
b) B2

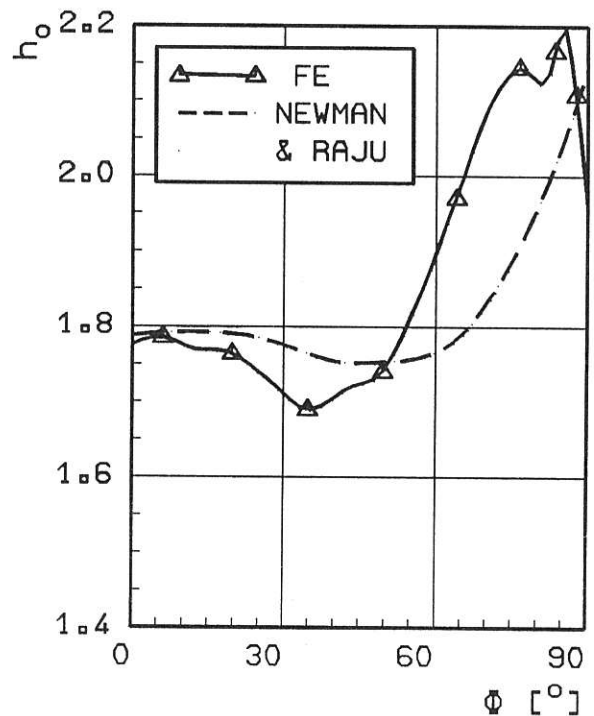


Bild 3.2.1.2-11:

Vergrößerungsfunktion h_0
nach Gl. (3.2.1.2-15)
Vergleich mit NEWMAN-RAJU [15]
c) B3

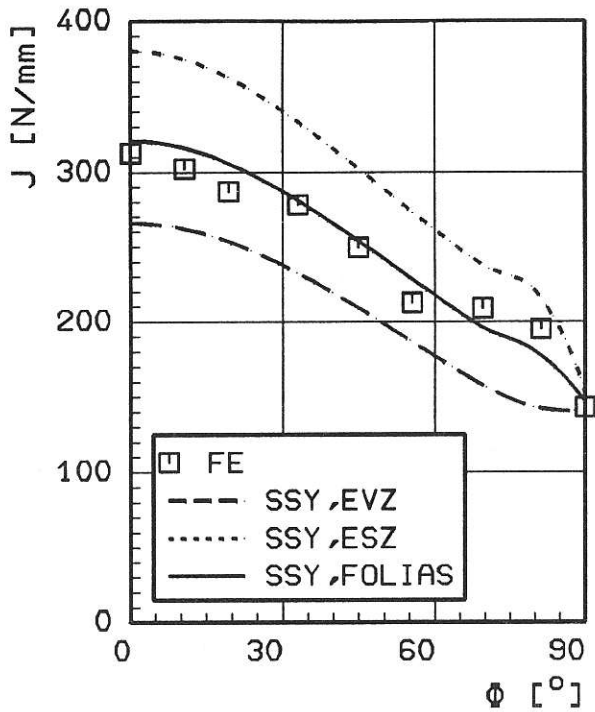


Bild 3.2.1.2-12:

SSY-Näherung für J , elastische Lösung nach NEWMAN-RAJU [14]
 a) B1: $p/p_F=0.96$

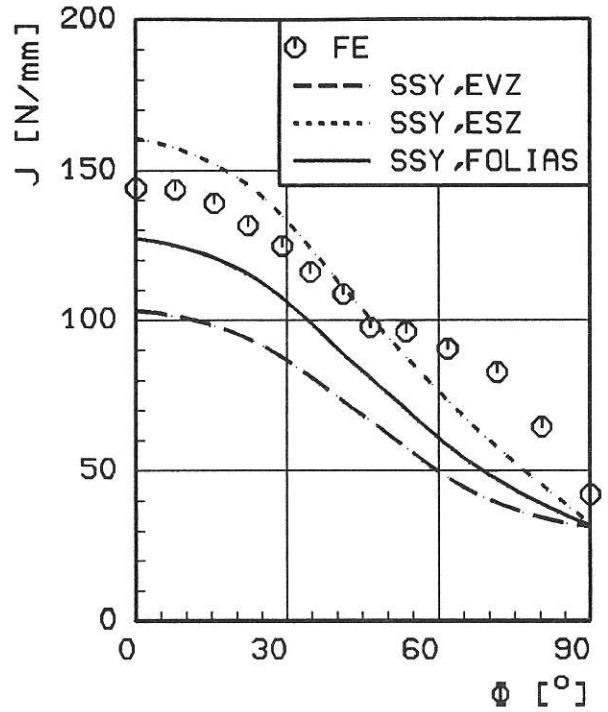


Bild 3.2.1.2-12:

SSY-Näherung für J , elastische Lösung nach NEWMAN-RAJU [15]
 b) B2: $p/p_F=0.94$

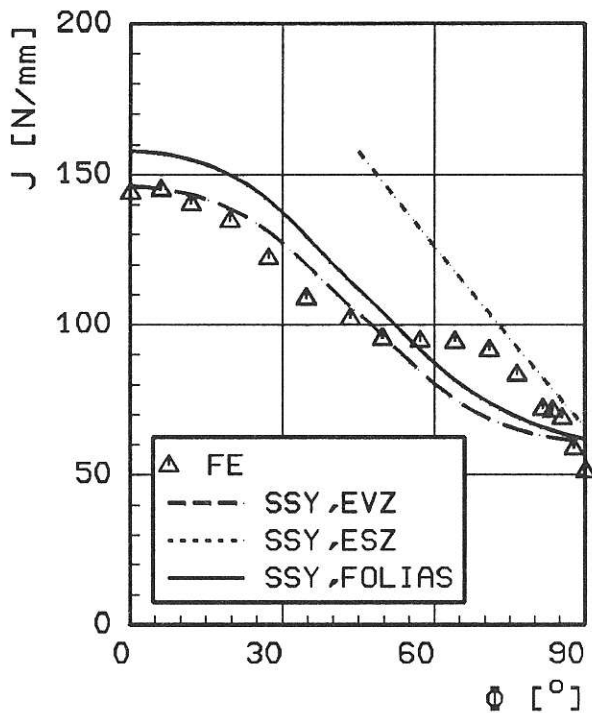


Bild 3.2.1.2-12:

SSY-Näherung für J , elastische Lösung nach NEWMAN-RAJU [15]
 c) B3: $p/p_F=0.99$

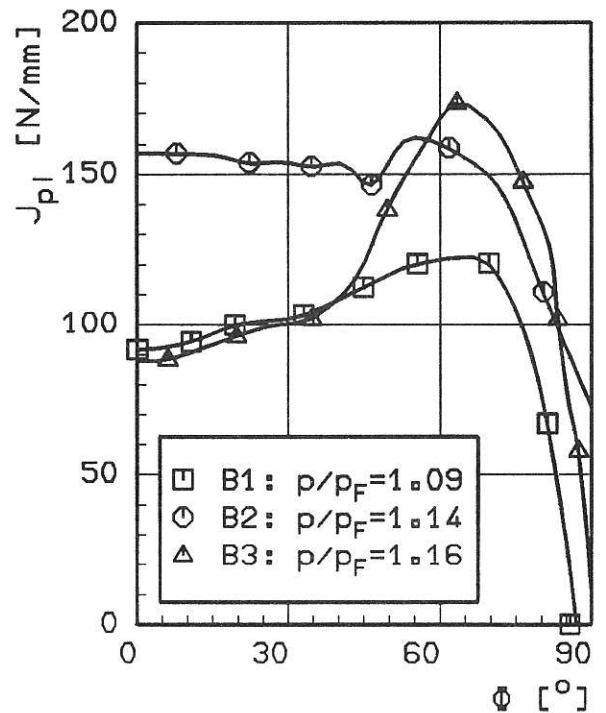


Bild 3.2.1.2-13:

plastischer Anteil
 $J_{pl} = J_{FE} - J_{SSY, EVZ}$

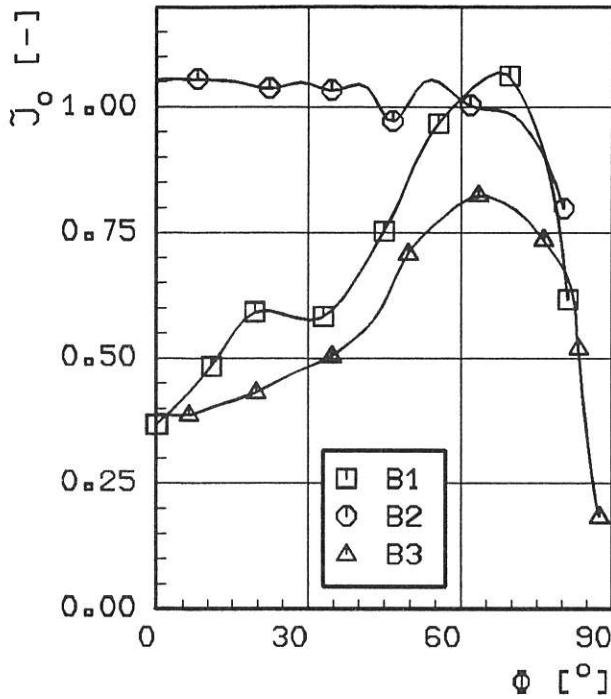


Bild 3.2.1.2-14:

Ermittlung von J_{pI} aus
 Gl. (3.2.1.2-18)
 a) $J_0(\phi)$

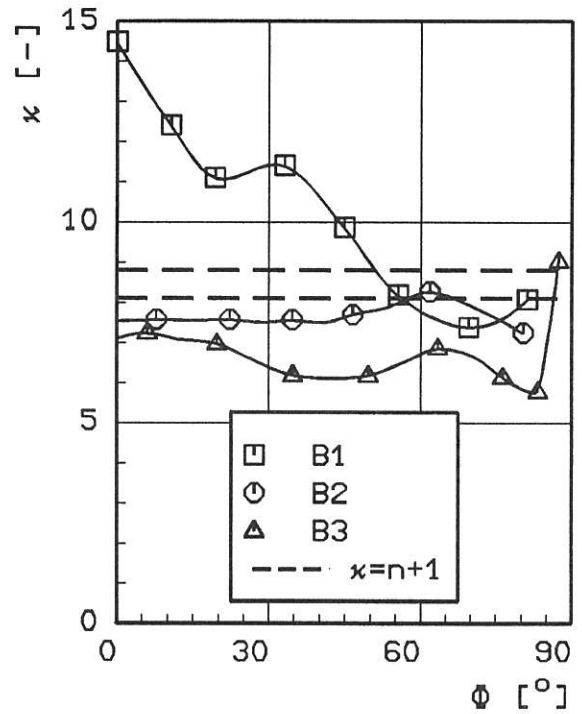


Bild 3.2.1.2-14:

Ermittlung von J_{pI} aus
 Gl. (3.2.1.2-18)
 b) $\kappa(\phi)$

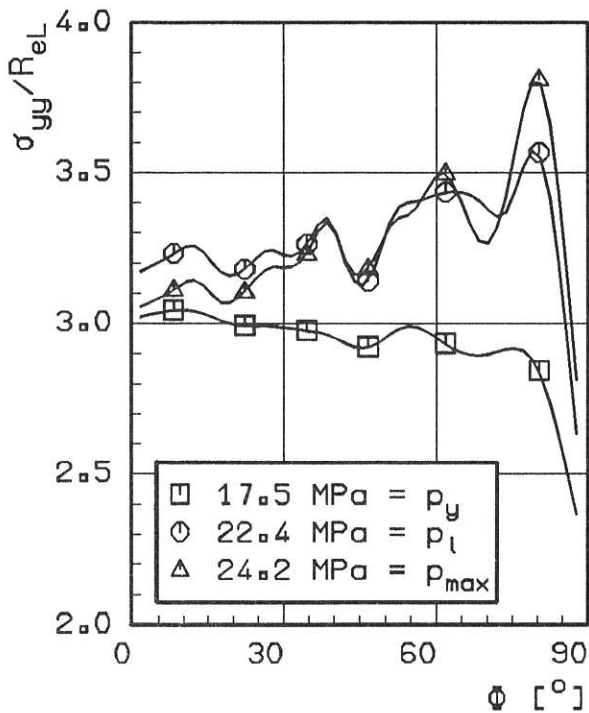


Bild 3.2.1.2-15:

Normalspannungen σ_{yy} entlang
 der Rlßfront, $r=0.23\text{mm}$
 a) B2

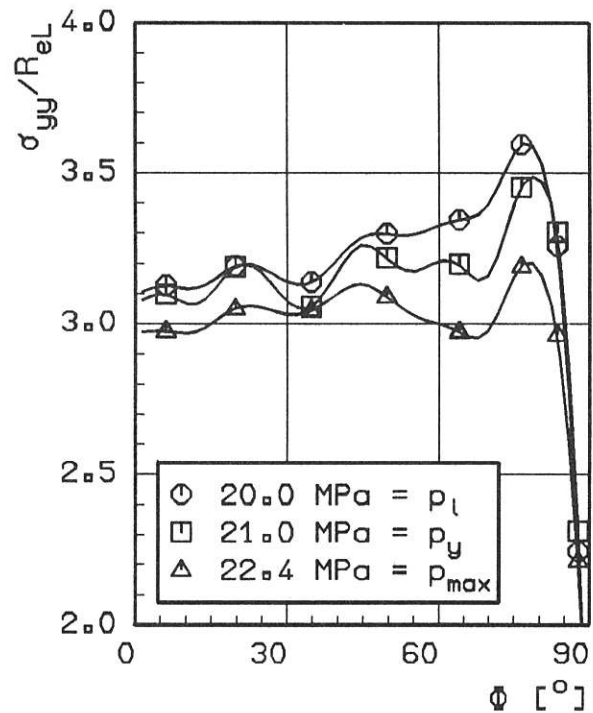


Bild 3.2.1.2-15:

Normalspannungen σ_{yy} entlang
 der Rlßfront, $r=0.18\text{mm}$
 b) B3

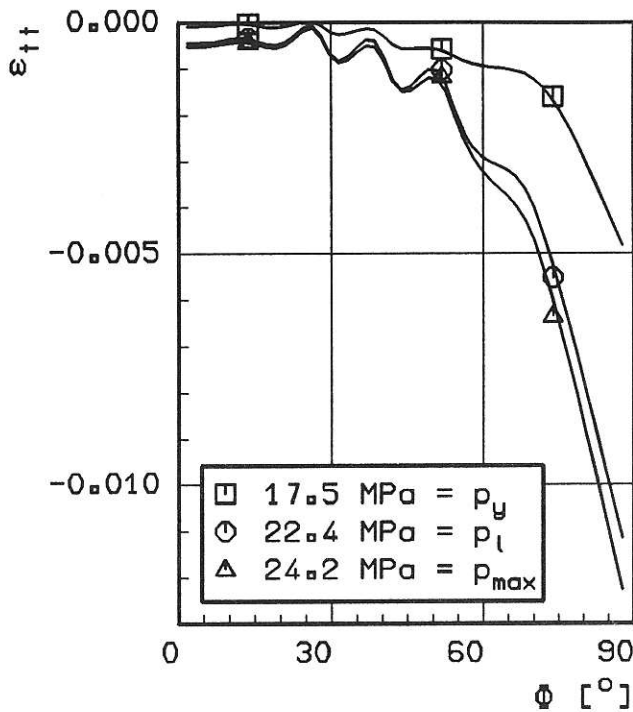


Bild 3.2.1.2-16:

Dehnungen $\epsilon_{\uparrow\uparrow}$ entlang der
Rißfront, $r=0.23\text{mm}$
a) B2

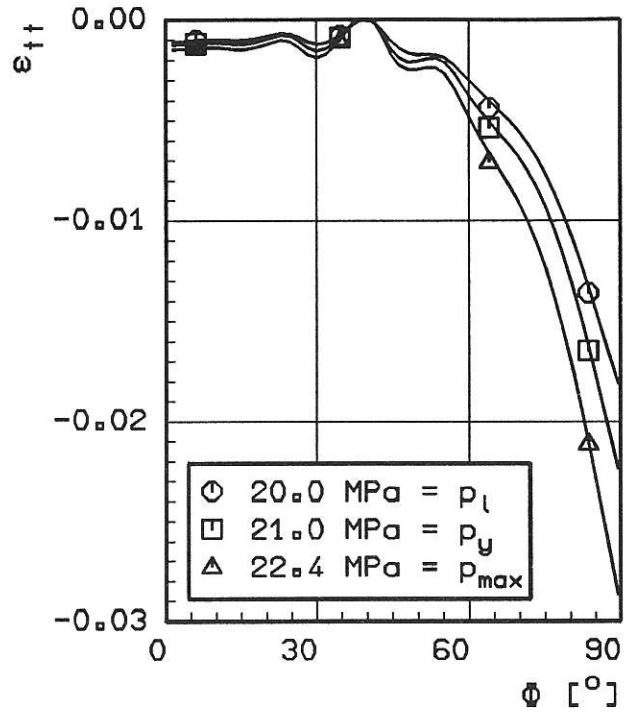


Bild 3.2.1.2-16:

Dehnungen $\epsilon_{\uparrow\uparrow}$ entlang der
Rißfront, $r=0.18\text{mm}$
b) B3

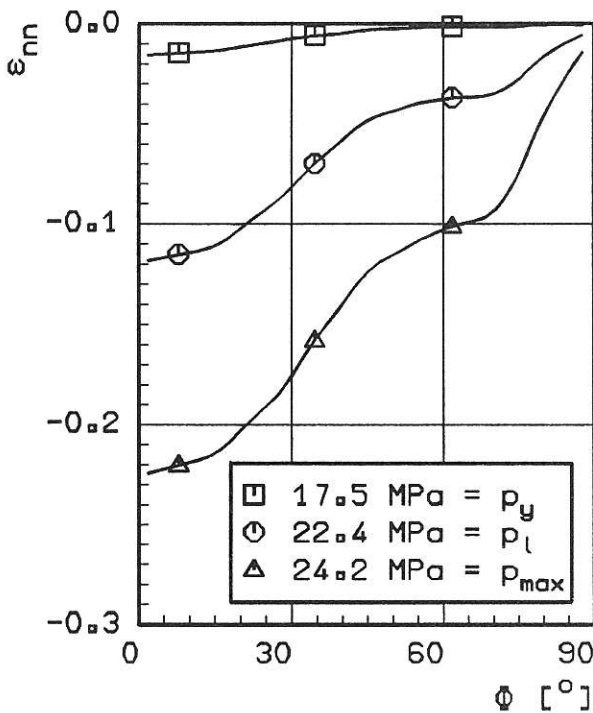


Bild 3.2.1.2-17:

Dehnungen ϵ_{nn} entlang der
Rißfront, $r=0.23\text{mm}$
a) B2

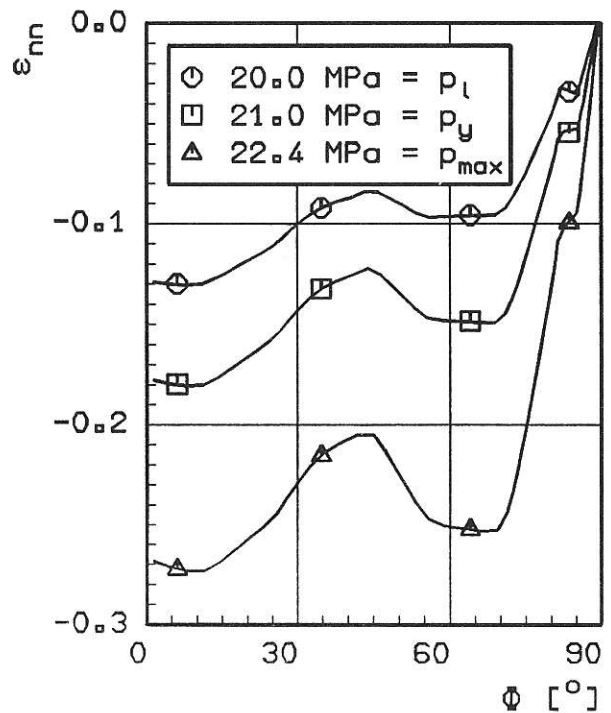


Bild 3.2.1.2-17:

Dehnungen ϵ_{nn} entlang der
Rißfront, $r=0.18\text{mm}$
b) B3

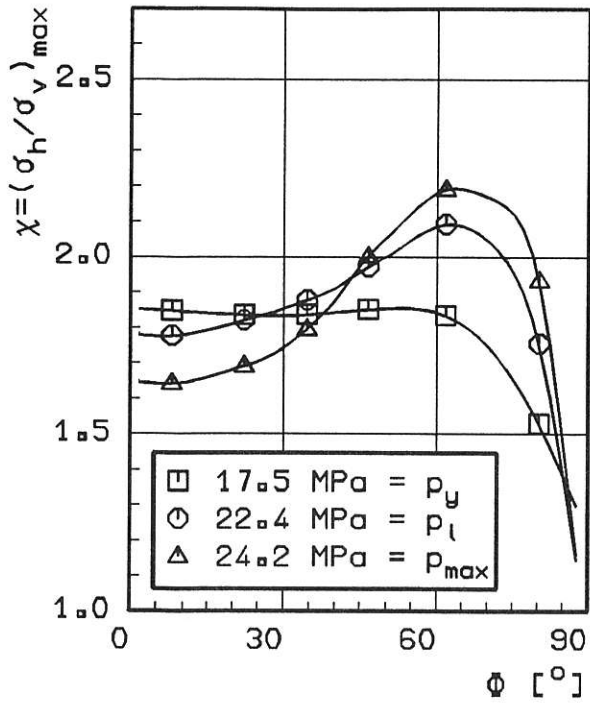


Bild 3.2.1.2-18:

Mehrachslerkelt χ entlang der Rißfront
a) B2

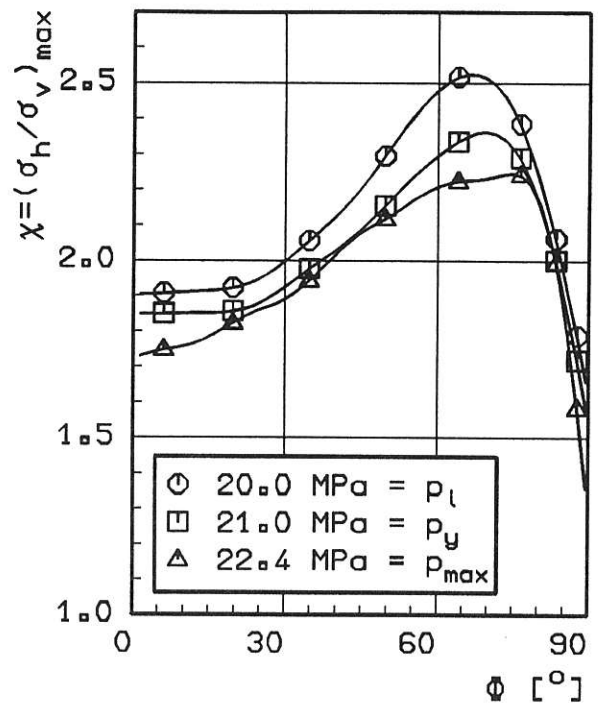


Bild 3.2.1.2-18:

Mehrachslerkelt χ entlang der Rißfront
b) B3

3.2.1.3 Analyse der experimentellen Ergebnisse mit Hilfe der FEM

Als Vergleichsmöglichkeiten zwischen den durchgeführten Versuchen und den FEM-Analysen stehen die Last-Rißaufweitung-Kurven an zwei Meßstellen (vgl. Bilder 3.2.1.2-3a,b) zur Verfügung; bei der Rißkonfiguration B2 liegt die Meßstelle für V_2 symmetrisch zur Mittellinie. Die Vergleiche von Rechnung und Experiment in den Bildern 3.2.1.3-1a,b zeigen, daß die Nichtlinearität der FE-Kurve zwar bei niedrigeren Drücken beginnt als im Versuch, aber beim experimentell ermittelten Initiierungsdruck p_i Versuchs- und FE-Kurve recht gut zusammenfallen. Oberhalb von p_i kann eine Übereinstimmung zwischen der Rechnung ohne Rißwachstum und dem Versuch mit Rißwachstum ohnehin nur noch näherungsweise erwartet werden. Das Experiment liefert hier bei gleichem Innendruck größere Verschiebungen als die Rechnung, was grundsätzlich sinnvoll ist, weil das stabile Rißwachstum im Experiment zu einer größeren Nachgiebigkeit führt.

Aufgrund dieser insbesondere oberhalb von p_i bestehenden Diskrepanz zwischen den Last-Rißöffnung-Kurven aus Rechnung und Versuch ist zu erwarten, daß entsprechende Abweichungen auch zwischen den in der FE-Rechnung ermittelten (Bilder 3.2.1.2-5a,b) und den "tatsächlichen" J-Werten existieren. Um diesen Fehler näherungsweise zu eliminieren, wurde der lineare Zusammenhang zwischen dem lokalen $J(\Phi)$ und der Fläche A unter der Druck-Rißaufweitung-Kurve nach Gleichung 4a in Abschnitt 3.2.1.2 genutzt. Nimmt man an, daß der in der Rechnung festgestellte quantitative Zusammenhang auch für das Experiment gilt, so kann das "tatsächliche" $J(\Phi)$ durch

$$J_{(A)}(\Phi) = J_{(FE)}(\Phi) \frac{A_{\text{exp}}}{A_{\text{FE}}} \quad (1)$$

abgeschätzt werden. Das Ergebnis ist in Bild 3.2.1.3-2 dargestellt: Für p_i ist der Unterschied zwischen $J_{(FE)}$ und $J_{(A)}$ natürlich gering, während bei p_{max} durch Gleichung 1 die $J_{(FE)}$ -Werte merklich angehoben werden. Die $J_{(A)}$ -Werte werden allen folgenden Rißwachstumsanalysen zugrunde gelegt. Sie berücksichtigen über die reale Druck-Rißaufweitung-Kurve zwar den Einfluß des stabilen Rißwachstums auf J im Mittel, nicht aber eine Änderung der Verteilung $J(\Phi)$ entlang der Rißfront bei p_{max} .

Die Bilder 3.2.1.3-3a,b,c und 4a,b zeigen Form und Größe des stabilen Rißwachstums an der Mannloch- und der Kugelbodenseite des Behälters bei p_{max} . Die "Kanuforn" ist bei B3 noch deutlicher ausgebildet als bei B2; das größte Rißwachstum beträgt bei B3 8.0 mm an der Stelle $\Phi = 82^\circ$. Mit Hilfe dieser Δa -Verteilungen und den $J_{(A)}$ -Verteilungen bei p_{max} nach den Bildern 3.2.1.3-2a,b können jetzt die mittleren Steigungen $(\Delta J/\Delta a)$ der lokalen Rißwiderstandskurven für die Oberflächenrisse bestimmt werden, wenn man J_i als geometrieunabhängige Initiierungswerte nach Tabelle 3.2.1.2-1 ansetzt (Bilder 3.2.1.3-5a,b). Zum Vergleich

sind die mittleren Steigungen der J_R -Kurven verschiedener Probengeometrien, wie sie experimentell ermittelt wurden, eingetragen. Während $(\Delta J/\Delta a)$ der seitengekerbten CT-Probe eine untere Schranke für den Riß in B2 darstellt, unterschreiten die Steigungen der lokalen J - Δa -Kurven von B3 im Bereich von $70 - 85^\circ$ die der CT-Probe teilweise erheblich. Dabei ist bei B3 einschränkend zu berücksichtigen,

- daß für ein erreichtes Rißwachstum von 6 - 8 mm die Approximation der lokalen J_R -Kurve durch eine Gerade sehr unbefriedigend, wenn auch solange unvermeidlich ist, wie der Fortgang des lokalen Rißwachstums mit steigendem Innendruck im Versuchsbehälter meßtechnisch nicht zugänglich ist,
- daß die J-Werte zwar über die experimentell ermittelte Druck-Rißöffnung-Kurve der tatsächlichen Vergrößerung der Rißfläche angepaßt wurden, aber der FE-Rechnung die Ausgangskonfiguration zugrunde liegt, die sich durch das stabile Rißwachstum merklich geändert hat, und
- daß der für Proben festgelegte Gültigkeitsbereich von "J-kontrolliertem" Rißwachstum längst überschritten ist.

Mit der CCT-Probe ($a/W = 0.1$) ist für B3 eine klare obere Schranke gegeben; entsprechende J_R -Kurven von CCT-Proben liegen für den 20 MnMoNi 5 5 nicht vor.

Auffällig ist bei der Konfiguration B3 zusätzlich, daß ein lokales Minimum von $(\Delta J/\Delta a)$ um $\Phi = 0^\circ$ auftritt (Bild 3.2.1.3-5b), das nur um etwa ein Drittel höher als die Steigung der J_R -Kurve der CT25sg liegt und nicht mit einem entsprechenden Maximum der Mehrachsigkeit (Bild 3.2.1.2-18b) korrespondiert.

In den Bildern 3.2.1.3-6a,b sind schließlich die Ergebnisse des Vergleichs zwischen experimentell erreichtem stabilem Rißwachstum und Vorhersagen mithilfe von J_R -Kurven zusammengefaßt, und zwar

1. nach dem konventionellen einparametrischen J-Konzept mit einer aus CT-Proben gewonnenen Rißwiderstandskurve und
2. nach dem "erweiterten J-Konzept" mit lokalen J_R -Kurven, deren Steigungen $(\Delta J/\Delta a)$ von der Mehrachsigkeit $\chi(\Phi)$ abhängen.

Bei letzterem wurde eine Ausgleichsfunktion (Bild 3.2.1.3-7a,b)

$$\frac{\Delta J}{\Delta a}(\chi) = A + B \tanh \{(D-\chi)/C\} \quad (2)$$

mit

$$\left. \begin{aligned} A &= \frac{1}{2} \left[\left[\frac{\Delta J}{\Delta a} \right]_{\text{ESZ}} + \left[\frac{\Delta J}{\Delta a} \right]_{\text{EVZ}} \right] \\ B &= \frac{1}{2} \left[\left[\frac{\Delta J}{\Delta a} \right]_{\text{ESZ}} - \left[\frac{\Delta J}{\Delta a} \right]_{\text{EVZ}} \right] \\ C &= -B \left[\frac{d}{d\chi} \left[\frac{\Delta J}{\Delta a} \right] \right]_{\chi=D}^{-1} \\ D &= \frac{1}{2} [\chi_{\text{ESZ}} + \chi_{\text{EVZ}}] \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

angesetzt [2, 3]. Während für den Werkstoff 20 MnMoNi 55 mangels einer hinreichenden Vielfalt von J_R -Kurven verschiedener Probengeometrien (vgl. Tabelle 3.1.2.1-4) die Funktionsparameter nach Gleichung 3 nur anhand des Behälterversuchs a posteriori geschätzt werden konnten, kann für den Werkstoff StE 460 der aus Proben ermittelte Zusammenhang nach Bild 3.1.1-27 herangezogen werden.

Es zeigt sich für beide Fehlerkonfigurationen, daß das konventionelle J-Konzept weder Form noch Größe des stabilen Rißwachstums richtig vorhersagt; bei B2 wird das Wachstum in Wanddickenrichtung bei $\Phi = 0^\circ$ sogar um den Faktor 4 überschätzt. Das erweiterte J-Konzept auf der Grundlage der χ -Verteilung liefert bei B2 qualitativ und quantitativ zufriedenstellende Ergebnisse, wenn auch die Lage des Maximums nicht genau vorhergesagt wird. Bei B3 ist die Vorhersage nach dem erweiterten Konzept qualitativ besser als nach dem einparametrischen, d. h. die Kanu-Form des stabilen Anrisses wird abgebildet, aber quantitativ ist sie noch wenig zufriedenstellend. Eine Erklärung ist wohl darin zu suchen, daß die FEM-Analyse nur mit der Ausgangsrißkonfiguration erfolgt ist und deshalb Änderungen des Spannungszustandes und der J-Verteilung infolge des vergleichsweise großen Rißwachstums nicht berücksichtigen konnte.

Literatur zu 3.2.1.2 und 3.2.1.3:

- 1 BROCKS, W.; KRAFFKA, H.; MÜLLER, W.; WOBST, K.: Experimental and Numerical Investigations of Stable Crack Growth of Axial Surface Flaws in a Pressure Vessel. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 1988. Technischer Fachbericht zum Vorhaben "Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von Forschungsergebnissen auf dem Gebiet der Komponentensicherheit"
- 2 BROCKS, W.; KÜNECKE, G.; MÜLLER, W.: Elastisch-plastische Bruchmechanik-Analyse eines Druckbehälters mit axialem Außenoberflächenfehler (Teil 1). Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 1988. Technischer Fachbericht zum Vorhaben "Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von Forschungsergebnissen auf dem Gebiet der Komponentensicherheit"
- 3 BROCKS, W.; KÜNECKE, G.: Elastisch-plastische Bruchmechanik-Analyse eines Druckbehälters mit axialem Außenoberflächenfehler (Teil 2). Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 1989. Technischer Fachbericht zum Vorhaben "Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von Forschungsergebnissen auf dem Gebiet der Komponentensicherheit"
- 4 AURICH, D.; BROCKS, W.; NOACK, H.-D.; VEITH, H.: Bruchmechanik-Analyse eines Druckbehälters mit halbelliptischem Innenriß über eine dreidimensionale elastisch-plastische FE-Rechnung. Berlin: Bundesanstalt für Materialprüfung, 1982. Technischer Fachbericht zum Vorhaben RS 150 490
- 5 BROCKS, W.; NOACK, H.-D.: Elastisch-plastische J-Analyse für einen Innenoberflächenriß in einem Druckbehälter. Berlin: Bundesanstalt für Materialprüfung, 1986. Technischer Fachbericht zum Vorhaben RS 150 490
- 6 Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von Forschungsergebnissen auf dem Gebiet der Komponentensicherheit. Teilvorhaben: Werkstoffmechanik. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 1987. Forschungsbericht 137
- 7 BROCKS, W.; OLSCHESKI, J.: On J-Dominance of Crack-Tip Fields in Largely Yielded 3D Structures. *Int. J. Solids Structures* 22 (1986), S. 693 - 708
- 8 BEGLEY, J. A.; LANDES, J. D.: The J-Integral as a Fracture Criterion. In: *Fracture Toughness, Proceedings of 1971 National Symposium on Fracture Mechanics, Part. II.* ASTM STP 514. Philadelphia (USA): ASTM, 1972. S. 1 - 23
- 9 LANDES, J. D.; BEGLEY, J. A. The Effect of Specimen Geometry on J_c . In: *Fracture Toughness, Proceedings of 1971 National Symposium on Fracture Mechanics, Part II.* ASTM STP 514. Philadelphia (USA): ASTM 1972, S. 24 - 39
- 10 RICE, J. R.; PARIS, P. C.; MERKLE, J. G.: Some Further Results of J-Integral Analysis and Estimates. In: *Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing.* ASTM STP 536. Philadelphia (USA): ASTM, 1973. S. 231 - 245
- 11 SHIH, C. F.: Relationships between the J-Integral and the Crack Opening Displacement for Stationary and Extending Cracks. *J. Mech. Phys. Solids* 29 (1981), S. 305 - 326
- 12 STEENKAMP, P. A. J. M.: *Investigation into the Validity of J-Based Methods for the Prediction of Ductile Tearing and Fracture.* Delft: Technische Hochschule, 1986. Dissertation
- 13 SCHULZE, H. D.; TOGLER, G.; BODMANN, E.: Fracture Mechanics Analysis on the Initiation and Propagation of Circumferential and Longitudinal Cracks in Straight Pipes and Pipe Bends. *Nuclear Engineering and Design* 58 (1980), S. 19 - 31

- 14 RAJU, I. S.; NEWMAN, J. C.: Stress-Intensity Factors for Internal and External Surface Cracks in Cylindrical Vessels. In: *Transactions of the ASME, Journal of Pressure Vessel Technology* 104 (1982), S. 293 - 296
- 15 NEWMAN, J. C.; RAJU, I. S.: Stress Analysis and Fracture of Surface Cracks in Cylindrical Pressure Vessels. In: *Proc. 5th SMiRT*. 1979. G 7/3
- 16 SHIH, C. F.; GERMAN, M. D.; KUMAR, V.: An Engineering Approach for Examining Crack Growth and Stability in Flawed Structures. *J. Pres. Ves. & Piping* 9 (1981), S. 159 - 196
- 17 McMEEKING, R. M.; PARKS, D. M.: On Criteria for J-Dominance of Crack-Tip Fields in Large Scale Yielding. In: *Elastic Plastic Fracture*. ASTM STP 668. Philadelphia (USA): ASTM, 1979. S. 175 - 194
- 18 SHIH, C. F.; GERMAN, M.: Requirements for a One Parameter Characterization of Crack Tip Fields by the HRR-Singularity. *Int. J. of Fracture* 29 (1985), S. 73 - 84
- 19 SHIH, C. F.: *J-Dominance under Plane Strain Fully Plastic Conditions: The Edge Crack Panel Subject to Combined Tension and Bending*. Providence (USA): Brown University, 1985. Report DOE/ER/10556/102
- 20 BROCKS, W.; KÜNECKE, G.; NOACK, H.-D.; VEITH, H.: Zur Übertragbarkeit bruchmechanischer Parameter von Proben auf Bauteile aufgrund von FEM-Analysen. In: *Berichtsband 13. MPA-Seminar*. Bd. 1. Stuttgart: MPA, 1987. S. 3.1 - 3.24
- 21 KORDISCH, H.; SOMMER, E.; SCHMITT, W.: Einfluß der Mehrachsigkeit auf das stabile Rißwachstum. In: *Berichtsband 13. MPA-Seminar*. Bd. 1. Stuttgart: MPA, 1987. S. 7.1 - 7.17

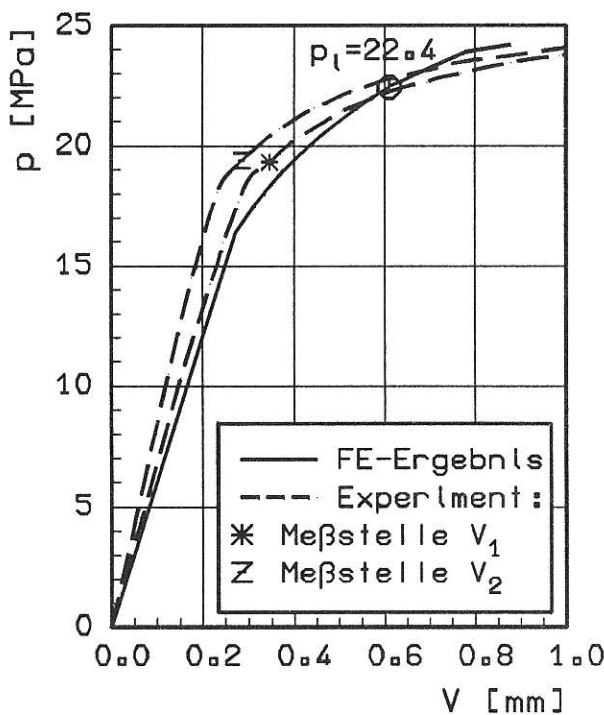


Bild 3.2.1.3-1:

Last-Rißöffnung-Kurven,
Vergleich Rechnung und Experiment
a) B2

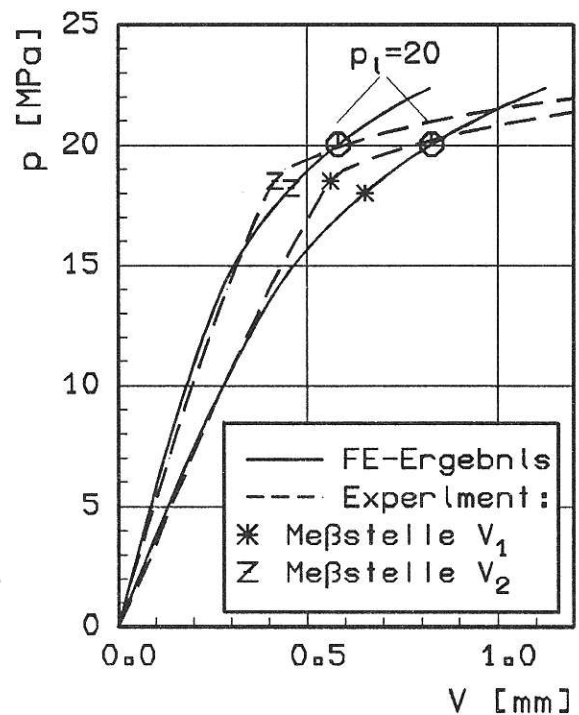


Bild 3.2.1.3-1:

Last-Rißöffnung-Kurven,
Vergleich Rechnung und Experiment
b) B3

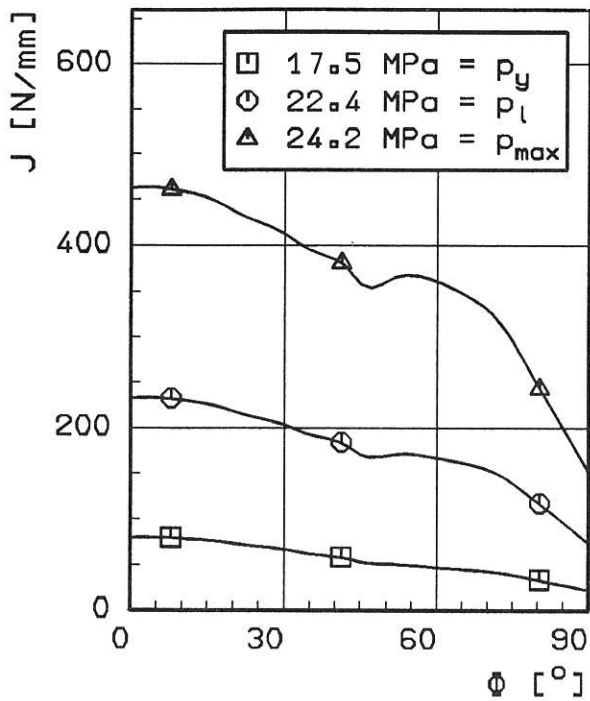


Bild 3.2.1.3-2:

Abschätzung der J-Verteilung im Versuch nach Gl. (3.2.1.3-1)
a) B2

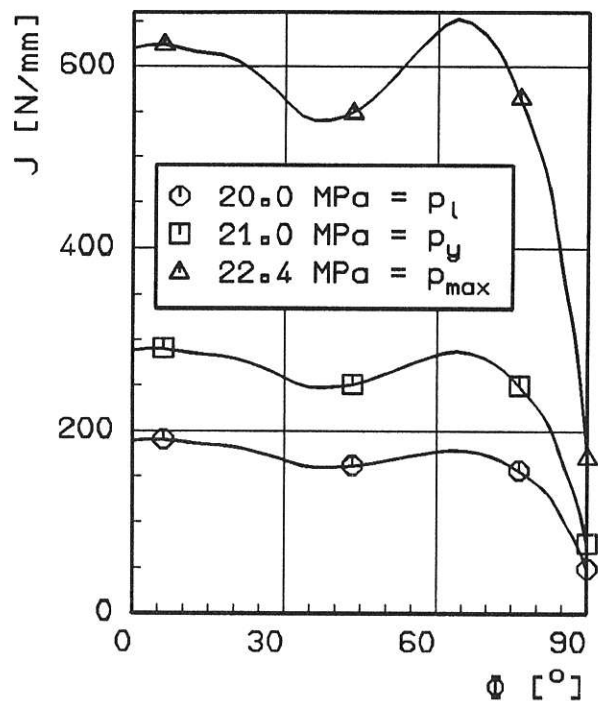
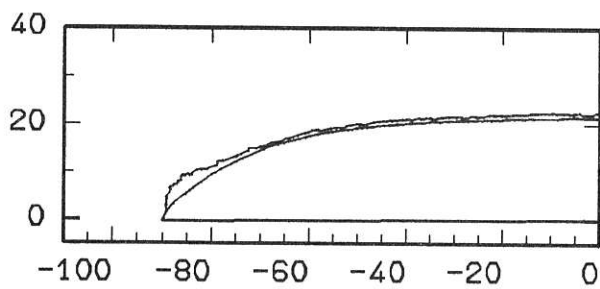


Bild 3.2.1.3-2:

Abschätzung der J-Verteilung im Versuch nach Gl. (3.2.1.3-1)
b) B3



a) Mannloch-Selste

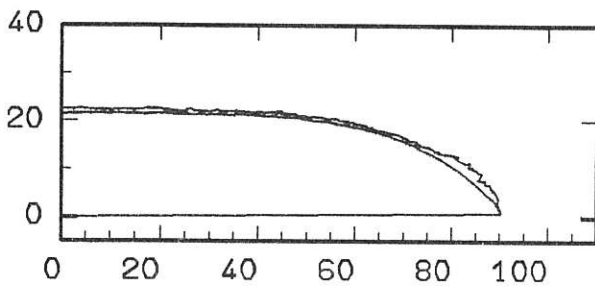


Bild 3.2.1.3-3:

Duktilles Rißwachstum bei p_{max}
im Versuch, Behälter B2
b) Kugelboden-Selste

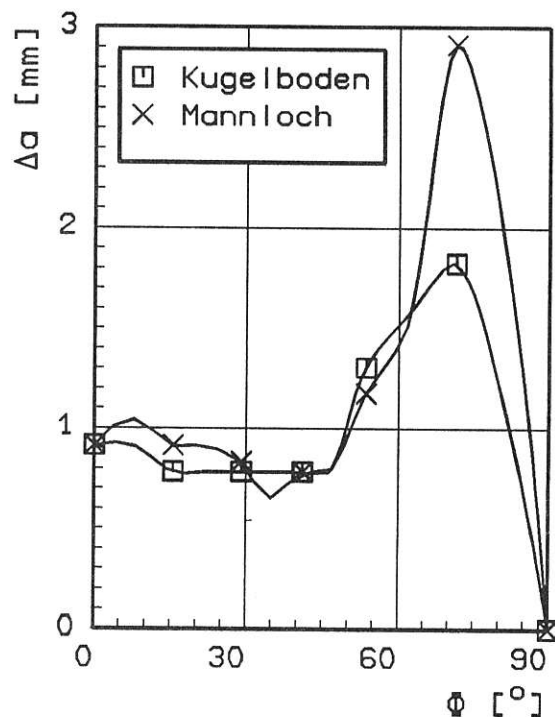


Bild 3.2.1.3-3:

Duktilles Rißwachstum bei p_{max}
im Versuch, Behälter B2
c) Verlauf entlang der Rißfront

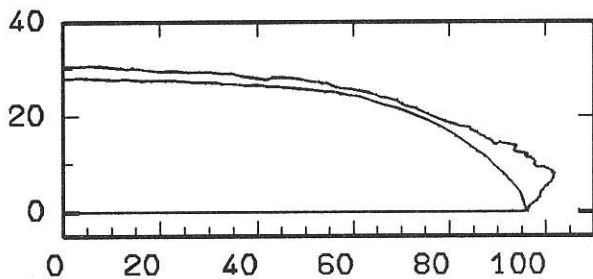


Bild 3.2.1.3-4:

Duktilles Rißwachstum bei p_{max}
 (m Versuch, Behälter B3
 a) Kugelboden-Seite

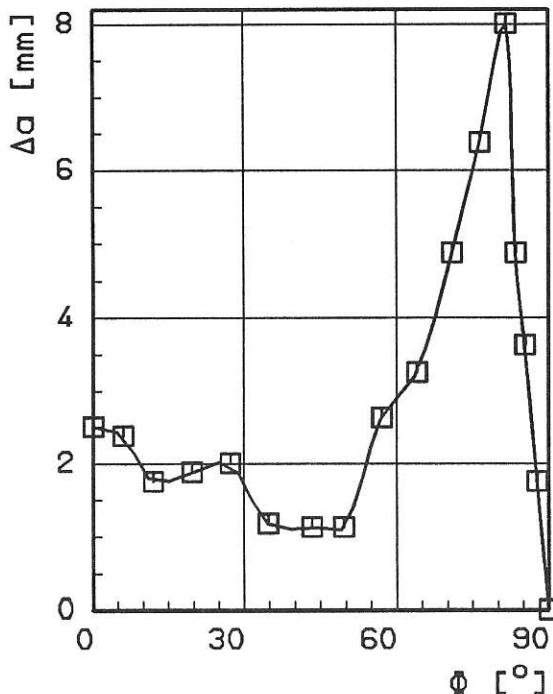


Bild 3.2.1.3-4:

Duktilles Rißwachstum bei p_{max}
 (m Versuch, Behälter B3
 b) Verlauf entlang der Rißfront

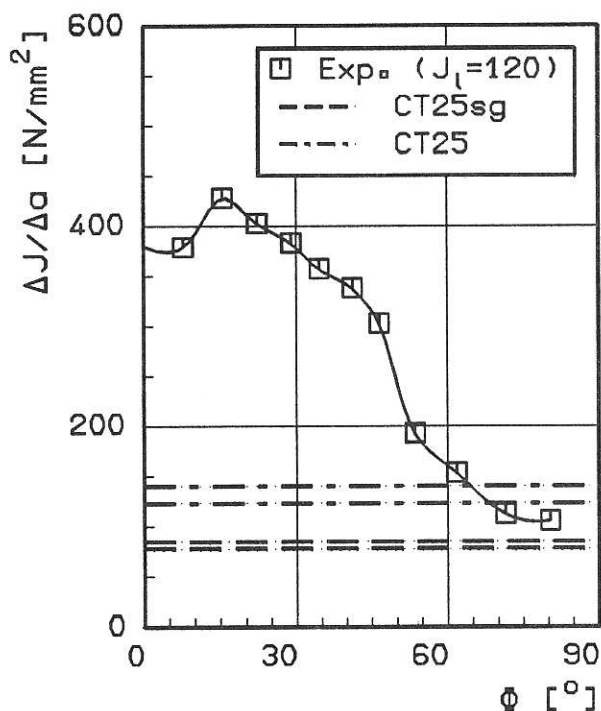


Bild 3.2.1.3-5:

Stellung der lokalen J_R -Kurven
 entlang der Rißfront
 Vergleich Proben und Bauteil
 a) B2

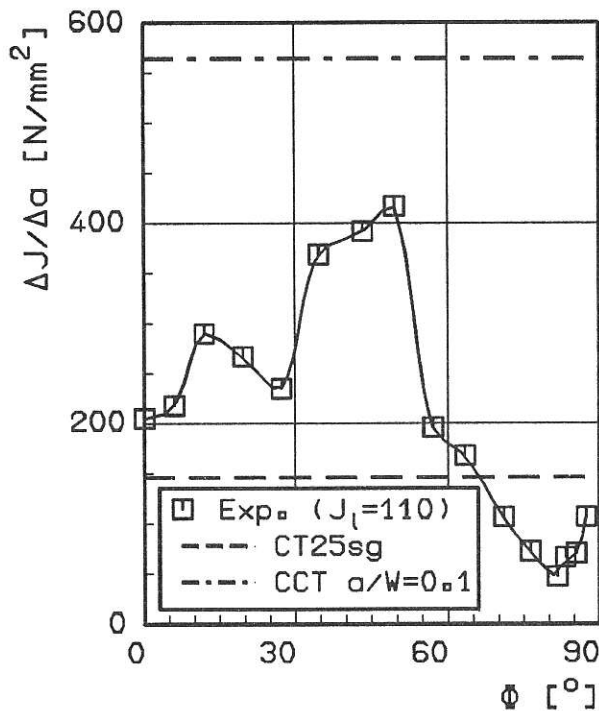


Bild 3.2.1.3-5:

Stellung der lokalen J_R -Kurven
 entlang der Rißfront
 Vergleich Proben und Bauteil
 b) B3

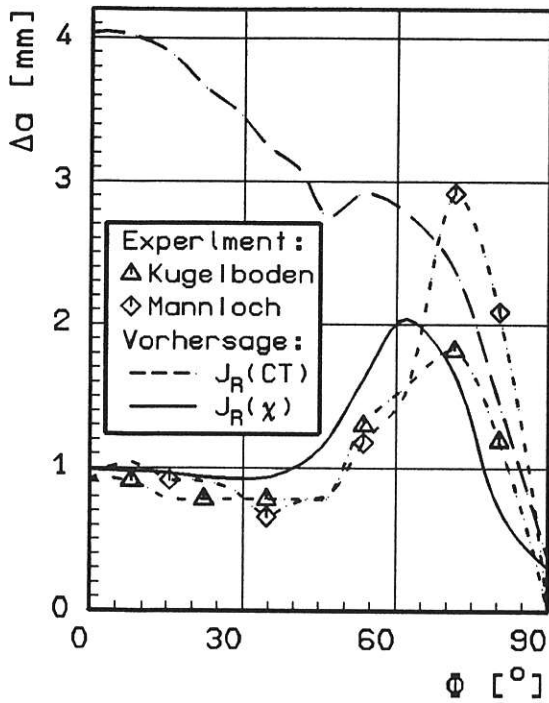


Bild 3.2.1.3-6:

Vorhersage des duktilen
Rißwachstums bei p_{max}
a) B2

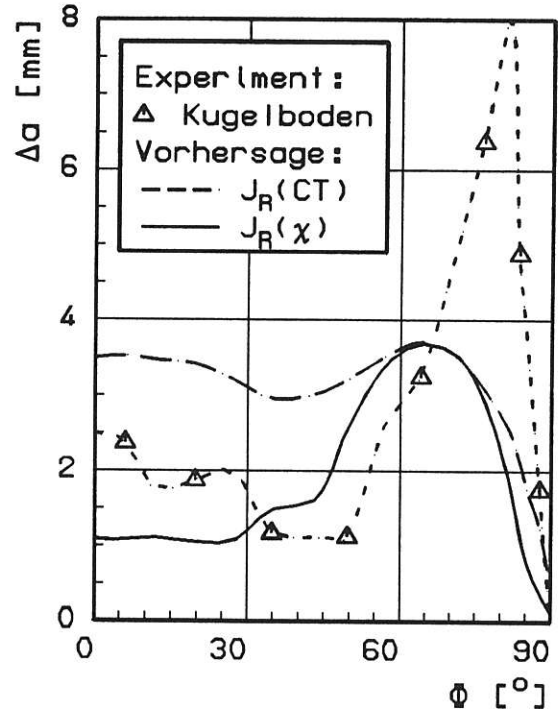


Bild 3.2.1.3-6:

Vorhersage des duktilen
Rißwachstums bei p_{max}
b) B3

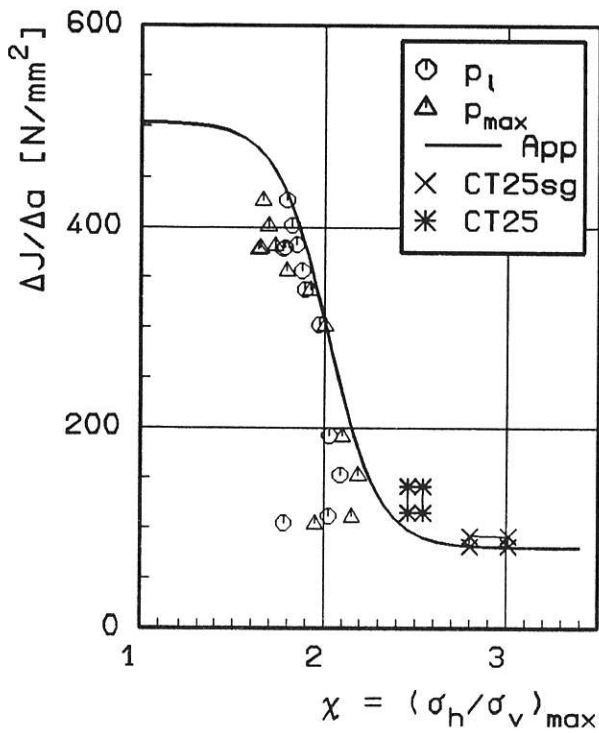


Bild 3.2.1.3-7:

Abhängigkeit $\Delta J/\Delta a$ von der
Mehrachsigkeit χ
Approximation nach Gl. (3.2.1.3-2)
a) B2

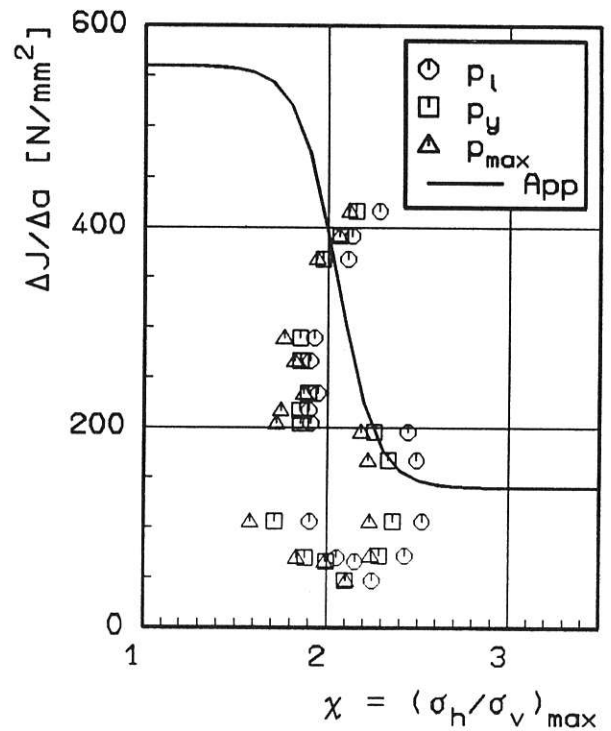


Bild 3.2.1.3-7:

Abhängigkeit $\Delta J/\Delta a$ von der
Mehrachsigkeit χ
Approximation nach Gl. (3.2.1.3-2)
b) B3

3.2.2 Rohr

Im Rahmen des "Degraded Piping Programm" (Phase I u. II) der USA [1] wurden von 1984 bis 1986 umfangreiche experimentelle Untersuchungen durchgeführt, um einfache Ingenieurverfahren zur Beurteilung der Tragfähigkeit von Rohren mit Anrissen zu entwickeln. Dabei zeigte sich, daß bei Rohren aus austenitischem Stahl (hohe Duktilität) mit nicht zu großem Rohrradius zu Wandstärken-Verhältnis duktiler Versagen bei Belastungen oberhalb der für den Nettoquerschnitt ermittelten Kollapslast auftritt. Bei ferritischen Stählen kann dieses Vorgehen zu einer Überschätzung der Versagenslast führen, da das Verhältnis von Duktilität zur Streckgrenze bei diesen Stählen kleiner ist als bei austenitischen Stählen und damit stabiles Rißwachstum vor Erreichen der Kollapslast eintreten kann. Die Anwendung elastisch-plastischer Bruchmechanik-Konzepte erfordert auch hier die Klärung der Frage, wie mit an Bruchmechanikproben ermittelten Rißwiderstandswerten über das erweiterte J-Konzept das lokale stabile Rißwachstum prognostiziert werden kann. Da bei Rohren Fehler vorwiegend im Oberflächenbereich der Rundschweißnähte vorkommen und sich von dort aus zunächst Oberflächenumfangfehler bilden können, werden die Untersuchungen am Rohr mit solchen Fehlern durchgeführt. Aus versuchstechnischen Gründen werden zunächst Außenumfangfehler untersucht.

3.2.2.1 Versuche

Einleitung

Die Rohrversuche dienten der Bestätigung zähbruchmechanischer Ansätze und der Ermittlung des Rißwiderstandsverhaltens von Bauteilen mit gekrümmter Rißfront. Hierzu sind Rißwachstumsversuche an Proben unterschiedlicher Geometrie und Biegeversuche an Rohren in Originalgröße mit und ohne Fehler mit begleitender 3D FEM-Analyse zur Zähbruchcharakterisierung des Werkstoffs und des Bauteils durchgeführt worden.

Werkstoff, Rohrherstellung

Als Versuchswerkstoff wurde der Feinkornbaustahl StE 460(3) in 40 mm Blechdicke verwendet. Die chemische Zusammensetzung sowie die mechanisch-technologischen Eigenschaftswerte sind in den der Tabelle 3.1.2.1-1 angegeben.

Das Versuchsrohr, siehe Bild 3.2.2.1-1, wurde aus zwei kaltgewalzten, längsnahtgeschweißten zylindrischen Schüssen, die mit flachen Böden verschlossen sind, gefertigt. In einen der Böden ist ein Mannloch eingeschweißt worden. Nach der Fertigung des Versuchsrohres folgte die Spannungsarmglühung. Die Aufheizgeschwindigkeit war kleiner als $80\text{ }^{\circ}\text{C/h}$, die Glüh-temperatur betrug bei einer Haltedauer von 90 Minuten $580\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 20\text{ }^{\circ}\text{C}$. Die Abkühlung erfolgte an ruhender Luft. Nach der Prüfung des Rohres ohne Fehler ist mit einem numerisch gesteuerten Bohrwerk und einem Scheibenfräser, 4 mm breit und 350 mm Durchmesser,

ein 120° -Außenumfangskerb mit einer Tiefe von 24 mm ($a/t = 0,6$) hergestellt worden. Der Kerbwinkel betrug 60° , der Kerbgrundradius 0,25 mm. Die Kerbe lag parallel zur Walzrichtung. Nach jeder Stufe der Kerbfräsung (5 mm) wurde die Potentialänderung mit Hilfe einer Gleichstrom-Potentialsonde gemessen, die als Vergleichswerte für die kontinuierliche Rißfortschrittmessung während des Rohrbelastungsversuches dienten.

Für die Festlegung der gewählten Kerbabmessung, vor allem des a/t -Verhältnisses von 0,6, war u. a. maßgebend, daß die Initiierung und Ausbreitung eines stabilen Risses von ca. 2 mm bei monotoner Beanspruchung des Rohres durch 4-Punkt-Biegebelastung erreicht wird

Rohrprüfstand

Der Rohrprüfstand, der im Eigenbau erstellt worden ist, besteht aus einer servohydraulischen Belastungsvorrichtung, Bild 3.2.2.1-1, und aus einer Meßdatenerfassung, Bild 3.2.2.1-2a. Die Bestandteile der Belastungsvorrichtung sind:

- 20 MN-Universalprüfmaschine, Bauart MTS
- Biegetisch mit beweglichen Auflagern zur axialkraftfreien Kraftereinleitung,
- Widerlager als maschinenseitiges Querhaupt mit beweglichen Gegenlagern und 4 Kraftmeßwertaufnehmern.

Die Bestandteile der Meßdatenerfassung, Bild 3.2.2.1-2a, sind:

- Meßrahmen für die Durchbiegungs- und Ovalitätsmessung, Bild 3.2.2.1-2b,
- Meßwertaufnehmer für Kraft, Dehnung, Kerböffnung, Durchbiegung, Potentialdifferenz und Temperatur,
- Datenerfassungseinheit (Data Acquisition UNIT, HP 3497A, 20-Kanal Multiplexer, HP-IB-Interface, Digitalvoltmeter und Timer).

Die Versuche wurden an einem Rohr ohne Fehler und an einem Rohr mit einem 120° -Außenumfangskerb mit einem a/t -Verhältnis von 0,6 durchgeführt (Bild 3.2.2.1-1).

Versuchsdurchführung

- Die Kraftsteuerung, Kraftmessung und Kraftregistrierung für die 4-Punkt-Biegebelastung des Rohres erfolgte über die 20 MN-Zugprüfmaschine in 0,5 MN-Lastschritten, wobei die Haltezeit für die gesamte Meßwertaufnahme jeweils ca. 2 Minuten betrug.
- Die Weg- und Ovalitätsmessung wurde mit induktiven Wegaufnehmern durchgeführt, die an Rohren befestigt waren, jeweils an den in Bild 3.2.2.1-1 mit Zahlen bezeichneten Stellen (W1 bis W22), die den Knotenpunkten des FE-Netzes des Rohres entsprechen (s. Abschnitt 3.2.2.2). In gleicher Weise wurde mit der Positionierung der DMS-Streifen (DMS1 bis DMS10) verfahren. Die Lage der Meßstellen ist in Bild 3.2.2.1-1 dargestellt.
- Die Rißausbreitung während der Behälterbeanspruchung

chung wurde mit einer Gleichstrom-Potentialsonde bestimmt. Als Stromquelle wurde ein Netzgerät der Fa. DELTA-GERÄTE, Type 7.5 S 300, eingesetzt, dessen Gleichstrom mittels eines 10-Gang-Wendelpotentiometers bis maximal 300 A zu regeln ist. Die Potentialmessung erfolgte mit einem KEITHLEY-Digitalmanovoltmeter, Type 181. Die Positionen der Stromeinleitung I, II, III sowie die der Potentialabgriffe P1/2 bis P11/12 am Rohr sind in Bild 3.2.2-1 angegeben. Die Kabel für die Stromeinleitung wurden mit M10-Schrauben am Rohr befestigt. Für die Potentialabgriffe wurden 1,1 mm dicke Stifte an den gekennzeichneten Positionen eingepreßt.

- Die Ermittlung der Kerbuferverschiebung (COD) des Umfangskerbes geschah an 5 Positionen (COD1 bis COD5) mittels bündig an das offene Ende der gefrästen Kerbe mit Meßschneiden angebrachten Wazau-Wegaufnehmern des Typs Nr. 87001, Bild 3.2.2.1-1 und Bild 3.2.2.1-2b/2c. Um einen parallelen Sitz der COD-Aufnehmer zum Schlitz zu gewährleisten, sind die Meßschneiden mit Hilfe einer Lehre an den Positionen 0° , $\pm 15^\circ$ und $\pm 35^\circ$ aufgeklebt worden. Vor dem Versuch wurden die COD-Aufnehmer kalibriert. Die Registrierung der COD-Werte erfolgte während des Versuches mittels der Datenerfassungseinheit und mit einem X-Y-Schreiber. Zusätzlich wurden die vertikale und horizontale Ovalisierung des Rohres sowie die Potentialänderung am Fehler gemessen und registriert. Nach dem Belastungsversuch erfolgte die Entnahme eines 1 m langes Segments symmetrisch zur 0° -Position für die Freilegung der Bruchfläche. Dazu wurde das Segment mit flüssigem Stickstoff gekühlt und mittels einer 3-Punkt-Biegevorrichtung bis zum Bruch belastet.

Ergebnisse

Die Abhängigkeit des Kolbenweges, der Durchbiegung (Meßstelle W11), der Dehnungen an der Zugseite des Rohres (Meßstellen DMS07 bis DMS10), der Dehnungen an der Druckseite des Rohres (Meßstellen DMS01 bis DMS06) von der aufgebrauchten Kraft ist in den Bildern 3.2.2.1-3 bis 3.2.2.1-5b dargestellt. Sämtliche Meßwerte zeigen eine lineare Abhängigkeit bis zur Prüfkraft von 6 MN. Die Streuung der Verzerrungen an der Druckseite des Rohres zwischen dem rechten Widerlager (DMS05 und DMS06) und dem linken Widerlager (DMS01 und DMS02) nimmt mit zunehmender Kraft bis zu $\pm 10\%$ vom Mittelwert zu, was auf eine ungleichmäßige Krafteinleitung durch die Widerlager zurückzuführen ist. Ein Widerlagergelenk könnte die durch die Größe des Rohres bedingte Ungenauigkeit ausgleichen. Die Verzerrungen der Meßstellen DMS03 und DMS04 in Bild 3.2.2.1-5a sind erwartungsgemäß am größten. Der Vergleich der Verzerrungen der Meßstellen DMS01 und DMS02 mit denen der Zugseite des Rohres, DMS07 und DMS08 in Bild 3.2.2.1-5b, ergibt eine Abweichung zwischen Druck- und Zugseite von etwa 2 zu 1.

Bild 3.2.2.1-6 vergleicht die Durchbiegungen in Abhängigkeit von der Kraft für das Rohr ohne und mit Fehler. Danach sind die Durchbiegungen beider Rohre bis 6

MN gleich groß. Auch die vertikalen Ovalisierungen beider Rohre stimmen bis 6 MN überein. Ab 6 MN beginnt die Abweichung der Durchbiegung und Ovalisierung des Rohres mit Fehler vom linearen Verhalten des Rohres ohne Fehler infolge beginnender Plastizierung an der Zug- und Druckseite. Die vertikale Ovalisierung des Rohres mit Fehler, Bild 3.2.2.1-7, ist deckungsgleich mit der horizontalen, Bild 3.2.2.1-8. Somit hat der Umfangskerb kaum einen Einfluß auf die horizontale noch auf die vertikale Ovalisierung ausgeübt. Bei den Verzerrungen am Rohr ohne und mit Fehler treten ebenfalls kaum Unterschiede auf. Dies zeigt der Vergleich von Bild 3.2.2.1-5a mit Bild 3.2.2.1-9 für die Druckverzerrungen.

Die Abhängigkeit der Kerbuferverschiebung von der Kraft ist an den 5 COD-Meßstellen gleich, Bilder 3.2.2.1-10a und 3.2.2.1-10b. Als Ursache dafür ist die Ovalisierung des Rohres anzusehen. In Bild 3.2.2.1-11 ist ergänzend der COD3-Wert über dem Biegemoment dargestellt.

Wird der Bereich der höchsten Biegebelastung (Potentialabgriffe P5/6 und P7/8) als Ort der Einleitung des Risses angesehen, so ergibt sich aufgrund der Änderung der Steigung der Potential-Kraftschiebe eine Kraft F_i von ca. 8 MN, Bild 3.2.2.1-12. Der entsprechende COD3-Wert beträgt ca. 0,4 mm, Bild 3.2.2.1-13a und Bild 3.2.2.1-13b. Aus den Bildern 3.2.2.1-14a und 3.2.2.1-14b ergibt sich hierfür eine Durchbiegung f_i von 6 mm.

Die Augenscheinprüfung der Bruchfläche zeigt innerhalb eines Umfangswinkels von $\pm 22^\circ$ einen stabil gewachsenen Riß mit einer konstanten Tiefe von ca. 2 mm, Bild 3.2.2.1-15. Bei einem Umfangswinkel von 50° läuft der Riß in den Kerbgrund aus.

Der Bruchausgang am Kerbgrund wechselt im Bereich des Kerbradius von links nach rechts. Die Bruchfläche ist matt, was einer wabenartigen Bruchtopografie entspricht.

Zusammenfassung

Die Messungen der Belastungsversuche am Rohr ohne und am Rohr mit Fehler haben ergeben:

- Für beide Versuche gleiche Werte für die Durchbiegung, Ovalität und Dehnungen im Druckbereich des Rohres bis zu einer Belastung von ca. 6 MN;
- keine Unterschiede der 5 COD-Werte entlang des Kerbes;
- eine Kraft für die Einleitung des Risses im Bereich der 0° -Position von ca. 8 MN;
- einen ca. 2,1 mm tiefen Riß bei einer Kraft von 12 MN;

Literatur zu 3.2.2.1:

- 1 Degraded Piping Program - Phase II. Vol. 1 - 4. Columbus (USA): Batelle's Columbus Division, 1984 - 1986. NUREG/CR-4082, BMI-2120

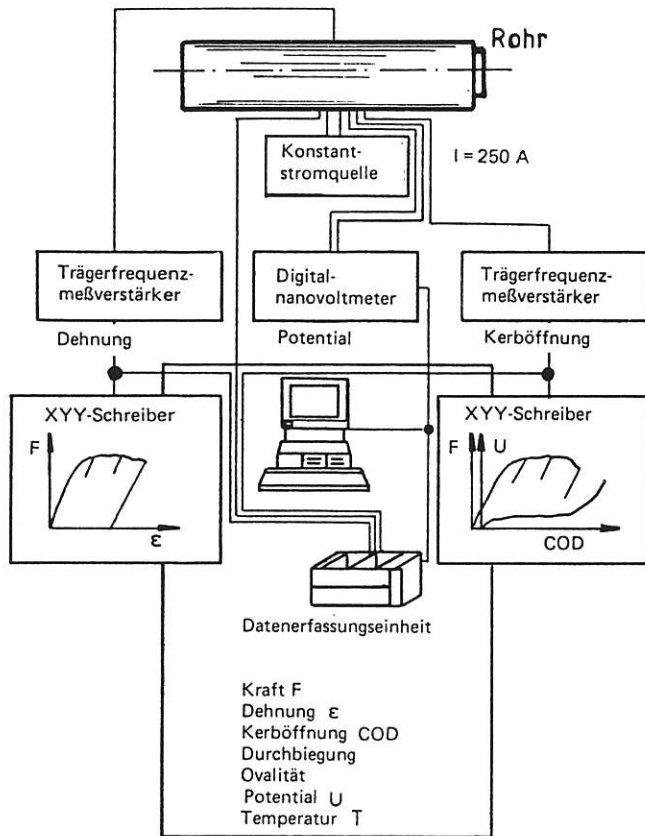


Bild 3.2.2.1-2a:
Funktionsblöcke der Meßdatenerfassung

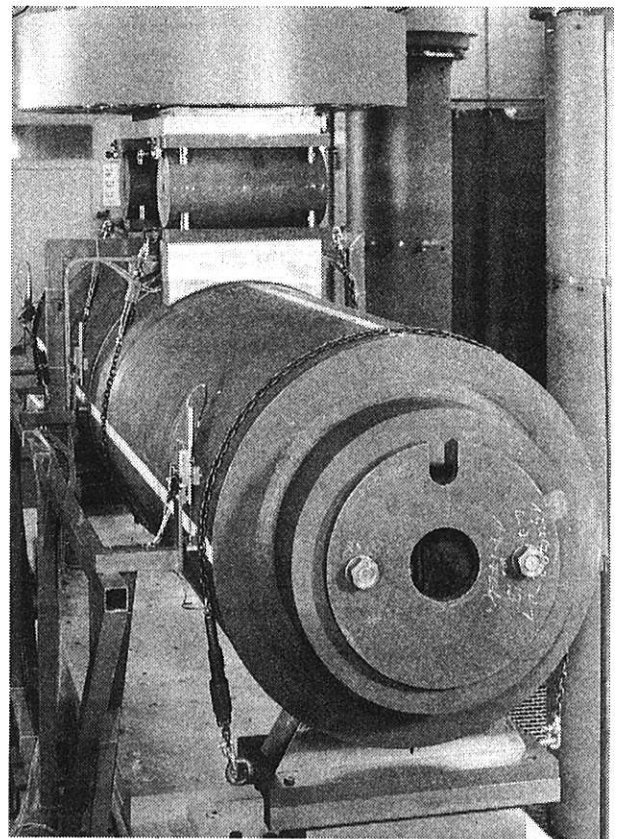


Bild 3.2.2.1-2b:
Ansicht des Rohrprüfstandes

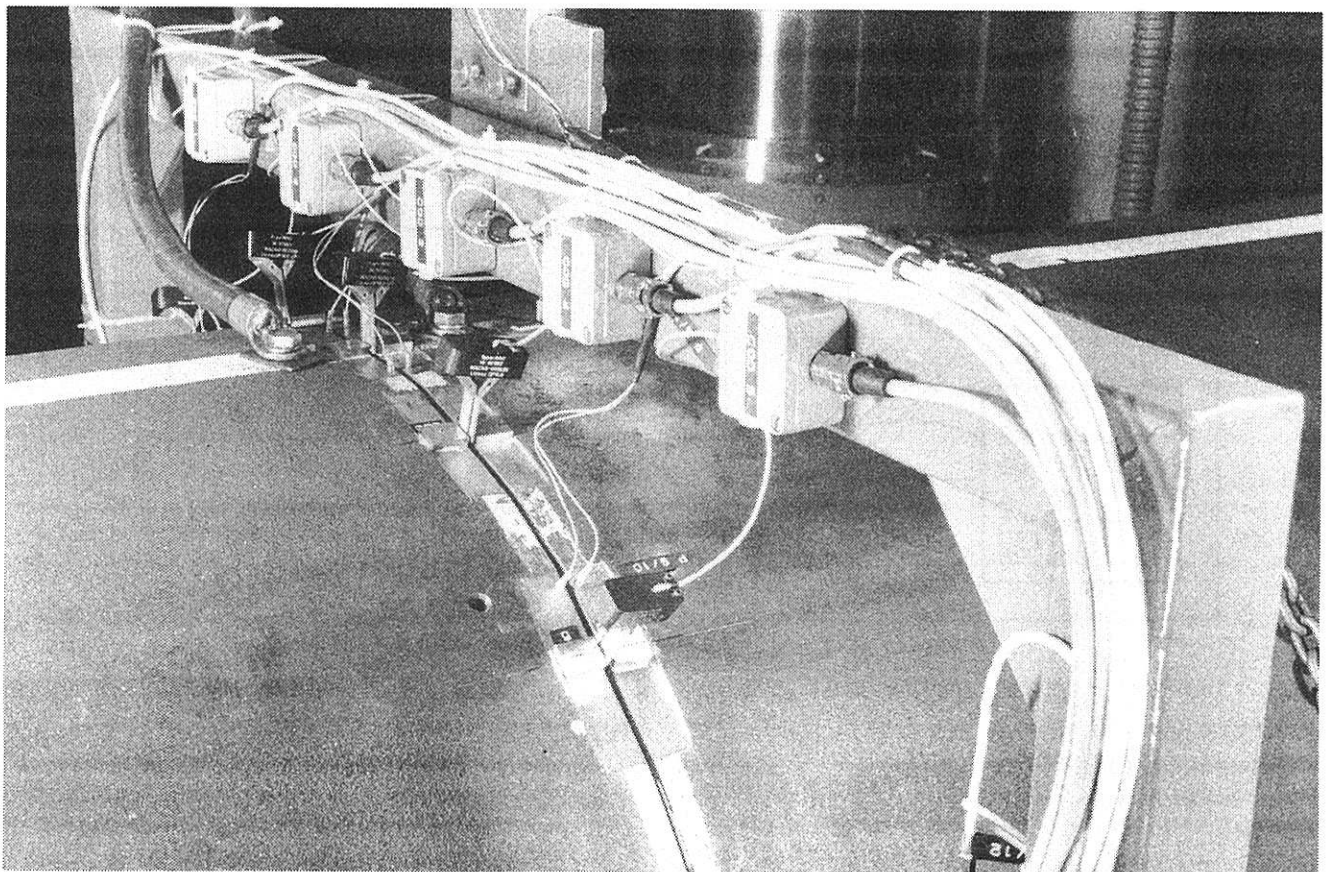


Bild 3.2.2.1-2c:
Rahmen zur Befestigung der induktiven Wegaufnehmer, Kerb mit COD- Aufnehmern in der 6°-Position des Rohres

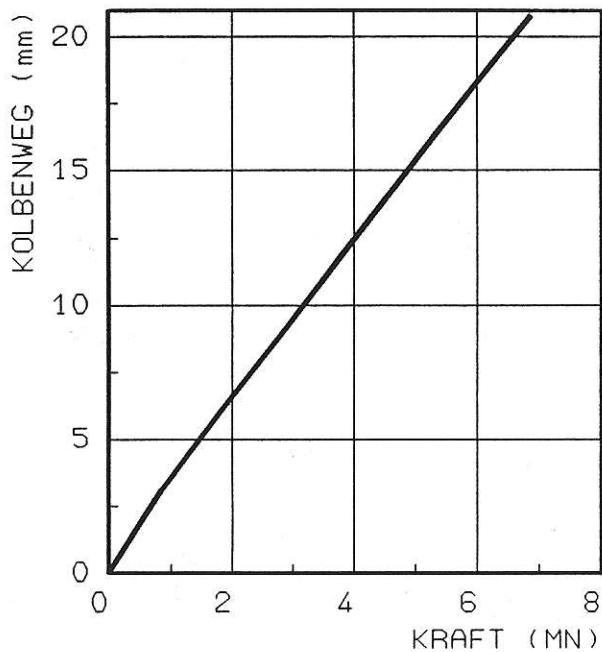


Bild 3.2.2.1-3:
Kolbenweg in Abhängigkeit von der Kraft

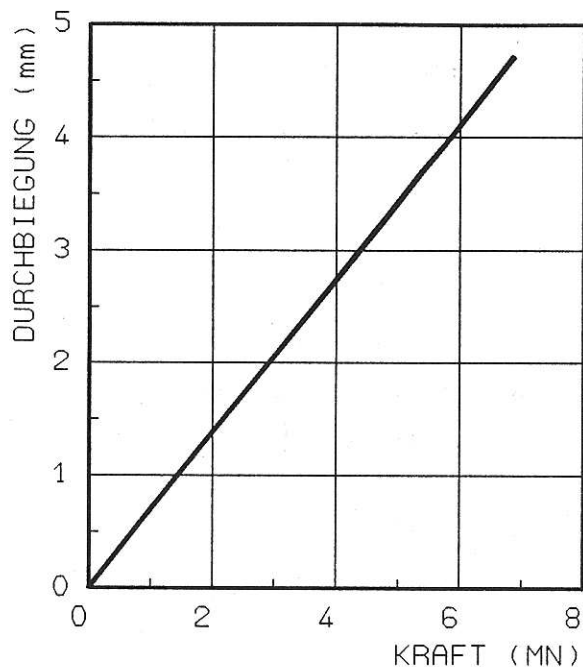


Bild 3.2.2.1-4:
Durchbiegung in Abhängigkeit von der Kraft in
der Mitte der Rohrachse (Pos. 11)

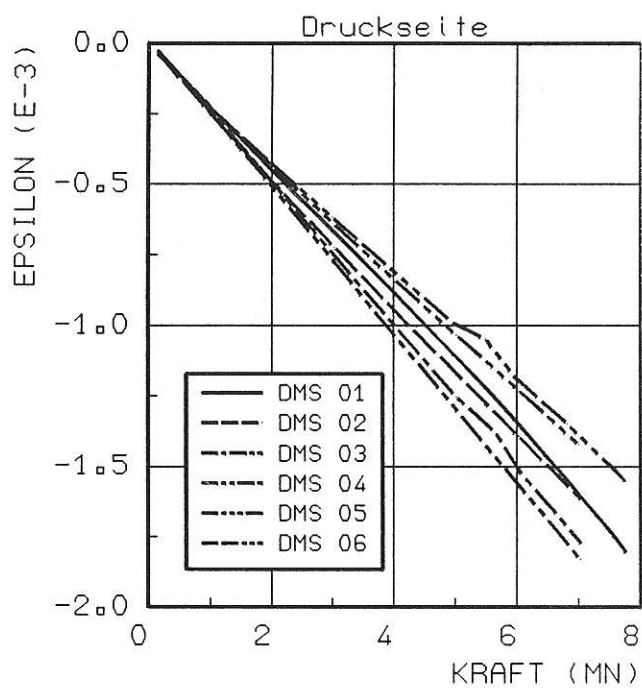


Bild 3.2.2.1-5a:
Dehnung in Abhängigkeit von der Kraft der
Pos. DMS 01 bis 06

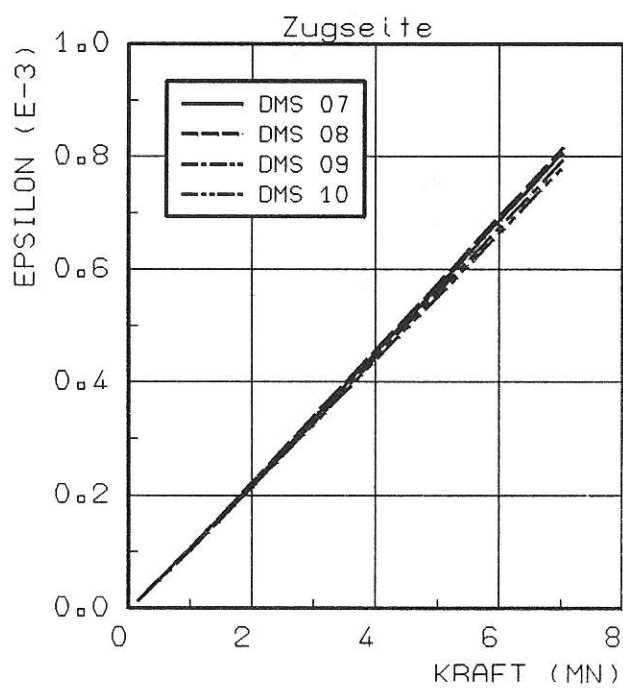


Bild 3.2.2.1-5b:
Dehnung in Abhängigkeit von der Kraft der
Pos. DMS 07 bis 10

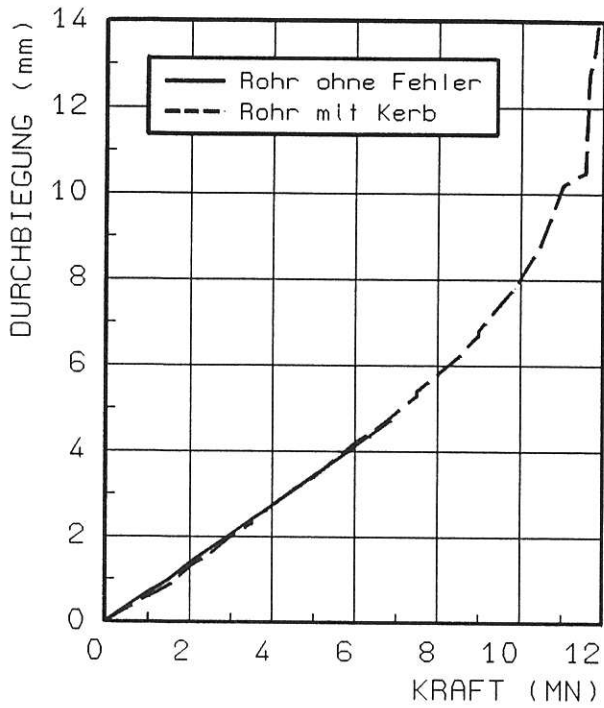


Bild 3.2.2.1-6:
Durchbiegung in Abhängigkeit von der Kraft in der Mitte der Rohrachse (Pos. 11), des Rohres ohne Fehler und des Rohres mit 120°-Umfangskerb

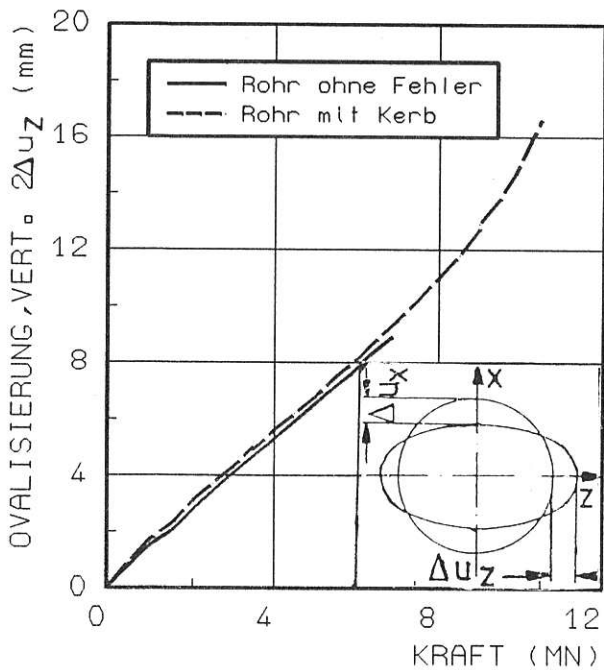


Bild 3.2.2.1-7:
Vertikale Ovalisierung in Abhängigkeit von der Kraft in der Mitte der Rohrachse, des Rohres ohne Fehler und des Rohres mit 120°-Umfangskerb

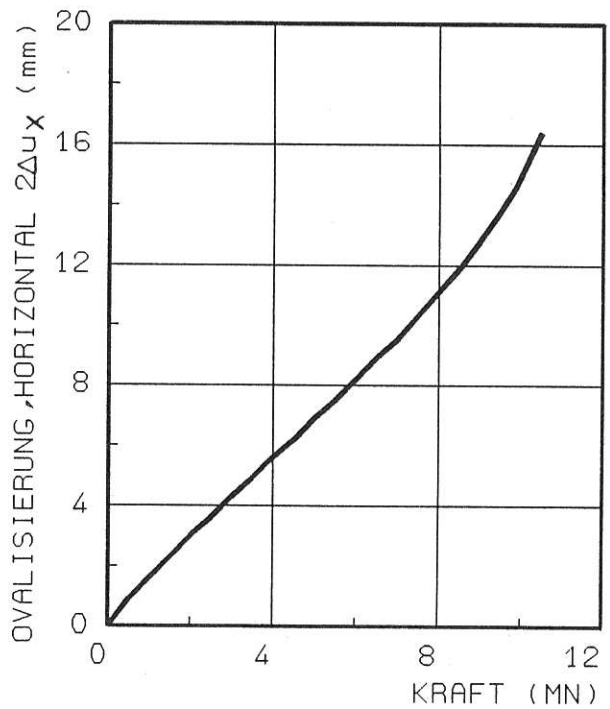


Bild 3.2.2.1-8:
Horizontale Ovalisierung in Abhängigkeit von der Kraft in der Mitte der Rohrachse

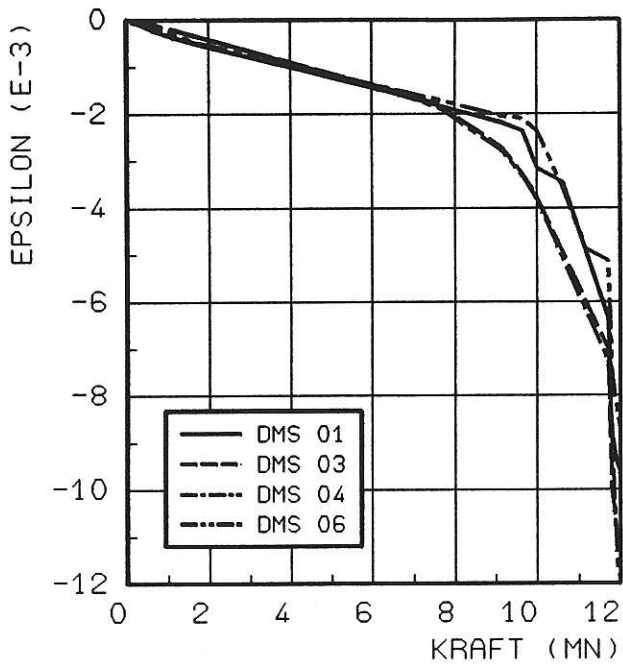


Bild 3.2.2.1-9:
Dehnungen in Abhängigkeit von der Kraft im
Druckbereich des Rohres mit Umfangsgerb

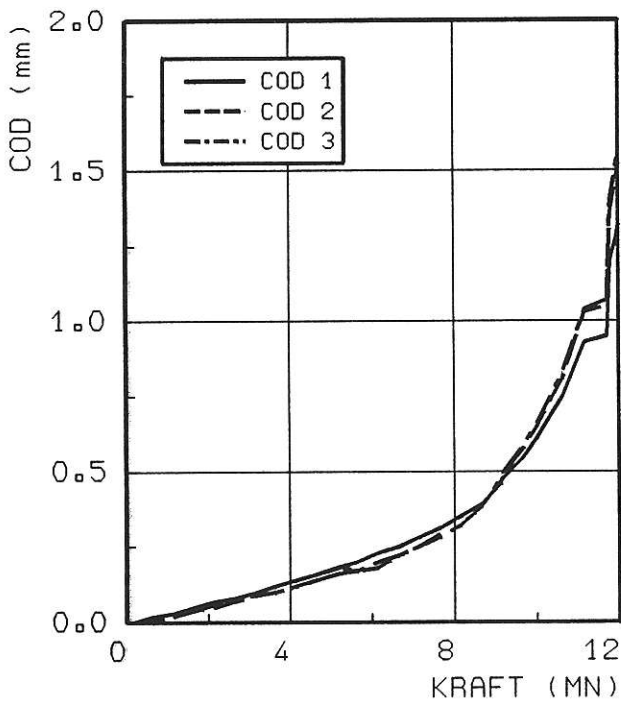


Bild 3.2.2.1-10a:
Kerbuferaufweitung in Abhängigkeit von der Kraft
an den Stellen COD 1 bis 3

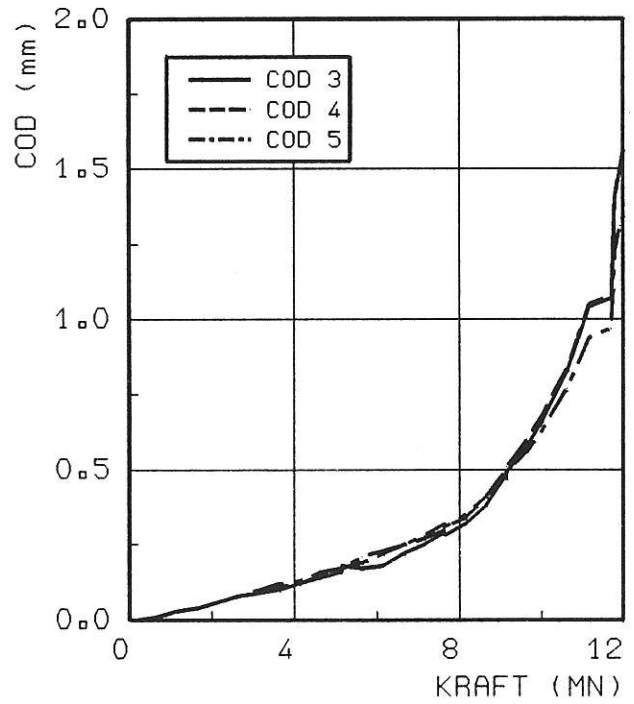


Bild 3.2.2.1-10b:
Kerbuferaufweitung in Abhängigkeit von der Kraft
an den Stellen COD 3 bis 5

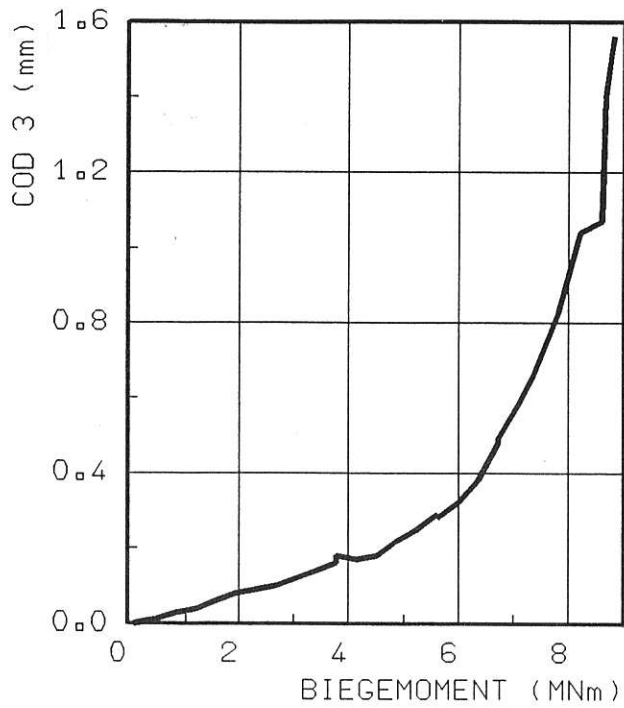


Bild 3.2.2.1-11:
Kerbuferaufweitung an der Stelle COD 3 in
Abhängigkeit vom Biegemoment

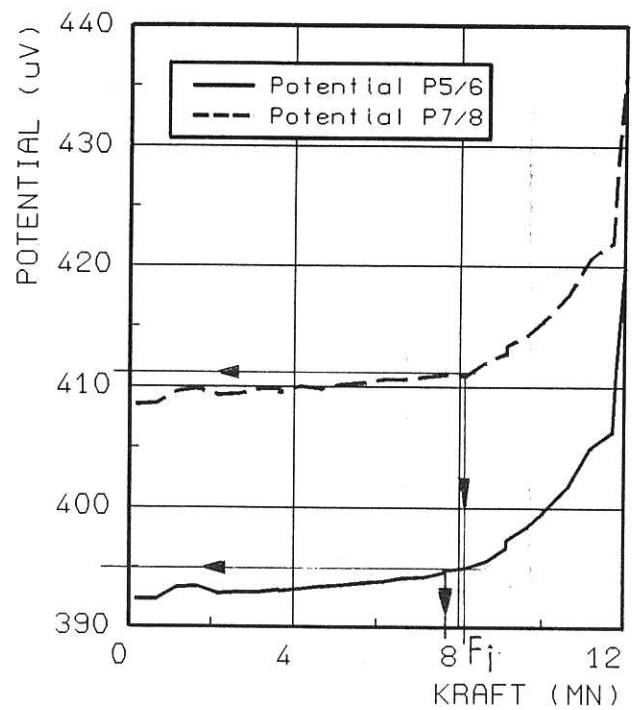


Bild 3.2.2.1-12:
Potential an den Positionen P5/6 und P7/8 in
Abhängigkeit von der Kraft

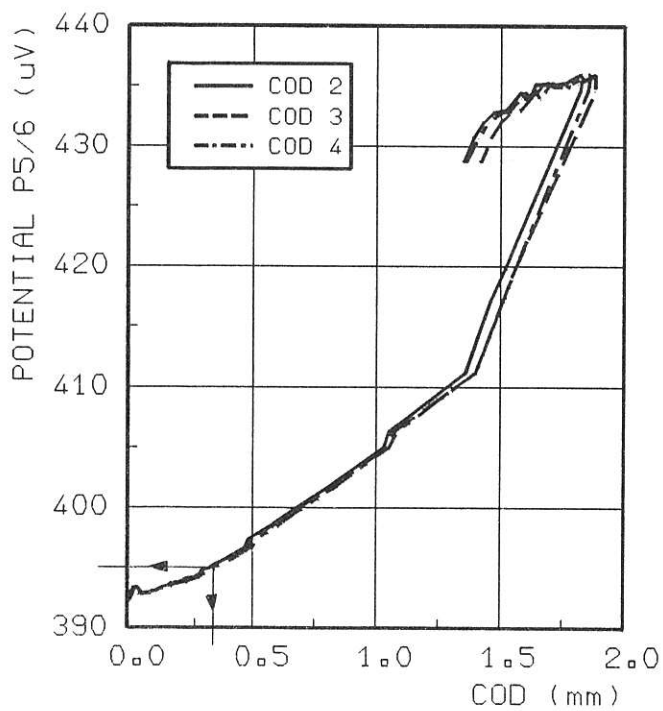


Bild 3.2.2.1-13a:
Potential an der Pos. P5/6 über der Kerbufer-
aufweitung der Stellen COD 2 bis 4

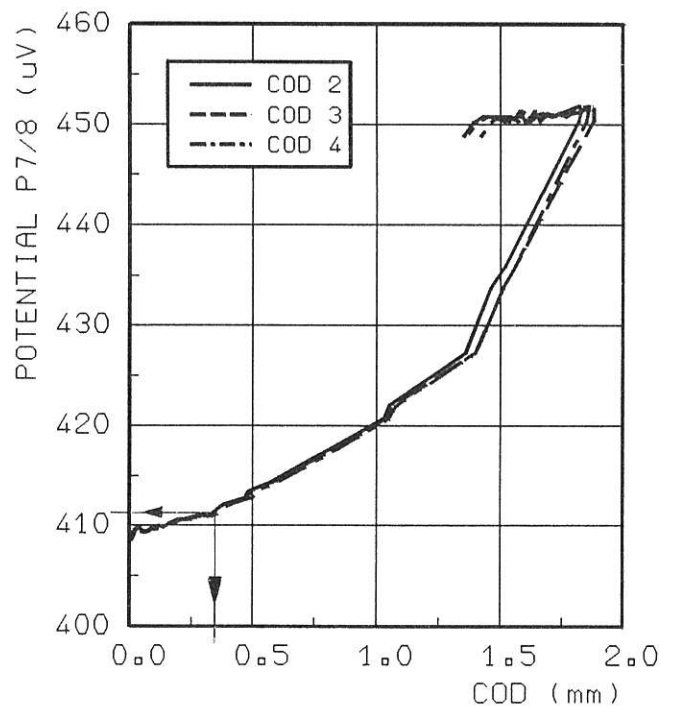


Bild 3.2.2.1-13b:
Potential an der Pos. P7/8 über der Kerbufer-
aufweitung der Stellen COD 2 bis 4

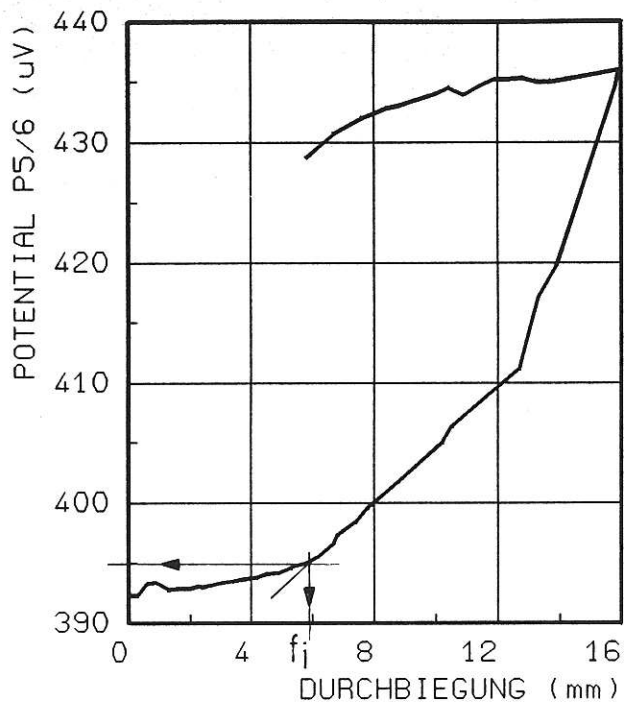


Bild 3.2.2.1-14a:
Potential an der Pos. P5/6 in Abhängigkeit von der Durchbiegung

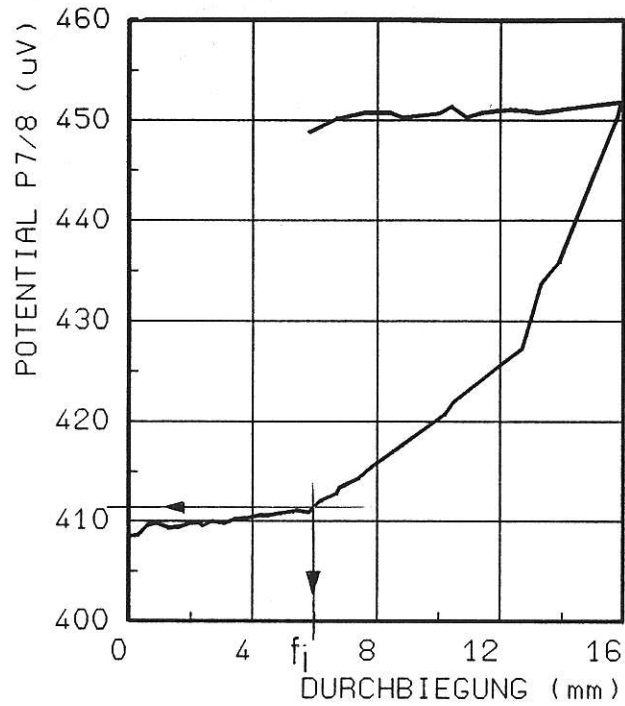


Bild 3.2.2.1-14b:
Potential an der Pos. P7/8 in Abhängigkeit von der Durchbiegung

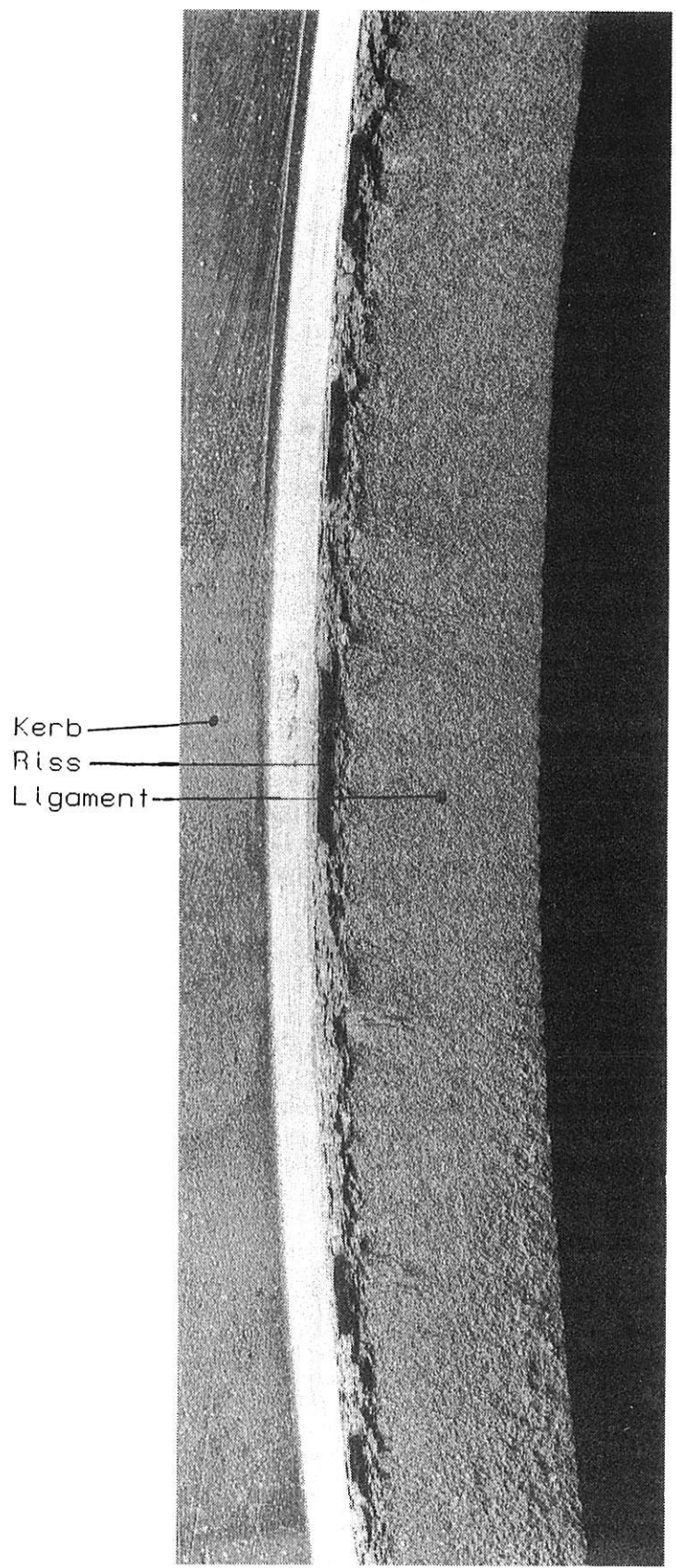
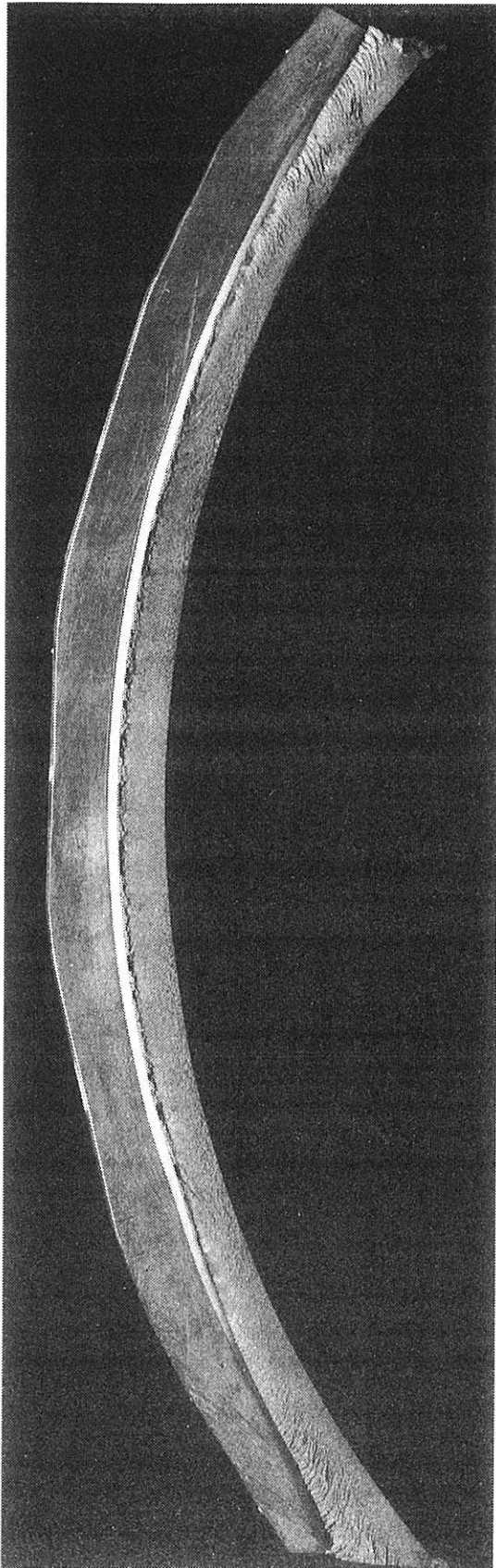


Bild 3.2.2.1-15:
Kerb- und Bruchquerschnitt des Rohres mit 120°-Außenumfangskerb (links), Ausschnitt aus der Mitte des linken Bildes mit Kennzeichnung der Kerbe, des Risses und des Ligamentes

3.2.2.2 FEM-Analysen

Die FEM-Analysen umfassen die Abschnitte

- Rohr ohne Fehler
- Rohr mit Fehler.

Der Vergleich der gemäß Abschnitt 1 berechneten und der im Belastungsversuch (ohne Fehler) gemessenen Verformungen ermöglicht eine Prüfung des FE-Modells hinsichtlich der hinreichenden Berücksichtigung der Versuchsbedingungen und gegebenenfalls eine Optimierung des Modells. Bei befriedigender Übereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung ist rückwirkend eine Spannungsanalyse der Versuchseinrichtung und damit gegebenenfalls ihre Weiterentwicklung möglich.

Der Abschnitt 2 befaßt sich zunächst mit der Ermittlung des für den Reißwiderstand bei stabilem Reißwachstum maßgebenden Beanspruchungsparameters, das J-Integral, bei einem 120°-Außenumfangsriß für die Beanspruchungsarten Biegemomentenbelastung und Innendruck sowie zwei Reißiefen $a/t = 0,5$ und $0,6$. Ziel dieser Untersuchungen war, durch die Wahl einer ausreichenden Reißtiefe im Rahmen der Belastungsfähigkeit des Prüfstandes über einem größeren Längen- und Tiefenbereich stabiles Reißwachstum zu erhalten. Zur Prognose des zu erwartenden lokalen stabilen Reißwachstums und zur Analyse, welche Bedeutung das "erweiterte J-Konzept" (vgl. Abschnitt 3.2.1) dabei hat, wurde eine Spannungsanalyse mit feiner Reißfrontelementierung für $a/t = 0,5$ durchgeführt.

Für die Rechnungen wurde das FE-Programm ADINA [1] unter Verwendung eines linear-elastischen (Abschnitt 1) und eines elastisch-plastischen Materialmodells mit der von Mises-Fließbedingung und isotroper Verfestigung (Abschnitt 2) benutzt. Die Ermittlung des J-Integrals (Abschnitt 2) erfolgte mit dem nach der virtuellen Reißverlängerung arbeitenden Postprozessor JINFEM [2].

Rohr ohne Fehler

Die Rohrabmessungen sind aus Bild 3.2.2.1-1 zu ersehen; der Rohrdurchmesser beträgt 880 mm, die Rohrlänge zwischen den Auflagern 3740 mm und die Wandstärke 40 mm. Aus Symmetriegründen braucht das in Bild 3.2.2.2-1 dargestellte FE-Modell nur ein Viertel des Rohrprüfkörpers nachzubilden. Bei der aus 294 isoparametrischen 20-Knoten-Elementen und aus 2214 Knoten bestehenden Struktur wurden die Randbedingungen entsprechend der Versuchsanordnung (s. Bild 3.2.2.1-1) gewählt, d. h. die Lasteinleitungsstelle an der Deckelseite wurde frei verschiebbar ausgebildet, während das Lager in Nähe der Rohrmitte um eine senkrecht zur Rohrachse in der Mitte der Lageroberfläche liegende, in x-Richtung fixierte Achse drehbar und in der y-z-Ebene verschiebbar war. Der Ursprung des Koordinatensystems liegt in der Mitte der Rohrachse.

Als Materialkennwerte für die elastische FEM-Analyse

wurden der Elastizitätsmodul mit $E = 210\,000$ MPa und die Querkontraktionszahl mit $\nu = 0,3$ angenommen. Der Vergleich des unverformten und des elastisch verformten Modells für eine Gesamtlast von $F = 10$ MN in Bild 3.2.2.2-2 zeigt, daß unter Vierpunkt-Biegung eine starke Ovalisierung des Rohres stattfindet. Wie dazu in Bild 3.2.2.2-3 aus dem Verlauf der Verschiebungslinien (u_x) für die Ober- ($\Phi = 180^\circ$), die Unterkante ($\Phi = 0^\circ$) sowie die neutrale Faser ($\Phi = 90^\circ$) hervorgeht, ist die Ovalisierung in der Symmetrieebene am größten und am Deckelende null. Die Ovalisierung führt zu einer asymmetrischen Biegespannungsverteilung über dem Rohrquerschnitt, bei der nahe der Symmetrieebene ($y = 6,9$ mm) die Zugrandspannung nur das 0,5- und die Druckrandspannung das 1,5-fache des für das Rohr unter reiner Biegung sich ergebenden Wertes erreicht, Bild 3.2.2.2-4.

Mit einem vereinfachten FE-Modell, das nur 531 Knoten hat, Bild 3.2.2.2-5, wurde eine Aussteifung des Rohres unter den Lasteinleitungsstellen simuliert, indem beim 4. Elementring von der Symmetrieebene aus betrachtet, die Knoten so gekoppelt wurden, daß sie alle die gleiche x-Bewegung ausführen. Die Lasteinleitung erfolgt über die beiden oberen Elemente als Flächenlast mit einer 2/3- zu 1/3-Verteilung der Last. In der Auflagerebene wurden die Knoten in der neutralen Faser total fixiert und alle anderen Knoten in y-Richtung festgelegt. Durch diese Randbedingungen erfolgt eine Drehung der Deckelebene um die neutrale Faser, wie das die mit einer Last $F = 6,4$ MN verformte Struktur in Bild 3.2.2.2-6 zeigt. Bei diesem Modell wird eine Ovalisierung des Rohrquerschnitts vermieden, wie das aus den gut übereinstimmenden Biegelinien für die obere und untere Rohrkante in den Bildern 3.2.2.2-7 und 3.2.2.2-8 hervorgeht. Die Ergebnisse stimmen mit der analytischen Lösung aus der Balkentheorie unter Berücksichtigung der Schubverformungen des Kreisrohrquerschnitts [3] gut überein. Die Aussteifung des Rohres an den Krafteinleitungsstellen führt in Übereinstimmung mit der Theorie zu einem linearen Verlauf der Biegespannung über dem Rohrquerschnitt, Bild 3.2.2.2-9, zu einem linearen Anwachsen der Biegerandspannungen von den Auflagerebenen zu den Lasteinleitungsstellen sowie zu einem Bereich konstanter, maximaler Werte zwischen den Lasteinleitungsstellen, Bilder 3.2.2.2-10 und 3.2.2.2-11.

Rohr mit Fehler

Für die elastisch-plastischen FEM-Analysen zur Ermittlung der J-Integralverteilung entlang der Reißfront eines 120°-Außenumfangsrisse wurde das FE-Modell auf 400 mm Länge verkürzt, im Bereich des Risses vier Elementschichten über die Rohrwanddicke eingeführt und anstelle der Vierpunkt-Biegung eine reine Momentenbelastung durch eine lineare Biegespannungsverteilung über dem Rohrquerschnitt aufgebracht. Analysen erfolgten für die Reißiefen (a) 20 und 24 mm, also für a/t -Werte von 0,5 und 0,6 ($t =$ Wandstärke). Bild 3.2.2.2-12 zeigt dazu das FE-Modell für $a/t = 0,6$. Im Bereich großer Verzerrungen nahe der Reißfront erfolg-

ten geometrisch und vom Material her nichtlineare Analysen, im übrigen Modellbereich nur die Berücksichtigung des nichtlinearen Materialverhaltens. Die verwendeten Fließkurven für den Stahl StE 460 sind aus Bild 3.2.2.2-13 ersichtlich.

Die Darstellung des J-Integrals entlang der Rißfront für mehrere Belastungsstufen bei $a/t = 0,5$ in Bild 3.2.2.2-14 und $a/t = 0,6$ in Bild 3.2.2.2-15 zeigt den großen Einfluß der Rißtiefe auf die J-Verteilung entlang der Rißfront bei vergleichbarer äußerer Belastung. Eine Vergrößerung der Rißtiefe um 20 % führt zu einer Verdoppelung der J-Werte bei Biegerandspannungen bis etwa $0,5 R_{eL}$ und zu noch höheren Werten bei darüberliegenden Spannungen. Die J-Verteilung entlang der Rißfront entspricht der lokalen, über die Wandstärke t gemittelten Biegeennspannungsverteilung

$$\bar{\sigma}_b(\Phi) = \left(1 - \frac{t}{2r_a}\right) \sigma_b \cdot \cos\Phi \quad (1)$$

innerhalb einer Fehlergrenze von 5 %. Zum Vergleich mit Versuchsergebnissen ist in Bild 3.2.2.2-16 die Rißöffnung an der Rohroberfläche in Rißfrontmitte ($\Phi = 0^\circ$) in Abhängigkeit des aufgebrachtten Biegemoments für a/t -Werte von 0,5 und 0,6 dargestellt. Auch hier ist der große Einfluß der Rißtiefe auf die Rißöffnung bei gleicher äußerer Beanspruchung erkennbar.

Zur Analyse der Spannungen und Verformungen im unmittelbaren Rißspitzenbereich ($r < 2$ mm) wurde die FE-Struktur aus Bild 3.2.2.2-12 nahe der Rißfront verfeinert, Bild 3.2.2.2-17, Einzelheiten zeigt dazu Bild 3.2.2.2-18, u. a. die Rißspitzenelemente mit einer radialen Abmessung von 0,1 mm. Für die elastisch-plastische FEM-Analyse unter Berücksichtigung von Geometrieänderungen im Rißspitzenbereich wurde die Fließkurve für StE 460 nach Bild 3.1.1-1b mit den *Ramberg-Osgood*-Parametern $\alpha = 4,0$; $n = 6,0$ verwendet.

Der aus der HRR-Theorie [4, 5, 6] sich ergebende lineare Zusammenhang zwischen der Rißspitzenöffnung δ_t und dem J-Integral

$$\delta_t = d_n \cdot J/R_{eL} \quad (2)$$

führt für das Rohr unter reiner Biegebeanspruchung zu einer Geraden mit $d_n = 0.504$, auf der die Ergebnisse für alle Winkelpositionen Φ entlang der Rißfront und Belastungen von $\sigma_b = 100 \div 300$ MPa liegen, Bild 3.2.2.2-19. Wie der Vergleich mit den HRR-Feldlösungen zeigt, entspricht der in Rißfrontnähe auftretende Spannungszustand mehr dem EVZ als dem ESZ. Die Darstellung des Constraint-Faktors nach *Steenkamp* [7]

$$d_n^{-1} = \frac{J}{\delta t \cdot R_{eL}} \quad (3)$$

in Bild 3.2.2.2-20 zeigt dazu, daß d_n^{-1} für $\sigma_b > 200$ MPa einen Grenzwert von etwa 2 im Vergleich zum EVZ-Wert von 2,14 erreicht. d_n^{-1} ist dann sowohl von σ_b als auch von Φ im Bereich $\Phi < 45^\circ$ unabhängig.

Wie aus früheren Untersuchungen [8] bekannt ist, entstehen durch die Abrundung der Rißspitze als Folge plastischer Verformungen Maxima der Hauptspannungen im Ligament, wie das die Bilder 3.2.2.2-21 und 3.2.2.2-22 für die größte Hauptspannung σ_{yy} bei σ_b -Werten von 200 MPa und 275 MPa für den Rißfrontbereich von $\Phi = 0^\circ$ bis $\Phi = 58^\circ$ zeigen. Die Maxima treten für beide σ_b -Werte bei einem HRR-Parameterwert ($r \cdot R_{eL}/J$) von etwa 0,67 auf; das entspricht mit Gleichung 2 und $d_n \approx 0,5$ (vgl. Bild 3.2.2.2-19) einem Rißspitzenabstand von $r \approx 1,3 \delta_t$. Die Höhe der σ_{yy}/R_{eL} -Maxima wird ebenfalls kaum durch σ_b und Φ beeinflusst, $\sigma_{yy\max}/R_{eL}$ beträgt etwa 3,3. Mit wachsendem ($r \cdot R_{eL}/J$) nach dem σ_{yy} -Maximum ergeben sich bis etwa $\ln(r \cdot R_{eL}/J) \approx 3$ für die einzelnen Φ -Positionen näherungsweise Parallelen zu den HRR-Geraden, die in der Nähe der Geraden für den EVZ liegen. Die größte Annäherung an die EVZ-Gerade wird für große Φ -Werte erreicht, die Ergebnisse für $\Phi = 0^\circ$ haben den größten Abstand.

Die σ_{yy} -Verteilung entlang der Rißfront hat bei kleinen σ_b -Werten ($\sigma_b \approx 100$ MPa) die bis zu einer plastischen Zone von etwa 0,2 mm im Ligament führen, ein breites Maximum in Rißfrontmitte, Bild 3.2.2.2-23. Bis $\Phi = 45^\circ$ ist der Gradient für kleine r -Werte geringer als für größere, während für $\Phi > 45^\circ$ der Gradient für kleines r größer wird als für großes r . Die Entstehung von Hauptspannungsmaxima im Ligament bei größerem σ_b hat zur Folge, daß in Rißfrontnähe für kleines r kleinere σ_{yy} -Werte auftreten als für größeres r , wie das in Bild 3.2.2.2-24 für $\sigma_b = 200$ MPa erkennbar ist. Außerdem fällt im Vergleich zu Bild 3.2.2.2-23 auf, daß sich der σ_{yy} -Wertebereich nahe der Rißfrontmitte für den gleichen Ligamentabschnitt ($r < 1,8$ mm) in Richtung auf den kaum angestiegenen Maximalwert konzentriert hat, weil bei größerem r σ_{yy} mit zunehmendem σ_b noch bis zum durch das lokale Constraint bedingten Höchstwert ansteigen kann. Mit weiter wachsendem σ_b wandert das in Bild 3.2.2.2-24 für $r = 0,022$ mm bei $\Phi \approx 45^\circ$ erkennbare Maximum weiter in Richtung größerer Φ -Werte, bis sich dann ein etwa konstanter σ_{yy} -Wert entlang der Rißfront einstellt, wie das Bild 3.2.2.2-25 bei $\sigma_b = 275$ MPa für $r = 0,022$ mm zeigt.

Der Verlauf des Mehrachsigenquotienten σ_h/σ_v entlang der Rißfront nahe der Rißspitze hat ausgeprägtere Maxima als der für σ_{yy}/R_{eL} , wie aus dem Vergleich der Bilder 3.2.2.2-26 und 3.2.2.2-24 für $\sigma_b = 200$ MPa hervorgeht. Aus der Gegenüberstellung des Verlaufs der normierten *von Mises* Vergleichsspannung σ_v/R_{eL} entlang der Rißfront in Bild 3.2.2.2-27 mit σ_h/σ_v in Bild 3.2.2.2-26 ist erkennbar, daß die σ_h/σ_v -Maxima dort an der Rißfront entstehen, wo σ_v die Streckgrenze R_{eL} gerade geringfügig überschritten hat. Der starke Abfall von σ_h/σ_v vom Maximum in Richtung auf die Rißfrontmitte

ist zum einen darauf zurückzuführen, daß σ_v zur Rißfrontmitte hin zunimmt und zum anderen zeigt die Darstellung von σ_h/R_{eL} entlang der Rißfront in Bild 3.2.2.2-28, daß die mittlere Hauptspannung σ_h vom Maximum aus zur Rißfrontmitte stärker abnimmt als die erste Hauptspannung σ_{yy} . Die beschriebenen Beobachtungen werden durch die Ergebnisse für $\sigma_b = 275$ MPa in den Bildern 3.2.2.2-29 bis 3.2.2.2-31 bestätigt und ergänzt. Der mit wachsendem σ_b stärker werdende Rückgang von σ_h/R_{eL} vom Maximum in Richtung auf die Rißfrontmitte, wie das die Bilder 3.2.2.2-28 und 3.2.2.2-31 zeigen, weist auf eine Verminderung der Verformungsbehinderung im Ligament mit wachsender Beanspruchung in der plastischen Zone hin, wie sie in den Bildern 3.2.2.2-27 und 3.2.2.2-30 durch $\sigma_v > R_{eL}$ entlang der Rißfront ausgewiesen werden. Bild 3.2.2.2-32 zeigt dazu die mit zunehmendem σ_b , insbesondere im Bereich von $\Phi = \pm 30^\circ$, stark wachsende Ligamenteinschnürung $(W-a)/(W_0-a_0)$. Aus Bild 3.2.2.2-33 mit $(W-a)/(W_0-a_0)$ in Abhängigkeit vom J-Integral geht hervor, daß die Ligamenteinschnürung entlang der Rißfront J-kontrolliert erfolgt. Der Maximalwert von σ_h/σ_v wird für $\sigma_b > 200$ MPa kaum noch durch σ_b und Φ beeinflusst, Bild 3.2.2.2-34. Der Höchstwert von $(\sigma_h/\sigma_v)_{\max}$ beträgt etwa 2,6. Die FEM-Ergebnisse liegen etwas näher an der HRR-Lösung für den EVZ ($\sigma_h/\sigma_v = 3,80$) als an der für den ESZ ($\sigma_h/\sigma_v = 0,61$). $(\sigma_h/\sigma_v)_{\max}$ charakterisiert als Maß für die maximale lokal im Ligament auftretende Mehrachsigkeit des Spannungszustandes auch gleichzeitig die Verformungsbehinderung. Der deshalb naheliegende Vergleich von $(\sigma_h/\sigma_v)_{\max} = f(\Phi, \sigma_b)$ in Bild 3.2.2.2-34 mit dem Constraint-Faktor $d_n^{-1} = f(\Phi, \sigma_b)$ in Bild 3.2.2.2-20 ergibt die gleichen qualitativen Aussagen aus den FEM-Ergebnissen. Der Abstand der FEM-Ergebnisse zu den HRR-Lösungen ist jedoch in beiden Bildern unterschiedlich. Die Darstellung von σ_h/R_{eL} in Abhängigkeit des HRR-Feldparameters $(r \cdot R_{eL}/J)$ für Φ von 0° bis 45° und σ_b von 200 MPa bis 300 MPa sowie der HRR-Lösungen [4, 5, 6] für σ_h mit

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = R_{eL} \cdot \left[\frac{E \cdot J}{\alpha \cdot I(n) \cdot R_{eL}^2 \cdot r} \right]^{\frac{1}{(n+1)}} \cdot \bar{\sigma}_{ij}(\theta, n) \quad (4)$$

für den EVZ und ESZ doppeltlogarithmisch in Bild 3.2.2.2-35 zeigt, daß das Maximum von σ_h jeweils beim gleichen Wert $(r \cdot R_{eL}/J)$ von etwa 0,8 auftritt; das entspricht nach Gleichung 2 und mit $d_n \approx 0,5$ einem Rißspitzenabstand von $r \approx 1,6 \delta_t$, der etwas größer ist als für die Maxima von σ_{yy} mit $r \approx 1,3 \delta_t$ (vgl. Bilder 3.2.2.2-21 und 3.2.2.2-22). Im Bereich nach den Maxima nimmt σ_h mit zunehmenden r/J in Richtung auf die HRR-Gerade für den ESZ ab.

Aus Bild 3.2.2.2-36 geht hervor, daß bei $\sigma_b = 300$ MPa in einem Bereich von etwa $\Phi = \pm 20^\circ$ bereits eine Durchplastizierung des Ligamentquerschnitts stattgefunden hat. Wie in dem Ausschnitt in Bild 3.2.2.2-37 gut zu erkennen ist, erfolgt die Ausbreitung der plastischen Zone nicht im Ligament, sondern in einem Winkel zum Liga-

ment, so daß symmetrisch zum Ligament ein "elastischer Keil" verbleibt. Die Ausbreitung der plastischen Zone ist also mit dem Fließvorgang in einer auf Zug beanspruchten Innenriß(CCT)-Probe vergleichbar.

Zur Analyse des Einflusses des Betriebsdrucks auf das Verhalten der Rohrkomponente im Vergleich zur bisher aufgetragenen Biegebeanspruchung wurde das Rohrmodell in Bild 3.2.2.2-17 mit 15 MPa Innendruck belastet. Aus Bild 3.2.2.2-38 geht die J-Verteilung entlang der Rißfront mit einem Maximalwert von $J_{\max} = 5,5$ N/mm hervor. Das Maximum ist aufgrund der konstanten Axialspannung entlang der Rißfront sehr breit. Bis $\Phi = 45^\circ$ erfolgt nur ein Abfall von etwa 1 N/mm. Zum Vergleich ist auch die J-Verteilung für eine Biegebeanspruchung von $\sigma_b = 100$ MPa eingezeichnet. Das sich hier einstellende J-Maximum von 10,5 N/mm führt zu einem größeren Gradienten von J entlang der Rißfront. An der Stelle gleicher Nennbeanspruchungen in der Rohrwand von etwa 70 MPa bei $\Phi = 43^\circ$ schneiden sich die beiden J-Verteilungskurven. Aus dem bei 15 MPa Innendruck sich einstellenden J_{\max} -Wert von etwa 5 N/mm geht hervor, daß diese Innendruckbelastung im Vergleich zur Biegebeanspruchung keine Bedeutung für die Initiierung von stabilem Rißwachstum hat, wenn J_i -Werte im Bereich um 100 N/mm erwartet werden. Das Ergebnis stimmt mit dem von Untersuchungen an vergleichbaren Rohren [9] überein, daß eine Innendruckbeanspruchung mit 15 MPa nur geringe Bedeutung für die Lage der Leck-vor-Bruchkurve im Traglastdiagramm: Versagens-Biegemoment in Abhängigkeit von Rißlänge und -tiefe, hat.

Der Innendruck von 15 MPa führt nur zu einer sehr kleinen plastischen Zone unmittelbar an der Rißspitze, wie das aus der Verteilung der auf R_{eL} normierten Vergleichsspannung σ_v entlang der Rißfront hervorgeht, Bild 3.2.2.2-39. Deshalb ist beim σ_{yy}/R_{eL} -Verlauf im Ligament selbst in Rißfrontmitte ($\Phi = 0^\circ$) noch kein Maximum sichtbar, wie das Bild 3.2.2.2-40 in der ln-ln-Darstellung von σ_{yy}/R_{eL} über $(r \cdot R_{eL}/J)$ zeigt. Außerdem ist erkennbar, daß für alle $\sigma_{yy}(r, \Phi, J)$ in einem Bereich $\ln(r \cdot R_{eL}/J)$ größer 3 näherungsweise K-Dominanz besteht. Die Bild 3.2.2.2-40 entsprechende Auftragung der σ_{yy}/R_{eL} -Werte aus der Biegebeanspruchung mit $\sigma_b = 100$ MPa in Bild 3.2.2.2-41 führt zum gleichen Ergebnis wie in Bild 3.2.2.2-40.

Entsprechend der J-Verteilung bei Innendruckbelastung (vgl. Bild 3.2.2.2-38) ändert sich σ_h/R_{eL} entlang der Rißfront im Φ -Bereich $0^\circ - 45^\circ$ nur wenig. Der bei Biegebeanspruchung sich einstellende Maximalwert von etwa 2,6 (vgl. Bild 3.2.2.2-31) wird bei 15 MPa Innendruck noch nicht erreicht.

Literatur zu 3.2.2.2:

- 1 BATHE, K. J.: ADINA, A Finite Element Program for Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis. Watertown (USA): ADINA Eng. Inc., 1984. Report AE 84-1

- 2 MATZKOWS, J.; BODDENBERG, R.; KAISER, F.: Programm JINFEM, Postprozessor für das Programm ADINA. Berlin: IWis GmbH, 1985. Report Hb-18-030
- 3 SZABO, I.: *Einführung in die Technische Mechanik*. 7. Aufl. Berlin/Heidelberg/New York: Springer, 1966. S. 114 ff., S. 129 ff. u. S. 133 ff.
- 4 HUTCHINSON, J. W.: Singular Behaviour at the End of a Tensile Crack in Hardening Material. *J. Mech. Phys. Solids* 16 (1968), S. 13 - 31
- 5 HUTCHINSON, J. W.: Plastic Stress Strain Fields at the Crack Tip. *J. Mech. Phys. Solids* 16 (1968), S. 337 - 347
- 6 RICE, J. R.; ROSENGREN, G. F.: Plane Strain Deformation near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material. *J. Mech. Phys. Solids* 16 (1968), S. 1 - 12
- 7 STEENKAMP, P. A. J. M.: *Investigation into the Validity of J-Based Methods for the Prediction of Ductile Tearing and Fracture*. Delft (Niederlande): Technische Hochschule, 1986. Dissertation
- 8 Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von Forschungsergebnissen auf dem Gebiet der Komponentensicherheit. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 1987. Forschungsbericht 137
- 9 STOPPLER, W.; SCHIEDERMAIER, J.; HIPPELEIN, K.; STURM, D.; SHEN, S.: Bruchverhalten von Rohren unter Innendruck mit gleichzeitig wirkendem äußeren Biegemoment. In: *Berichtsband 13. MPA-Seminar*. Bd. 2. Stuttgart: MPA, 1987, Vortrag 29

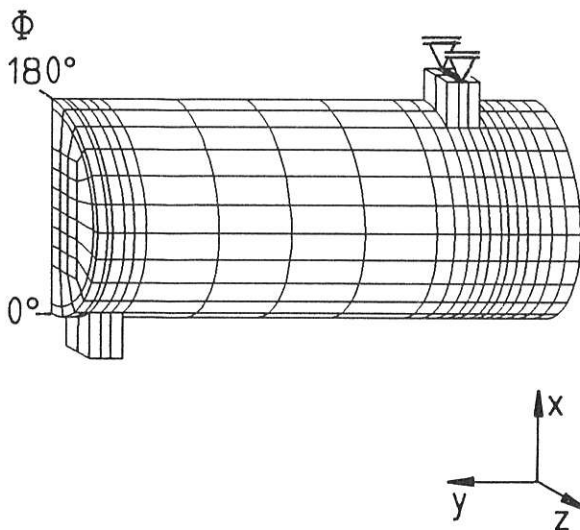


Bild 3.2.2.2-1:

FE-Modell Rohr ohne Fehler,
294 Elemente, 2214 Knoten

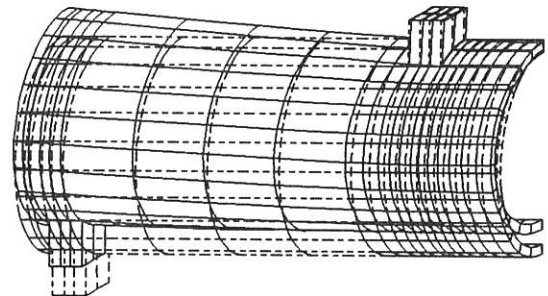


Bild 3.2.2.2-2:

Vergleich verformte und
unverformte Rohrstruktur,
Belastung $F=10\text{ MN}$, Ver-
schlebungsfaktor 100

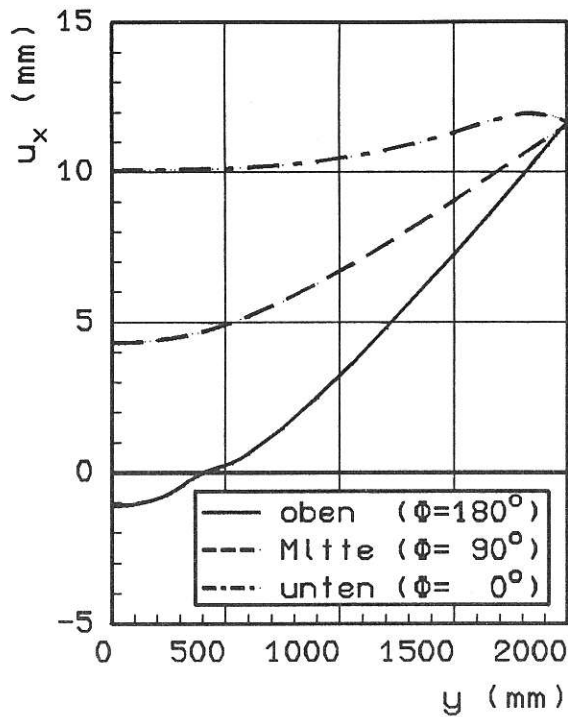


Bild 3.2.2.2-3:

Biegelinien (u_x) entlang der Rohrachse, oben, Mitte, unten, Belastung $F=10$ MN

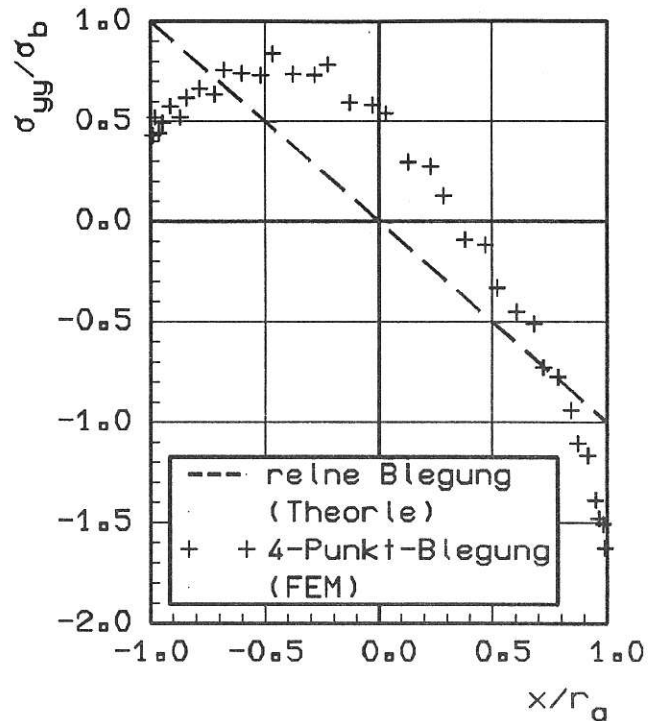


Bild 3.2.2.2-4:

Blegespannungsverteilung σ_{yy} normiert auf die Blegerandspannung σ_b über Rohrquerschnitt, Einfluß der Ovalisierung, $\sigma_b=460$ MPa

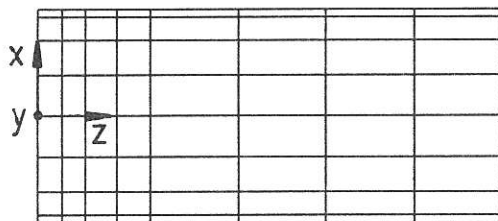


Bild 3.2.2.2-5:

FE-Modell Rohr ohne Fehler, Rohrausstellung an den Last-einleitungsstellen, 531 Knoten

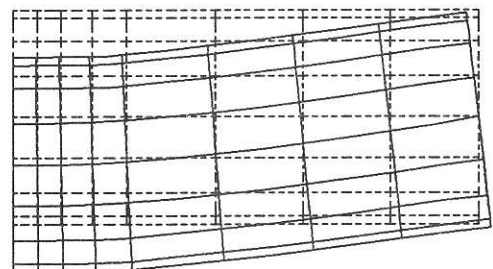


Bild 3.2.2.2-6:

Vergleich verformte und unverformte Rohrstruktur, Belastung $F=6.4$ MN, Verschiebungsfaktor 200

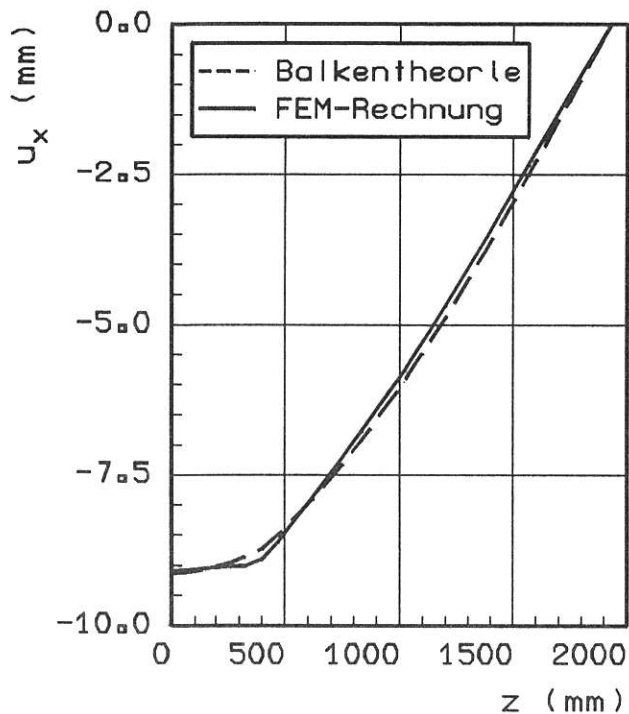


Bild 3.2.2.2-7:

Biegelinie (u_x) entlang der Rohrachse, mit Ausstufung, unter 4-Punkt-Biegung, obere Kante, Belastung $F=6.4$ MN

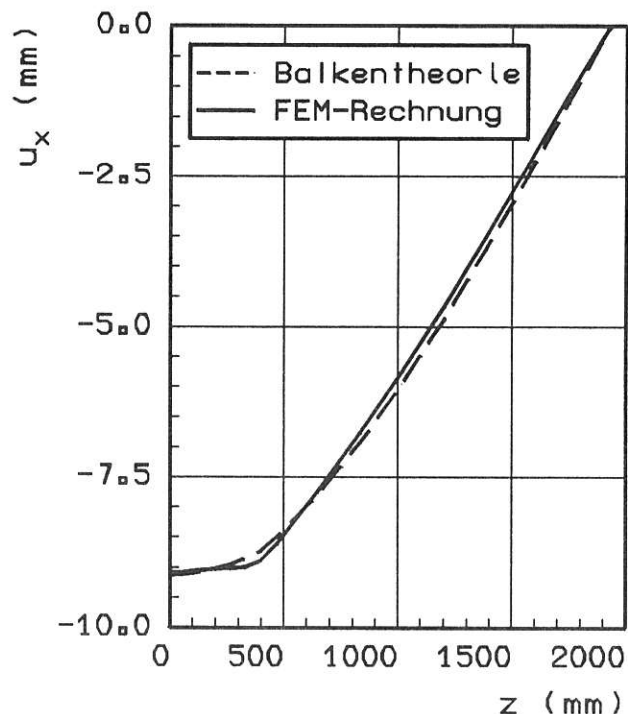


Bild 3.2.2.2-8:

Biegelinie (u_x) entlang der Rohrachse, mit Ausstufung, unter 4-Punkt-Biegung, untere Kante, Belastung $F=6.4$ MN

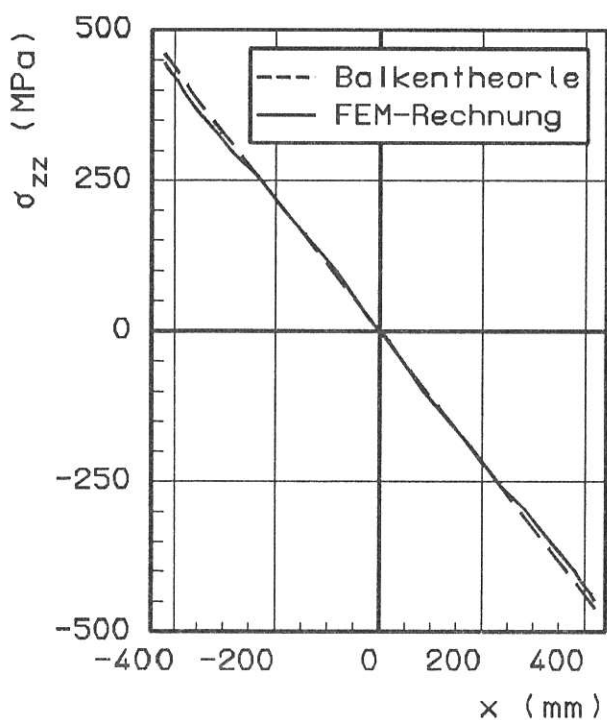


Bild 3.2.2.2-9:

Biegespannungsverteilung σ_{zz} über Rohrquerschnitt, mit Ausstufung, unter 4-Punkt-Biegung, Belastung $F=6.4$ MN

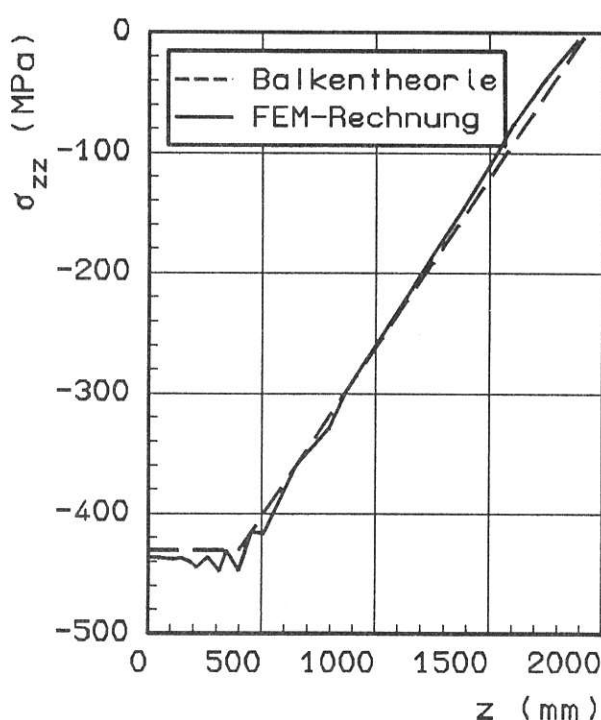


Bild 3.2.2.2-10:

Biegespannungsverteilung σ_{zz} längs der Rohrachse, mit Ausstufung, unter 4-Punkt-Biegung, obere Kante, Belastung $F=6.4$ MN

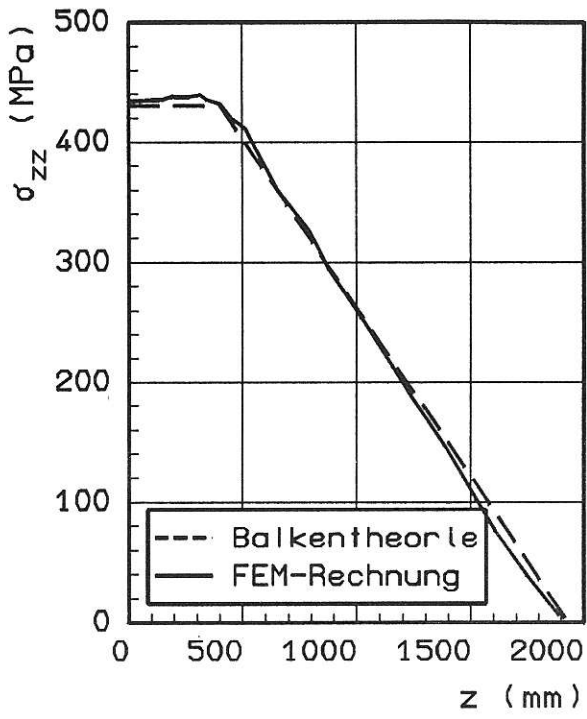


Bild 3.2.2.2-11:

Biegespannungsverteilung σ_{zz} längs der Rohrachse, mit Ausstufung, unter 4-Punkt-Biegung, untere Kante, Belastung $F=6.4$ MN

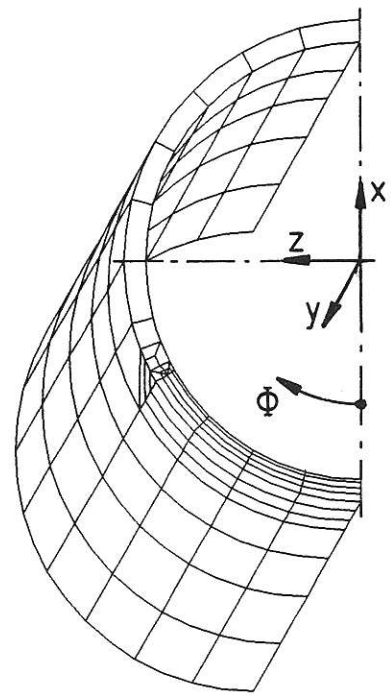


Bild 3.2.2.2-12:

FE-Modell Rohr mit 120° -Außen-umfangsriß, $a/t=0.6$, grobes Netz

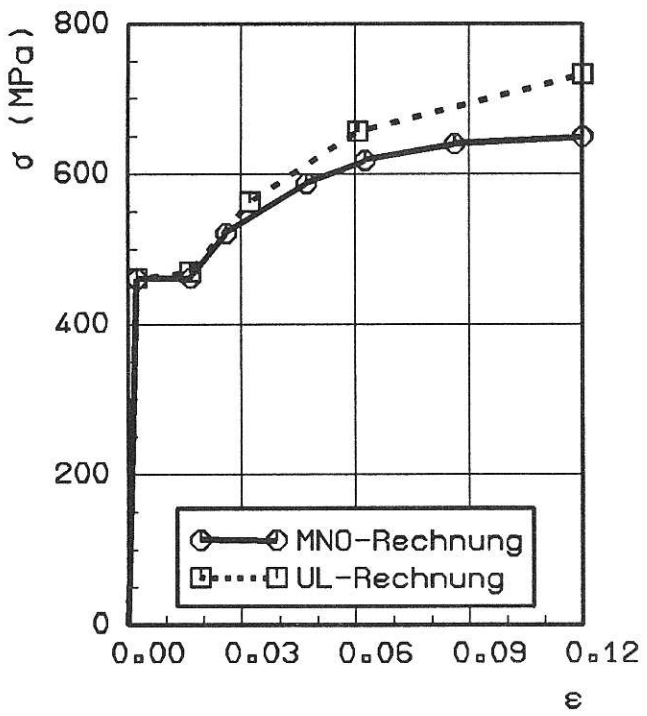


Bild 3.2.2.2-13:

Spannung-Dehnung-Kurven StE 460 (3), $R_{eL}=460$ MPa, $\epsilon_{pÜ}=1.47$

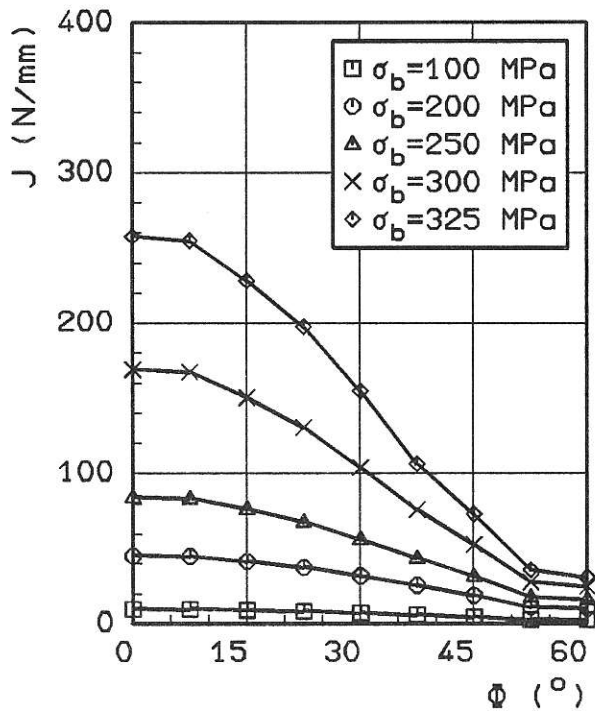


Bild 3.2.2.2-14:

Rohr mit 120° -Außenumfangsriß, $a/t=0.5$, J-Integral entlang der Rißfront

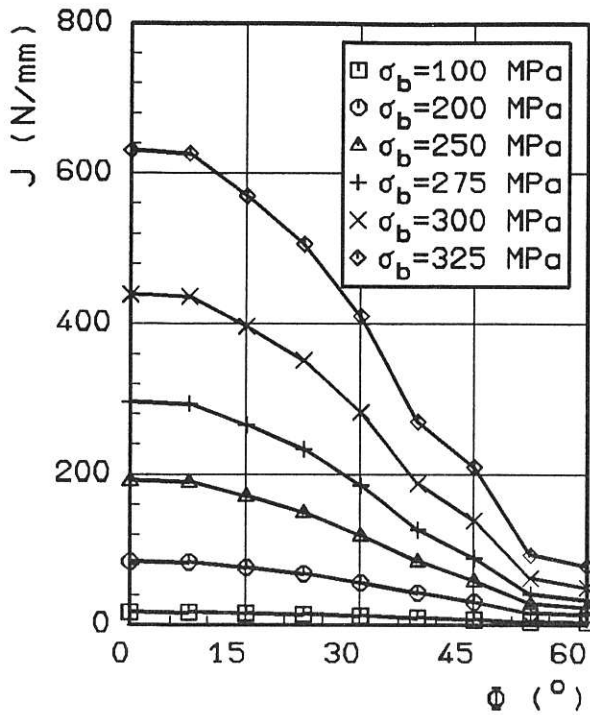


Bild 3.2.2.2-15:

Rohr mit 120°-Außenumfangsriss, $a/t=0.6$, J-Integral entlang der Rißfront

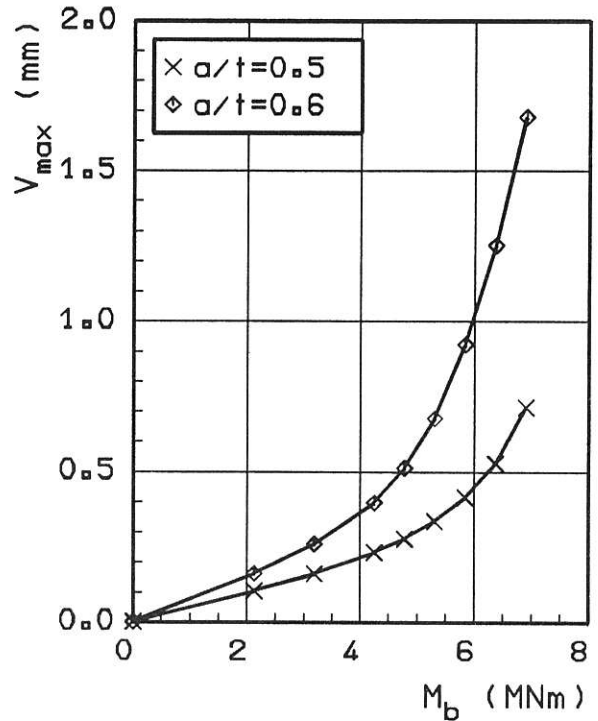


Bild 3.2.2.2-16:

Rohr mit 120°-Außenumfangsriss, Rißöffnung V_{max} an der Oberfläche in Rißfrontmitte in Abhängigkeit des Biegemomentes M_b für a/t -Werte von 0.5 und 0.6

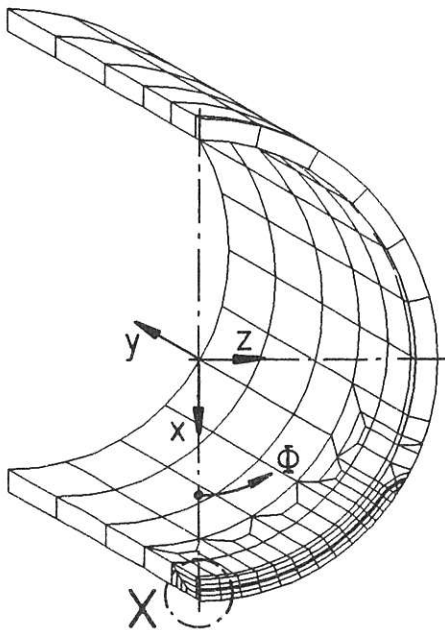


Bild 3.2.2.2-17:

FE-Modell Rohr mit 120°-Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, feines Netz

Einzelheit X

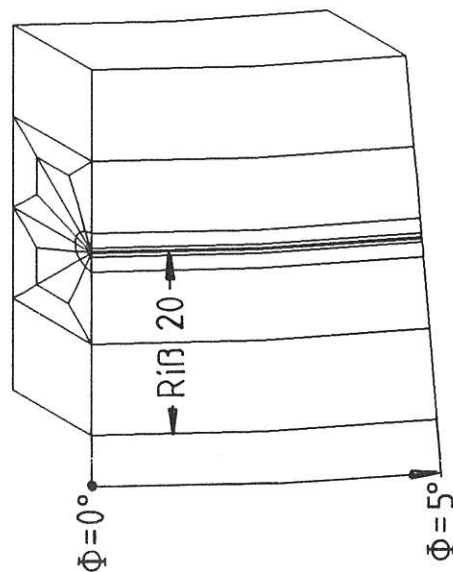


Bild 3.2.2.2-18:

FE-Modell Rohr mit 120°-Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, feines Netz, Ausschnitt

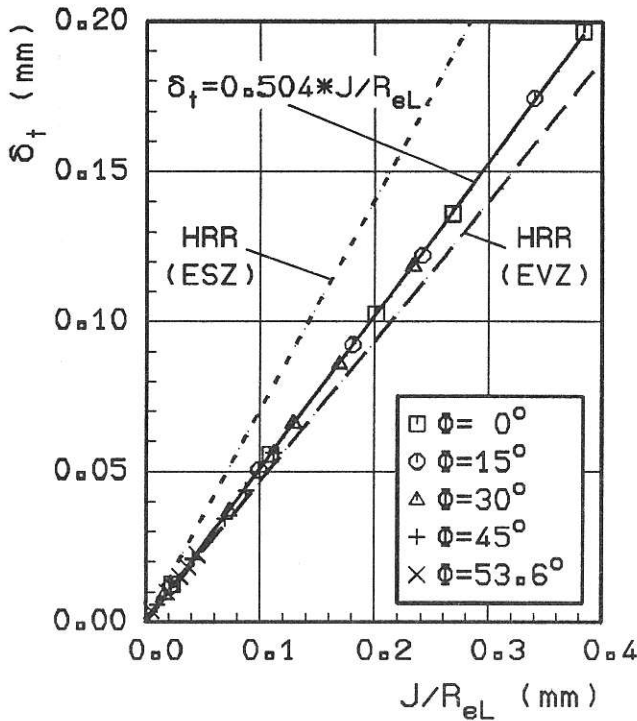


Bild 3.2.2.2-19:

Rohr mit 120°-Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, Rissplänenöffnung δ_f in Abhängigkeit des J-Integrals, $\sigma_b=100-300$ MPa, Vergleich FEM und HRR ($n=6, \alpha=4$)

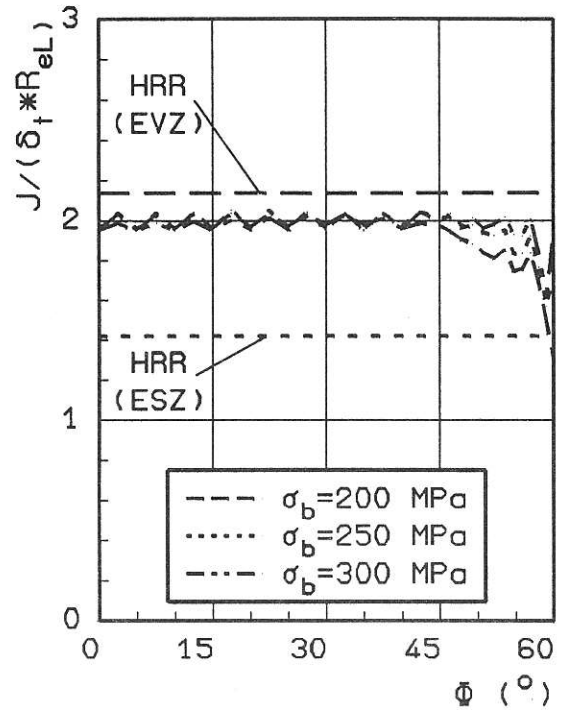


Bild 3.2.2.2-20:

Rohr mit 120°-Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, Zusammenhang zwischen dem J-Integral und der Rissplänenöffnung δ_f nach Gl. (2), $\sigma_b=200-300$ MPa

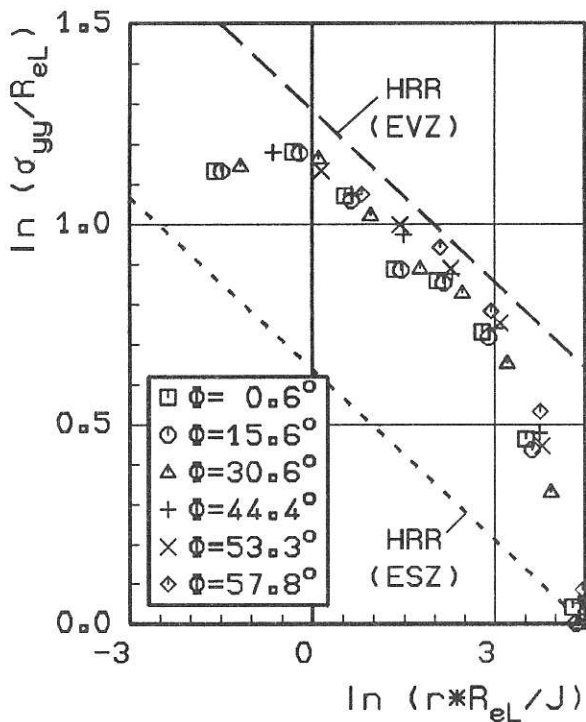


Bild 3.2.2.2-21:

Rohr mit 120°-Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, normierte Rissöffnungs-
spannung σ_{yy}/R_{eL} über dem HRR -
Parameter $(r \cdot R_{eL}/J)$, $\sigma_b=200$ MPa

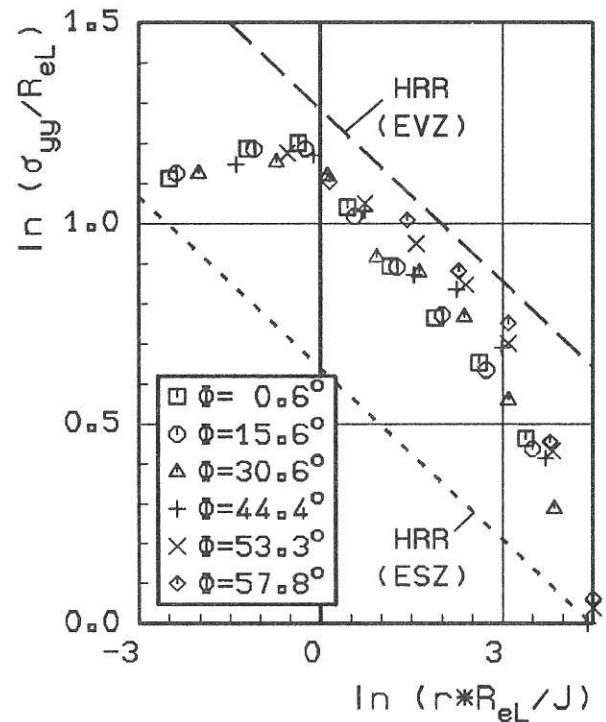


Bild 3.2.2.2-22:

Rohr mit 120°-Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, normierte Rissöffnungs-
spannung σ_{yy}/R_{eL} über dem HRR -
Parameter $(r \cdot R_{eL}/J)$, $\sigma_b=275$ MPa

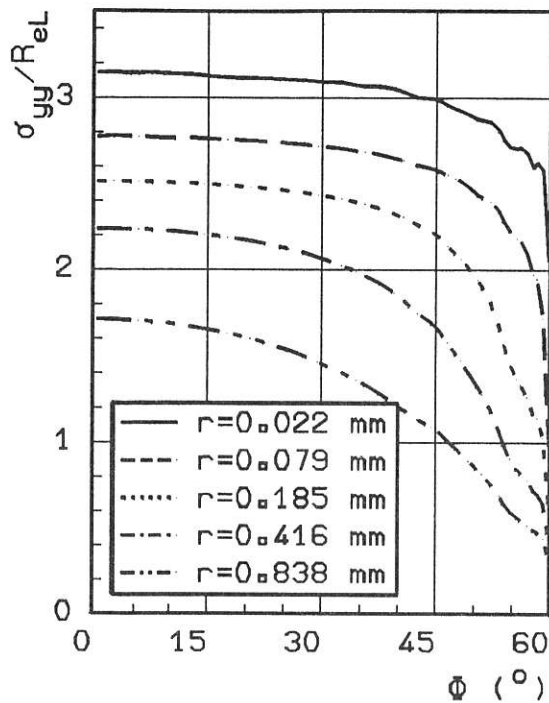


Bild 3.2.2.2-23:

Rohr mit 120° -Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, normierte Rißöffnungs-
spannung σ_{yy}/R_{eL} entlang der
Rißfront, $\sigma_b=100$ MPa

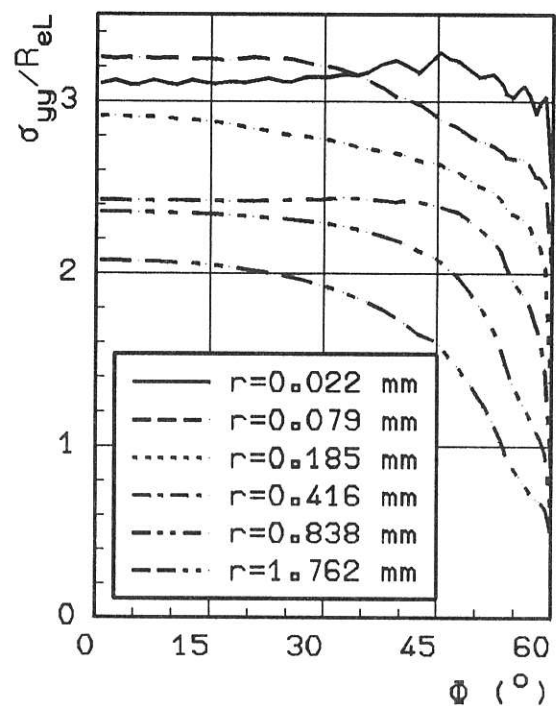


Bild 3.2.2.2-24:

Rohr mit 120° -Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, normierte Rißöffnungs-
spannung σ_{yy}/R_{eL} entlang der
Rißfront, $\sigma_b=200$ MPa

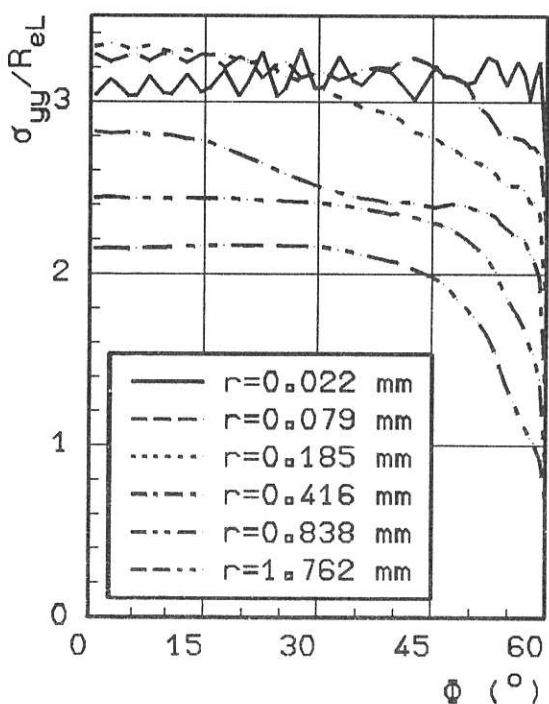


Bild 3.2.2.2-25:

Rohr mit 120° -Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, normierte Rißöffnungs-
spannung σ_{yy}/R_{eL} entlang der
Rißfront, $\sigma_b=275$ MPa

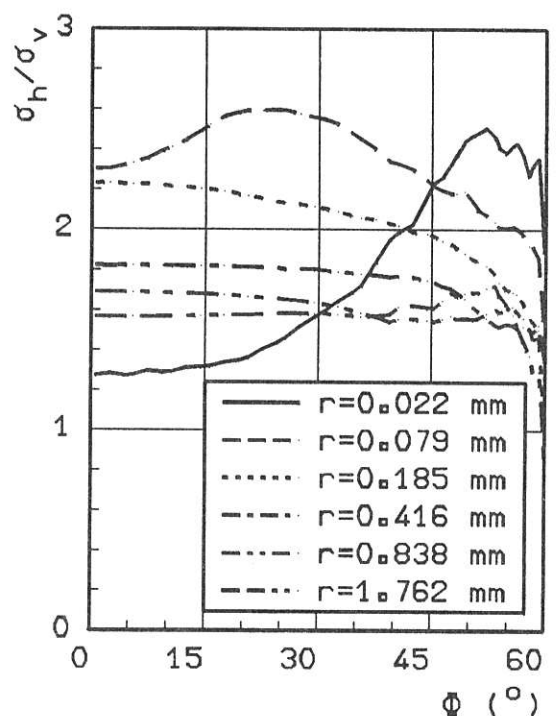


Bild 3.2.2.2-26:

Rohr mit 120° -Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, normierte mittlere
Hauptspannung σ_h/σ_v entlang der
Rißfront, $\sigma_b=200$ MPa

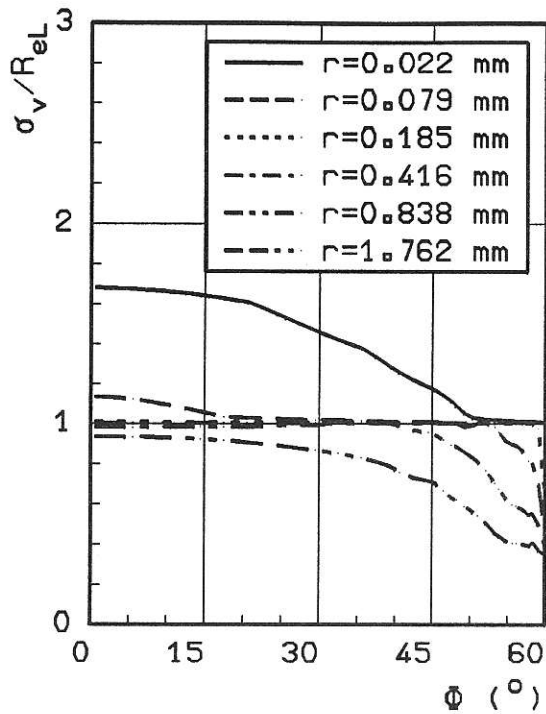


Bild 3.2.2.2-27:

Rohr mit 120° -Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, normierte Vergleichsspannung σ_v/R_{eL} entlang der Rißfront, $\sigma_b=200$ MPa

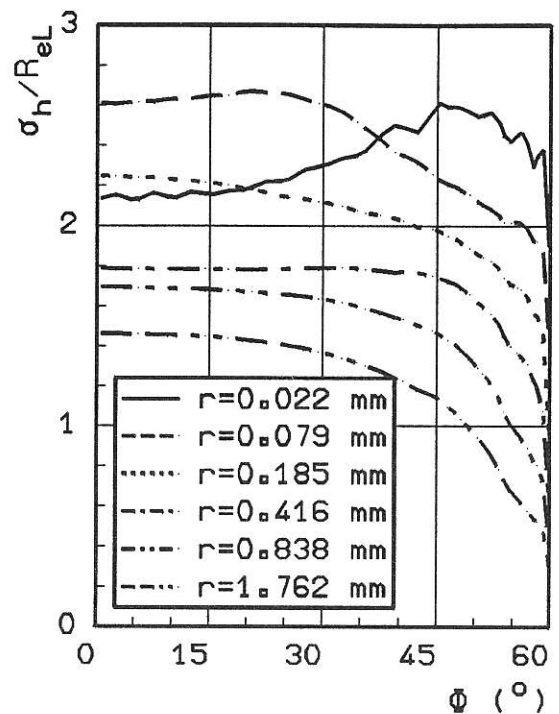


Bild 3.2.2.2-28:

Rohr mit 120° -Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, normierte mittlere Hauptspannung σ_h/R_{eL} entlang der Rißfront, $\sigma_b=200$ MPa

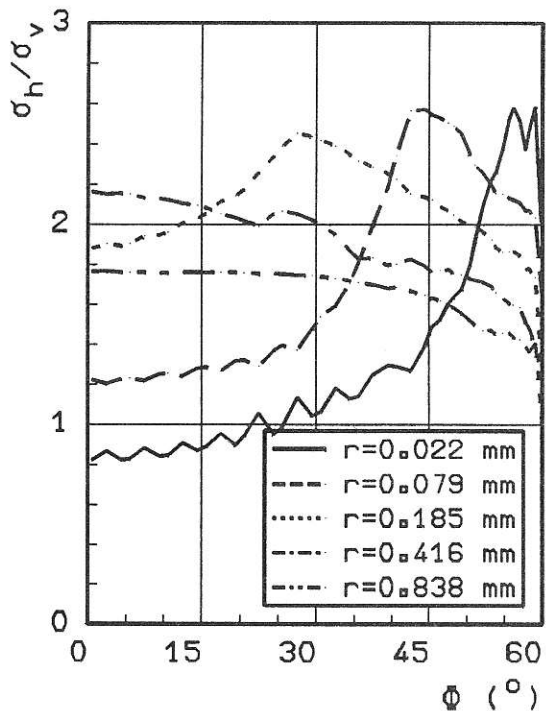


Bild 3.2.2.2-29:

Rohr mit 120° -Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, normierte mittlere Hauptspannung σ_h/σ_v entlang der Rißfront, $\sigma_b=275$ MPa

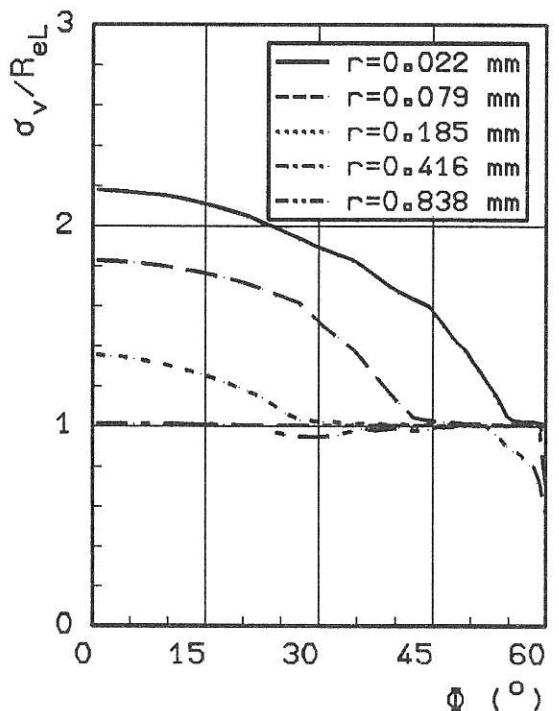


Bild 3.2.2.2-30:

Rohr mit 120° -Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, normierte Vergleichsspannung σ_v/R_{eL} entlang der Rißfront, $\sigma_b=275$ MPa

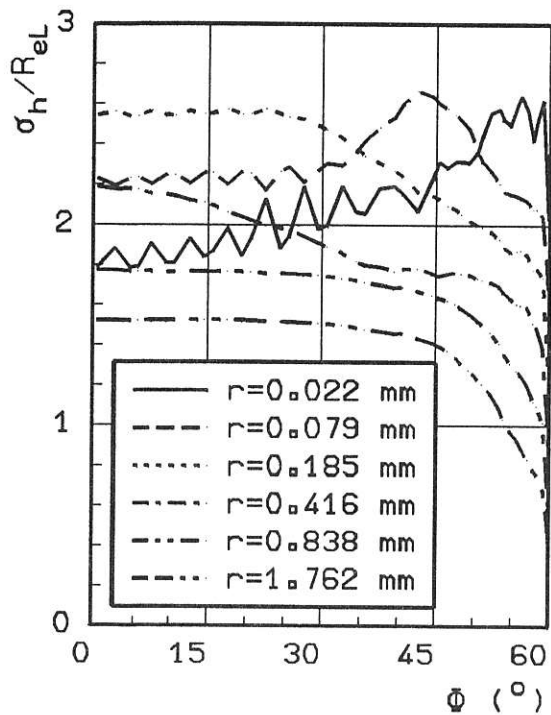


Bild 3.2.2.2-31:

Rohr mit 120°-Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, normierte mittlere Hauptspannung σ_h/R_{eL} entlang der Rißfront, $\sigma_b=275$ MPa

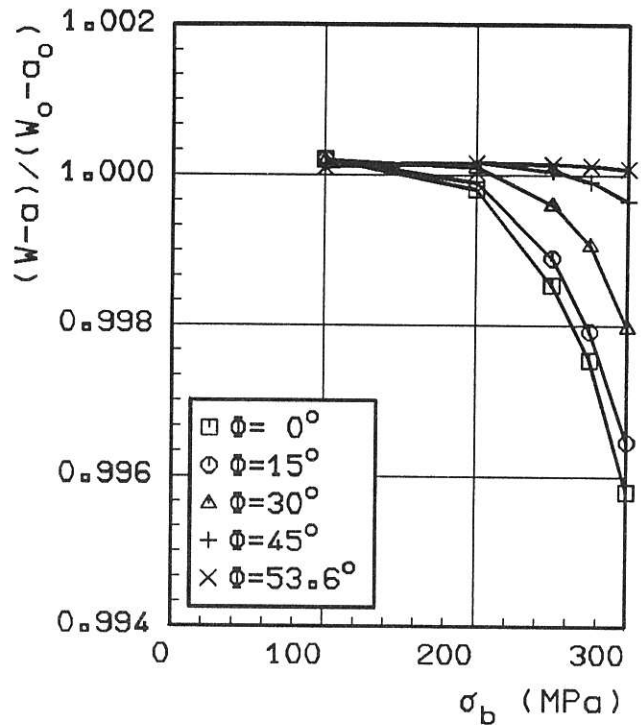


Bild 3.2.2.2-32:

Rohr mit 120°-Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, normierte Ligamentein-schnürung $(W-a)/(W_0-a_0)$ in Ab-hängigkeit der Biege-randspan-nung σ_b

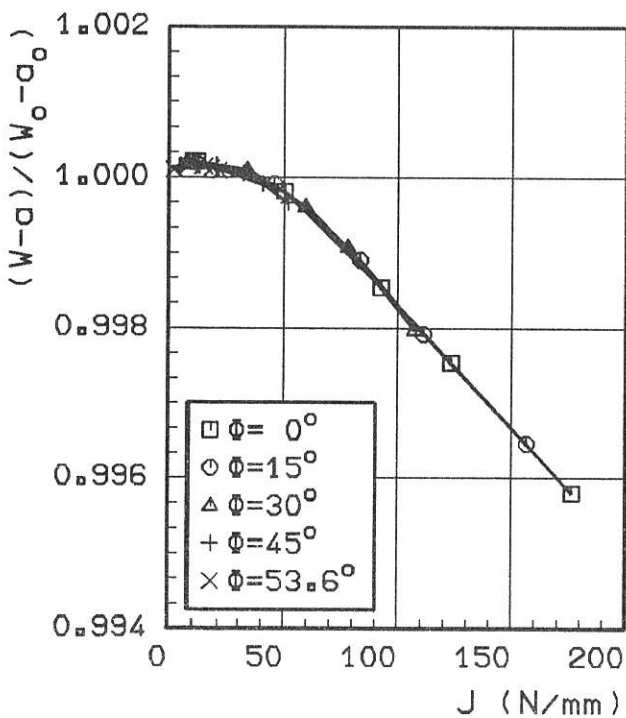


Bild 3.2.2.2-33:

Rohr mit 120°-Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, normierte Ligamentein-schnürung $(W-a)/(W_0-a_0)$ in Ab-hängigkeit des J-Integrals

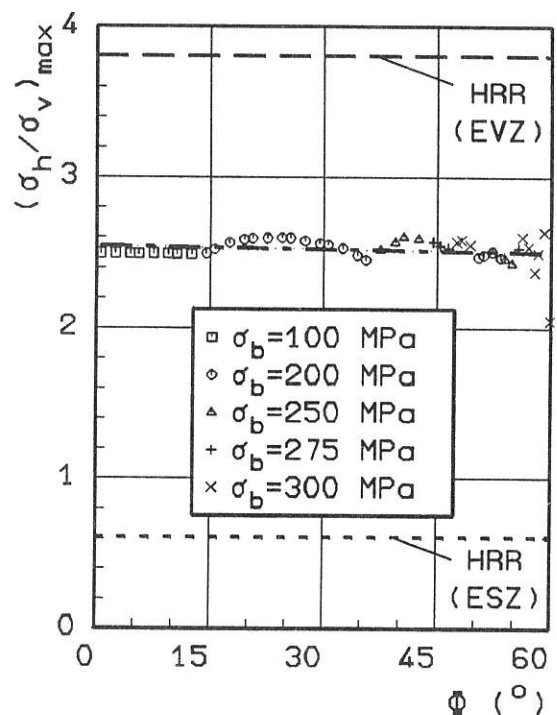


Bild 3.2.2.2-34:

Rohr mit 120°-Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, normierte maximale mitt-lere Hauptspannung $(\sigma_h/\sigma_v)_{max}$ ent-lang der Rißfront, $\sigma_b=100-300$ MPa

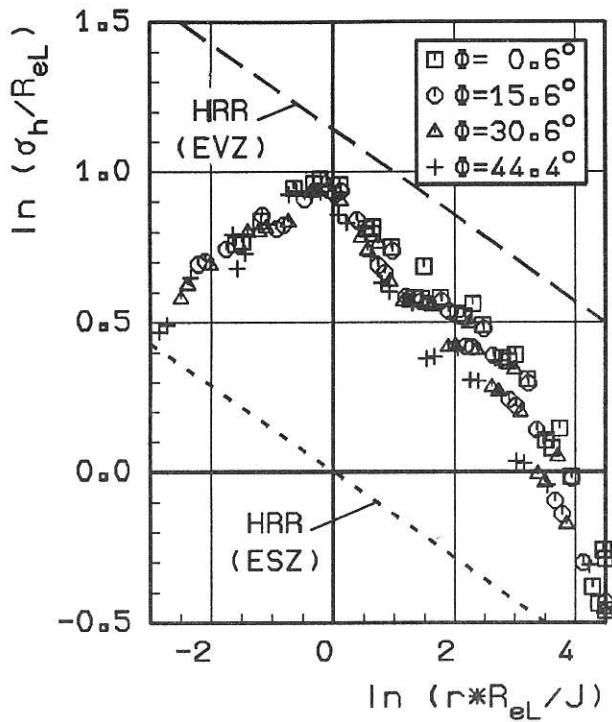


Bild 3.2.2.2-35:

Rohr mit 120° -Außenumfangsriß, $a/t=0.5$, normierte mittlere Hauptspannung σ_h/R_{eL} in Abhängigkeit des HRR-Parameters ($r \cdot R_{eL}/J$), $\sigma_b=200-300$ MPa

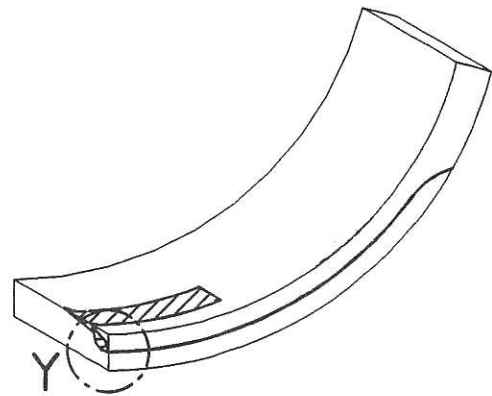


Bild 3.2.2.2-36:

Rohr mit 120° -Außenumfangsriß, $a/t=0.5$, Verlauf der plastischen Zone ($\sigma_v \geq R_{eL}$) bei $\sigma_b=300$ MPa

Einzelheit Y

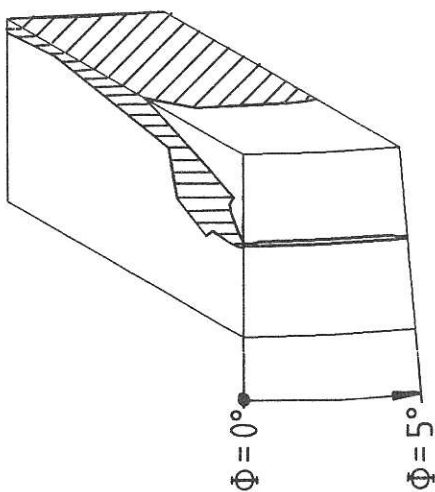


Bild 3.2.2.2-37:

Rohr mit 120° -Außenumfangsriß, $a/t=0.5$, Ausschnitt aus dem Verlauf der plastischen Zone ($\sigma_v \geq R_{eL}$) bei $\sigma_b=300$ MPa

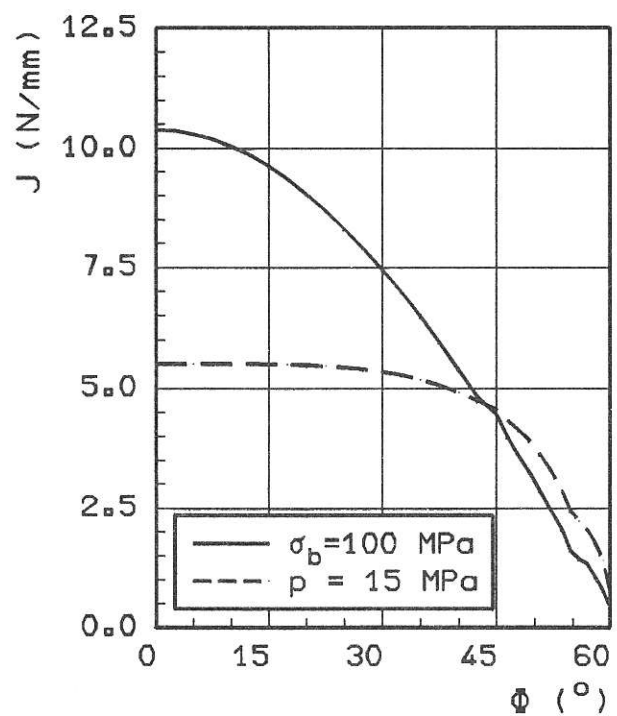


Bild 3.2.2.2-38:

Rohr mit 120° -Außenumfangsriß, $a/t=0.5$, J-Verteilung entlang der Rißfront für eine Biege- und eine Innendruckbeanspruchung

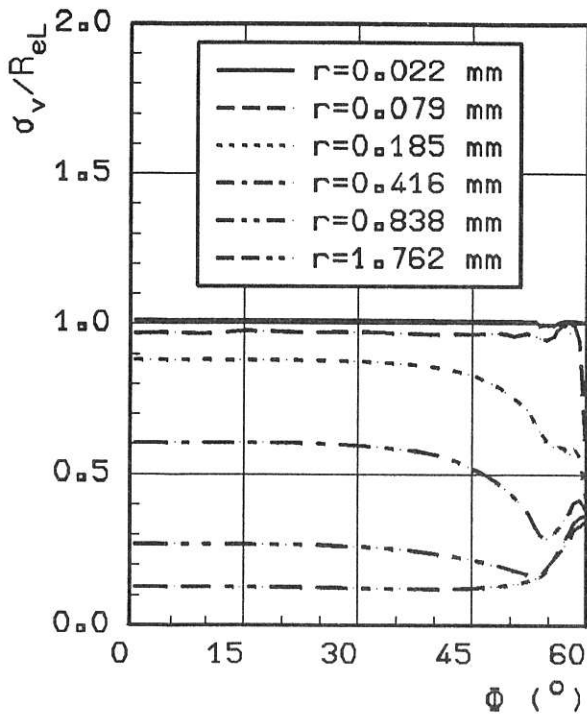


Bild 3.2.2.2-39:

Rohr mit 120°-Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, normierte Vergleichsspannung σ_v/R_{eL} entlang der Rißfront, $p=15$ MPa

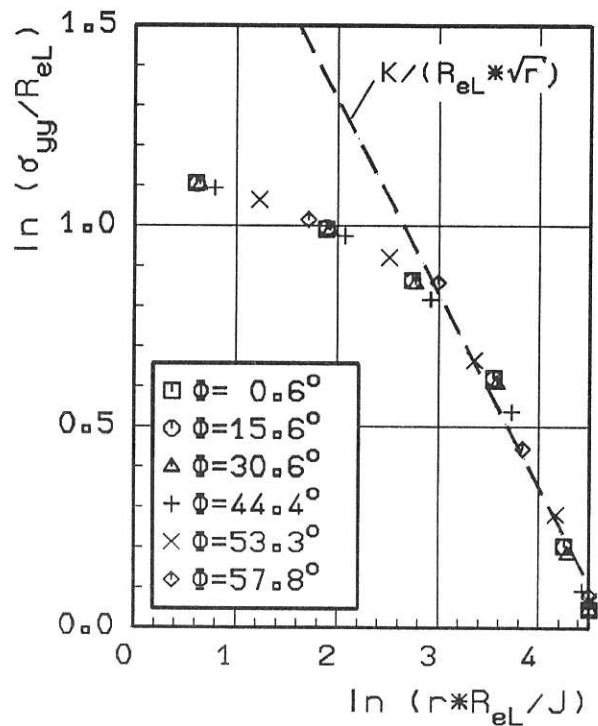


Bild 3.2.2.2-40:

Rohr mit 120°-Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, normierte Rißöffnungs-
spannung σ_{yy}/R_{eL} über dem Para-
meter $(r*R_{eL}/J)$, $p=15$ MPa

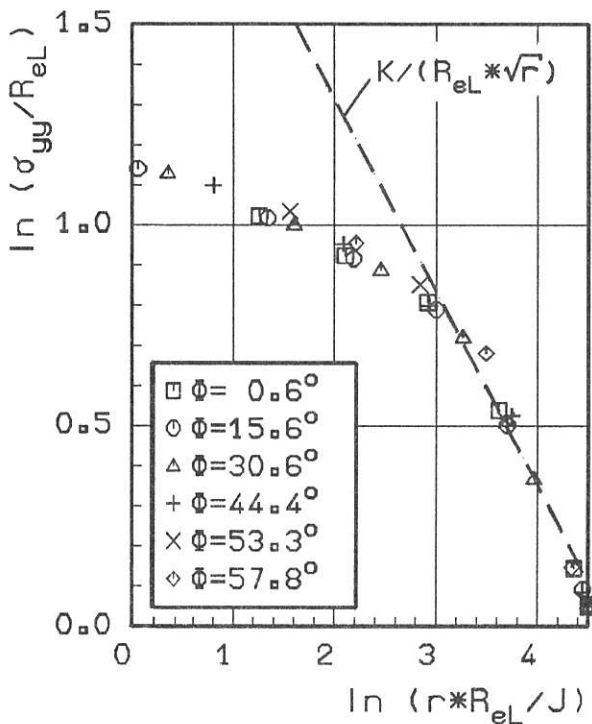


Bild 3.2.2.2-41:

Rohr mit 120°-Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, normierte Rißöffnungs-
spannung σ_{yy}/R_{eL} über dem Para-
meter $(r*R_{eL}/J)$, $\sigma_b=100$ MPa

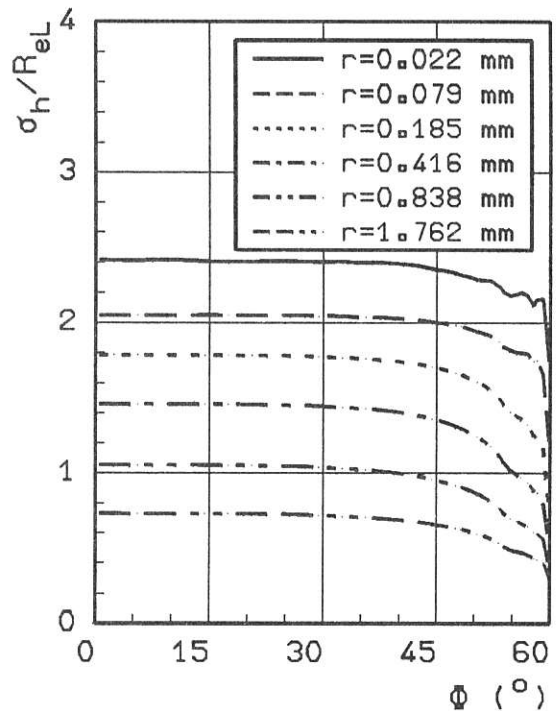


Bild 3.2.2.2-42:

Rohr mit 120°-Außenumfangsriss, $a/t=0.5$, normierte mittlere
Hauptspannung σ_h/R_{eL} entlang der
Rißfront, $p=15$ MPa

3.2.2.3 Analyse der experimentellen Ergebnisse mit Hilfe der FEM

Die Überprüfung der Leistungsfähigkeit der FE-Modelle zur Darstellung der im Versuch meßbaren Beanspruchungs- und Verformungsgrößen wird mit dem Vergleich der Ergebnisse aus der elastischen FEM-Analyse für das Modell ohne Fehler unter Vierpunkt-Biegung nach Bild 3.2.2.2-1, aus einem Belastungsversuch des Rohres ohne Fehler im elastischen Bereich sowie dem Versuch am Rohr mit Umfangskerb (vgl. Bild 3.2.2.1-1) zur Erzielung stabilen Reißwachstums begonnen. Aus Bild 3.2.2.3-1 geht hervor, daß die maximale Durchbiegung $u_{x,max}$ in der Rohrmitte im elastischen Bereich, d. h. bis zu $M_b \approx 6$ MNm, aus den Versuchen und der FE-Rechnung gut übereinstimmen. Für die unter Vierpunkt-Biegung am Rohr auftretende Ovalisierung, in vertikaler Richtung dargestellt in Bild 3.2.2.3-2 und in horizontaler Richtung in Bild 3.2.2.3-3, ist die Übereinstimmung zwischen Rechnung und Versuch nicht befriedigend. Die FEM-Ergebnisse weisen auf eine zu hohe Rohrsteifigkeit im Vergleich zum Versuch hin. Die Ursache liegt wahrscheinlich bei der starren Koppelung der "Lasteinleitungsbrücken" mit dem Rohrkörper, die zu einer starken lokalen Erhöhung des Rohrwand-Widerstandsmomentes führt, während im Versuch Rohr und "Brücken" gegeneinander verschiebbar sind. Die Ergebnisse für die Druckverzerrung ϵ_{yy} (-) über M_b in Bild 3.2.2.3-4 bestätigen die zu hohe Steifigkeit des FE-Modells gegenüber dem Versuchsrohr. Auf der Zugbeanspruchungsseite (Rohrunterkante), Bild 3.2.2.3-5, stimmen die Dehnungen aus Versuch und Rechnung gut überein. Dafür gibt es vor allem zwei Ursachen:

1. Die Versteifungen der Rohrwand durch die Krafteinleitungsbrücken im FE-Modell wirken sich an der Rohrunterkante erheblich weniger aus als an der Rohroberseite.
2. Wie Bild 3.2.2.2-4 zeigt, ist die Biegespannung auf der Zugbeanspruchungsseite am Rand nur etwa ein Drittel so groß wie auf der Druckbeanspruchungshälfte.

Aus den Bildern 3.2.2.3-2 bis 3.2.2.3-4 ergibt sich damit zusammenfassend, daß eine Verbesserung des FE-Modells die Verwendung von "Kontaktelementen" zwischen Rohr und Krafteinleitungsbrücken erfordert, damit Relativbewegungen zwischen dem Rohr und den "Brücken" wie im Versuch erfolgen können.

Die Ergebnisse des Vierpunkt-Biegeversuches am Rohr mit Umfangskerb über $\Phi = 120^\circ$, $a/t = 0,6$ und einem Kerbradius von 0,25 mm werden der FEM-Analyse des FE-Modells in Bild 3.2.2.2-12 mit gleichen Fehlerabmessungen, jedoch mit Reißfront, unter reiner Biegemomentenbelastung gegenübergestellt. Wie aus Bild 3.2.2.2-4 hervorgeht, beträgt beim Rohr unter Vierpunkt-Biegebeanspruchung die Biegerandspannung auf der Druckbeanspruchungsseite (Oberkante des Rohres) mehr als das 1,5fache der Biegerandspannung bei reiner Biegebeanspruchung. Damit kann die etwa um 50 % höhere elastische Druckverformung ϵ_{yy} (-) aus der

Messung im Versuch gegenüber den Werten am FE-Modell, wie das Bild 3.2.2.3-6 zeigt, erklärt werden. Daraus folgend treten plastische Verformungen am Versuchsrohr bereits bei etwa zwei Drittel des Biegemoments für Randfaserfließen im FE-Modell (reine Biegung) auf, wie aus Bild 3.2.2.3-6 ablesbar ist. Die Darstellung der Reiß- bzw. Kerböffnung V in Abhängigkeit des Biegemoments M_b in Bild 3.2.2.3-7 ergibt für fünf Positionen am Kerb des Versuchsrohres, $\Phi = 0^\circ, \pm 15^\circ, \pm 35^\circ$ (vgl. Bild 3.2.2.1-1), eine Schar sehr dicht zusammenliegender Kurven, während beim FE-Modell die Kurven $V(M_b, \Phi)$ mit wachsendem Φ flacher verlaufen, wobei $V(M_b)$ für $\Phi = 45^\circ$ dicht neben der Kurvenschar für das Versuchsrohr verläuft. Die Kurven $V(M_b, \Phi)$ aus Bild 3.2.2.3-7 können über die Biegeennspannungs-Verteilungen für Vierpunkt-Biegung und reine Biegung einander zugeordnet werden. Beim FE-Modell (reine Biegung) führt der lineare Abfall der lokalen Nennspannung von der Rohrunterkante (Zugspannungsseite) mit dem Höchstwert σ_b auf Null in der Rohrmitte, Bild 3.2.2.2-4, zum Abnehmen von $V(M_b, \Phi)$ mit wachsendem Φ . Beim Versuchsrohr (Vierpunkt-Biegung) ändert sich die lokale Biegeennspannung nach Bild 3.2.2.2-4 von der Rohrunterkante zur Mitte nur zwischen etwa $0,45 \sigma_b$ und $0,85 \sigma_b$, mit einem Mittelwert von etwa $0,65 \sigma_b$. Das erklärt das dichte Zusammenliegen der Kurven $V(M_b, \Phi)$ im Versuch für $\Phi = -35$ bis $+35^\circ$ und, warum $V(M_b, \Phi)$ für $\Phi = 45^\circ$ für das FE-Modell dicht neben den Versuchskurven verläuft, da die Nennspannung für reine Biegung nach Gleichung 1 in Abschnitt 3.2.2.2 für $\Phi = 45^\circ$, $\bar{\sigma}_b(\Phi) = 0,67 \sigma_b$, beträgt. Ergänzend zu Bild 3.2.2.3-7 zeigt Bild 3.2.2.3-8 $V(M_b, \Phi)$ für das Versuchsrohr und Bild 3.2.2.3-9 für das FE-Modell im Bereich $\Phi = \pm 35^\circ$ bzw. $\pm 37,5^\circ$. Während beim Versuchsrohr V bis $M_b \approx 7$ MNm kaum von Φ abhängt, tritt beim FE-Modell für $M_b > 4$ MNm bereits ein Gradient bei $V(\Phi)$ entlang des Risses auf.

Die FEM-Rechnungen für verschiedene Rohrmodelle und die Rohrversuche wurden nicht mit dem Ziel durchgeführt, in diesem Stadium der Untersuchungen bereits eine quantitative Bruchmechanikanalyse zum stabilen Reißwachstum an Rohren mit Außenumfangsfehlern vorzunehmen. Die FEM-Analysen an Rohrmodellen mit und ohne Reiß dienten vor allem der Versuchsplanung und Weiterentwicklung des Rohrprüfstandes sowie der Ermittlung von Beanspruchungsparametern und Spannungszuständen für auch im Experiment zu untersuchende Reißgeometrien. Der erste Rohrversuch mit einem kerbartigen Teilumfangsfehler sollte die Brauchbarkeit der Versuchstechnologie und gegebenenfalls Schwachstellen der Versuchseinrichtung zeigen. Um dennoch eine qualitative Zuordnung des beim Rohrversuch mit Kerbfehler beobachteten Reißwiderstandsverhaltens zum Spektrum des im Abschnitt 3.1.2.1 ermittelten Reißwiderstandes für verschiedene Probengeometrien zu ermöglichen, wird eine Abschätzung der J-Verteilung entlang des Kerbgrundes in Abhängigkeit der Belastung im Versuch über die FEM-Ergebnisse für das Rohrmodell mit Reiß unter reiner Biegung nach Bild 3.2.2.2-12 und für das Modell ohne Fehler unter

Vierpunkt-Biegung nach Bild 3.2.2.2-4 nachfolgend vorgenommen.

Ist das J-Integral wegunabhängig, wie das auch für eine ISO-V-Probe, Kerbradius = 0,25 mm, nachgewiesen wurde [1], dann ist bei zweidimensionalen Problemen sein Wert gleich der Änderung der Arbeit der äußeren Kräfte pro Rißflächenänderung. Dieser Zusammenhang wird benutzt, um bei Proben globale J-Werte aus der Fläche A unter Last-Riß- bzw. Kerböffnung-Kurve zu bestimmen [2, 3]. Allgemein gilt:

$$J = \eta \cdot A(\sigma, V) \quad (1)$$

wobei

$$A = \int_0^V \sigma(V) d\tilde{V} \quad (2a)$$

oder

$$A = \frac{1}{B(W-a)} \int_0^V F(V) d\tilde{V} \quad (2b)$$

Die Konstante η hängt bei Proben von der Geometrie, der Belastungsart, Zug oder Biegung, und vom Werkstoff über den Verfestigungsexponenten n ab [4].

Für das FE-Rohrmodell unter reiner Biegung ist entsprechend Gleichung 2a

$$A_{FE}(\sigma_b, V) = \int_0^V \bar{\sigma}_b(\Phi) d\tilde{V} \quad (3)$$

und mit $\bar{\sigma}_b(\Phi)$ nach Gleichung 1 im Abschnitt 3.2.2.2 sowie

$$\sigma_b = \frac{M_b}{W_b} \quad (4)$$

$$A_{FE}(\sigma_b, V) = \frac{\left[1 - \frac{t}{2r_a}\right]}{W_b} \cos \Phi \cdot \int_0^V M_{b,FE}(V) d\tilde{V} \quad (5)$$

wobei

$$A_{FE}(M_b, V) = \int_0^V M_{b,FE}(V) d\tilde{V} \quad (6)$$

die Fläche unter der Biegemomenten-Rißöffnung-Kurve ist.

Die Darstellung von $J_{FE}(\Phi, M_b)$ nach Bild 3.2.2.2-15, über $A_{FE}(\sigma_b, V)$ nach Gleichung 5 in Bild 3.2.2.3-10 zeigt, daß mit guter Näherung

$$J_{FE}(\sigma_b, \Phi) = \eta \cdot A_{FE}(\sigma_b, V, \Phi) \quad (7)$$

mit

$$\eta \neq f(\Phi) = 1,77 \quad (8)$$

gilt.

Aus dem Vergleich von Gleichung 1 mit Gleichung 7 geht hervor, daß auch beim teildurchgehenden Umfangsriß im Rohr unter Biegemomentenbelastung das lokale J-Integral aus der lokalen Last-Rißöffnung-Kurve ermittelt werden kann und der Proportionalitätsfaktor η zwischen dem lokalen J-Integral und der lokalen Formänderungsarbeit von der Position an der Rißfront unabhängig ist. $\eta = 1,77$ liegt zwischen den Werten von zugbeanspruchten Proben mit $\eta \approx 1$ und biegebeanspruchten Proben mit $\eta = 2 \div 2,4$ [1 bis 5].

Für die Ermittlung der Formänderungsarbeit beim Rohrversuch, $A_{exp}(\sigma_b, V)$ wird entsprechend der Spannungsverteilung im Rohr unter Vierpunktbiegung nach Bild 3.2.2.2-4 ein von Φ unabhängiger Mittelwert von

$$\bar{\sigma}_b = 0,65 \cdot \sigma_b \quad (9)$$

genommen. Mit Gleichung 4 in Gleichung 9 ergibt sich nach Gleichung 2a

$$A_{exp}(\sigma_b, V) = \frac{0,65}{W_b} \int_0^V M_{b,exp}(V) d\tilde{V}, \quad (10)$$

wobei entsprechend Gleichung 6

$$A_{exp}(M_b, V) = \int_0^V M_{b,exp}(V) d\tilde{V} \quad (11)$$

ist.

Da das Versuchsrohr und das FE-Modell die gleichen globalen Abmessungen, gleiche Fehlergeometrien und gleiche Werkstoffeigenschaften haben, kann der Beanspruchungsparameter im Versuch, $J_{(A)}$, in Analogie zu Gleichung 7 mit η und $A_{exp}(\sigma_b, V)$ nach Gleichung 10 berechnet werden,

$$J_{(A)} = \eta \cdot \frac{0,65}{W_b} \cdot \int_0^V M_{b,exp}(V) d\tilde{V}. \quad (12)$$

Wie Bild 3.2.2.3-11 zeigt, hängt $A_{exp}(M_b, V)$ nach Gleichung 11 kaum von der Position Φ entlang des Kerbgrundes ab. Damit folgt mit Gleichung 8 aus Gleichung 12, daß $J_{(A)}$ im Gegensatz zu J_{FE} (vgl. Bild 3.2.2.2-15) in guter Näherung von Φ unabhängig ist. Damit wird durch die gemessenen Rißöffnung-Biegemoment-Kurven die Anwendbarkeit des Näherungsansatzes für $\bar{\sigma}_b$ in Gleichung 9 bestätigt.

Zur Frage, wie sich J_{FE} und $J_{(A)}$ in Abhängigkeit der Flächen unter den Ribffnung-Momenten-Kurven entlang der Kerb- bzw. Ribffnung verhalten, ergibt sich aus Gleichung 5, 6 und 7 sowie aus 10, 11 und 12

$$\frac{J_{(A)}}{J_{FE}} = \frac{A_{exp}(\sigma_b, V)}{A_{FE}(\sigma_b, V)} = \frac{0,65 \cdot A_{exp}(M_b, V)}{\left[1 - \frac{t}{2r_a}\right] \cos \Phi A_{FE}(M_b, V)} \quad (13)$$

Mit $t = 40$ mm, $r_a = 440$ mm ist

$$\frac{J_{(A)}}{J_{FE}} = \frac{0,68}{\cos \Phi} \frac{A_{exp}(M_b, V)}{A_{FE}(M_b, V)} \quad (14)$$

Für $J_A = J_{FE}$ und damit $A_{exp} = A_{FE}$, wird aus Gleichung 14

$$\begin{aligned} \cos \Phi &= 0,68 \\ \text{oder} \quad \Phi &= 47^\circ \end{aligned} \quad (15)$$

Das Ergebnis aus Gleichung 15 zeigt in Übereinstimmung mit dem Verlauf der Kurve $A_{FE} = f(\Phi)$ für $\Phi = 45^\circ$ in Bild 3.2.2.3-11, daß $J_{(A)} = J_{FE}$ für gleiches M_b nur bei $\Phi \approx 47^\circ$ erreicht wird. Da $J_{(A)} \neq f(\Phi)$ ist, kann aus dem Verlauf von $J_{FE} = f(M_b, \Phi)$ in Bild 3.2.2.2-15 direkt der Unterschied zwischen $J_{(A)}$ und J_{FE} abgelesen werden, wie das in Bild 3.2.2.3-12 dargestellt ist. Danach beträgt J_{FE} in der Nähe der Ribffrontmitte, insbesondere bei groerem M_b , ein Vielfaches von $J_{(A)}$. Ergänzend dazu kann der Φ -Wert, wo $J_{(A)} = J_{FE}$ zu erwarten ist, auch direkt aus Bild 3.2.2.2-4 aus den Spannungsverteilungen für reine und Vierpunkt-Biegung abgelesen werden. $A_{FE}(\sigma_b, V)$ und $A_{exp}(\sigma_b, V)$ sind dort gleich, wo die lokalen Biegeennennspannungen gleich sind. Nach Bild 3.2.2.2-4 trifft das bei $x/r_a = \cos \Phi \approx 0,7$ zu, also bei $\Phi \approx 46^\circ$. Aus der J-Verteilung für reine Biegung (J_{FE}) und für Vierpunkt-Biegung ($J_{(A)}$) (mit Ovalisierung) in Bild 3.2.2.3-12 geht hervor, daß das zur Initiierung von stabilem Ribwachstum aufzubringende Biegemoment unter Vierpunkt-Biegung deutlich groer sein muß als unter reiner Biegung. Wird von einem J_i -Wert von etwa 200 N/mm ausgegangen, so zeigt Bild 3.2.2.3-12 dazu, daß für Initiierung bei Vierpunkt-Biegung mit Ovalisierung $M_{b(A)}$ etwa 6,9 MNm und bei reiner Biegung $M_{b,FE}$ nur etwa 5,3 MNm betragen muß. Damit ist für die Fortführung der Untersuchungen die Frage zu klären, ob durch eine Aussteifung der Versuchsrohre unter den Lasteinleitungsstellen entsprechend dem FE-Modell in Bild 3.2.2.2-5 auch im Versuch die ungünstigere Beanspruchungssituation, wie sie beispielsweise am Anschluß eines Rohres an den Flansch eines Reaktordruckgefäßes entstehen kann, simuliert werden sollte.

Für die Abschätzung des Ribwiderstandsverhaltens beim Rohr mit einem 120° -Umfangskerb sind aus dem Versuch die über die Potentialsonde ermittelte Initiierungslast (F_i), die höchste aufgebrachte Last (F_{max}), das sich dabei einstellende Ribwachstum entlang der Ribffnung

(Δa_{max}) und die während des Versuches an verschiedenen Stellen entlang des Fehlers aufgenommenen Last-Kerb- bzw. Ribffnung-Kurven ($COD(F, \Phi)$) bekannt. Aus den $COD(F, \Phi)$ -Kurven kann $A_{exp}(M_b, V)$ nach Gleichung 11, siehe Bild 3.2.2.3-11, und das im Versuch auftretende J-Integral $J_{(A)}$ nach Gleichung 12 bestimmt werden. Mit η nach Gleichung 8 und $W_p = 0,021$ m³ ergibt sich für das in guter Näherung von Φ unabhängige

$$J_{(A)} = 54,8 \cdot A_{exp}(M_b, V) \quad (16)$$

mit $\bar{\sigma}_b$ nach Gleichung 9.

Mit $F_i \approx 8$ MN (vgl. Abschnitt 3.2.2.1) wird nach Gleichung 16 $J_{(A),i} \approx 70$ N/mm erhalten. Der Initiierungswert ist zu klein im Vergleich zu den für verschiedene Probengeometrien ermittelten J_i -Werten in Tabelle 3.1.2.1-4. $J_{(A),i}$ liegt aber erheblich näher an den J_i -Werten für "angeschwungene" Proben als an den J_i -Werten für CT-Proben mit 0,1 mm und 0,25 mm Kerbradius. Für $F_{max} = 12$ MN und dementsprechend $M_{b,max} = 8,8$ MNm kann A_{exp} aus Bild 3.2.2.3-11 nur unsicher ermittelt werden. Aus den Bildern 3.2.2.1-10a und 3.2.2.1-10b (im Abschnitt 3.2.2.1) ergibt sich, daß $COD_{max} = V \approx 1,5$ mm beträgt. Daraus kann über Bild 3.2.2.3-13 $A_{exp,max} \approx 10,5$ kNm² und nach Gleichung 16 $J_{max} = 575$ N/mm bestimmt werden, wenn die geringe Zunahme von η durch $\Delta a = 2,1$ mm vernachlässigt wird. Da $A_{exp}(M_b, V)$ im Bereich $\Phi = \pm 35^\circ$ mit guter Näherung von Φ unabhängig ist (vgl. Bild 3.2.2.3-11), kann J_{max} ebenfalls als konstant entlang der Ribffnung angesehen werden. Die Einzeichnung von J_i für $\Delta a = 0$ und J_{max} bei $\Delta a_{max} = 2,1$ mm in das Bild 3.1.2.1-7 zeigt in Bild 3.2.2.3-14, daß das für das stabile Ribwachstum am Versuchsrohr abgeschätzte Ribwiderstandsverhalten mehr dem in CT-25-Proben mit Schwingrib beobachteten Ribwiderstand als den J_R -Kurven von CT-25-Proben mit 0,1 mm und 0,2 mm Kerbradius entspricht. Bild 3.2.2.3-15 zeigt dazu, daß der Mehrachsigkeitsquotient χ für das Rohr nahe bei χ für eine seitengekerbte CT-25-Probe (EVZ-Modell) während der Ribffschrittssimulation (vgl. Abschnitt 3.1.1) liegt. Daraus geht hervor, daß eine CT-25-Probe mit Kerb, aber ohne Seitenkerbung das Out-of-Plane Constraint des Rohrfehlers nicht erreicht und dadurch eine nichtkonservative J_R -Kurve, d. h. zu hohe Ribwiderstandswerte für die Beurteilung des stabilen Ribwachstums des Rohrfehlers liefert. Das konstante Ribwachstum entlang der Ribffnung ist als Ergebnis der FEM-Analysen darauf zurückzuführen, daß η und damit $J_{(A)}$ sowie χ von der Position an der Ribffnung unabhängig sind.

Im Versuch erfolgte konstantes Ribwachstum entlang der Ribffnung nur über einen Bereich von $\Phi \approx \pm 22^\circ$. Da nach Bild 3.2.2.3-11 $A_{exp}(M_b, V)$ im Bereich $\pm 35^\circ$ von Φ annähernd unabhängig ist, kann das Versuchsergebnis mit der Spannungsverteilung aus der elastischen FEM-Analyse für das Rohr unter Vierpunkt-Biegung mit Ovalisierung nach Bild 3.2.2.2-4 nicht erklärt werden. Dazu wäre eine elastisch-plastische Analyse erforderlich,

bei der der Einfluß des Überschreitens der Streckgrenze auf der Druckbeanspruchungsseite bereits bei $M_b \approx 5,5$ MNm (vgl. Bild 3.2.2.3-6) auf die Spannungsverteilung berücksichtigt wird.

Literatur zu 3.2.2.3:

- 1 Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von Forschungsergebnissen auf dem Gebiet der Komponentensicherheit. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 1987. Forschungsbericht 137
- 2 BEGLEY, J. A.; LANDES, J. D.: The J-Integral as a Fracture Criterion. In: *Fracture Toughness*. Proceedings of 1971 National Symposium on Fracture Mechanics. Part II. ASTM STP 514. Philadelphia (USA): ASTM, 1972. S. 1 - 23
- 3 MERKLE, J. G.; CORTEN, H. T.: A J-Integral Analysis for the Compact Specimen Considering Axial Forces as well as Bending Effects. In: *Trans. ASME. J. of Pressure Vessel Technology*, 1974. S. 282 - 292
- 4 TURNER, C. E.: Methods for Post-Yield Fracture Safety Assessment. In: LATZKO, D. G. H.; TURNER, C. E.; LANDES, J. D.; HELLEN, T. K. (Hrsg.): *Post-Yield Fracture Mechanics*. London: Elsevier Applied Science Publishers, 1984. S. 123 - 129
- 5 RICE, J. R.; PARIS, P. C.; MERKLE, J. G.: Some Further Results of J-Integral Analysis and Estimates. In: *Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing*. ASTM STP 536. Philadelphia (USA): ASTM, 1973. S. 231 - 245

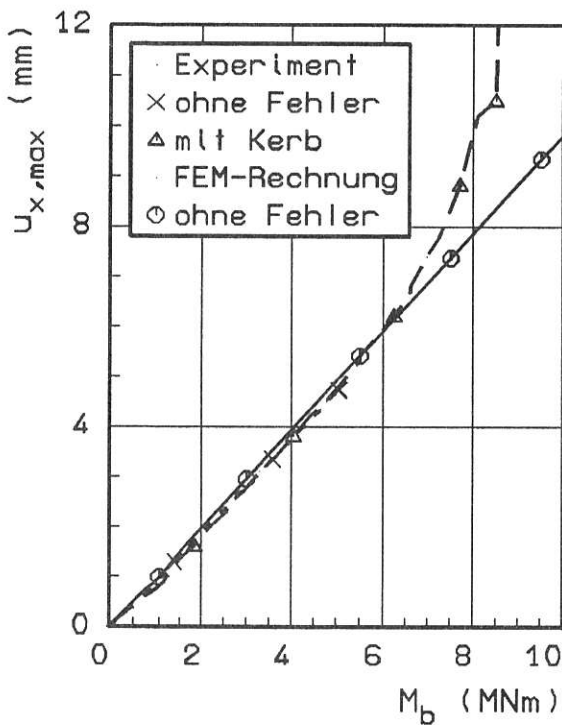


Bild 3.2.2.3-1:

Maximale Durchbiegung $u_{x,max}$ in der Rohrmitte in Abhängigkeit des Biegemomentes M_b , Vergleich Experiment - FEM

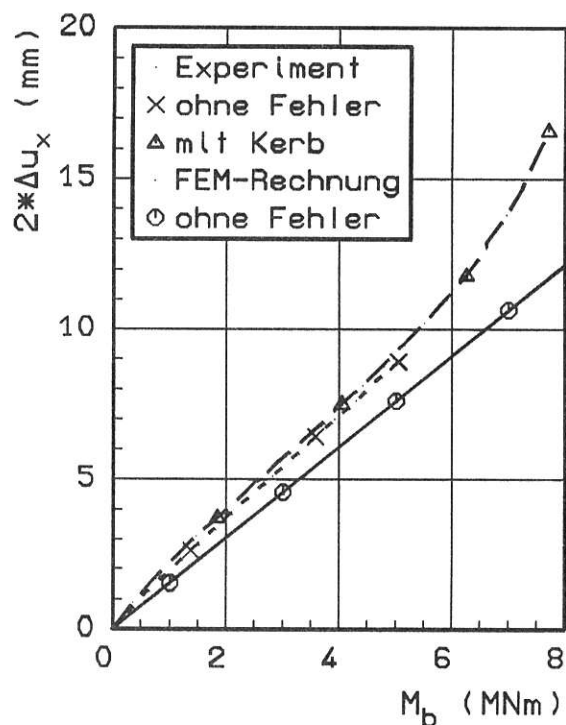


Bild 3.2.2.3-2:

Vertikale Ovalisierung $2*\Delta u_x$ in der Rohrmitte in Abhängigkeit des Biegemomentes M_b , Vergleich Experiment - FEM

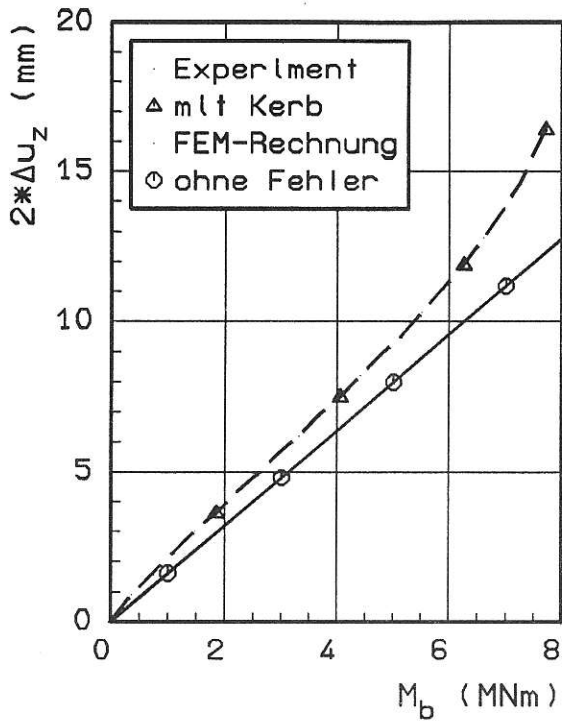


Bild 3.2.2.3-3:

Horizontale Ovalisierung $2 \cdot \Delta u_z$ in der Rohrmitte in Abhängigkeit des Biegemomentes M_b , Vergleich Experiment - FEM

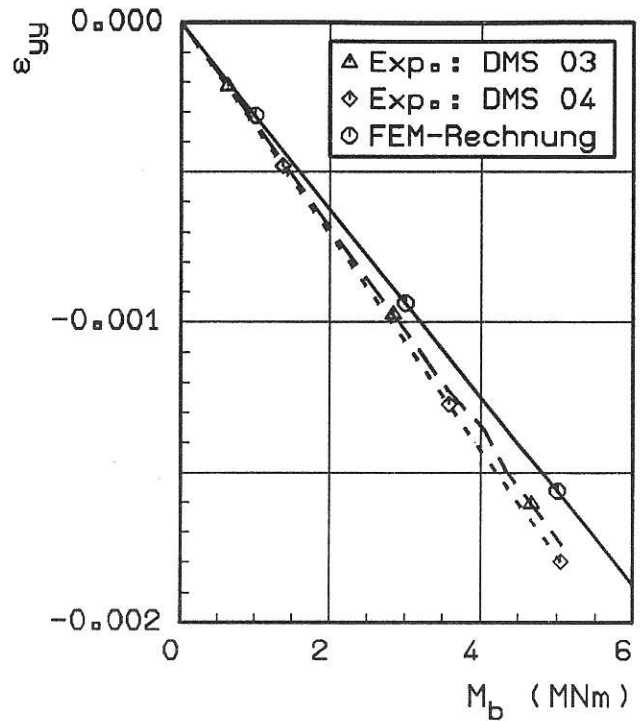


Bild 3.2.2.3-4:

Rohr ohne Fehler, Dehnung ϵ_{yy} in der Rohrmitte oben in Abhängigkeit des Biegemomentes M_b , Vergleich Experiment - FEM

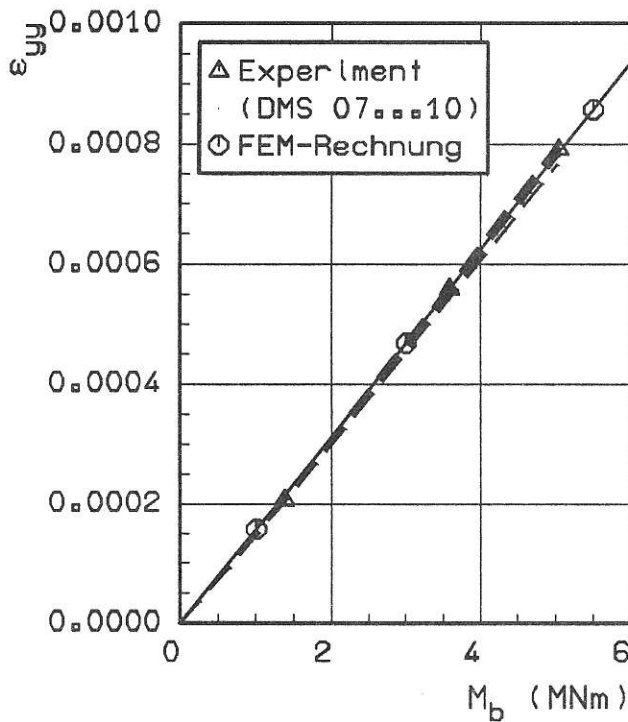


Bild 3.2.2.3-5:

Rohr ohne Fehler, Dehnung ϵ_{yy} an der Unterselste in Abhängigkeit des Biegemomentes M_b , Vergleich Experiment - FEM

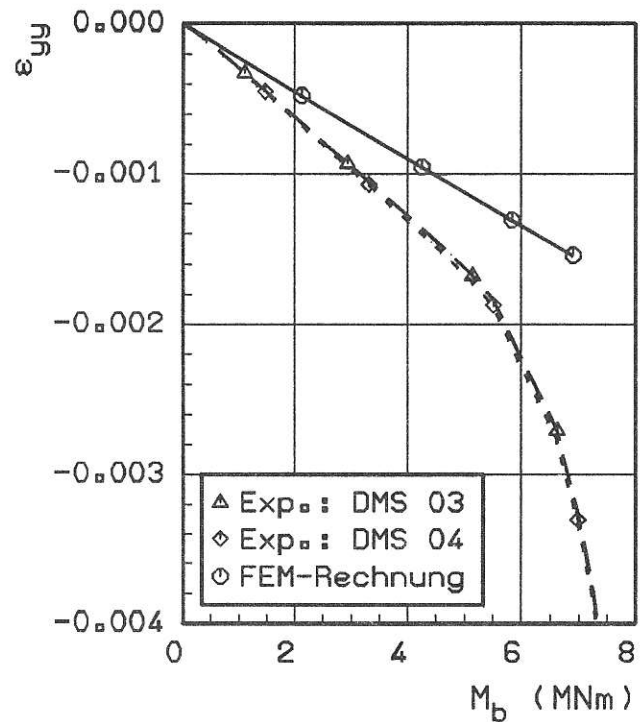
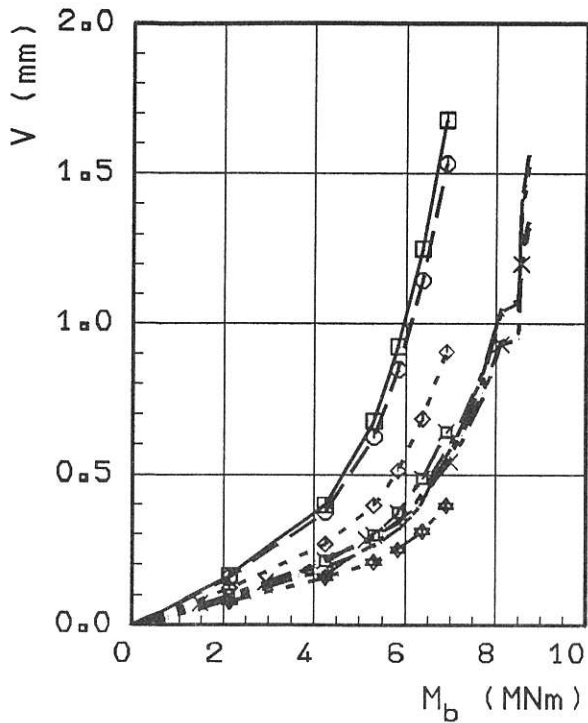


Bild 3.2.2.3-6:

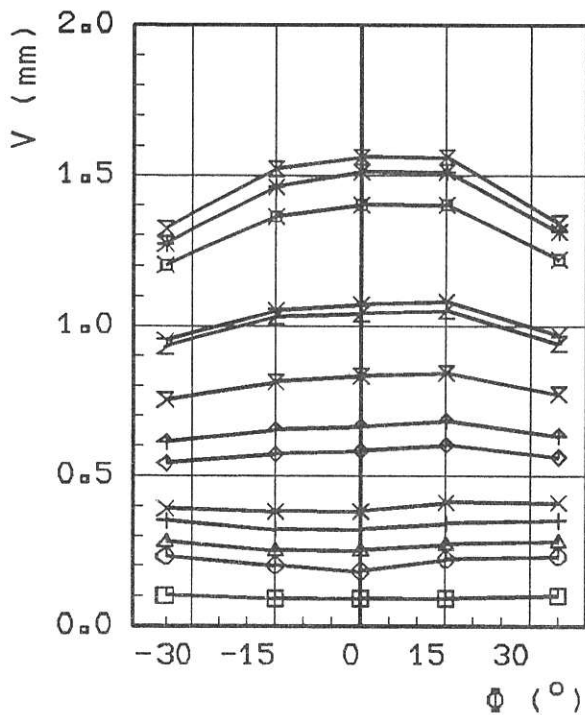
Rohr mit 120°-Außenumfangsfehler, Dehnung ϵ_{yy} in der Rohrmitte oben in Abhängigkeit des Biegemomentes M_b , Vergleich Experiment - FEM



·	Experiment
×	COD 1...5
·	FEM-Rechnung
□	$\phi = 0.0^\circ$
○	$\phi = 15.0^\circ$
◇	$\phi = 37.5^\circ$
⊠	$\phi = 45.0^\circ$
⊞	$\phi = 52.5^\circ$

Bild 3.2.2.3-7:

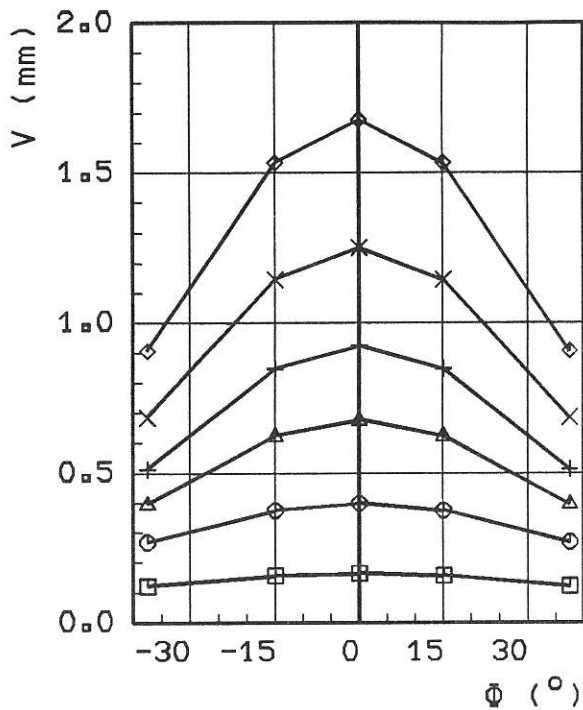
Rohr mit 120°-Außenumfangsfehler, Rißöffnung V an der Oberfläche
 in Abhängigkeit des Biegemomentes M_b , Vergleich Experiment - FEM



·	Experiment
□	$M_b = 2.21 \text{ MNm}$
○	$M_b = 4.41 \text{ MNm}$
△	$M_b = 5.14 \text{ MNm}$
+	$M_b = 5.88 \text{ MNm}$
×	$M_b = 6.25 \text{ MNm}$
◇	$M_b = 6.98 \text{ MNm}$
⊠	$M_b = 7.25 \text{ MNm}$
⊞	$M_b = 7.70 \text{ MNm}$
⊠	$M_b = 8.10 \text{ MNm}$
Y	$M_b = 8.50 \text{ MNm}$
⊠	$M_b = 8.56 \text{ MNm}$
*	$M_b = 8.66 \text{ MNm}$
⊠	$M_b = 8.71 \text{ MNm}$

Bild 3.2.2.3-8:

Rohr mit 120°-Außenumfangsfehler, Rißöffnung V an der Oberfläche
 in Abhängigkeit des Rißfrontwinkels ϕ , Experiment



FEM-Rechnung	
□	$M_b = 2.12 \text{ MNm}$
○	$M_b = 4.24 \text{ MNm}$
△	$M_b = 5.30 \text{ MNm}$
+	$M_b = 5.83 \text{ MNm}$
×	$M_b = 6.36 \text{ MNm}$
◇	$M_b = 6.89 \text{ MNm}$

Bild 3.2.2.3-9:

Rohr mit 120°-Außenumfangsriss, Rißöffnung V an der Oberfläche in Abhängigkeit des Rißfrontwinkels ϕ , FEM-Rechnung für reine Biegung

Experiment	
×	COD 1...5
FEM-Rechnung	
□	$\phi = 0.0^\circ$
○	$\phi = 15.0^\circ$
◇	$\phi = 37.5^\circ$
⊠	$\phi = 45.0^\circ$
⊞	$\phi = 52.5^\circ$

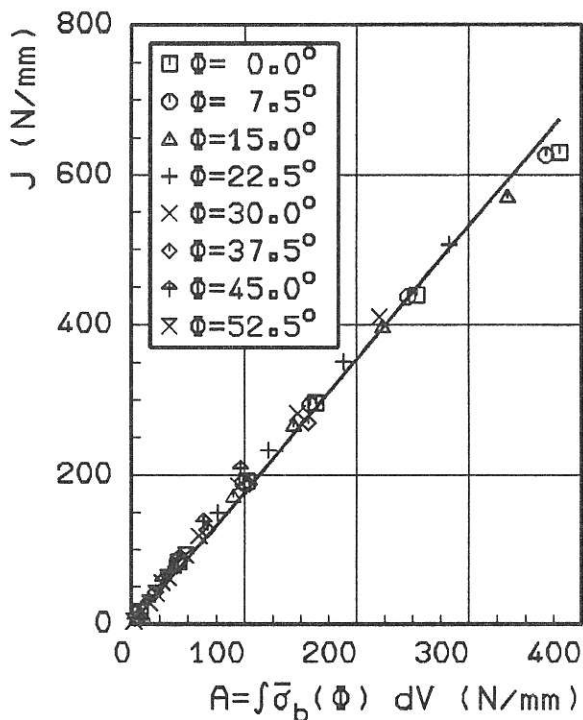


Bild 3.2.2.3-10:

Rohr mit 120°-Außenumfangsriss, J -Integral in Abhängigkeit von $A = \int \bar{\sigma}_b(\phi) dV$, $a/t = 0.6$, FEM-Rechnung, $\bar{\sigma}_b(\phi) = (M_b/W_b)(1 - t/2r_o)\cos\phi$ Ausgleichsgerade $J = \eta A$, $\eta = 1.77$

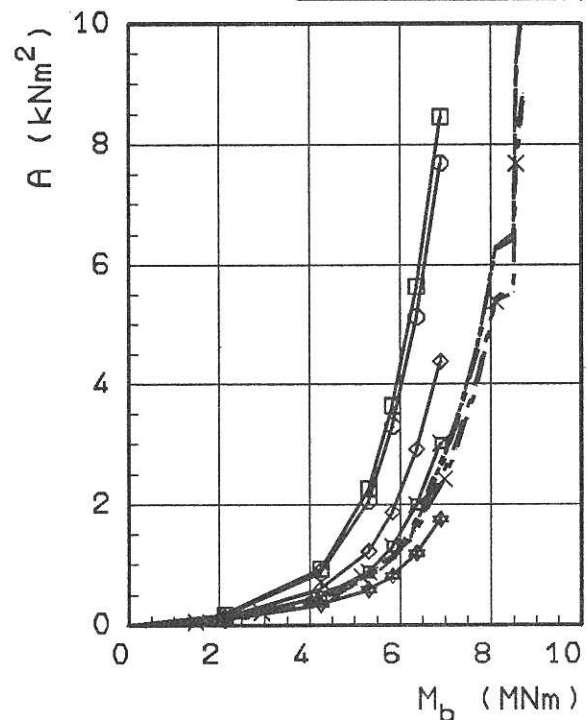


Bild 3.2.2.3-11:

Rohr mit 120°-Außenumfangsfehler, $A = \int M_b(V) dV$ in Abhängigkeit des Biegemomentes M_b , Vergleich Experiment - FEM

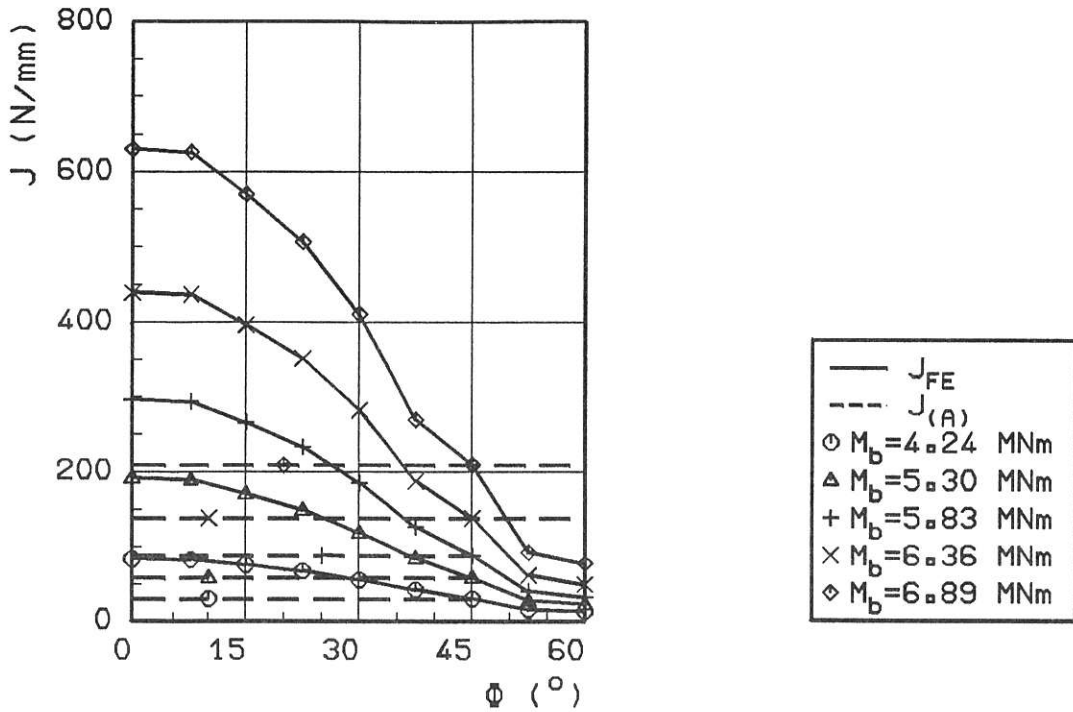


Bild 3.2.2.3-12:

Rohr mit 120° -Außenumfangsfehler, J-Integral entlang der Rißfront für reine Biegung (J_{FE}) und 4-Punkt-Biegung ($J_{(A)}$)

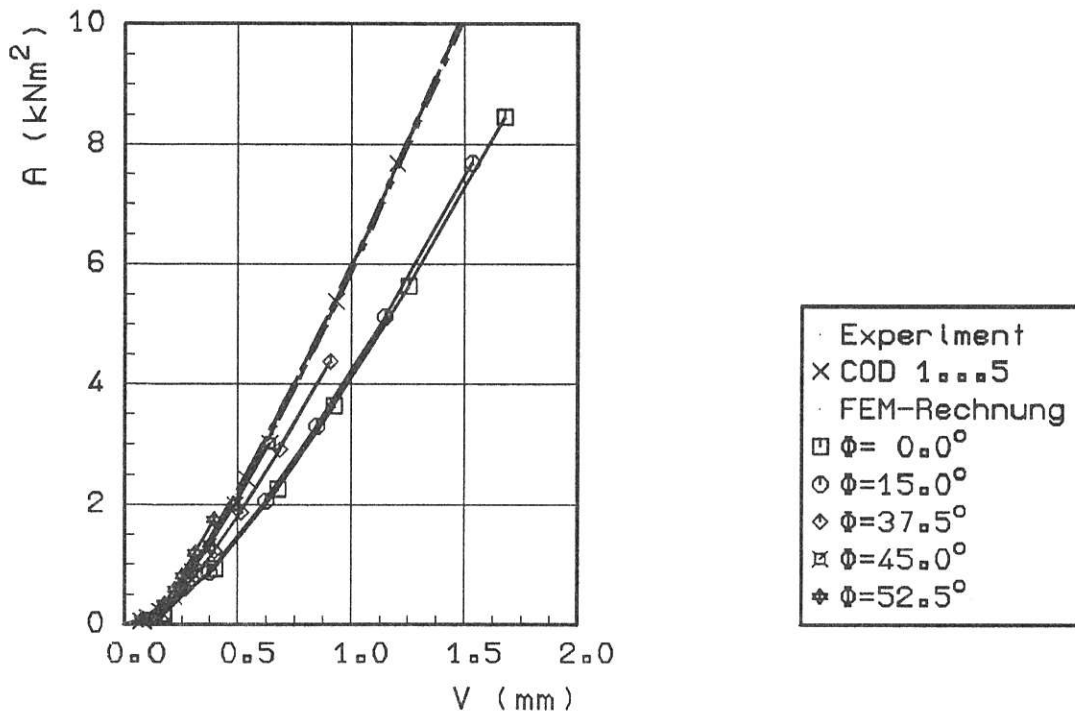


Bild 3.2.2.3-13:

Rohr mit 120° -Außenumfangsfehler, $A = \int M_b(V) dV$ in Abhängigkeit der Riß- bzw. Kerböffnung V , Vergleich Experiment - FEM

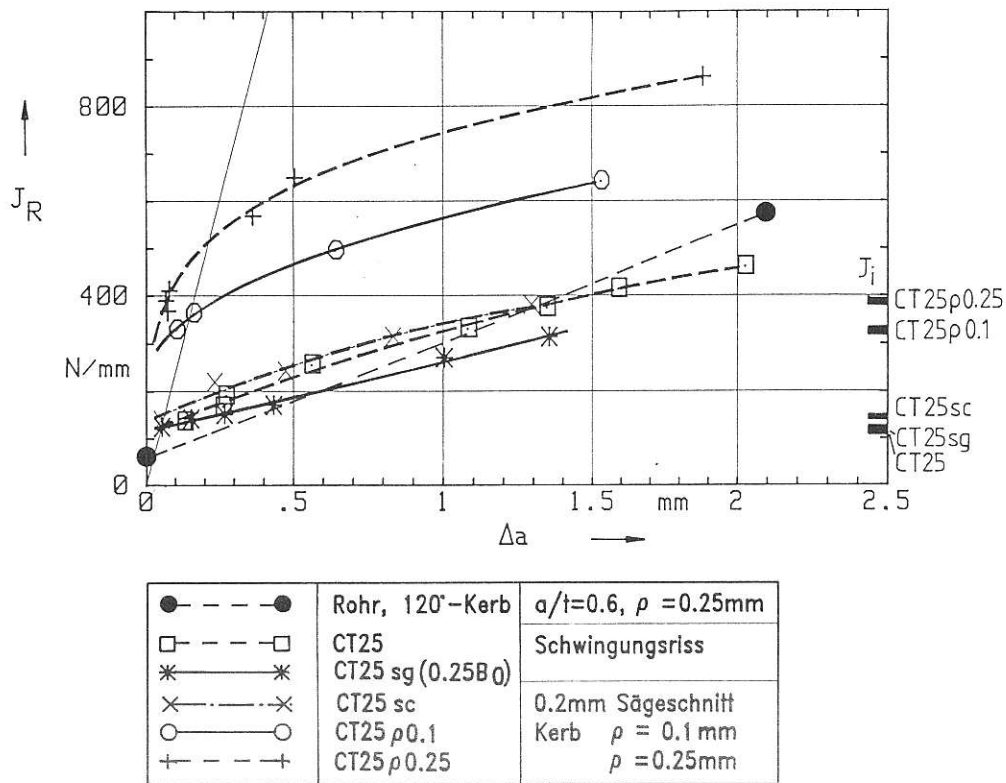


Bild 3.2.2.3-14:

Vergleich J_R -Kurven aus CT-Proben unterschiedlicher Geometrien mit geschätzter J_R -Kurve für Umfangskerb im Rohr unter 4-Punkt-Biegung

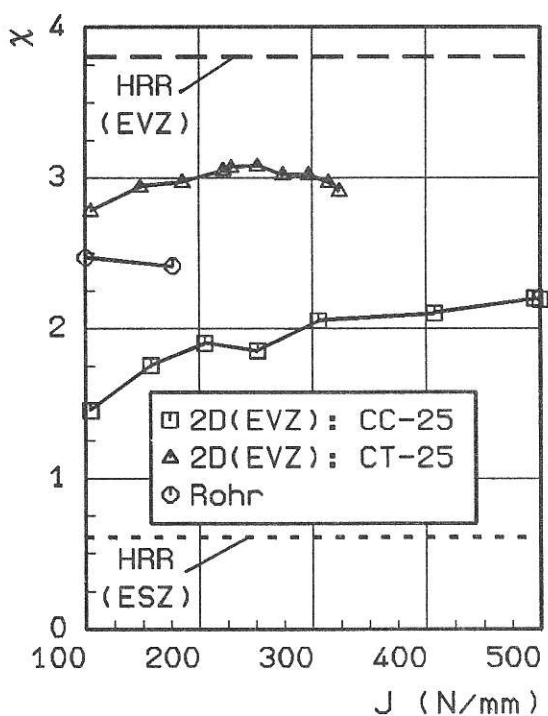


Bild 3.2.2.3-15:

Mehrachsigkeitsquotient x in Abhängigkeit vom J -Integral, Vergleich Umfangsriß im Rohr - Bruchmechanikproben - HRR ($n=6, \alpha=4$), StE 460(3)

4 Bewertung des Rißwiderstandsverhaltens anhand der Kerbschlagarbeit

4.1 Motivation und derzeitiger Kenntnisstand

Die Abschätzung der Restlebensdauer von Komponenten erfordert

- die Ermittlung der Rißausbreitung unter Wechselbeanspruchung, gegebenenfalls unter Berücksichtigung von Medien und
- die Abschätzung der Restfestigkeit, d.h. der maximal zulässigen Fehlergrößen bei vorgegebenen Lastfällen.

Letzteres kann mit Hilfe der elastisch-plastischen Bruchmechanik geschehen. Fast immer fehlen jedoch in der Praxis die dafür erforderlichen bruchmechanischen Daten, insbesondere die Rißwiderstandskurven. Meistens ist auch Werkstoff für die Herstellung entsprechender Proben nicht mehr verfügbar. Deshalb wurden wiederholt Versuche unternommen, die erforderlichen Kennwerte aus leichter verfügbaren Ergebnissen von anderen Versuchen, insbesondere aus der Kerbschlagarbeit abzuleiten. Die Kerbschlagarbeit ist zumeist aufgrund von Abnahmeversuchen, als spezifizierter Mindestwert oder, wenn mit strahlungsinduzierter Zähigkeitsabnahme zu rechnen ist, aus Bestrahlungsprogrammen verfügbar.

Bei der Ermittlung des derzeitigen Kenntnisstandes kann man sich auf die Arbeiten beschränken, die sich mit Kennwertkorrelationen befassen und Angaben über die Art des Bruches enthalten. Von diesen Arbeiten sind für das zu behandelnde Thema wiederum nur jene relevant, die Beziehungen zwischen verschiedenen Kennwerten beim Versagen durch Wabenbruch herstellen. Dies sind vergleichsweise wenige.

Zu Beginn der siebziger Jahre erschien eine Serie von drei Arbeiten [1 - 3], in denen für hochfeste Baustähle, die bei Raumtemperatur zumindest anfänglich durch stabiles Rißwachstum versagen, K_{Ic} -Werte unter Berücksichtigung der Streckgrenze mit der Kerbschlagarbeit-Hochlage korreliert wurden. *Server* [4] ermittelte J_{Ic} -Werte an Baustählen mittlerer Festigkeit unter quasi-statischer und dynamischer Beanspruchung bei 177 °C. Nach Umrechnung in K_{Ic} -Werte stellte er diese in Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage in der gleichen Weise wie *Rolfe u. Mitarb.* [1, 2] dar. Die Daten folgten im wesentlichen der gleichen Korrelationsfunktion wie die zuvor erwähnten. *Norris und Mitarb.* [5] haben die Daten der quasi-statischen Versuche aus diesen Arbeiten [1 - 4] unter Hinzufügen von drei eigenen Meßpunkten aus Versuchen bei 100 °C einer erneuten Analyse unterworfen, nachdem sie, soweit erforderlich, K_{Ic} in J_{Ic} umgerechnet hatten (Bild 4.1-1). Dabei ergab sich auch ohne Berücksichtigung der Streckgrenze ein linearer Zusammenhang zwischen J_{Ic} und der Kerbschlagarbeit-Hochlage. Da K_{Ic} -Werte im Bereich des Wabenbruchversagens bis zu 2% stabiles Rißwachstum umfassen können und deshalb die daraus errechneten J_{Ic} -Werte nicht unerheblich größer sein können als die gemessenen, erscheint es nicht einleuchtend, daß die aus K_{Ic} -Werten errechneten J_{Ic} -Werte in

Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage auf der gleichen Geraden liegen sollen wie die gemessenen. Außerdem müssen bei verschiedenen Temperaturen gemessene J_{Ic} -Werte in Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage nicht notwendigerweise auf einer Geraden liegen. Werden die einzelnen Datensätze getrennt analysiert, so erhält man für die aus K_{Ic} errechneten J_{Ic} -Werte [1, 2] eine wesentlich steiler verlaufende Gerade als *Norris u. Mitarb.* [5]. Die im Temperaturbereich von 100 bis 177 °C gemessenen J_{Ic} -Werte [4, 5] liegen dagegen in der Nähe einer flacher verlaufenden Geraden (Bild 4.1-2).

Hawthorne und Mitarb. [6] haben im Rahmen eines amerikanischen Bestrahlungsprogrammes die Rißwiderstandskurven und Kerbschlagarbeitswerte für eine Vielzahl von Werkstoffen und Werkstoffzuständen zusammengetragen und diese Daten auch auf Korrelationen untersucht. Die gemessenen J_{Ic} -Werte sind in der Darstellung über der Kerbschlagarbeit-Hochlage (Bild 4.1-3) in einem Streuband angeordnet. Dieses liegt signifikant unterhalb der Geraden für die aus K_{Ic} -Werten errechneten J_{Ic} -Werte. Die Gerade für die zwischen 100 und 177°C gemessenen J_{Ic} -Werte fällt dagegen etwa mit der oberen Grenze dieses Streubandes zusammen.

Die gleichen Autoren haben sämtliche ihrer Rißwiderstandskurven in J_R - T_R -Darstellung in einem Bild zusammengetragen und die Kerbschlagarbeit-Hochlagenwerte dazugeschrieben (Bild 4.1-4). Die Rißwiderstandskurven sind in diesem Bild nach der Kerbschlagarbeit-Hochlage gestaffelt. Eine schematisierte Darstellung dieser Art [6] zeigt Bild 4.1-5.

Hawthorne und Mitarb. [6] haben darüber hinaus auch die J_R -Werte bei $J_R/T_R = 4,4 \text{ kJ/m}^2$ und $8,8 \text{ kJ/m}^2$ über der Kerbschlagarbeit-Hochlage aufgetragen (Bilder 4.1-6a und b) und erhielten dabei ziemlich enge Streubänder. Diese Darstellung hat jedoch den Nachteil, daß zu den verschiedenen J_R -Werten unterschiedliche Beträge des stabilen Rißwachstums gehören, während bei der Kerbschlagarbeit-Hochlage das Versagen einheitlich nach insgesamt 8 mm stabilem Rißwachstum auftritt.

Zusammenfassend ist festzustellen, daß sowohl zwischen J_{Ic} -Werten als auch zwischen dem Verlauf von Rißwiderstandskurven, gekennzeichnet durch J_R bei bestimmten Verhältnissen von J_R/T_R , einerseits und der Kerbschlagarbeit-Hochlage andererseits Korrelationen nachgewiesen wurden. Dies ist insofern nicht überraschend, als auch das Versagen von Kerbschlagproben in der Hochlage durch stabiles Rißwachstum erfolgt [7, 8]. So konnte gezeigt werden, daß für ein stabiles Rißwachstum bis 1,3 mm im Kerbschlagversuch bereits etwa 50 % der Hochlagenarbeit verbraucht werden [7, 9].

Darüber hinaus ist es auch gelungen, Rißwiderstandskurven für ISO-V-Proben zu ermitteln. Die Rißwider-

standswerte der ISO-V-Proben wurden denen von CT-Proben für gleiche Beträge des stabilen Rißwachstums gegenübergestellt [8, 9].

Vor diesem Hintergrund erschienen Untersuchungen zur Abschätzung von Rißwiderstandskurven aus der Kerbschlagarbeit-Hochlage aussichtsreich.

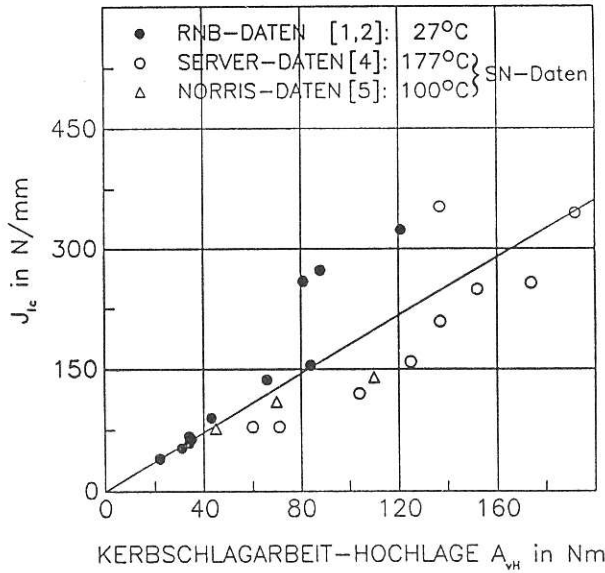


Bild 4.1-1. J_{IC} in Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage; Versuchsergebnisse von *Rolfe* und *Novak* [1], *Barsom* und *Rolfe* [2] (RNB-Daten), *Server* [4] sowie *Norris* und Mitarb. [5] ausgewertet von *Norris* u. Mitarb.

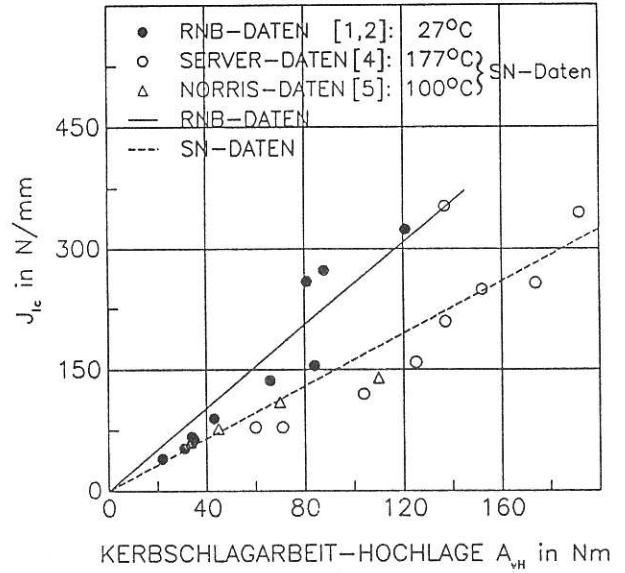


Bild 4.1-2. J_{IC} in Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage; Versuchsergebnisse von *Rolfe* und *Novak* [1], *Barsom* und *Rolfe* [2] (RNB-Daten), *Server* [4] sowie *Norris* u. Mitarb. [5] (SN-Daten), getrennte Auswertung für 27°C einerseits und höhere Temperaturen andererseits

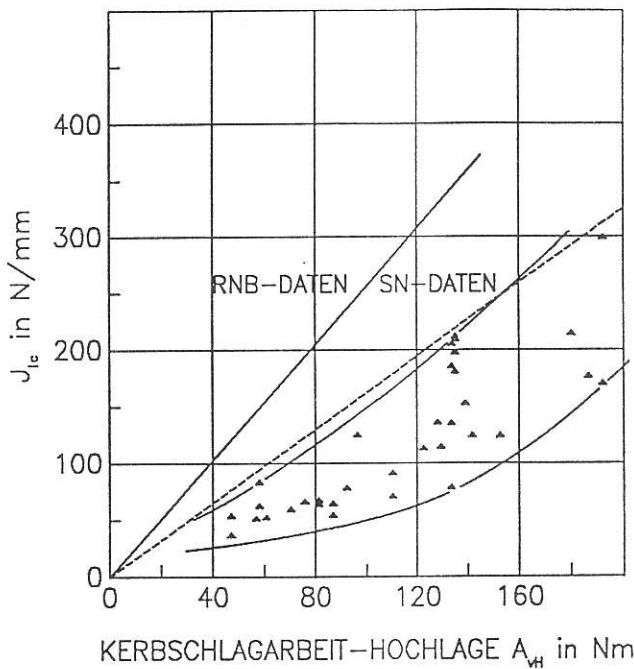


Bild 4.1-3. J_{IC} in Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage; Versuchsergebnisse von *Hawthorne* u. Mitarb. [6] im Vergleich mit Ergebnissen von *Rolfe* und *Novak* [1], *Barsom* und *Rolfe* [2] (RNB-Daten), *Server* [4] sowie *Norris* u. Mitarb. [5] (SN-Daten)

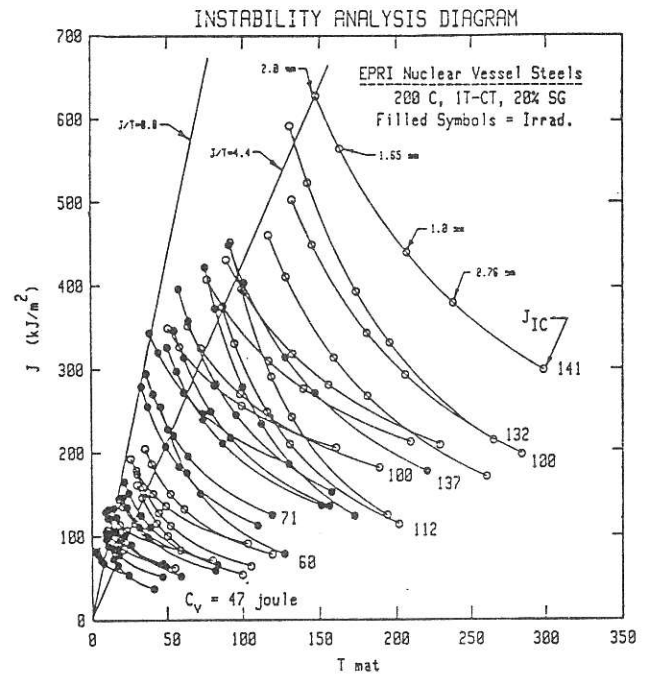


Bild 4.1-4. Rißwiderstandskurven in J_R - T_R -Darstellung von *Hawthorne* u. Mitarb. [6] mit zugehörigen Kerbschlagarbeit-Hochlagenwerten

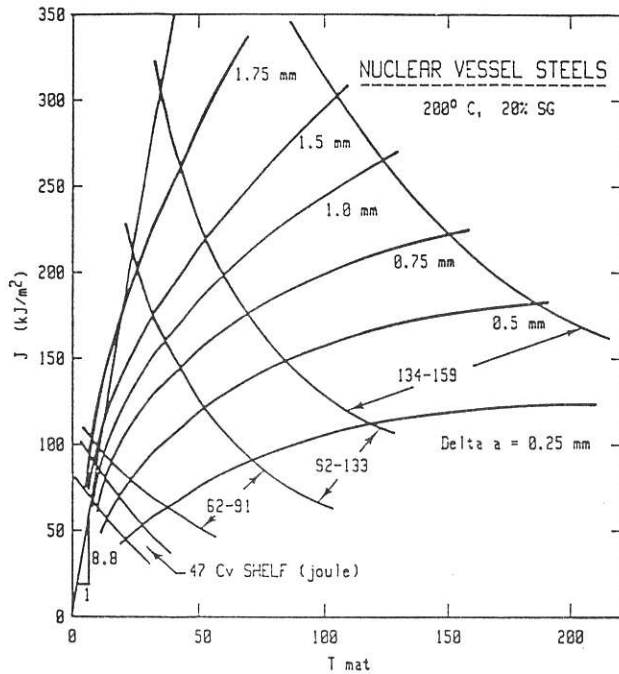


Bild 4.1-5. Rißwiderstandskurven in J_R - T_R -Darstellung nach Hawthorne u. Mitarb. [6] mit zugehörigen Kerbschlagarbeit-Hochlagenwerten in schematischer Darstellung

4.2 Werkstoffe und Versuchsdurchführung

Für die Untersuchungen wurden Versuchsergebnisse von folgenden Werkstoffarten herangezogen:

- Stähle nach DIN 17 100 sowie nach DIN 17 102
- Reaktorstähle der Typen 22 NiMoCr 37 und 20 MnMoNi 55
- vergütete Rohrleitungs- bzw. Behälterstähle der Typen 15 Mo 3 und 15 NiCuMoNb 5
- Schweißgüter
- Schweißsimulierte Werkstoffzustände
- Stähle aus einem amerikanischen Bestrahlungsprogramm der Typen A302-B, A508-2, A533-B sowie Schweißgüter im unbestrahlten und bestrahlten Zustand [6].

Die Stähle KS 01, KS 07 und KS 15 wurden von der MPA Stuttgart im Einvernehmen mit dem Lenkungsausschuß aus dem Forschungsprojekt Komponentensicherheit und der Werkstoff S 23 von der Siemens AG, Geschäftsbereich KWU, zur Verfügung gestellt. Die Schmiedewerke Krupp-Klöckner GmbH lieferten die Werkstoffe 15 Mo 3 und 15 NiCuMoNb 5.

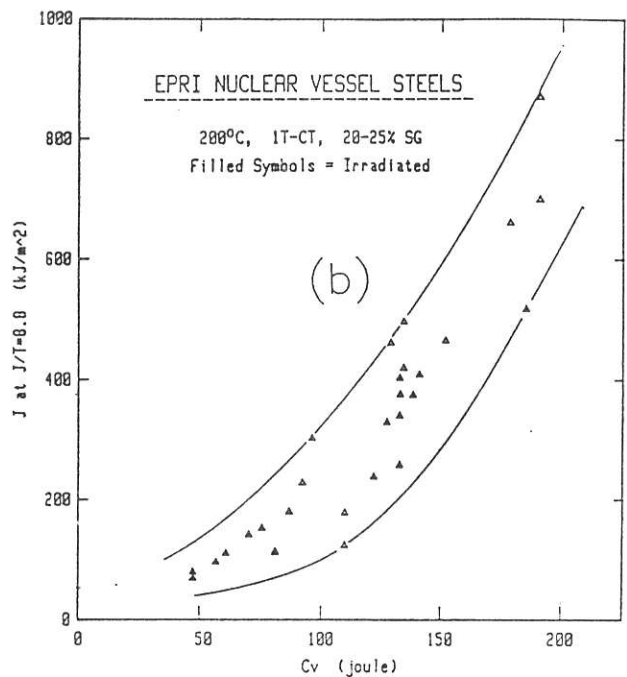
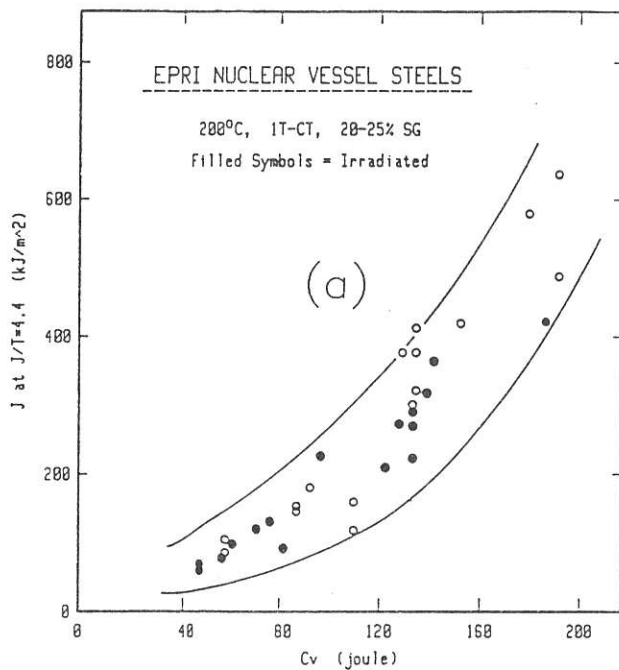


Bild 4.1-6. J_{Ic} bei $J_R/T_R = 4,4 \text{ kJ/m}^2$ bzw. $8,8 \text{ kJ/m}^2$ in Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage nach Hawthorne und Mitarb. [6]

a) $J_R/T_R = 4,4 \text{ kJ/m}^2$ b) $J_R/T_R = 8,8 \text{ kJ/m}^2$

Die chemische Zusammensetzung und die mechanischen Eigenschaften der untersuchten Stähle sind in den Tabellen 4.2-1 und 4.2-2 zusammengestellt.

Die Durchführung und Auswertung der Kerbschlagversuche und der Versuche zur Ermittlung von Rißwiderstandskurven von CT- bzw. Dreipunktbiegeproben erfolgte im wesentlichen in der gleichen Weise, wie in BAM-Bericht 137 [8] beschrieben wurde. Soweit davon abgewichen wurde, werden die geänderten Verfahren in Abschnitt 4.3 erläutert. Die Ermittlung der Rißwiderstandskurven der CT-Proben erfolgte nach DVM 002 [10].

Tabelle 4.2-1

Chemische Zusammensetzung der untersuchten Stähle; Massengehalte in %

Werkstoff	C	Si	Mn	P	S	Al	Cu	Cr	Mo	Ni	V	Ti	Nb	Co	W	N	Bem.	
RSt 37-2	0,11	0,24	0,52	0,011	0,014	0,005	-	-	-	-	-	-	-	-	-	0,003	CT 35.8	
St 52-3	0,22	0,40	1,35	0,008	0,027	0,036	-	-	-	-	-	-	-	-	-	0,007		
StE 355	0,12	0,46	1,56	0,023	0,004	0,028	0,04	0,02	0,01	0,04	0,006	0,002	0,029	0,01	<0,01	0,007		
StE 460(1)	0,15	0,35	1,50	0,006	0,009	0,039	-	-	-	0,53	0,13	-	-	-	-	0,011		
StE 460(2)	0,16	0,35	1,65	0,019	0,003	0,020	-	-	-	0,34	0,17	-	-	-	-	-		
StE 460(3)	0,17	0,28	1,52	0,009	0,009	0,010	0,03	0,04	0,01	0,62	0,18	0,002	<0,005	0,01	<0,01	0,012		
StE 500(1)	0,10	0,27	1,50	0,011	0,019	0,010	0,09	0,01	0,04	0,65	0,12	-	-	-	-	0,011		
StE 500(3)	0,17	0,22	1,64	0,015	0,015	-	-	-	-	0,68	0,19	-	-	-	-	-		
22 NiMoCr 37 (KS01)	0,22	0,22	0,79	0,007	0,002	0,048	0,12	0,45	0,73	0,98	0,003	-	-	0,02	-	-		CT/ISO-V CT 22
(KS04)	0,20	0,24	0,74	0,020	0,013	0,003	0,20	0,42	0,60	0,79	<0,01	<0,01	0,013	<0,01	0,015	-		
(KS07)	0,36	0,33	0,63	0,026	0,017	0,005	0,26	0,47	1,08	0,75	0,054	0,002	<0,005	0,02	0,02	-		
(S23)	0,20	0,23	0,89	0,008	0,005	0,015	0,05	0,40	0,53	0,85	0,007	0,001	<0,005	0,01	0,01	-		
20 MnMoNi 55 (KS15)	0,25	0,33	1,39	0,015	0,011	0,013	0,14	0,19	0,63	0,57	0,016	0,002	<0,005	0,01	0,01	-	CT 22	
15 Mo 3	0,25	0,30	0,65	0,024	0,021	0,023	0,15	0,19	0,33	0,09	0,004	0,001	<0,005	0,01	0,03	-	K15. K16.	
15 NiCuMoNb 55	0,18	0,47	1,00	0,013	0,004	0,032	0,56	0,23	0,36	1,27	0,005	0,003	0,028	0,02	0,01	-		
SG, Q = 20 kJ/cm	0,08	0,12	1,01	0,011	0,002	0,008	0,04	0,02	0,01	2,29	0,024	0,005	<0,005	0,01	<0,01	-	Schliff 726 Schliff 707	
SG, Q = 50 kJ/cm	0,09	0,13	1,08	0,011	0,006	0,011	0,04	0,03	0,01	2,02	0,046	0,006	<0,005	0,01	<0,01	-		

Tabelle 4.2-2

Mechanische Eigenschaften der untersuchten Stähle

Werkstoff	Streckgrenze R_{eL} bzw. $R_{p0,2}$ MPa	Zugfestigkeit R_m MPa	Bruchdehnung A_5 %	Bruchdehnung Z %	Kerbschlagarbeit -20 °C (T-L) J	Kerbschlagarbeit-Hochlage (T-L) J
RSt 37-2	252	378	33	64	3	70
St 52-3	365	557	31	73	43	50
StE 355	402	535	34	-	160	185
StE 460(1)	450	643	26	65	43	80
StE 460(3)	480	647	19	67	64	105
StE 500(1)	554	695	22	-	33	79
StE 500(3)	570	710	21	63	11	51
22 NiMoCr 37						
KS01	438	586	25	55	14	85
KS04	466	590	26	68	61	150
KS07 BC	313	570	13	20	<1	37
S 23	471	633	23	72	126	181
20 MnMoNi 55						
KS15	602	749	14	44	-	43
15 Mo 3	317	483	22	71	40	162
15 NiCuMoNb 55	579	695	14	65	46	150
SG für StE 460, Q = 20 kJ/cm	498	-	-	75	-	160
SG für StE 460, Q = 50 kJ/cm	522	-	-	70	57	115

4.3 Zur Ermittlung der Rißwiderstandskurven von ISO-V-Proben

Gegenüber den vorausgegangenen Publikationen [8, 9] wurden die Rißwiderstandskurven der ISO-V-Proben wegen ihrer Bedeutung für ihren Zusammenhang mit den Rißwiderstandskurven der CT-Proben nach DVM 002 [10] überarbeitet. Dabei wurde auch die Frage der η_k -Werte untersucht. In den einschlägigen technischen Regeln wird für Dreipunkt-Biegeproben η_k unabhängig von a/W gleich 2 gesetzt, z. B. [10, 11]. Zu beachten ist dabei jedoch, daß übliche Bruchmechanikproben kaum mit a/W -Werten kleiner als 0,5 geprüft werden. Für die

ISO-V-Probe mit $a/W = 0,2$ wurde mit 2D-FEM-Analysen $\eta_k = 1,46$ ermittelt [8]. Nach Turner [12] ist erst ab $a/W = 0,3$ mit $\eta_k = 2$ zu rechnen. Im Bereich von $a/W = 0,2$ bis $0,3$ wurde deshalb η_k zwischen 1,46 und 2,0 linear interpoliert. Dieses Verfahren ist ebenso wie die Verwendung von $\eta_k = 2$ mit Vorbehalt zu betrachten, was aber für die Abschätzung der Rißwiderstandskurven von CT-Proben von untergeordneter Bedeutung ist, weil sich der Fehler teilweise beim Schätzverfahren aufhebt.

Bei Ermittlung von J_R nach DVM 002 [10] ist die Berechnung des jeweiligen K_I -Wertes erforderlich, wofür

die zum entsprechenden Δa -Wert gehörige Kraft gebraucht wird. Da der elastische Anteil an J_R bei den ISO-V-Proben sehr klein ist, ist auch der Fehler klein, der entsteht, wenn man im gesamten Δa -Bereich die plastische Grenzlast F_{gy} bei Raumtemperatur in die Berechnung von K_I einsetzt. Die plastische Grenzlast kann man aus instrumentierten Kerbschlagversuchen erhalten. Besteht diese Möglichkeit nicht, kann die plastische Grenzlast aufgrund der Streckgrenze des Werkstoffes in Verbindung mit instrumentierten Kerbschlagversuchen ähnlicher Werkstoffe abgeschätzt werden. Das Problem kann ganz umgangen werden, wenn J_R nach einem Verfahren berechnet wird, bei dem die Ermittlung des elastischen Anteils nicht erforderlich ist.

4.4 Zum Zusammenhang zwischen den Rißwiderstandskurven von ISO-V- und CT-Proben

In Bild 4.4-1 sind die Rißwiderstandswerte der dynamisch geprüften ISO-V-Proben denen von CT-Proben für gleiche Beträge des stabilen Rißwachstums gegenübergestellt, nachdem zuvor die Anfangswerte für $\Delta a = 0,1 \text{ mm}$ und bei den CT-Proben zusätzlich die "stretch zone"-Breite Δa_B abgezogen wurden. Aufgrund der Untersuchungen an drei weiteren Werkstoffen konnten den in vorausgegangenen Arbeiten [8, 9] erhaltenen Daten weitere hinzugefügt werden. Die entstehenden Kurven ordnen sich bis auf eine Ausnahme zu zwei durch die Steigung deutlich zu unterscheidenden Streubändern. Eine Ursache für diese unterschiedlichen Steigungen konnte noch nicht gefunden werden, sie sind weder durch unterschiedliche Festigkeit noch durch unterschiedliche Zähigkeit der untersuchten Werkstoffe zu erklären. Weitere Untersuchungen sind zur Aufklärung der Ursachen dieser Streuungen erforderlich.

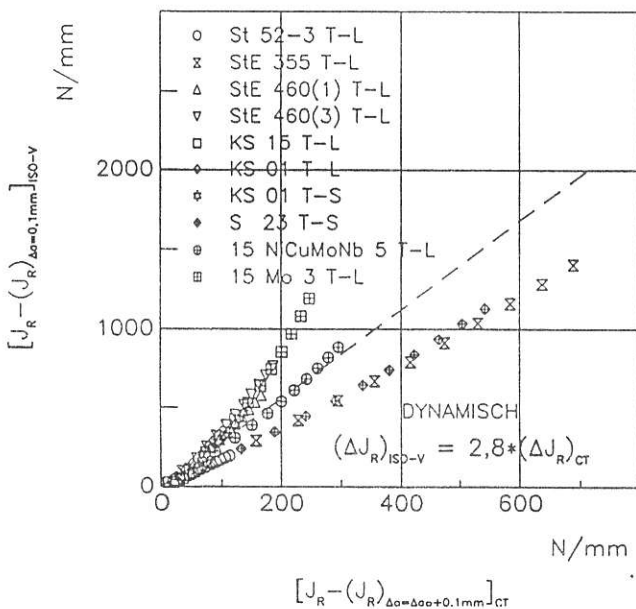


Bild 4.4-1. Rißwiderstand von ISO-V-Proben in Abhängigkeit vom Rißwiderstand von CT-Proben bis $\Delta a = 1,0 \text{ mm}$

Zwischen den Rißwiderstandskurven der dynamisch beanspruchten ISO-V- und den quasi-statisch beanspruchten CT-Proben ergibt sich bei für unterschiedliche Werkstoffe nicht vernachlässigbaren Streuungen die Beziehung:

$$[J_R - (J_R)_{\Delta a=0,1 \text{ mm}}]_{\text{ISO-V}} = K_2 [J_R - (J_R)_{\Delta a=\Delta a_B+0,1 \text{ mm}}]_{\text{CT}} \quad (1)$$

Für die in Abschnitt 4.6 erläuterte Abschätzung der Rißwiderstandskurven der CT-Proben wurde die Anfangssteigung der steiler verlaufenden Schaar von Korrelationskurven herangezogen. Sie ist in Bild 4.4-1 als strichlierte Linie eingezeichnet. Diese Vorgehensweise ist konservativ. Die Genauigkeit der Abschätzung der Rißwiderstandskurven der CT-Proben im Vergleich zu den gemessenen Kurven wird dadurch nicht nennenswert beeinträchtigt.

4.5 Abschätzung von Rißwiderstandskurven von ISO-V-Proben aufgrund der Kerbschlagarbeit-Hochlage

Aufgrund von Gleichung 1 kann die Rißwiderstandskurve von CT-Proben abgeschätzt werden, wenn die Rißwiderstandskurve der ISO-V-Proben des gleichen Werkstoffs bekannt ist. Deshalb war zunächst eine Methode zu entwickeln, mit der die Rißwiderstandskurve von ISO-V-Proben abgeschätzt werden kann. Die Kerbschlagarbeit-Hochlage kann stark vereinfacht als ein Einzelwert der Funktion

$$U = f(\Delta a) \quad (2)$$

für $\Delta a = 8 \text{ mm}$, d.h. für das vollständige Trennen der ISO-V-Probe, begriffen werden. Aus versuchstechnischen Gründen kann diese Funktion für die ISO-V-Proben jedoch nur bis zu Δa -Werten von 1 bis 2 mm erhalten werden [7, 8]. Auf keinen Fall kann erwartet werden, daß der Hochlagenwert mit der Extrapolation dieser Funktion bis $\Delta a = 8 \text{ mm}$ übereinstimmt. Da jedoch bei einzelnen Werkstoffen beobachtet wurde, daß für das stabile Rißwachstum bis $\Delta a = 1 \text{ mm}$ schon ca. 40 % der Kerbschlagarbeit-Hochlage verbraucht werden und für die übrigen 7 mm nur noch die restlichen rd. 60 % an Arbeit aufzuwenden sind [7 - 9], wurde untersucht, inwieweit dies auch für andere Werkstoffe gilt. Neben den zehn Werkstoffen bzw. Werkstoffzuständen, für die auch Rißwiderstandskurven an CT-Proben vorliegen, konnten 11 weitere Werkstoffe bzw. Werkstoffzustände in die Untersuchung einbezogen werden, für die nur die Rißwiderstandskurven von ISO-V-Proben vorhanden sind. Bild 4.5-1 zeigt das Ergebnis. Zwischen der Arbeit U , die bis $\Delta a = 1 \text{ mm}$ verbraucht wird, und der Kerbschlagarbeit-Hochlage besteht die werkstoffunabhängige Beziehung

$$(U)_{\Delta a = 1 \text{ mm}} = 0,4 A_{vH} \quad (3)$$

Mit $(U)_{\Delta a = 1 \text{ mm}}$ hat man bereits einen Wert der Funktion entsprechend Gleichung 2, für die sich zur Approxi-

mation von Versuchspunkten in den bisherigen Untersuchungen die dreiparametrische Beziehung

$$U = C_1 + C_2(2\Delta a/a_0)^{C_3} \quad (4)$$

mit $a_0 = 2$ mm bewährt hat [7, 8], weil bei üblicher Anordnung der Versuchspunkte offensichtlich je ein Parameter für die Darstellung des Anfangswertes, der Steigung und der Krümmung der Funktion $U=f(\Delta a)$ gebraucht wird. Mit der Kerbschlagarbeit-Hochlage steht jedoch nur ein Parameter zur Verfügung. Aus diesem Grunde waren wahrscheinlich auch Bemühungen erfolglos, Anpassungsfunktionen zu finden, die mit weniger Parametern eine ähnlich gute Approximation von Versuchspunkten liefern. Mit Funktionen, wie

$$U = C_1 + C_2 \ln(1 + 2\Delta a/a_0)$$

oder

$$U = C_1 + C_2 \arctan(2\Delta a/a_0),$$

konnten zwar in Einzelfällen ebenso gute Approximationen der Versuchspunkte wie mit der Funktion entsprechend Gleichung 4 erzielt werden, im allgemeinen war jedoch die Approximation wesentlich schlechter. Mit einparametrischen Funktionen erhält man verständlicherweise noch schlechtere Ergebnisse.

Dennoch wurde zunächst Gleichung 4 zur Abschätzung der Rißwiderstandskurven von ISO-V-Proben durch Konstanthalten von C_1 und C_3 in eine einparametrische Form überführt. C_1 variierte bei den untersuchten Werkstoffen von 3,4 bis 9,1 J und lag im Mittel bei 5,4 J ≈ 5 J = C_1^* . C_3 variierte von 0,18 bis 0,70 und lag im Mittel bei 0,48 $\approx 0,5$. Für eine weniger genaue Näherung steht somit die Beziehung

$$U = C_1^* + C_2(2\Delta a/a_0)^{0,5} \quad (5)$$

zur Verfügung. Da für $\Delta a = 1$ mm

$$C_2 = (U)_{\Delta a = 1 \text{ mm}} - C_1^* \quad (6)$$

ist, erhält man aus den Gleichungen 3, 5 und 6

$$U = C_1^* + (0,4 A_{\text{vH}} - C_1^*) (2\Delta a/a_0)^{0,5} \quad (7)$$

Dieses Schätzverfahren wird im folgenden als Methode 1 bezeichnet.

Eine genauere Betrachtung des Anpassungsparameters C_3 in der Anpassungsfunktion entsprechend Gleichung 4 zeigt, daß die oben erwähnte Variationsbreite von 0,18 bis 0,7 nicht aus einer völlig regellosen Streuung resultiert. Bild 4.5-2 ist vielmehr zu entnehmen, daß C_3 mit zunehmender Kerbschlagarbeit-Hochlage ebenfalls zunimmt. C_3 kann grundsätzlich nicht kleiner als 0 und nicht größer als 1 werden. Zur Approximation der Meßpunkte wurde die arctan-Funktion herangezogen. Damit ergab sich

$$C_3 = 0,60 \arctan(1,25 A_{\text{vH}}/100 \text{ Nm}) \quad (8)$$

Für die Normierung von A_{vH} in dieser Approximationsfunktion wurde der Wert von 100 J verwendet, da dieser Wert in KTA 3401.1 [13] als kleinster Einzelwert der Kerbschlagarbeit für den Grundwerkstoff in der Hochlage, gemessen an der ISO-V-Querprobe, gefordert wird. Verwendet man Gleichung 8 zur Abschätzung von C_3 , so erhält man mit den Gleichungen 4, 6 und 8 für

$$U = C_1^* + (0,4 A_{\text{vH}} - C_1^*) (2\Delta a/a_0)^{0,60 \arctan(1,25 A_{\text{vH}}/100 \text{ Nm})} \quad (9)$$

Dieses Schätzverfahren für die Funktion $U = f(\Delta a)$ wird im folgenden als Methode 2 bezeichnet. Sie sollte genauere Ergebnisse liefern als Methode 1.

Die Berechnung von $(J_{\text{R}})_{\text{ISO-V}}$ aus den nach den Methoden 1 und 2 geschätzten $U=f(\Delta a)$ -Kurven erfolgte für die von den Autoren dieses Berichtes untersuchten Stähle nach DVM-Merkblatt 002 [10], für die von Hawthorne u. Mitarb. [6] untersuchten Stähle nach ASTM E 813, Punkt 9.1.2, in der Fassung von 1981 [11], da diese Norm auch für die Ermittlung der Rißwiderstandskurven der CT-Proben herangezogen worden war.

Bei dem Verfahren zur experimentellen Ermittlung von $U = f(\Delta a)$ der ISO-V-Probe bleibt die "stretch zone" unberücksichtigt. Da außerdem die bei der ISO-V-Probe von einem Kerb ausgehende Initiierung eine erheblich größere Verformungsarbeit erfordert als im gleichen Werkstoff die Initiierung von einem Riß aus, beginnen die Rißwiderstandskurven der ISO-V-Proben mit einem nicht unbeträchtlichen endlichen Anfangswert des Rißwiderstands und nicht bei Null. Da wie oben erwähnt $(U)_{\Delta a=0}$ konstant mit 5 J = 5000 Nmm angenommen wird, ergibt sich für $\Delta a = 0$ [8, Abschnitt 2.1.4, Gleichung 5]

$$[(J_{\text{R}})_{\text{ISO-V}}]_{\Delta a=0} = \frac{1,46 (U)_{\Delta a=0}}{B(W - a_0)} = 91 \text{ N/mm} \quad (10)$$

Dieser Anfangswert ist ein rein fiktiver. Deshalb können die geschätzten Rißwiderstandskurven erst ab etwa $\Delta a > 0,1$ mm eine werkstoffbezogene Relevanz haben.

Ein einfacheres Berechnungsverfahren für $(J_{\text{R}})_{\text{ISO-V}}$ kann bei der Schätzmethode 1 angewendet werden, wenn man das Verfahren von ASTM E 813 in der Version von 1981 [11] unter Punkt 9.1.2 anwendet und folgende Vereinfachungen vornimmt:

- $\eta_k = \eta_k(a_0/W) = 1,46 = \text{konst.}$
- Vernachlässigung des zweiten Terms in der Gleichung unter Punkt 9.1.2, d.h.

$$(a_k - a_{k+1})/(W - a_k) = 0.$$

Die erste Vereinfachung wirkt konservativ, d.h. sie führt zu einem verminderten Anstieg der Rißwiderstandskurve, die zweite nicht konservativ. Mit diesen Vereinfachungen erhält man

$$J_k = J_{k-1} + \frac{1,46}{B} \frac{U_{k,k-1}}{W-a_k} \quad (11)$$

und mit $W - a_k = (W - a_0) - \Delta a_k$

$$\Delta J_k = J_k - J_{k-1} = \frac{1,46}{B} \frac{\Delta U_k}{(W - a_0) - \Delta a_k} \quad (12)$$

bzw. bei inkrementellem Zuwachs von U und Weglassen der Schrittnumerierung k

$$dJ = \frac{1,46}{B} \frac{dU}{(W - a_0) - \Delta a} \quad (13)$$

wobei Differenzieren von Gleichung 5

$$dU = 0,5 \cdot C_2 \cdot \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{a_0}} \cdot \Delta a^{-0,5} d(\Delta a) \quad (14)$$

Einsetzen in Gleichung 13

$$dJ = \frac{1,03}{B\sqrt{a_0}} C_2 \frac{\Delta a^{-0,5}}{(W - a_0) - \Delta a} d(\Delta a) \quad (15)$$

bzw.

$$(J_R)_{ISO-V} - J_R(0) = \frac{1,03}{B\sqrt{a_0}} C_2 \int_0^{\Delta a} \frac{\Delta a^{-0,5}}{(W - a_0) - \Delta a} d(\Delta a) \quad (16)$$

und die Integration von Gleichung 16

$$(J_R)_{ISO-V} = [(J_R)_{ISO-V}]_{\Delta a=0} + \frac{1,03}{B\sqrt{a_0}} C_2 \frac{\sqrt{W-a_0} + \sqrt{\Delta a}}{\sqrt{W-a_0} - \sqrt{\Delta a}} \ln \frac{\sqrt{W-a_0} + \sqrt{\Delta a}}{\sqrt{W-a_0} - \sqrt{\Delta a}} \quad (17)$$

ergibt. Der Wert der Integrationskonstanten $[(J_R)_{ISO-V}]_{\Delta a=0}$ folgt aus Gleichung 10. C_2 erhält man durch Kombination mit den Gleichungen 3 und 6. Die Rißwiderstandskurve von ISO-V-Proben kann dann wie folgt abgeschätzt werden:

$$(J_R)_{ISO-V} = [(J_R)_{ISO-V}]_{\Delta a=0} + \frac{1,03}{B\sqrt{a_0}} (0,4 A_{vH} - C_1^*) \frac{\sqrt{W-a_0} + \sqrt{\Delta a}}{\sqrt{W-a_0} - \sqrt{\Delta a}} \quad (18)$$

Dieses Schätzverfahren, das im folgenden als Methode 3 bezeichnet wird, ermöglicht die Berechnung des Rißwiderstands für ein beliebiges Δa ohne schrittweise Berechnung der vorausgegangenen Werte.

Die Bilder 4.5-3a bis c stellen in Beispielen für drei Stähle unterschiedlicher Kerbschlagarbeit-Hochlage die nach den drei Methoden abgeschätzten Rißwiderstandskurven den direkt aus den Meßwerten erhaltenen Rißwiderstandskurven für ISO-V-Proben bis $\Delta a = 1,6$ mm gegenüber. Die Übereinstimmung der geschätzten Rißwiderstandskurven mit den gemessenen ist in den gewählten Beispielen gut. Die Bilder 4.5-4a bis c geben einen Überblick über die untersuchten Werkstoffe durch Gegenüberstellung der gemessenen und geschätzten Rißwiderstandswerte für $\Delta a = 0,5$ mm, $\Delta a = 1,0$ mm und $\Delta a = 1,5$ mm. Den Bildern ist zu entnehmen, daß für alle untersuchten Werkstoffe die Übereinstimmung

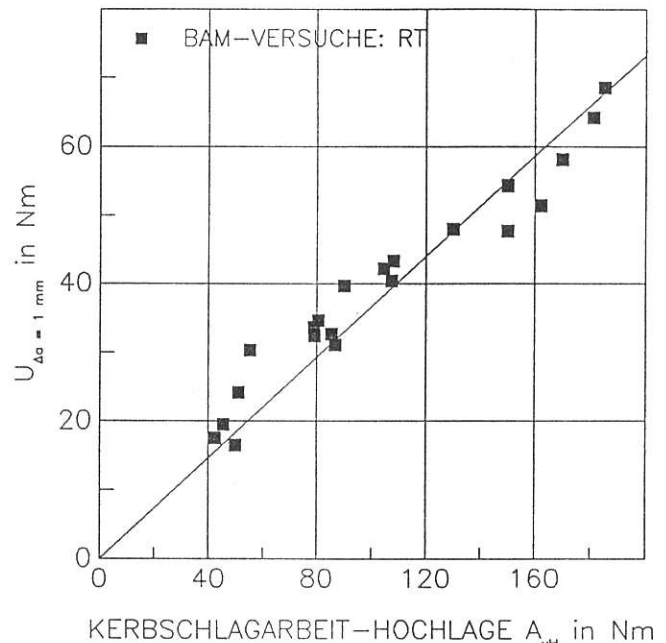


Bild 4.5-1. Kerbschlagarbeit bis zu einem stabilen Rißwachstum von 1 mm in Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage

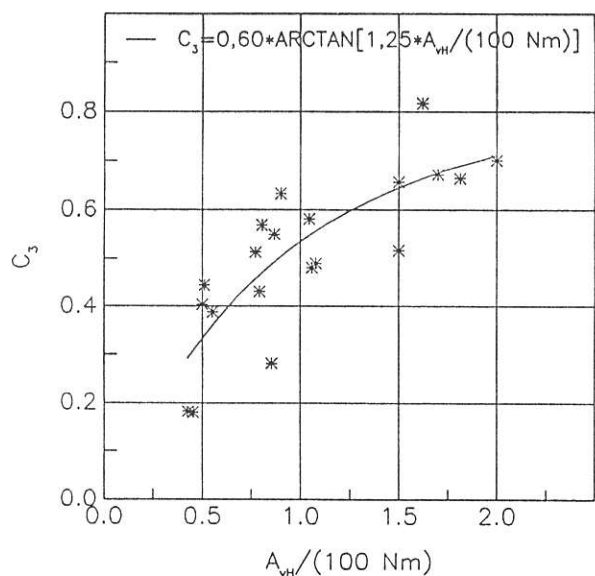


Bild 4.5-2. Anpassungsparameter C_3 in Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage mit Verlauf der Approximationsfunktion

zwischen gemessenen und geschätzten Rißwiderstandswerten für die untersuchten Werkstoffe befriedigend ist. Insgesamt ist festzustellen, daß

- das Konstanthalten von C_1 unabhängig vom Werkstoff ohne wesentliche Auswirkungen auf den Gesamtverlauf der geschätzten Kurven bleibt,
- in den Fällen, in denen C_3 wesentlich von 0,5 abweicht, die Krümmung der nach Methode 1 geschätzten Riß-

- widerstandskurven erwartungsgemäß gegenüber der gemessenen vergrößert bzw. verringert sein kann,
- die Methoden 2 und 3 die beste Approximation liefern, was durch eine Fehlerrechnung erhärtet wurde, und
- die geschätzten Rißwiderstandskurven im Bereich versuchsbedingter Streuungen liegen.

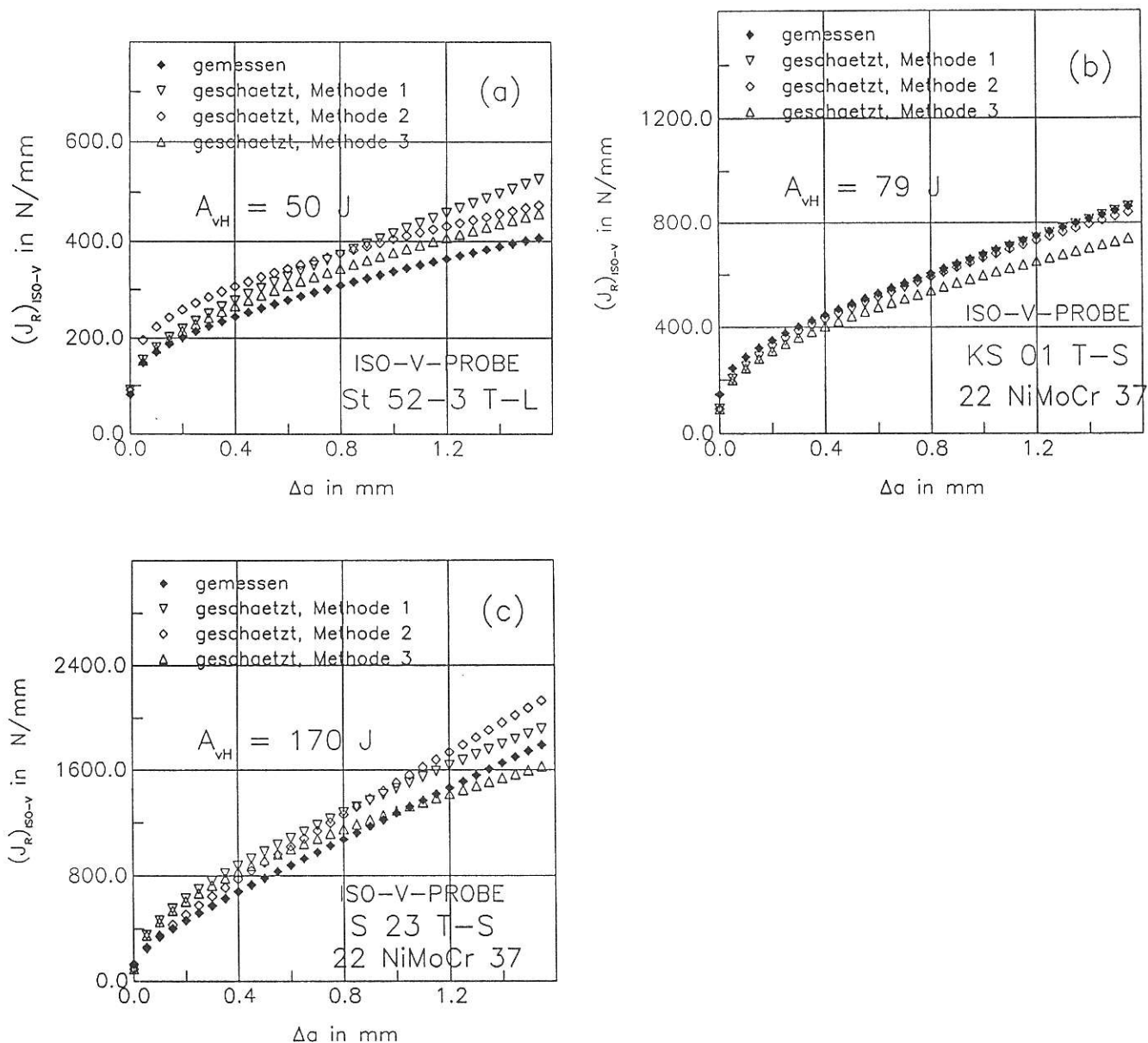


Bild 4.5-3. Beispiele von nach verschiedenen Methoden abgeschätzten Rißwiderstandskurven von ISO-V-Proben im Vergleich mit den gemessenen Rißwiderstandskurven

- Werkstoff St 52-3 T-L
- Werkstoff 22 NiMoCr 37 (KS 01) T-S
- Werkstoff 22 NiMoCr 37 (S 023) T-S

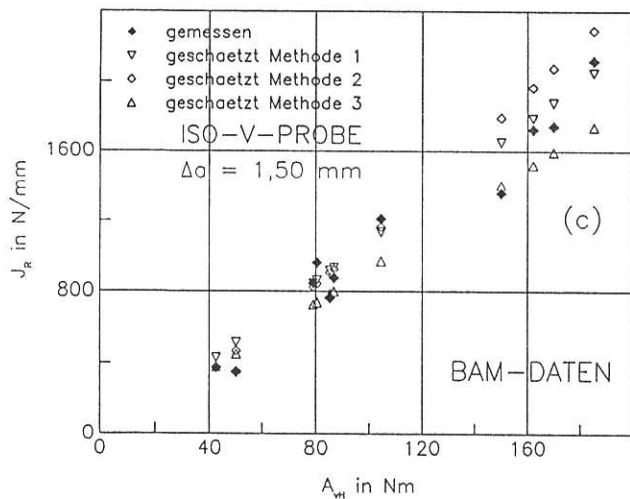
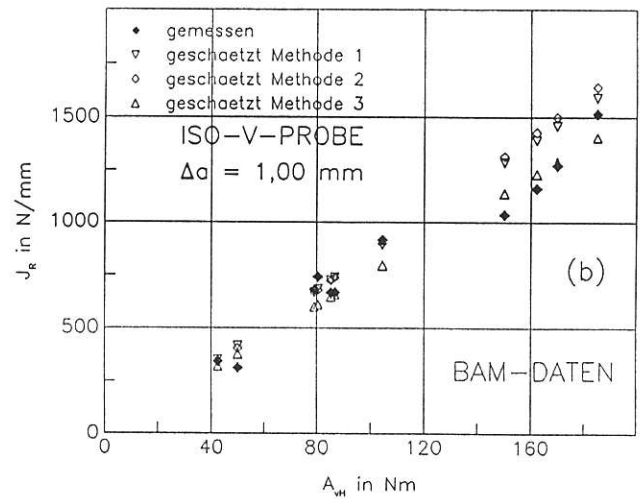
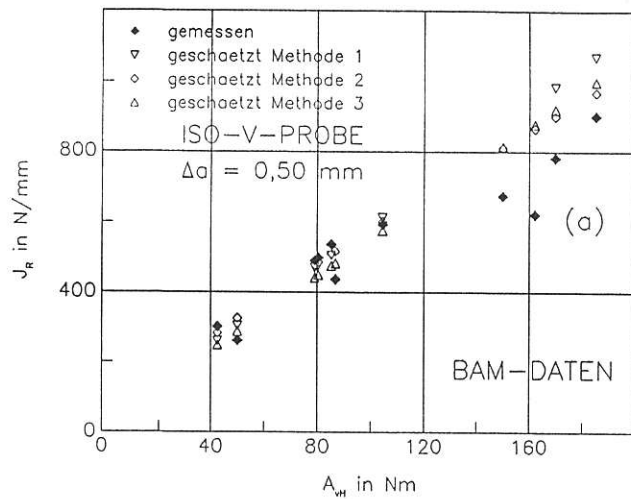


Bild 4.5-4. Nach verschiedenen Methoden geschätzter Rißwiderstand im Vergleich mit dem gemessenen Rißwiderstand von ISO-V-Proben bei verschiedenen Beträgen des stabilen Rißwachstums

- a) $\Delta a = 0,5 \text{ mm}$
- b) $\Delta a = 1,0 \text{ mm}$
- c) $\Delta a = 1,5 \text{ mm}$

4.6 Abschätzung der Rißwiderstandskurven von CT-Proben aufgrund der Kerbschlagarbeit-Hochlage

Um die Rißwiderstandskurven der CT-Proben abzuschätzen, kann Gleichung 1 wie folgt geschrieben werden:

$$(J_R)_{CT} = [(J_R)_{\Delta a = \Delta a_B + 0,1 \text{ mm}}]_{CT} + K_2^{-1} \{ (J_R)_{ISO-V} - [(J_R)_{\Delta a = 0,1 \text{ mm}}]_{ISO-V} \}. \quad (19)$$

K_2 kann aus Bild 4.4-1 entnommen werden, die J_R -Werte der ISO-V-Probe erhält man mit Hilfe der

drei oben beschriebenen Schätzverfahren. Aus den Bildern 4.1-1 und 4.1-2 ist zu ersehen, daß J_{Ic} und die Kerbschlagarbeit-Hochlage linear korreliert werden können. Dies sollte auch für die J_R -Werte der CT-Proben bei $\Delta a_B + 0,1 \text{ mm}$ möglich sein.

An dieser Stelle erscheint es notwendig, die Verfahrensschritte zur Ermittlung der Daten im Bereich des Beginns des stabilen Rißwachstums eingehender zu erläutern. Bild 4.6-1 zeigt rechts die Vorgehensweise bei der ISO-V-Probe. Da die Breite der "stretch zone" bei der ISO-V-Probe schwer zu messen ist, wurde für den Vergleich des Rißwiderstandsverhaltens mit jenem der CT-Probe der Wert $[(J_R)_{\Delta a = 0,1 \text{ mm}}]_{ISO-V}$ gemäß Bild

4.6-1b definiert. Zu dem entsprechenden Punkt auf der Reißwiderstandskurve der CT-Probe gehört eine Reißverlängerung von $\Delta a_B + 0,1 \text{ mm}$ (Bild 4.6-1a).

Bild 4.6-2 zeigt $[(J_R)\Delta a = \Delta a_B + 0,1 \text{ mm}]_{CT}$ in Abhängigkeit von der auf den Nettoquerschnitt normierten Kerbschlagarbeit-Hochlage für die eigenen Versuchsergebnisse [7 - 9] sowie für die Versuchsergebnisse von *Hawthorne und Mitarb.* [6]. Die Ergebnisse folgen der Beziehung

$$(J_R)\Delta a = \Delta a_B + 0,1 \text{ mm} = K_1 \frac{A_{vH}}{B(W - a_0)} \quad (20)$$

Bild 4.6-2 ist zu entnehmen, daß die Konstante K_1 wahrscheinlich nicht unerheblich von der Temperatur abhängig ist. Dies gilt vermutlich nicht nur für K_1 , sondern für die gesamte Reißwiderstandskurve, die mit zunehmender Temperatur flacher verläuft, wie aus Ergebnissen von *Berggren* [14] hervorgeht.

Die Reißwiderstandskurven der CT-Proben erhält man aus den gemäß Abschnitt 4.5 abgeschätzten Reißwiderstandskurven der ISO-V-Proben wie folgt:

$$(J_R)_{CT} = K_1 \frac{A_{vH}}{B(W - a_0)} + \frac{1}{K_2} \{ (J_R)_{ISO-V} - [(J_R)\Delta a = 0,1 \text{ mm}]_{ISO-V} \} \quad (21)$$

Für die Kerbschlagarbeit-Hochlage wurde immer der Höchstwert eingesetzt. Dazu muß angemerkt werden, daß die Kerbschlagarbeit jenseits des Höchstwertes im Vergleich zu den bruchmechanischen Kennwerten nur wenig abfällt. Für die Konstanten K_1 und K_2 wurden folgende Werte verwendet:

T	K_1	K_2
20 °C	0,115	2,8
200 °C	0,058	4,2

Bei der nach Gleichung 21 ermittelten Reißwiderstandskurve liegt der Initiierungswert J_i bei $\Delta a = 0$. Um den direkten Vergleich mit gemessenen Reißwiderstandskurven zu ermöglichen, muß die Abszisse um die "stretch zone"-Breite Δa_B verschoben werden. Das bedeutet, daß zu den von den ISO-V-Proben mit Gleichung 21 übertragenen Δa -Werten die "stretch zone"-Breite hinzuzurechnen ist:

$$(\Delta a)_{CT} = (\Delta a)_{ISO-V} + (\Delta a_B)_{CT} \quad (22)$$

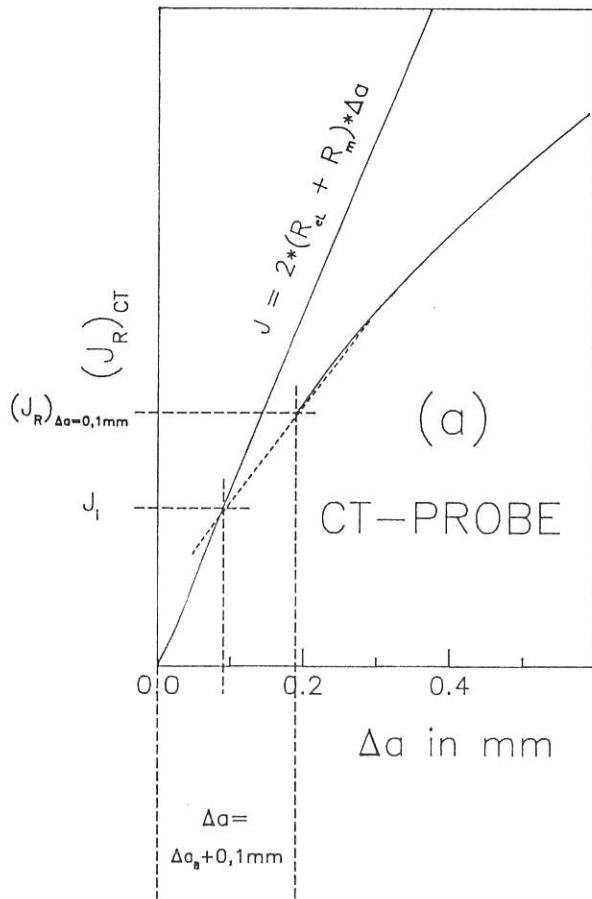
Aufgrund von Ergebnissen von *Heerens u. Mitarb.* [15 (Bild 11)] könnte die Beziehung

$$\Delta a_B = \frac{J_i}{4 \cdot [0,5(R_{eL} + R_m)]} \quad (23)$$

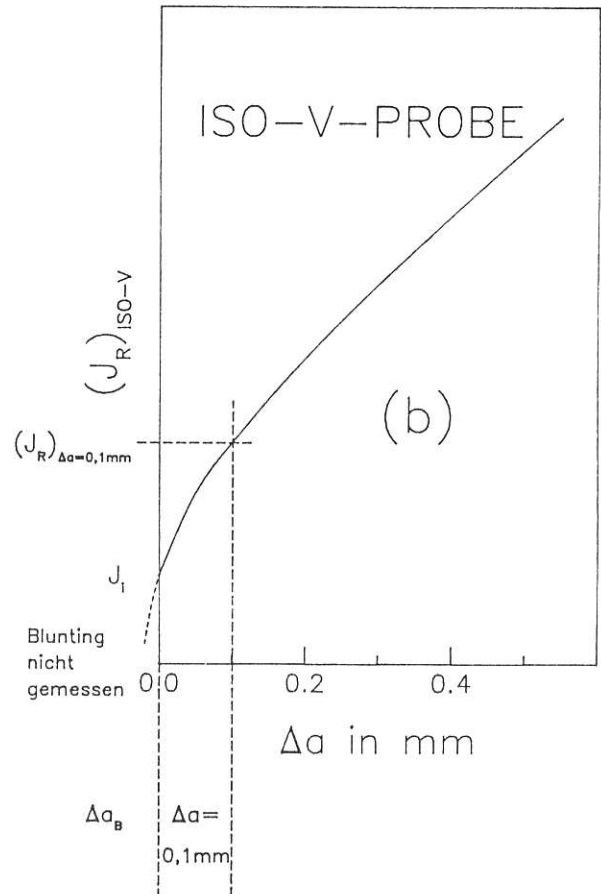
eine brauchbare Näherung statt der genaueren Beziehungen liefern. Auf diese Näherung muß zurückgegriffen werden, weil im allgemeinen weder der Verfestigungsexponent, noch die Gleichmaßdehnung bekannt sind. Für die Abschätzung von J_i wird zu diesem Zweck der Reißwiderstand, ausgehend von den ersten beiden Schätzwerten, gemäß Bild 4.6-1a linear auf $(\Delta a)_{ISO-V} = 0$, d. h. auf den Abszissen-Nullpunkt des ursprünglichen Koordinatensystems, extrapoliert. Der auf diese Weise geschätzte J_i -Wert ist zwar größer als der wahre J_i -Wert, jedoch ist der daraus resultierende Fehler von Δa_B im Hinblick auf die Genauigkeit des gesamten Verfahrens vernachlässigbar.

Die Bilder 4.6-3a bis c zeigen von drei Stählen mit unterschiedlicher Kerbschlagarbeit-Hochlage die an seitengekerbten CT25-Proben gemessenen Reißwiderstandskurven im Vergleich mit den nach den drei Methoden aufgrund der Kerbschlagarbeit-Hochlage geschätzten Reißwiderstandskurven bis $\Delta a = 1,6 \text{ mm}$. Zusätzlich ist den Bildern 4.6-3a bis c der Verlauf der aus den gemessenen Reißwiderstandskurven der ISO-V-Proben nach Gleichung 19 berechneten Reißwiderstandskurven der CT-Proben zu entnehmen. Die Übereinstimmung der geschätzten Reißwiderstandskurven mit den gemessenen ist in den gewählten Beispielen gut. Die Bilder 4.6-4a bis c und 4.6-5a bis c geben einen Überblick über die untersuchten Werkstoffe durch Gegenüberstellung der gemessenen und geschätzten Reißwiderstandswerte für $\Delta a = 0,5 \text{ mm}$, $\Delta a = 1,0 \text{ mm}$ sowie $\Delta a = 1,5 \text{ mm}$. Insgesamt ist den Bildern ist zu entnehmen, daß

- die Übereinstimmung zwischen gemessenen und geschätzten Reißwiderstandswerten bei allen drei Schätzverfahren aus ingenieurmäßiger Sicht gut ist,
- die geschätzten Reißwiderstandskurven im Bereich versuchsbedingter Streuungen liegen, wenn man von den werkstoffbedingten Variationen der Reißwiderstandskurve innerhalb eines Bleches oder Bauteils ausgeht,
- die Methoden 1 und 3 die beste Approximation liefern, was durch eine Fehlerrechnung erhärtet wurde,
- das Konstanthalten von C_1 auch bei den CT-Proben ohne wesentliche Auswirkungen auf den Gesamtverlauf der geschätzten Kurven bleibt und
- in den Fällen, in denen C_3 wesentlich von 0,5 abweicht, die Krümmung der nach Methode 1 geschätzten Reißwiderstandskurven auch bei den CT-Proben gegenüber der gemessenen vergrößert bzw. verringert sein kann.



a) CT-Probe



b) ISO-V-Probe

Bild 4.6-1. Ermittlung von Daten im Bereich des Beginns des stabilen Rißwachstums

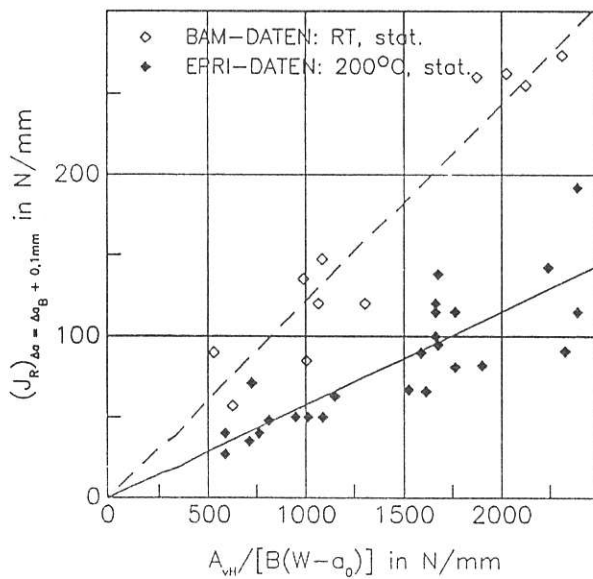


Bild 4.6-2. Rißwiderstand in der CT-Probe bei $\Delta a = \Delta a_B + 0,1$ mm in Abhängigkeit von der auf den Nettoquerschnitt normierten Kerbschlagarbeit-Hochlage

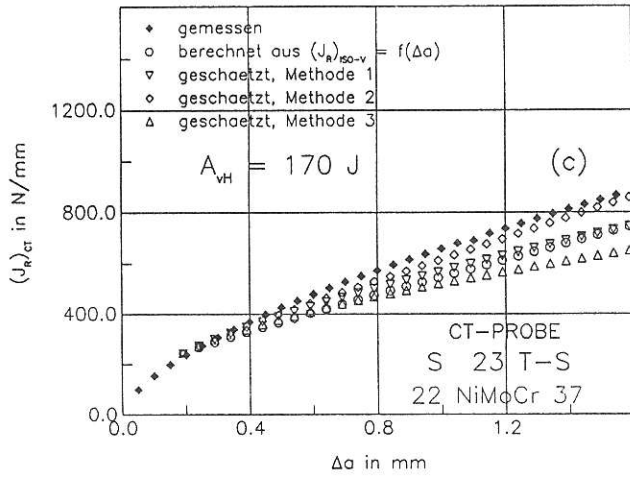
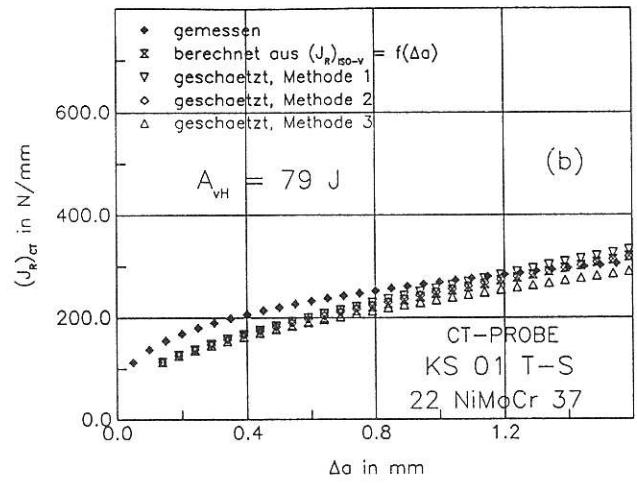
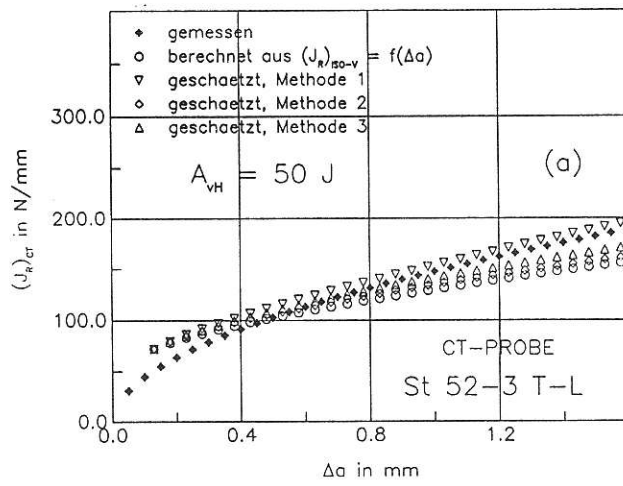


Bild 4.6-3. Beispiele von nach verschiedenen Methoden abgeschätzten Rißwiderstandskurven sowie aus $U = f(\Delta a)$ der ISO-V-Proben berechnete Rißwiderstandskurven von CT-Proben im Vergleich mit den gemessenen Rißwiderstandskurven
 a) Werkstoff St 52-3 T-L
 b) Werkstoff 22 NiMoCr 37 (KS 01) T-S
 c) Werkstoff 22 NiMoCr 37 (S 023) T-S

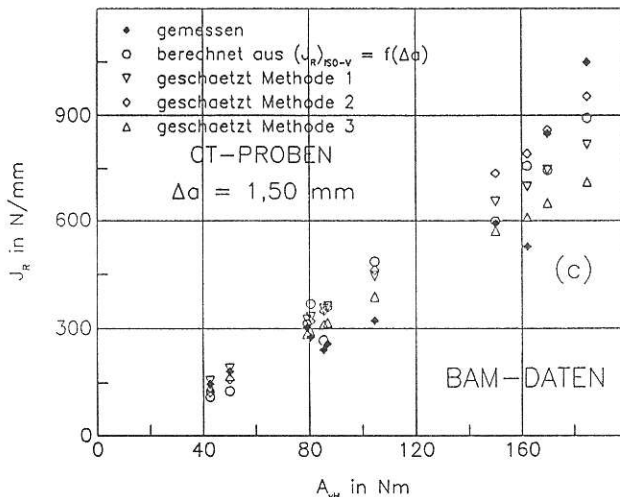
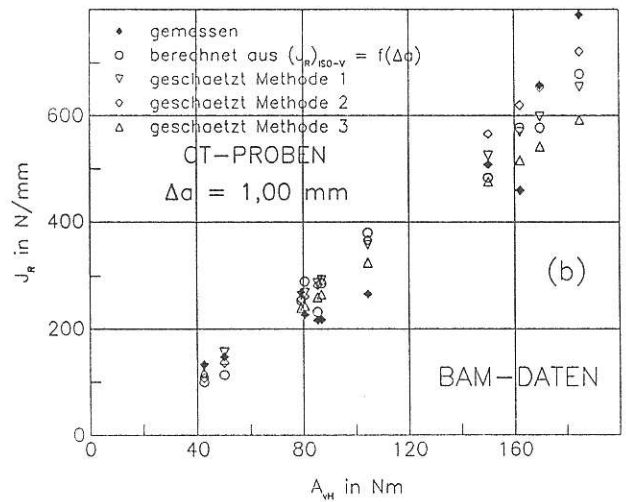
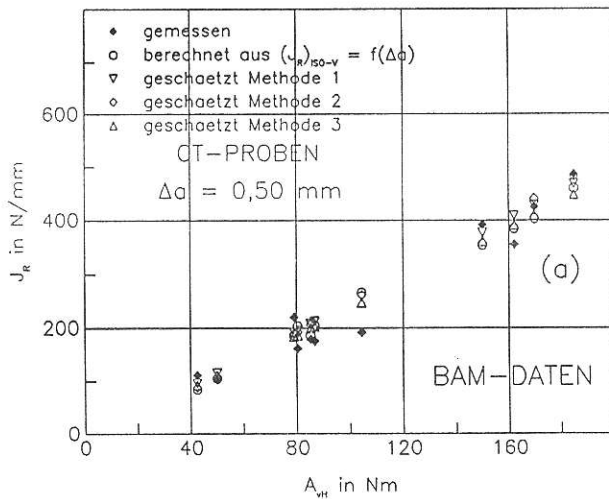


Bild 4.6-4. Nach verschiedenen Methoden geschätzter Rißwiderstand sowie aus $U = f(\Delta a)$ der ISO-V-Proben nach Gleichung 19 berechneter Rißwiderstand im Vergleich mit dem gemessenen Rißwiderstand von CT-Proben bei verschiedenen Beträgen des stabilen Rißwachstums; eigene Versuchsergebnisse
 a) $\Delta a = 0,5 \text{ mm}$ b) $\Delta a = 1,0 \text{ mm}$ c) $\Delta a = 1,5 \text{ mm}$

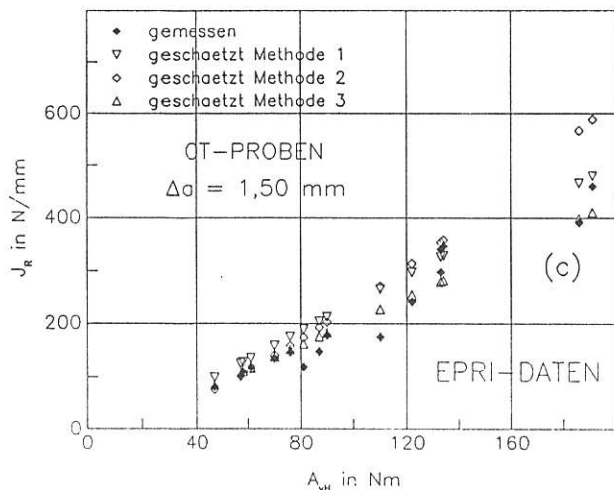
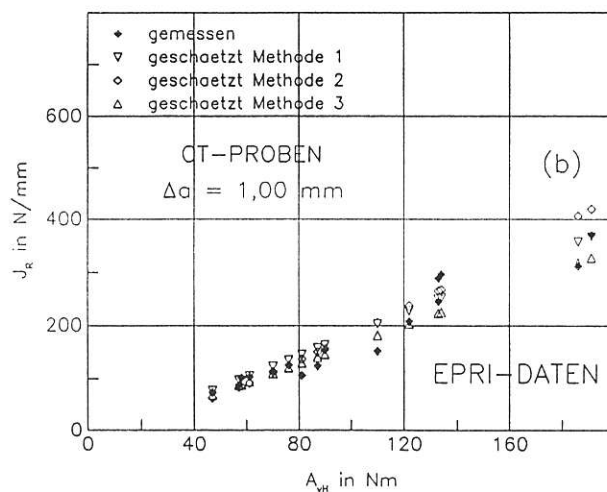
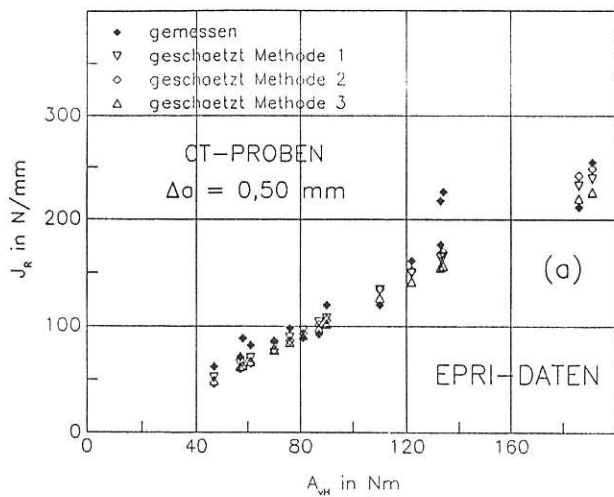


Bild 4.6-5. Nach verschiedenen Methoden geschätzter Rißwiderstand im Vergleich mit dem gemessenen Rißwiderstand von CT-Proben bei verschiedenen Beträgen des stabilen Rißwachstums; Versuche von Hawthorne u. Mitarb. [6]
 a) $\Delta a = 0,5 \text{ mm}$ b) $\Delta a = 1,0 \text{ mm}$ c) $\Delta a = 1,5 \text{ mm}$

4.7 Zusammenfassung

Rißwiderstandskurven können bis etwa $\Delta a = 1,5 \text{ mm}$ mit der beschriebenen Methode mit ingenieurmäßiger Genauigkeit abgeschätzt werden. Die Methode beruht auf folgenden Voraussetzungen:

1. Die U - Δa -Kurve von ISO-V-Proben kann mit hinreichender Genauigkeit durch eine ein- oder zweiparametrische Schätzfunktion angenähert werden.

2. Zwischen $(U)_{\Delta a=1\text{mm}}$ bzw. C_2 und der Kerbschlagarbeit-Hochlage besteht ein werkstoffunabhängiger, funktionaler Zusammenhang.
3. Die Rißwiderstandskurven von ISO-V-Proben und CT-Proben sind untereinander für $0,1 \text{ mm} < \Delta a < 1,5 \text{ mm}$ werkstoffunabhängig korreliert.
4. Der Anfangswert $(J_{R0,1})_{CT}$ ist ebenfalls eine werkstoffunabhängige Funktion der Kerbschlagarbeit-Hochlage.

Literatur zu 4:

- 1 ROLFE, S. T.; NOVAK, S. R.: Slow-Bend K_{IC} Testing of Medium-Strength High-Toughness Steels. In: BROWN, W. F. Jr. (Hrsg.): *Review of Developments in Plane Strain Fracture Toughness Testing*. ASTM STP 463. Philadelphia (USA): ASTM, 1970. S. 124-159
- 2 BARSOM, J. M.; ROLFE, S. T.: Correlations between K_{IC} and Charpy V-Notch Test Results in the Transition-Temperature Range. In: *Impact Te-*

sting of Metals. ASTM STP 466. Philadelphia (USA): ASTM, 1970. S. 281-302

- 3 SAILORS, R. H.; CORTEN, H. T.: Relationship between Material Fracture Toughness Using Fracture Mechanics and Transition Temperature Tests. In: *Fracture Toughness, Proceedings of the 1971 National Symposium on Fracture Mechanics*. Part II. ASTM STP 514. Philadelphia (USA): ASTM, 1972. S. 164-191

- 4 SERVER, W. L.: Static and Dynamic Fibrous Initiation Toughness Results for Nine Pressure Vessel Materials. In: LANDES, J. D.; BEGLEY, J. A.; CLARKE, G. A. (Hrsg.): *Elastic-Plastic Fracture*. ASTM STP 668. Philadelphia (USA): ASTM, 1979. S. 493-514
- 5 NORRIS, D. M.; REAUGH, J. E.; SERVER, W. L.: A Fracture Toughness Correlation Based on Charpy Initiation Energy. In: *Fracture Mechanics, Thirteenth Conference*. ASTM STP 743. Philadelphia (USA): ASTM, 1981. S. 207-217
- 6 HAWTHORNE, J. R.; MENKE, B. H.; LOSS, F. J.; WATSON, H. E.; HISER, A. L.; GRAY, R. A.: Evaluation and Prediction of Neutron Embrittlement in Reactor Pressure Vessel Materials. Washington D.C.: Naval Research Laboratory, December 1982. EPRI Report NP-2782
- 7 HELMS, R.; KÜHN, H.-J.; ZIEBS, J.; AURICH, D.: Die Zähigkeit im Kerbschlagversuch. In: *Werkstoffprüfung 1986*. Berlin: Deutscher Verband für Materialprüfung, 1986
- 8 Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von Forschungsergebnissen auf dem Gebiet der Komponentensicherheit. Teilvorhaben: Werkstoffmechanik. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 1987. BAM-Forschungsbericht 137
- 9 AURICH, D.; KÜHN, H.-J.; THIEMICH, K.-D.; WOBST, K.: Abschätzung von Reißwiderstandskurven aufgrund der Kerbschlagarbeit-Hochlage. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 1988. Technischer Bericht
- 10 DVM 002, 1987. Ermittlung von Reißinitiiierungswerten und Reißwiderstandskurven bei Anwendung des J-Integrals
- 11 ASTM E 813-81. Standard Test for J_{IC} , a Measure of Fracture Toughness
- 12 TURNER, C. E.: Methods for Post-yield Fracture Safety Assessment. In: LATZKO, D. G. H.; TURNER, C. E.; LANDES, J. D.; HELLEN, T. K. (Hrsg.): *Post-yield Fracture Mechanics*. London: Elsevier Applied Science Publishers, 1984. S. 126-129
- 13 KTA 3104.1, 1988. Reaktorsicherheitsbehälter aus Stahl, Teil: Werkstoffe
- 14 BERGGREN, R. G.; GUDAS, J. P.; HAWTHORNE, J. R.; LOSS, F. J.: In: *Resolution of the Task A-11 Reactor Vessel Materials Toughness Safety Issue*. Appendix D: Materials Toughness Properties. Washington: USNRC, 1981. NUREG-Report NUREG-0744, Vol.2, Rev. 1
- 15 HEERENS, J.; SCHWALBE, K.-H.; CORNEC, A.: Modifications of ASTM E 813-81 Standard Test Method for an Improved Definition of J_{IC} Using New Blunting-Line Equation. In: *Fracture Mechanics*. ASTM STP 945. Philadelphia (USA): ASTM, 1988. S. 386

5 Einfluß von Werkstoffparametern auf die Initiierungstemperatur T_i

5.1 Einführung

Die Anwendung von Versagenskriterien der elastisch-plastischen Bruchmechanik, insbesondere der auf Reißwiderstandskurven beruhenden Kriterien, setzt voraus, daß Spaltbruchversagen ausgeschlossen werden kann. Dies kann unterstellt werden, wenn die Beanspruchungstemperatur des Bauteils oberhalb von T_i bzw. T_d liegt [1 bis 3]. Bei zunehmender Temperatur ist bei T_i erstmals stabiles Reißwachstum zu beobachten, das jedoch sofort wieder durch Spaltbruch unterbrochen wird. Mit weiter zunehmender Temperatur werden die vom Kerb- oder Reißgrund ausgehenden stabilen Anrisse immer länger, bevor Spaltbruchinstabilität einsetzt. Bei T_d erfolgt das Versagen schließlich vollständig durch duktilen Reißwachstum. Spaltbruchinstabilität tritt nicht mehr auf.

Von T_i an dürfen initiierungsbezogene Versagenskriterien, von T_d an auch reißwachstumsbezogene Versagenskriterien angewendet werden. Der Einfluß von Geometrie und Belastungsart auf T_i bzw. T_d scheint nach bisherigen Erfahrungen innerhalb großer Bereiche gering zu sein [4, 5]. Eine Erhöhung der Dehngeschwindigkeit verschiebt T_i und T_d zu höheren Werten [3, 6]. Diese Verschiebung wird auf den Geschwindigkeitseinfluß auf die Streckgrenze zurückgeführt, ohne daß dieser Einfluß bisher quantifiziert werden konnte. Der Einfluß der Werkstoffzähigkeit und der Spaltbruchfestigkeit auf T_i und T_d ist bisher ebenfalls noch nicht untersucht worden. Diese Frage ist jedoch insofern bedeutsam, als bei den Stählen des Typs 22 NiMoCr 37 bzw. 20 MnMoNi 55 der Übergangsbereich vom Spaltbruch zum duktilen Bruch im Vergleich zu anderen Stählen vergleichsweise hoch, u. U. oberhalb Raumtemperatur liegt. Bei vergleichender Betrachtung verschiedener Stähle zeigen die A_v -T-Kurven mit zunehmender Hochlagenzähigkeit tendenziell eine Verschiebung zu niedrigeren Temperaturen (Bild 5.1-1). Das bedeutet, daß T_i bzw. T_d mit zunehmender Hochlagenzähigkeit ebenfalls abfallen. Ob die Werkstoffzähigkeit hierfür als ursächlich anzusehen ist oder ob andere Werkstoffeigenschaften allein oder in Verbindung mit der Zähigkeit hierfür maßgebend sind, ist noch nicht untersucht worden.

Im Hinblick auf die Festlegung von Anforderungen an Werkstoffe sowie auf die Entwicklung und Qualitätssicherung von Werkstoffen sollte jedoch der Einfluß der verschiedenen Werkstoffeigenschaften auf T_i bekannt sein. Beispielsweise sollte geklärt sein, ob durch die Festlegung von Zähigkeitswerten, z. B. in Form von Kerbschlagarbeit-Hochlagenwerten oder Anforderungen an die Steigung von Reißwiderstandskurven, zugleich auch sichergestellt werden kann, daß T_i einen festzulegenden Grenzwert nicht unterschreitet. Die Untersuchungen wurden auf T_i beschränkt, da T_d auch noch durch die Änderung des Spannungszustandes während des stabilen Reißwachstums beeinflusst wird, die bislang im Detail noch nicht quantitativ ermittelt werden kann.

5.2 Werkstoffe und Versuchsdurchführung

Die Tabellen 4.2-1 und 4.2-2 zeigen die chemische Zusammensetzung und mechanischen Eigenschaften der untersuchten Stähle. Für die Untersuchung wurden Ergebnisse von quasi-statisch und dynamisch geprüften ISO-V-Proben [7] herangezogen. Die Durchführung und Auswertung der Versuche ist in den entsprechenden Berichten [7] beschrieben. Bei den ISO-V-Proben war T_i schwer zu bestimmen, weil sich der Initiierungsvorgang häufig über einen größeren Temperaturbereich erstreckte (Bild 5.2-1). T_i wurde als die Temperatur definiert, bei der $\Delta a \leq 0,01$ mm ist. Wenn zwischen $\Delta a = 0$ mm und $\Delta a = 0,1$ mm weitere Meßwerte nicht vorlagen, wurde die Temperatur zwischen den beiden Δa -Werten interpoliert. Außerdem wurde als "offset"-Wert die Temperatur ermittelt, bei der mit zunehmender Temperatur letztmalig ein stabiler Anriß von 0,1 mm Länge festgestellt wurde. Sie wurde mit $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ bezeichnet. Wenn vereinzelt im Bereich des Steilanstiegs der Δa -T-Kurve noch Δa -Werte um 0,1 mm auftraten, wurden diese bei der Festlegung von $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ außer Betracht gelassen. Wegen der geringen Geometrieabhängigkeit von T_i [4] sind die zu erwartenden Ergebnisse auch für größere Proben und Bauteile gültig.

Bei der Ermittlung der Spaltbruchfestigkeit R_{fc} und des "offset"-Initiierungswertes $J_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ wurde wie in dem oben erwähnten Bericht [7] verfahren. Zur Berechnung von R_{fc} aus der plastischen Grenzlast bei T_{gy} [7] wurde der plastische Spannungskonzentrationsfaktor mit $(K_{\sigma_p})_{F_{gy}} = 2,33$ entsprechend einer 3D-FEM-Analyse der ISO-V-Probe [8] eingesetzt. Zur Ermittlung von J_i wurden die größten gemessenen Arbeitswerte U_i bei $\Delta a = 0$ mm in Gleichung 1 verwendet [7, Abschn. 2.1.4, Gleichung 5]:

$$J_i = 1,46 U_i / [B(W-a)]. \quad (1)$$

Die Streckgrenze bei T_i bzw. $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ wurde aus der plastischen Grenzlast mit der Beziehung

$$(R_{eL})_{T_i} = (F_{gy})_{T_i} s / [B(W-a)^2 L] \quad \text{bzw.} \quad (2a)$$

$$(R_{eL})_{T_{\Delta a=0,1\text{mm}}} = (F_{gy})_{T_{\Delta a=0,1\text{mm}}} s / [B(W-a)^2 L] \quad (2b)$$

berechnet. 2D-FEM-Analysen [7] haben ergeben, daß der Constraintfaktor L bei den ISO-V-Proben 1,50 bis 1,60 beträgt. Unabhängig davon wurden die Constraintfaktoren aus vorhandenen Versuchsergebnissen ermittelt.

Die Bilder 5.2-2a bis c zeigen als Beispiele die aus Zugversuchen sowie quasi-statischen und dynamischen Versuchen mit ISO-V-Proben erhaltenen Streckgrenzen bzw. Ligamentplastizierungsgrenzen von nicht seitengekerbten und 25 % seitengekerbten ISO-V-Proben in Abhängigkeit von der Temperatur. Durch Korrelation der Ligamentplastizierungsgrenzen aus den quasi-

statischen Versuchen mit den Streckgrenzenwerten aus Zugversuchen bei jeweils gleicher Temperatur wurden dann mit Gleichung 2 die Constraintfaktoren erhalten. Mit diesen wurden aus den Ligamentplastizierungs-grenzen der dynamischen Versuche die dynamischen Streckgrenzen berechnet, die in den Bildern 5.2-3a bis c den Streckgrenzen aus dem Zugversuch gegenübergestellt sind. In diese Bilder sind auch die Constraintfaktoren eingetragen, mit denen die Umrechnung erfolgte. Die Bilder 5.2-4a bis c zeigen die Streckgrenzen aus dem Zugversuch und den dynamischen Versuchen mit den

ISO-V-Proben in Abhängigkeit von der Aktivierungsenergie (s. unten Gleichung 5). Den Darstellungen liegt eine mittlere Dehngeschwindigkeit der dynamisch geprüften ISO-V-Proben von 200 s^{-1} und $\dot{\epsilon}_0 = 10^{10} \text{ s}^{-1}$ zugrunde (s. Abschnitt 5.4). Nur bei seitengekerbten ISO-V-Proben wurden Constraintfaktoren zwischen 1,5 und 1,6 ermittelt, wie sie bei 2D-FE-Rechnungen erhalten wurden. Bei den nicht seitengekerbten Proben nahm L von 1,1 bei St 37 über 1,28 bei St 52 bis 1,32 bei höherfesten Stählen zu. Diese Werte wurden der Ermittlung von $(R_{cL})_{Ti}$ nach Gleichung 2 zugrunde gelegt.

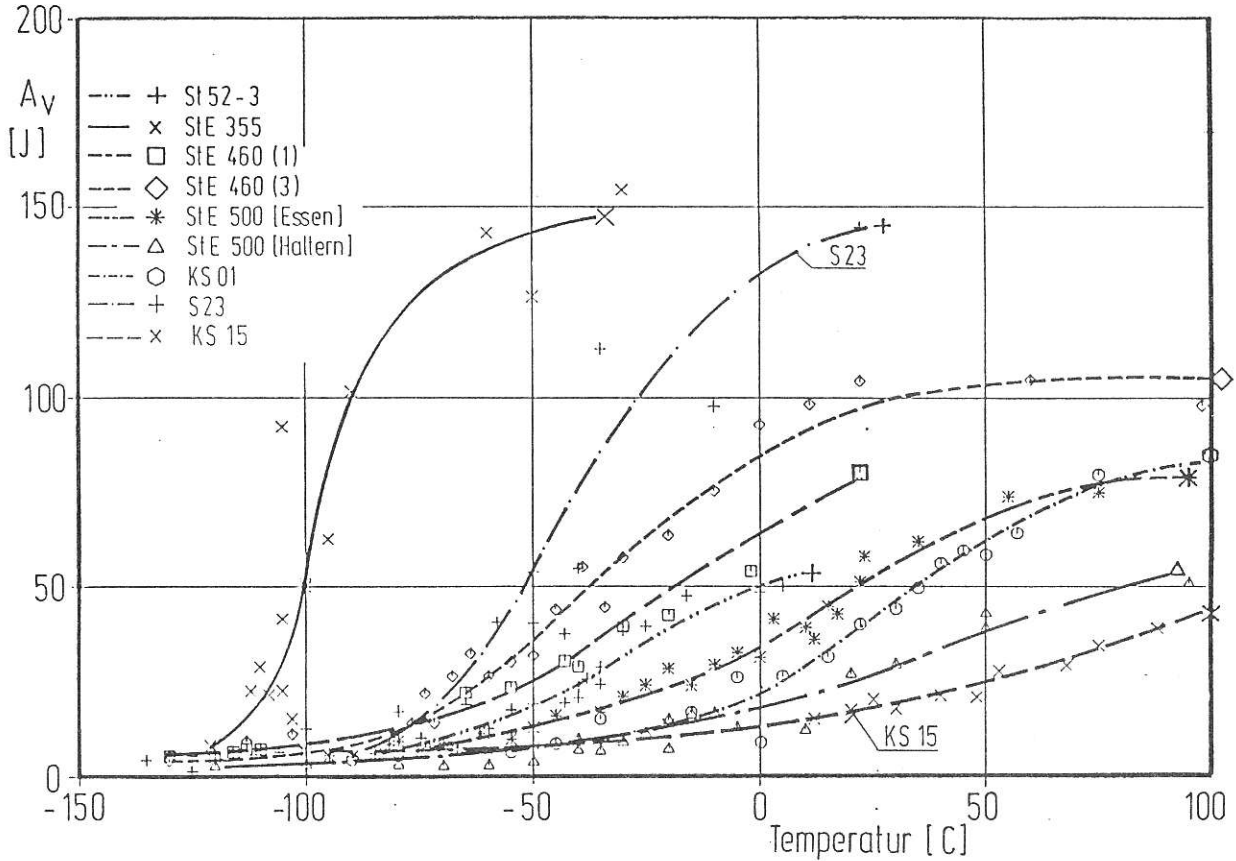


Bild 5.1-1. A_v -T-Diagramme einiger der untersuchten Stähle; Abnahme der Übergangstemperatur mit zunehmender Hochlagen-Zähigkeit

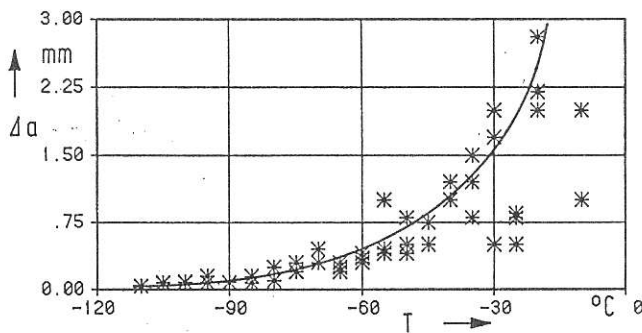


Bild 5.2-1. Betrag des stabilen Rißwachstums Δa bis zur Instabilität in Abhängigkeit von der Prüftemperatur am Beispiel des StE 460(3)

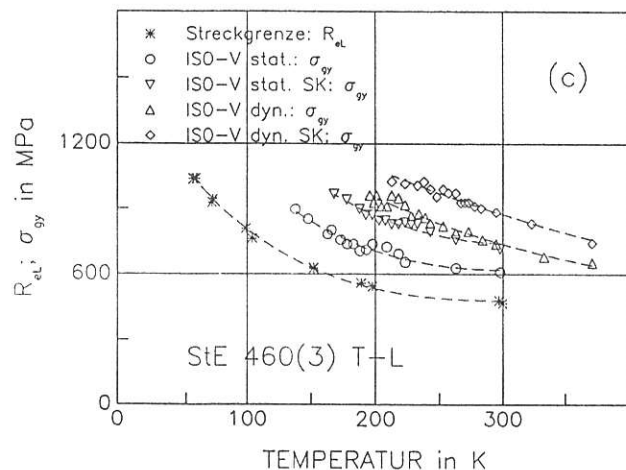
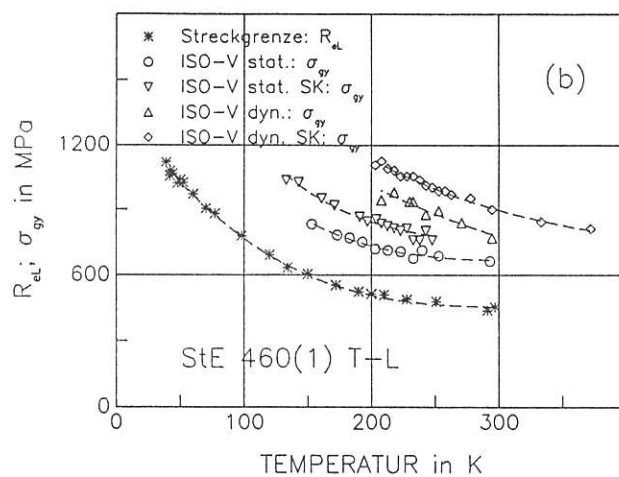
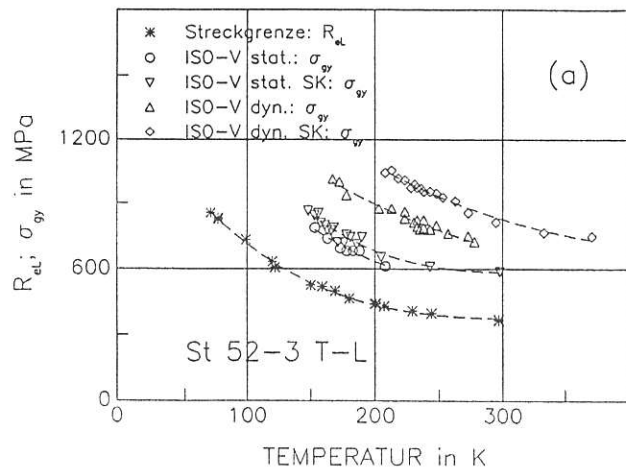


Bild 5.2-2. Streckgrenze aus Zugversuchen und Ligamentplastizierungsgrenzen von nicht seitengekerbten und 25 % seitengekerbten ISO-V-Proben in Abhängigkeit von der Temperatur

a) St 52-3 b) StE 460(1) c) StE 460(3)

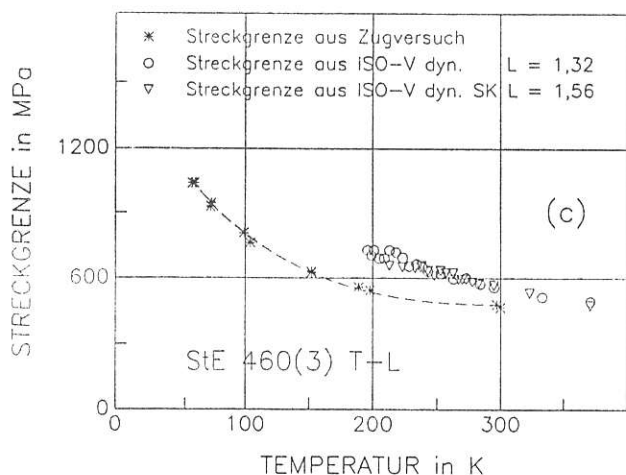
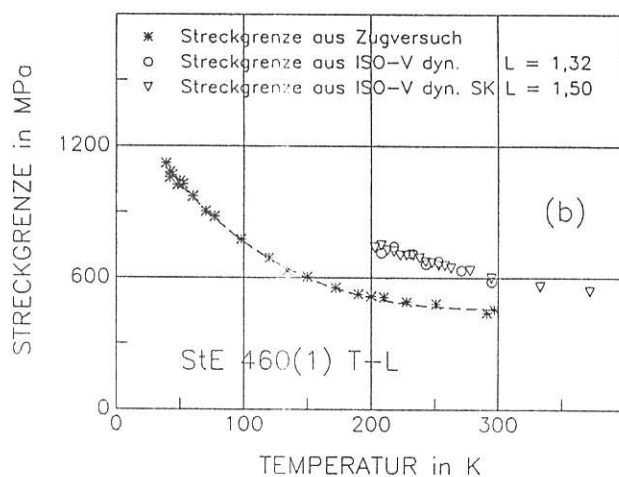
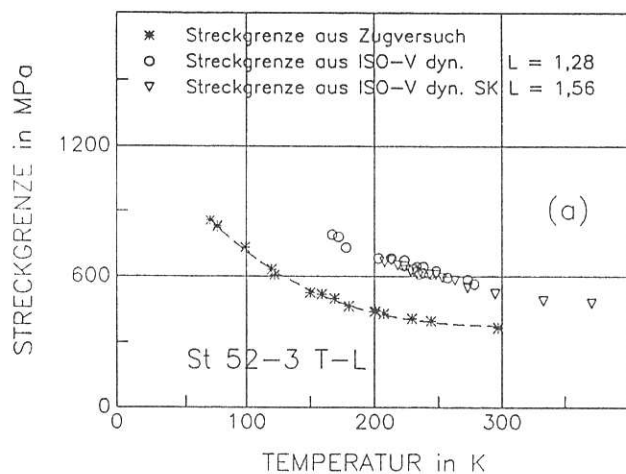


Bild 5.2-3. Streckgrenze aus dem Zugversuch und Streckgrenze aus Versuchen mit dynamisch beanspruchten, nicht seitengekerbten und 25 % seitengekerbten ISO-V-Proben in Abhängigkeit von der Temperatur

a) St 52-3 b) StE 460(1) c) StE 460(3)

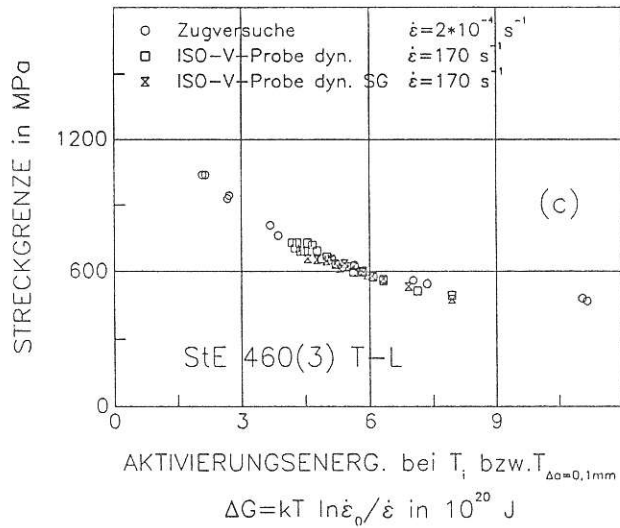
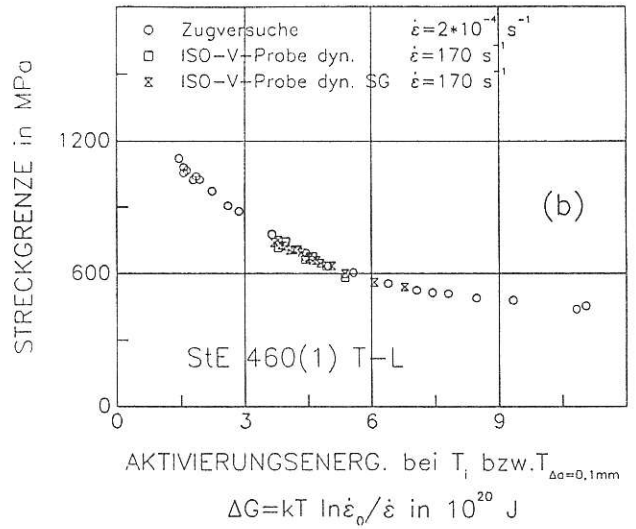
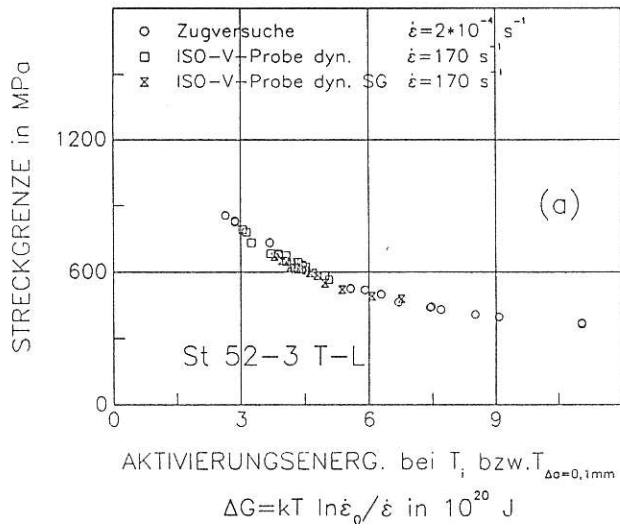


Bild 5.2-4. Streckgrenze aus dem Zugversuch und Streckgrenze aus Versuchen mit dynamische beanspruchten, nicht seitengekerbten und 25 % seitengekerbten ISO-V-Proben in Abhängigkeit von der Aktivierungsenergie
 a) St 52-3 b) StE 460(1) c) StE 560(3)

5.3 Ergebnisse

Die erhaltenen Kennwerte, R_{fc} , T_i , $(R_{eL})_{T_i}$, J_i , ΔG_i , $T_{\Delta a=0,1mm}$, $(R_{eL})_{T_{\Delta a=0,1mm}}$, $J_{\Delta a=0,1mm}$, $G_{\Delta a=0,1mm}$ sowie $(R_{eL})_{RT}$ sind in den Tabellen 5.3-1 bis 5.3-4 zusammengestellt. Bildet man das Verhältnis $(R_{fc})_{stat} / (R_{fc})_{dyn}$, so stellt man fest, daß dieses im Mittel etwa

bei 1 liegt. Dagegen erhält man für die Verhältnisse $(J_i)_{stat} / (J_i)_{dyn}$ bzw. $(J_{\Delta a=0,1mm})_{stat} / (J_{\Delta a=0,1mm})_{dyn}$ im Mittel Werte von 1,4, wobei allerdings angemerkt werden muß, daß die Verhältnisse stark streuen. Bezüglich der J_i - bzw. der $J_{\Delta a=0,1mm}$ -Werte wurde der gleiche Trend jedoch auch bei Drei-Punkt-Biegeproben mit $B = 100$ mm und $W = 200$ mm beobachtet [3, 7].

Tabelle 5.3-1. Werkstoffkennwerte bei T_i bei quasi-statischer Beanspruchung

Werkstoff	Probenlage	R_{fc}	T_i	$(R_{eL})_{T_i}$	$(R_{eL})_{RT}$	J_i	$kT_i \ln \epsilon / \epsilon_0^*$
		N/mm ²	K	N/mm ²	N/mm ²	N/mm	J
RSt 37-2	T-L	1 153	148	542	252	37	5.97
St 52-3	T-L	1 730	148	655	365	160	5.97
StE 460(1)	T-L	1 776	163	611	450	202	6.58
StE 460(3)	T-L	1 900	143	646	470	210	5.77
StE 500(1)	L-T	1 875	188	696	554	274	7.59
StE 500(1)	T-L	1 875	185	687	554	261	7.46
StE 500(3)	L-T	1 820	181	715	570	200	7.30
StE 500(3)	T-L	1 931	208	677	570	117	8.39

*) = ΔG_i

Tabelle 5.3-2. Werkstoffkennwerte bei T_i bei dynamischer Beanspruchung

Werkstoff	Probenlage	R_{fc}	T_i	$(R_{eL})_{T_i}$	$(R_{eL})_{RT}$	J_i	$kT_i \ln \epsilon / \epsilon_0^*$
		N/mm ²	K	N/mm ²	N/mm ²	N/mm	J
RSt 37-2	T-L	1 189	274	500	252	40	5.87
St 52-3	T-L	1 843	198	693	365	109	4.24
StE 355	T-L	1 904	156	817	402	248	3.34
StE 460(1)	T-L	1 931	198	772	450	225	4.24
StE 460(3)	T-L	1 875	183	743	470	136	3.92
StE 460(3)	T-S	2 151	148	923	470	183	3.17
StE 500(1)	L-T	1 931	203	819	554	199	4.35
StE 500(1)	T-L	1 942	204	819	554	139	4.37
StE 500(3)	L-T	1 931	225	843	570	95	4.82
StE 500(3)	T-L	1 875	245	781	570	155	5.25
22 NiMoCr 37							
KS 01	T-S	1 655	248	705	438	164	5.31
KS 01	T-L	1 710	263	658	446	183	5.63
S 23	T-S	1 931	203	781	471	203	4.35
S 23	T-L	1 931	203	795	471	150	4.35
KS 07	T-L	1 842	283	762	622	203	6.06
KS 04	T-L	1 853	221	734	466	105	4.73
20 MnMoNi 55							
KS 15	T-L	1 942	243	843	602	150	5.20
15 NiCuMoNb 5	T-L	2 162	171	843	520	173	3.66
15 NiCuMoNb 5	L-T	1 986	171	833	520	163	3.66
SG 20 kJ/cm		2 096	171	890	570	93	3.66

*) = ΔG_i

Tabelle 5.3-3. Werkstoffkennwerte bei $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ bei quasi-statischer Beanspruchung

Werkstoff	Probenlage	R_{fc} N/mm ²	$T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ K	$(R_{eL})_{T_{\Delta a=0,1\text{mm}}}$ N/mm ²	$(R_{eL})_{RT}$ N/mm ²	$J_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ N/mm	$kT_{\Delta a=0,1\text{mm}} \ln \varepsilon / \varepsilon_0^*$ J
RSt 37-2	T-L	1 153	168	469	252	153	6.78
St 52-3	T-L	1 730	153	635	365	204	6.17
StE 460(1)	T-L	1 776	183	582	450	283	7.38
StE 460(3)	T-L	1 900	178	556	470	390	7.18
StE 500(1)	L-T	1 875	199	677	554	352	8.03
StE 500(1)	T-L	1 875	202	668	554	295	8.15
StE 500(3)	L-T	1 820	218	668	570	582	8.80
StE 500(3)	T-L	1 931	231	649	570	237	9.32

*) = $\Delta G_{\Delta a=0,1\text{mm}}$

Tabelle 5.3-4. Werkstoffkennwerte bei $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ bei dynamischer Beanspruchung

Werkstoff	Probenlage	R_{fc} N/mm ²	$T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ K	$(R_{eL})_{T_{\Delta a=0,1\text{mm}}}$ N/mm ²	$(R_{eL})_{RT}$ N/mm ²	$J_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ N/mm	$kT_{\Delta a=0,1\text{mm}} \ln \varepsilon / \varepsilon_0^*$ J
RSt 37-2	T-L	1 189	275	516	252	134	5.89
St 52-3	T-L	1 843	223	659	365	197	4.77
StE 355	T-L	1 904	161	808	402	358	3.45
StE 460(1)	T-L	1 931	208	743	450	252	4.45
StE 460(3)	T-L	1 875	201	708	470	271	4.30
StE 460(3)	T-S	2 151	188	843	470	382	4.03
StE 500(1)	L-T	1 931	218	800	554	328	4.67
StE 500(1)	T-L	1 942	228	795	554	289	4.88
StE 500(3)	L-T	1 931	238	805	570	180	5.10
StE 500(3)	T-L	1 875	281	720	570	253	6.02
22 NiMoCr 37							
KS 01	T-S	1 655	273	649	438	287	5.84
KS 01	T-L	1 710	283	639	446	358	6.06
S 23	T-S	1 931	213	758	471	337	4.56
S 23	T-L	1 931	213	767	471	335	4.56
KS 07	T-L	1 842	308	734	622	330	6.59
KS 04	T-L	1 853	223	710	466	277	4.77
20 MnMoNi 55							
KS 15	T-L	1 942	293	748	602	236	6.27
15 NiCuMoNb 5	T-L	2 162	212	767	520	262	4.54
15 NiCuMoNb 5	L-T	1 986	185	791	520	308	3.96
SG 20 kJ/cm		2 096	180	857	570	376	3.85
SG 50 kJ/cm		1 953	208	810	570	205	4.45
StE 460(3) SIM 20		2 262	193	857	630	287	4.13
StE 460(3) SIM 50		2 041	253	805	665	290	5.42

*) = $\Delta G_{\Delta a=0,1\text{mm}}$

5.4 Bewertung der Ergebnisse

Für die Bewertung der Ergebnisse kann man sich der einfachen Vorstellung bedienen, daß bei T_i bzw. bei $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ die Bedingungen für den Spaltbruch und den duktilen Bruch simultan erfüllt sind. Nach heute allgemein akzeptierter Auffassung [9] entsteht Spaltbruch, wenn die größte Hauptnormalspannung die Spaltbruchfestigkeit erreicht. Wenn die Rißfläche bzw. die Symmetrieebene des Kerbes in Normalenrichtung belastet wird, ist die Rißöffnungsspannung gleich der größten Hauptnormalspannung, so daß in diesem Fall das Spaltbruchkriterium wie folgt formuliert werden kann:

$$\max_x \sigma_{yy} = R_{fc} \quad \text{mit} \quad \max_x \sigma_{yy} = K_{\sigma p} R_{eL} \quad (3)$$

Der Beginn des duktilen Bruches kann durch das Kriterium

$$J = J_i \quad \text{bzw.} \quad J = J_{\Delta a=0,1\text{mm}} \quad (4)$$

gekennzeichnet werden. Nach Gleichung 3 nimmt der Maximalwert der Kerböffnungsspannung bei gegebenem plastischem Spannungskonzentrationsfaktor mit zunehmender Streckgrenze zu. Die Streckgrenze steigt mit abnehmender Temperatur und zunehmender Verformungsgeschwindigkeit. Bild 5.4-1 zeigt als Ergebnis von FEM-Analysen der ISO-V-Probe [7, Bild 2.1.4-27] aufgrund unterschiedlicher Fließkurven [7, Bild 2.1.4-3], wie der plastische Spannungskonzentrationsfaktor in Abhängigkeit vom normierten J-Integral zunimmt. Die oberen beiden Kurven wurden für Werkstoffe mit Fließkurven ohne ausgeprägte Streckgrenze, die unteren drei Kurven für Werkstoffe mit Fließkurven mit einer Lüdersdehnung von ca. 1 % erhalten. In der Skizze in Bild 5.4-2 ist das Zusammenwirken des durch die Höhe der Streckgrenze bestimmten Verlaufes des Maximalwertes der Rißöffnungsspannung $\max_x \sigma_{yy}$ in Abhängigkeit von J, der

Spaltbruchfestigkeit R_{fc} sowie des Initiierungswiderstandes J_i bzw. des Rißwiderstandes $J_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ bei T_i bzw. bei $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ mit der Dehngeschwindigkeit und der Temperatur als den streckgrenzenbeeinflussenden Parametern dargestellt. Daraus folgt, daß die doppelte Versagensbedingung gemäß den Gleichungen 3 und 4 für T_i bzw. $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ bei abnehmender Streckgrenze, also bei zunehmender Temperatur T_i bzw. $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ erfüllt sein sollte, wenn bei jeweils sonst gleichen Werkstoffeigenschaften

- die Werkstoffzähigkeit J_i bzw. $J_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ zunimmt,
- die Spaltbruchfestigkeit R_{fc} abnimmt und
- die Beanspruchungsgeschwindigkeit $\dot{\epsilon}$ zunimmt.

Der Vergleich der T_i -Werte aus Tabelle 5.3-1 bzw. der $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ -Werte aus Tabelle 5.3-3 mit denen aus Tabelle 5.3-2 bzw. 5.3-4 zeigt für gleiche Werkstoffe bzw. Werkstoffzustände, daß eine zunehmende Beanspruchungsgeschwindigkeit T_i bzw. $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ tatsächlich erhöht, was auch der allgemeinen Erfahrung entspricht. Da es nicht möglich ist, bei ein und demselben Werkstoff die Werkstoffzähigkeit oder die Spaltbruchfestigkeit unabhängig von anderen Eigenschaften zu ändern, kann man

den Einfluß der Werkstoffzähigkeit und der Spaltbruchfestigkeit auf T_i bzw. $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ nur für möglichst viele verschiedene Werkstoffe über geeignet normierte Darstellungen aufzeigen.

Unterstellt man die oben erwähnten Versagenskriterien für T_i bzw. für $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$, so sollten die Versuchsdaten, dargestellt als das Verhältnis von Spaltbruchfestigkeit zu Streckgrenze entsprechend Gleichung 3 $R_{fc}/(R_{eL})T_i$ bzw. $R_{fc}/(R_{eL})T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ bei T_i bzw. bei $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ in Abhängigkeit vom normierten Initiierungswiderstand $J_i E/[a(R_{eL})T_i^2]$ bzw. vom Rißwiderstand $J_{\Delta a=0,1\text{mm}} E/[a(R_{eL})T_{\Delta a=0,1\text{mm}}^2]$ im Bereich der Ergebnisse der FEM-Analysen liegen. In Bild 5.4-3 sind die Daten aus den Versuchen mit den ISO-V-Proben sowohl bei quasi-statischer als auch bei dynamischer Beanspruchung den Beanspruchungswerten aus den FEM-Analysen gegenübergestellt. Die Versuchsergebnisse streuen nicht unerheblich, liegen aber im Bereich der aus den FE-Rechnungen erhaltenen Beanspruchungswerte. Die strichlierte Linie stellt eine Ausgleichsfunktion aller Versuchsergebnisse dar. Der erwartete Trend einer Zunahme von $R_{fc}/(R_{eL})T_i$ mit $J_i E/[a(R_{eL})T_i^2]$ bzw. von $R_{fc}/(R_{eL})T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ mit $J_{\Delta a=0,1\text{mm}} E/[a(R_{eL})T_{\Delta a=0,1\text{mm}}^2]$ ist wegen der Streuungen zwar nicht besonders ausgeprägt, aber doch deutlich erkennbar. Das bedeutet, daß die Initiierung eines ersten stabilen Anrisses bei zunehmender Werkstoffzähigkeit nur bei zunehmenden Verhältnissen $R_{fc}/(R_{eL})T_i$ bzw. $R_{fc}/(R_{eL})T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ erreicht werden kann. Bei zunehmender Werkstoffzähigkeit müssen folglich auf der Beanspruchungsseite immer größere plastische Spannungskonzentrationsfaktoren zur Verfügung stehen, damit ein stabiler Anriß entstehen kann. Bei gegebener Spaltbruchfestigkeit muß also die Streckgrenze umso weiter abfallen, d. h. die Temperatur muß zur Bildung eines ersten stabilen Anrisses umso mehr erhöht werden, je zäher der Werkstoff ist.

Die Streckgrenze hat einen thermisch aktivierbaren und einen thermisch nicht aktivierbaren Anteil. Während ersterer sich von Stahl zu Stahl nur vergleichsweise wenig ändert, werden Streckgrenzenerhöhungen bei ferritischen Stählen technisch im allgemeinen über den thermisch nicht aktivierbaren Anteil der Streckgrenze realisiert, so daß dieser je nach Festigkeitsklasse des Stahls erheblich variiert. In erster Näherung wurde in dieser Untersuchung angenommen, daß der thermisch nicht aktivierbare Anteil der Streckgrenze etwa gleich der Streckgrenze bei Raumtemperatur bei quasi-statischer Beanspruchung ist. Letztlich sollte dieser für den Einfluß der Streckgrenze insgesamt auf T_i maßgebend sein. Für die Beschreibung der Temperatur- und Dehngeschwindigkeitsabhängigkeit der Streckgrenze wird heute im allgemeinen die Beziehung

$$R_{eL} - R_i = R_0 \left[1 - \frac{kT}{\Delta G_0} \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right]^m \quad (5)$$

verwendet [10, 11]. $R_{eL} - R_i$ ist der thermisch aktivierbare

Anteil der Streckgrenze. Er wird durch die rechte Seite von Gleichung 4 beschrieben. ΔG_0 und k sind werkstoffunabhängige Konstanten, R_0 , $\dot{\epsilon}_0$ und m werkstoffabhängige Konstanten. Bild 5.4-4 zeigt, daß die untersuchten Werkstoffe, die eine vergleichsweise vielfältige Auswahl vom St 37 bis zum StE 500 unter Einschluß verschiedener Vergütungsstähle darstellen, bezüglich des Zusammenhangs zwischen thermisch aktivierbarem Anteil der Streckgrenze bei T_i bzw. bei $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ einerseits und T_i bzw. $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ sowie $\dot{\epsilon}$ andererseits Gleichung 5 folgen. Die Streuungen sind u.a. durch die Variation der werkstoffabhängigen Konstanten bedingt.

Für die zusammenfassende und vergleichende Darstellung von quasi-statischen und dynamischen Versuchen in Bild 5.4-4 war die Berücksichtigung der Dehngeschwindigkeiten bei beiden Beanspruchungsgeschwindigkeiten notwendig. Für die aus der plastischen Grenzlast ermittelte Streckgrenze ist die mittlere Dehngeschwindigkeit im Ligament maßgebend. *Norris* [12] gibt die Geschwindigkeit der Rißöffnungsdehnung im Kerbgrund einer mit einer Durchbiegungsgeschwindigkeit von 4,9 m/s beanspruchten ISO-V-Probe mit rd. 3000 s^{-1} an, was einer Vergleichsdehngeschwindigkeit von rd. 3500 s^{-1} entspricht. Da die Vergleichsdehnung vom Kerbgrund zur neutralen Faser hin um ein bis zwei Größenordnungen abfällt, sollte die mittlere Dehngeschwindigkeit entsprechend niedriger sein. Parallel zu der oben erwähnten FEM-Analyse der ISO-V-Probe [7] wurden in einer weiteren Rechnung [13] auch die Dehnungsinkremente ausgegeben. Im Bereich der plastischen Grenzlast wurde aufgrund der Vergleichsdehnungsinkremente in den Fließlinien für die Durchbiegungsgeschwindigkeit von 0,01 mm/s der quasi-statischen Versuche eine Vergleichsdehngeschwindigkeit $\dot{\epsilon}$ von etwa $4 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ und für die Durchbiegungsgeschwindigkeit von 5,5 m/s der dynamischen Versuche eine Vergleichsdehngeschwindigkeit $\dot{\epsilon}$ von etwa 200 s^{-1} abgeschätzt. Diese Werte passen insofern gut mit denen von *Norris* zusammen, als das Dehnungsinkrement bei der gleichen Laststufe im Kerbgrund etwa 17mal so groß ist wie innerhalb der Fließlinie, was im Kerbgrund bei dynamischer Beanspruchung auf eine Vergleichsdehngeschwindigkeit $\dot{\epsilon}$ von etwa 3400 s^{-1} führt, ein Wert, der gut mit dem von *Norris* genannten übereinstimmt. Für $\dot{\epsilon}_0$ wurde für alle Werkstoffe der Wert 10^{10} s^{-1} eingesetzt. In der Literatur [6, 11] werden für $\dot{\epsilon}_0$ Werte von 10^8 bis 10^{12} s^{-1} angegeben.

Die strichlierte Linie stellt eine Ausgleichsgerade dar. Das vergleichsweise schmale Streuband in Bild 5.4-4 belegt, daß der thermisch aktivierbare Anteil der Streckgrenze bei den untersuchten Werkstoffen vergleichsweise wenig werkstoffabhängig ist. Dabei muß beachtet werden, daß jeweils nur zwei Punkte zu einem Werkstoff gehören und im Einzelfall jeweils einer anderen Parameterkombination von R_0 , m und $\dot{\epsilon}_0$ folgen. Daraus ist zu schließen, daß bezüglich des Einflusses der Streckgrenze auf T_i der dominierende Einfluß vom athermischen Anteil der Streckgrenze ausgeht. Dieser kann, wie oben erwähnt, näherungsweise

mit der Streckgrenze bei quasi-statischer Beanspruchung bei Raumtemperatur abgeschätzt werden.

Bild 5.4-3 enthält implizit bereits den Zusammenhang zwischen den Parametern R_{fc} , R_{eL} und J_i bzw. $J_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ auf der einen Seite und T_i bzw. $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ auf der anderen Seite. Zur expliziten Darstellung dieses Zusammenhangs wird eine Funktion etwa entsprechend der strichlierten Linie in Bild 5.4-3 gebraucht. Um zu einer derartigen, einfach handhabbaren Funktion zu kommen, wurden die Versuchspunkte mit einer Funktion der Form $y = a + b x^{1/2}$ approximiert. Die strichlierte Linie in diesem Bild stellt das Ergebnis dieser Approximation dar:

$$\frac{R_{fc}}{(R_{eL})_{T_i; T_{\Delta a=0,1\text{mm}}}} = 2,0 + 0,083 \left[\frac{(J_i; \Delta a=0,1\text{mm} \cdot E)}{a \cdot (R_{eL})_{T_i; \Delta a=0,1\text{mm}}^2} \right]^{0.5} \quad (6)$$

Durch Kombination mit Gleichung 5 erhält man in Form von Gleichung 7

$$0,5 R_{fc} - 0,042 \left[\frac{J_i; \Delta a=0,1\text{mm} \cdot E}{a} \right]^{0.5} - R_i = R_0 \left[1 - \frac{k \cdot T_i; \Delta a=0,1\text{mm}}{\Delta G_0} \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right]^m \quad (7)$$

eine Beziehung, die auf der linken Seite die wesentlichen Parameter zusammenfaßt, die T_i beeinflussen, und auf der rechten Seite die bei der jeweiligen Dehngeschwindigkeit resultierenden Initiierungstemperaturen T_i bzw. $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ enthält. Bild 5.4-5 zeigt die aus den Versuchsergebnissen nach Gleichung 7 erhaltene Summe der Einflußparameter in Abhängigkeit von der Aktivierungsenergie. Die Streuungen sind ähnlich groß wie in Bild 5.4-3. Die Ausgleichskurve aus Bild 5.4-4 wurde in Bild 5.4-5 übernommen. Auch wenn die Streuungen beträchtlich sind, geht aus Bild 5.4-5 hervor, daß zwischen den erwähnten Einflußparametern und T_i bzw. $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ ein Zusammenhang etwa entsprechend Gleichung 7 besteht. Gleichung 7 ist zu entnehmen, daß dominierende Einflüsse auf T_i bzw. auf $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ von der Spaltbruchfestigkeit R_{fc} und dem thermisch nicht aktivierbaren Anteil der Streckgrenze R_i ausgehen, während der Einfluß der Zähigkeit in Form von J_i deutlich geringer ist. Gleichung 7 zeigt jedoch, daß eine Erhöhung der Zähigkeit in Form von J_i bzw. von $J_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ grundsätzlich eine Verschiebung von T_i bzw. von $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ zu höheren Temperaturen zur Folge hat. Die Einflüsse von Spaltbruchfestigkeit und thermisch nicht aktivierbarem Anteil der Streckgrenze sind gegenläufig. Bei Berücksichtigung der Zahlenfaktoren in Gleichung 7 bedeutet dies, daß die Spaltbruchfestigkeit um etwa 200 N/mm^2 erhöht werden muß, wenn die Streckgrenze eines Stahls wie üblich über den thermisch

nicht aktivierbaren Anteil der Streckgrenze um 100 N/mm² erhöht werden soll, ohne daß T_i bzw. T_{Δa=0,1mm} ansteigt. Die exakte Vorhersage von T_i - bzw.

von T_{Δa=0,1mm}-Werten war nicht das Ziel dieser Untersuchungen.

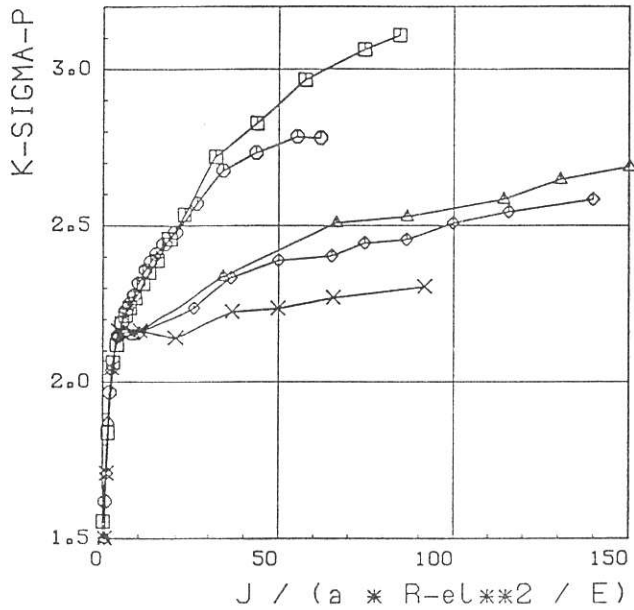


Bild 5.4-1. Plastischer Spannungskonzentrationsfaktor in ISO-V-Proben in Abhängigkeit vom normierten J-Integral aus 2D-FEM-Analysen [7, Bild 2.1.4-27]

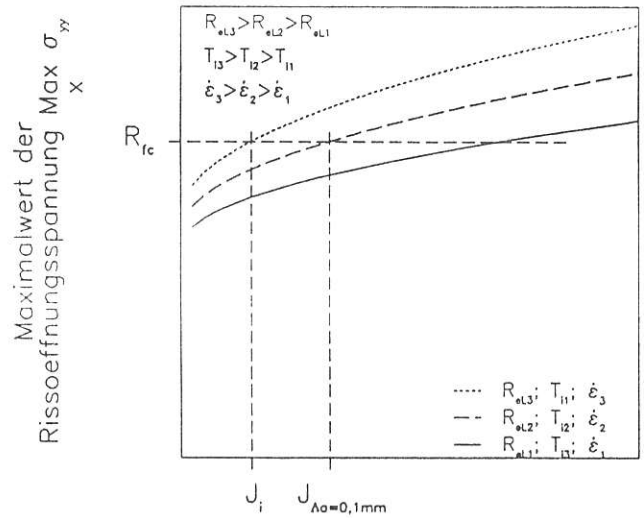


Bild 5.4-2. Zusammenwirken des Maximalwertes der Rißöffnungsspannung $\max(\sigma_{yy})$ in Abhängigkeit von J, der Spaltbruchfestigkeit R_{fc} , des Initiierungswiderstandes J_i bzw. des Rißwiderstandes $J_{\Delta a=0,1mm}$ bei T_i bzw. bei $T_{\Delta a=0,1mm}$ mit der Dehngeschwindigkeit ϵ und der Temperatur T als den streckgrenzenbeeinflussenden Parametern

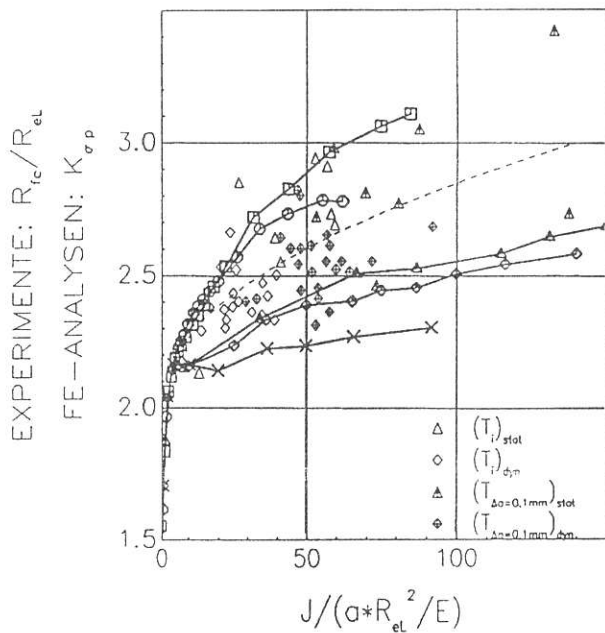


Bild 5.4-3. Verhältnisse $R_{fc}/(R_{eL})T_i$ bzw. $R_{fc}/(R_{eL})T_{\Delta a=0,1mm}$ in Abhängigkeit vom normierten Initiierungswiderstand $J_i E/[a(R_{eL})T_i^2]$ bzw. vom normierten Rißwiderstand $J_{\Delta a=0,1mm} E/[a(R_{eL})T_{\Delta a=0,1mm}^2]$; Vergleich mit dem plastischen Spannungskonzentrationsfaktor K_{σ_p} in Abhängigkeit vom normierten J-Integral $JE/[a(R_{eL})^2]$ als Ergebnis einer 2D-FEM-Analyse [7]

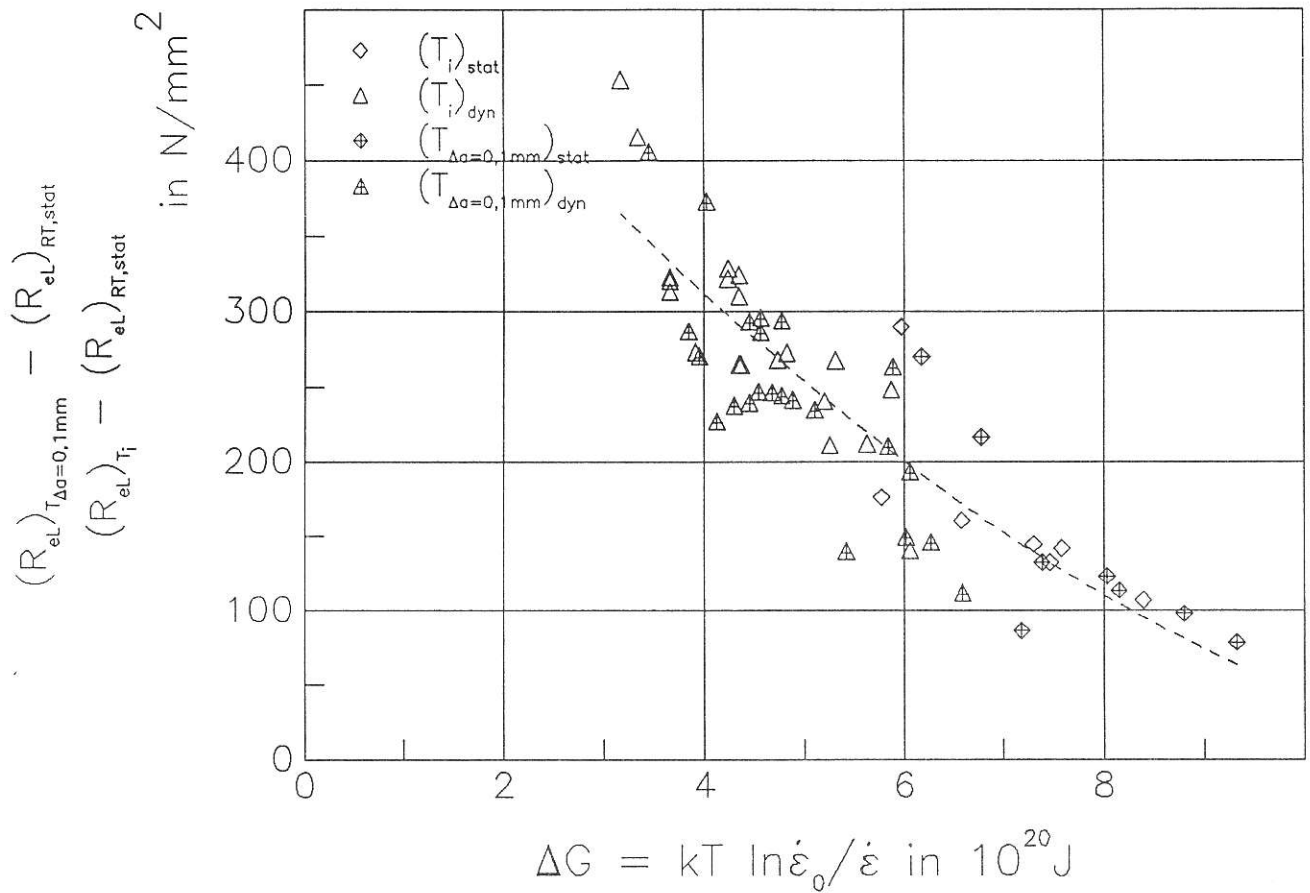


Bild 5.4-4. Thermisch aktivierbarer Anteil der Streckgrenze bei T_i bzw. bei $T_{\Delta a=0,1mm}$ in Abhängigkeit von der Aktivierungsenergie $(\Delta G)_i$ bzw. $(\Delta G)_{\Delta a=0,1mm}$ bei T_i bzw. bei $T_{\Delta a=0,1mm}$

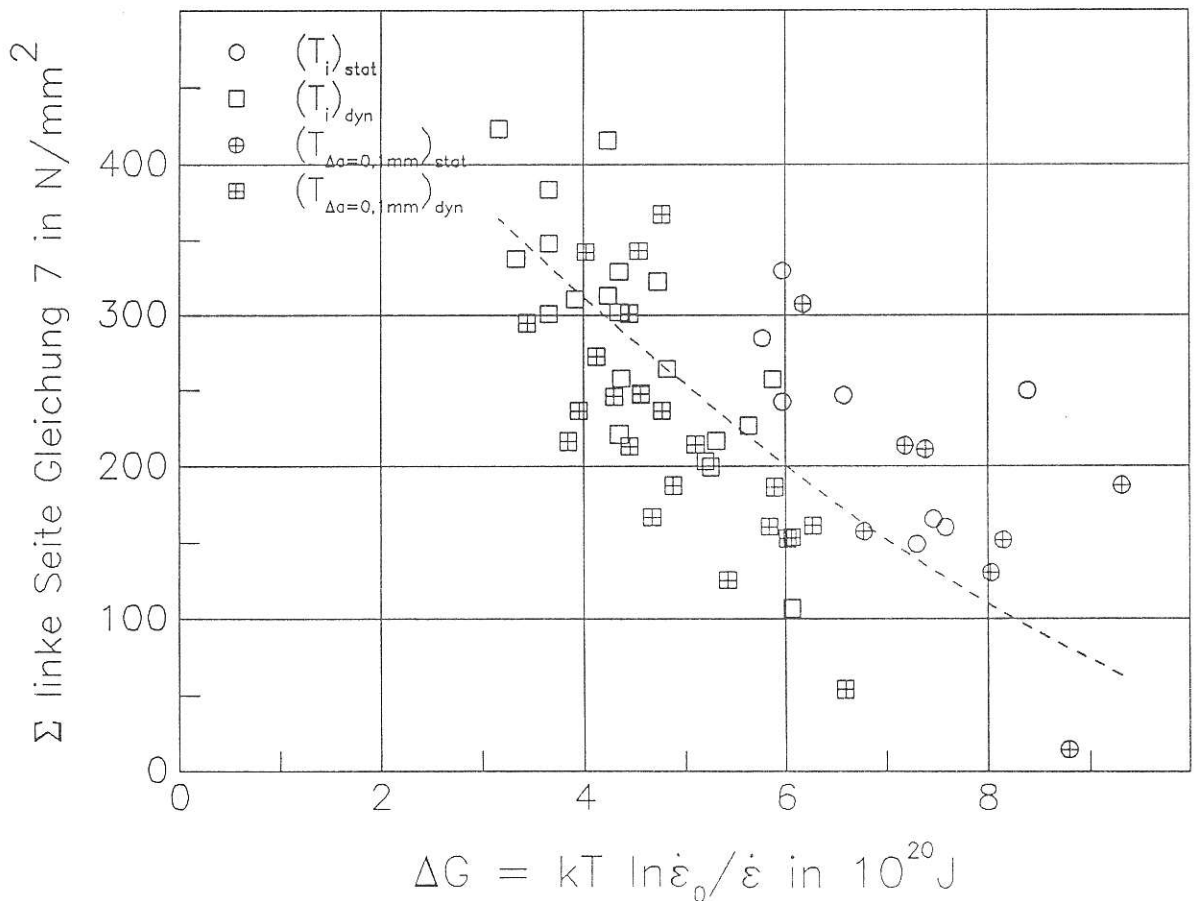


Bild 5.4-5. Summe der Einflußparameter gemäß Gleichung 7 in Abhängigkeit von der Aktivierungsenergie $(\Delta G)_i$ bzw. $(\Delta G)_{\Delta a=0,1mm}$ bei T_i bzw. $T_{\Delta a=0,1mm}$

5.5 Schlußfolgerungen und Zusammenfassung

Ziel der Untersuchung war die Klärung der Frage, wie T_i bzw. $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ als unterste Anwendungsgrenzen initiierungsbezogener bruchmechanischer Versagenskriterien durch die Werkstoffzähigkeit und die Spaltbruchfestigkeit beeinflußt werden. Die Untersuchung hat ergeben, daß neben diesen beiden Parametern auch der thermisch nicht aktivierbare Anteil der Streckgrenze, d.h. die Streckgrenze bei Raumtemperatur bei quasi-statischer Beanspruchung, einen erheblichen Einfluß auf T_i bzw. $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ hat. Während sich eine große Spaltbruchfestigkeit günstig auf T_i bzw. $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ auswirkt, ist eine Zunahme der Zähigkeit und der Streckgrenze für T_i bzw. $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ nachteilig.

Die Ergebnisse haben jedoch auch einen metallurgischen Aspekt. T_i und insbesondere $T_{\Delta a=0,1\text{mm}}$ haben einen erheblichen Einfluß auf die Übergangstemperaturen, weil sie die Tieflage des duktil-spröden Übergangs bestimmen. Will man bei Verbesserung der Hochlagenzähigkeit, z.B. mit Hilfe der Verminderung der Dichte der nichtmetallischen Einschlüsse, die Übergangstemperatur im Vergleich zu einem Stahl geringerer Zähigkeit halten, müssen zugleich auch Maßnahmen, wie Kornfeinung, ergriffen werden, um auch die Spaltbruchfestigkeit im erforderlichen Maße zu verbessern. Offensichtlich ist in der Vergangenheit bereits so verfahren worden, um die in den einschlägigen Regelwerken als Abnahmekennwerte festgelegten Übergangstemperaturen erreichen zu können, ohne daß diese Zusammenhänge bekannt waren. Deshalb war von vornherein gewährleistet, daß diese Randbedingung auch eingehalten wird.

Da bei gegebenem Werkstoff die in den Regelwerken festgelegten Übergangstemperaturen grundsätzlich oberhalb der T_i -Werte der dynamisch beanspruchten ISO-V-Probe liegen und diese wiederum grundsätzlich deutlich größer als die T_i -Werte quasi-statisch beanspruchter Bauteile sind, ist bei Betriebstemperaturen oberhalb der genannten Übergangstemperaturen sichergestellt, daß zumindest die Initiierung stabilen Rißwachstums möglich ist.

Literatur zu 5:

- 1 DAHL, W.; AURICH, D.: Zum Problem der Sicherheitsanalyse von Bauteilen aus Stahl. *Materialprüf.* 20 (1978) Nr. 1, S. 6 - 10
- 2 AURICH, D.; HELMS, R.: Grundlagen zum Spannungs- und Verformungszustand und zum Werkstoffverhalten bei quasistatischer Beanspruchung. *VDI-Berichte* Nr. 354 (1979), S. 7 - 25
- 3 PACKEISER, R.; AURICH, D.; ZIEBS, J.: Influence of Loading Rate on the Crack Resistance Curve and the Initiation Temperature. *Nucl. Eng. and Des.* 102 (1987), S. 487 - 493

- 4 KRAFKA, H.; WOBST, K.; AURICH, D.: Der Einfluß des Kerbradius auf die Kollaps- und die Initiierungsgrenztemperatur schweißbarer Baustähle. *Arch. Eisenhüttenwes.* 54 (1983) Nr. 6, S. 245 - 252
- 5 DAHL, W.: Application of Fracture Mechanics Concepts to the Failure of Steel Constructions. *steel res.* 57 (1986) Nr. 3, S. 131 - 134
- 6 Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von Forschungsergebnissen auf dem Gebiet der Komponentensicherheit. Teilvorhaben: 15004894. Aachen: Institut für Eisenhüttenkunde der RWTH Aachen.
- 7 Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von Forschungsergebnissen auf dem Gebiet der Komponentensicherheit. Teilvorhaben: Werkstoffmechanik. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 1987. BAM-Forschungsbericht 137
- 8 WEHNER, G.: Spannungs- und Verformungsanalyse einer ISO-V-Probe - elastisch-plastische 3D-FE-Analyse. Berlin: Bundesanstalt für Materialprüfung, 1981. Interner Bericht
- 9 KNOTT, J.F.: *Fundamentals of Fracture Mechanics*. London: Butterworths, 1973
- 10 MACHERAUCH, E.; VÖHRINGER, O.: Das Verhalten metallischer Werkstoffe unter mechanischer Beanspruchung. *Z. Werkstofftech.* 9 (1978), S. 370 - 391
- 11 KRABIPELL, A.; DAHL, W.: Zum Einfluß von Temperatur und Dehngeschwindigkeit auf die Streckgrenze von Baustählen unterschiedlicher Festigkeit. *Arch. Eisenhüttenwes.* 52 (1981) Nr. 11, S. 429 - 436
- 12 NORRIS, D.M.: Computer Simulation of the Charpy V-Notch Toughness Test. *Eng. Fracture Mech.* 11 (1979), S. 216 - 274
- 13 HERRMANN, H.: Berechnung und Auswertung einer ISO-V-Probe. Berlin: IWiS GmbH. Bericht Nr. BR-04-014

Die bekannten Bruchmechanik-Konzepte gehen davon aus, daß das Versagen durch Bruch durch ein einparametrisches Kriterium vollständig beschrieben werden kann. Für die linear elastische Bruchmechanik hat sich diese Vorstellung mit Einschränkungen als richtig erwiesen. Bei elastisch-plastischem Bruch und insbesondere bei stabilem Rißwachstum war schon sehr frühzeitig klar, daß dieses durch einparametrische Kriterien nicht eindeutig vorausgesagt werden kann. Dies wurde besonders deutlich am Einfluß der Probengeometrie auf die Rißwiderstandskurve und am sogenannten "canoe"-Effekt bei halb-elliptischen Oberflächenfehlern in Scheiben oder Behältern, bei dem das stabile Rißwachstum nicht an der Stelle des größten J - oder δ_t -Wertes auftritt.

Schließlich wird die Notwendigkeit der Anwendung der elastisch-plastischen Bruchmechanik gerade bei der Begutachtung von älteren Anlagen im Zustand "end of life" bestehen. In solchen Fällen stehen die erforderlichen Kennwerte, wie Rißwiderstandskurve, gar nicht zur Verfügung, so daß alternative Kennwerte gefunden werden müssen. Nach ersten Recherchen scheint der Hochlagenwert der Kerbschlagarbeit als Ersatzkennwert für das Rißwiderstandsverhalten geeignet zu sein.

Darüber hinaus ist im Hinblick auf den Ausschluß von Sprödbruchversagen der Parametereinfluß auf die Grenztemperatur T_i bedeutsam, weil die für Primärkreislaufkomponenten verwendeten Stähle aufgrund der übrigen zu fordernden Eigenschaften eine vergleichsweise hohe Übergangstemperatur haben.

Das Vorhaben hatte das Ziel, zu diesen Problemen Lösungen zu finden. Dabei stand die Weiterentwicklung des J -Konzeptes mit dem Teilziel im Vordergrund, das stabile Wachstum von Rissen mit gekrümmter Front in Komponenten, wie Druckbehältern und Rohren, auch in bezug auf das Leck-vor-Bruch-Problem unter praxisnaher Beanspruchung zuverlässig, jedoch nicht unnötig konservativ und ökonomisch analysieren und voraus-sagen zu können.

Aufbauend auf vorausgegangenen Untersuchungen [1] konnte durch die ergänzende Bestimmung von J_R -Kurven, vor allem für seitengekerbte CC-Proben mit unterschiedlichen a/W -Verhältnissen im Abschnitt 3.1.2.1 sowie FEM-Analysen für ein EVZ- und ein ESZ-Modell einer CC-Probe mit $a/W = 0,1$ in Abschnitt 3.1.2.2, ein Zusammenhang zwischen der Steigung von J_R -Kurven dJ_R/da (vgl. Bild 3.1.2.3-7) und verschiedener, die Verformungsbehinderung (Constraint) charakterisierender Parameter (vgl. Tabelle 3.1.2.3-1) gezeigt werden. Während der Constraint-Faktor L definitionsgemäß das globale Probenverhalten charakterisiert, beschreiben der Constraint-Parameter d_n^{-1} (vgl. Gleichung 2, Abschnitt 3.1.2.3), der plastische Spannungskonzentrationsfaktor K_{σ_p} und der Mehrachsigsigkeitsquotient χ die Verformungsbehinderung im Rißspitzenbereich und können damit auch ein Maß für das

Constraint im Rißspitzenbereich von Fehlern in Bauteilen sein. Elastisch-plastische 3D-FEM-Analysen für CT-Proben mit Ligamentlängen zwischen 12,5 und 200 mm haben ergeben, daß χ empfindlicher auf eine Änderung des Constraints im Rißspitzenbereich reagiert als K_{σ_p} [1]. Diese Beobachtung wird auch beim Vergleich der FEM-Ergebnisse für drei EVZ-Modelle für verschiedene Probengeometrien und ein 3D-Modell in Bild 6-1 bestätigt. Ebenso nimmt χ bei einer Constraint-erhöhung stärker zu als d_n^{-1} , wie das für die genannten Modelle aus Bild 6-2 hervorgeht. Ergänzend zeigen die Bilder 6-3a und 6-3b, daß die Grenzkurven für den EVZ bzw. den ESZ für d_n^{-1} in Abhängigkeit vom Verfestigungsparameter n nach der HRR-Theorie erheblich enger zusammenliegen als für χ in Abhängigkeit von n . Zusammenfassend ergibt sich daraus, daß der Mehrachsigsigkeitsquotient χ am empfindlichsten auf Constraint-Veränderungen reagiert. Mit FEM-Analysen kann χ für Bruchmechanikproben und Bauteile ermittelt werden.

Die Wahl von χ als Constraint-Maß ermöglicht außerdem über das "Criterion for ductile fracture by the growth of holes" von McClintock [2] eine physikalische Interpretation der Abnahme des Rißwiderstandes mit wachsendem χ durch die Beschleunigung des zur duktilen Rißverlängerung führenden Hohlraumwachstums mit zunehmendem Mehrachsigsigkeitsgrad des Spannungszustandes. χ kann somit als physikalisch begründbarer Versagensparameter angesehen werden. Bei den durchgeführten Untersuchungen ist für χ das örtliche Maximum in Abhängigkeit von der Rißausbreitungsrichtung $\max_x \sigma_h/\sigma_v$ herangezogen worden. In weiteren Untersuchungen sollte geklärt werden, ob die Verwendung eines Maximalwertes über einen Volumenbereich im Hinblick auf den Vorgang des Hohlraumwachstums physikalisch sinnvoller ist und welche Konsequenzen das Hohlraumwachstum für die Spannungsverteilung in diesem Volumenbereich hat.

Die Ermittlung eines Zusammenhanges zwischen der Steigung dJ/da einer J_R -Kurve und dem Mehrachsigsigkeitsquotienten χ im Rißspitzenbereich für eine große Anzahl von Bruchmechanikproben unterschiedlicher Geometrie und Größe, also für große Wertebereiche von χ und dJ_R/da , wie das aus dem Vergleich der Bilder 3.1.2.3-5 und 3.1.2.3-7 in Abschnitt 3.1.2.3 hervorgeht, ist eine wesentliche Grundlage für die Entwicklung eines bruchmechanischen Konzeptes für die Analyse des stabilen Wachstums von Fehlern mit gekrümmter Rißfront in Komponenten, wie Druckbehälter und große Rohre, mit Hilfe des an Proben ermittelten, vom Constraint abhängigen Rißwiderstandes

$$J_R = f(J_i, \Delta a, \chi). \quad (1)$$

Aus den Ergebnissen folgt, daß für die Bestimmung des Rißwiderstandes J_R nach Gleichung 1 entweder mehrere Proben mit unterschiedlichen χ -Werten im Rißspitzenbereich, also unterschiedlicher Geometrien, oder eine

Probe mit genügender Variation von χ entlang der Rißfront mit kontinuierlicher Messungen des lokalen Rißfortschritts zu verwenden sind.

Für die Quantifizierung des Zusammenhanges von J_R und χ ist zu klären, ob und wenn ja, wie sich χ mit dem Rißfortschritt ändert. Dazu wurde die numerische Simulation des Rißfortschritts (vgl. Abschnitt 3.1.1) durch Vergleichsrechnungen zwischen verschiedenen Programmen, durch Variation der FE-Netzwerke und der Rechenstrategien (vgl. Tabelle 3.1.1-3) zu einem Werkzeug entwickelt, mit dem nicht nur das stabile Rißwachstum in guter Übereinstimmung mit dem Versuch simuliert werden kann, sondern auch die während des Rißfortschritts sich einstellenden Spannungszustände in Rißspitzennähe erstmalig ermittelt werden können. Bild 6-4 zeigt dazu, daß beim EVZ-Modell einer CT-25-Probe χ , aufgetragen über J ($J_i \approx 130 \text{ N/mm}$), sich mit der Rißverlängerung nur wenig ändert, nämlich von etwa 2,8 zunächst auf 3,1 anwächst und danach wieder unter 3 abfällt, während beim EVZ-Modell einer CC-25-Probe χ kontinuierlich von etwa 1,5 auf etwa 2,2 zunimmt. Das bedeutet, daß der ursprüngliche χ -Unterschied zwischen den beiden Probengeometrien sich während des Rißwachstums zwar verringert, aber signifikant erhalten bleibt. Entscheidend für die physikalische Relevanz der χ -Werte für das stabile Rißwachstum ist dabei das Ergebnis, daß bei stabilem Rißwachstum das Maximum von $\max_x \sigma_h / \sigma_v$ zur aktuellen Rißspitze, also zum tat-

sächlichen Versagensort hinwandert. Mit der Kenntnis von $\chi = f(\Delta a)$ kann überprüft werden, inwieweit das Konzept, daß dJ_R/da von χ abhängt, auch für den Verlauf der J_R -Kurven während des Rißwachstums gilt. Dazu zeigt Bild 3.1.1-27, daß die Zuordnung von dJ_R/da der seitengekerbten CC-Probe zu den entsprechenden χ -Werten aus der numerischen Simulation des Rißfortschritts des FE-EVZ-Modells der Probe und eine entsprechende Auswertung für die seitengekerbte CT-Probe zum gleichen Zusammenhang zwischen dJ_R/da und χ führt wie aus der Analyse des Rißwiderstandsverhaltens von Rissen in Bauteilen.

Aus der numerischen Simulation des stabilen Rißwachstums für verschiedene Bruchmechanik-Probengeometrien konnten außerdem die folgenden wesentlichen Erkenntnisse gewonnen werden:

- Die für die experimentelle J-Ermittlung aus der Last-Verformung-Kurve üblichen Formeln liefern innerhalb der festgelegten Gültigkeitsgrenzen nicht wesentlich vom Fernfeldwert des Linienintegrals bzw. der Energiefreisetzungsrate abweichende Ergebnisse.
- Auch wenn die Größenbedingungen für J-kontrolliertes Rißwachstum bei den CT-Proben eingehalten werden, sind die im Nahfeld des Risses ermittelten J-Werte erheblich wegabhängig. Eine von Null verschiedene untere Grenze für den Nahfeldwert von J konnte nicht festgestellt werden.

- Rißwiderstandskurven auf der Basis der Rißspitzenöffnung oder des Rißspitzenöffnungswinkels hängen in vergleichbarem Maße von der Probengeometrie wie die J_R -Kurve ab und stellen deshalb keine Alternative dar, das Übertragungsproblem von Rißwiderstandswerten von Proben auf Bauteile einfacher zu lösen.

Zur Überprüfung des an Bruchmechanikproben gefundenen Zusammenhanges zwischen dJ_R/da und χ wurde das stabile Rißwachstum von zwei axial ausgerichteten, halb elliptischen Oberflächenrissen in Ronden aus verschiedenen Werkstoffen im Behälterversuch mit FEM-Analysen für die Ausgangsriß-Konfigurationen bruchmechanisch untersucht (vgl. Abschnitt 3.2.1). Die Abschätzung lokaler J_R -Kurven entlang der Rißfront ergab den gleichen Zusammenhang zwischen dJ/da und χ wie bei den Proben. Für das Verhalten $dJ_R/da = f(\chi)$ konnte eine Ausgleichsfunktion gefunden werden, die die Ergebnisse für Proben und Behälterversuche der Werkstoffe 20 MnMoNi 55 und StE 460 gut zu beschreiben vermag. Dazu zeigt beispielhaft Bild 6-5 die Ergebnisse für StE 460, wobei hier durch lokales Rißwachstum in axialer Richtung von $6 \div 8 \text{ mm}$ beim Oberflächenriß im Behälter die Extrapolation der J-Verteilung von der Ausgangsrißfront aus für das große Rißwachstum ungenau ist und deshalb diese Ergebnisse von der Approximationsfunktion nicht beschrieben werden können. Eine Verbesserung der Ergebnisse würde hier erfordern, daß das lokale Rißwachstum während der Belastung im Versuch kontinuierlich erfaßt werden kann, damit FEM-Analysen auch für Rißfrontgeometrien während des Rißfortschritts durchgeführt werden können. Alternativ müßte eine sehr aufwendige numerische Simulation des Rißfortschritts am Oberflächenriß (3D-Problem) durch Weiterentwicklung der Software angestrebt werden.

Der Vergleich zwischen dem experimentell aufgetretenen Rißwachstum und den Vorhersagen über J_R -Kurven für die halb elliptischen Oberflächenrisse ergibt:

- Eine Analyse nach dem konventionellen Verfahren auf der Grundlage der J_R -Kurve einer seitengekerbten CT-25-Probe zeigt, daß damit weder die Form noch die Größe des stabilen Rißwachstums richtig vorhergesagt werden kann, beispielsweise wird das Rißwachstum in Wanddickenrichtung bis zum Faktor 4 überschätzt.
- Das durch den Einfluß des Mehrachsigenquotienten χ erweiterte J-Konzept liefert beim Oberflächenriß in der 20 MnMoNi 55-Ronde qualitativ und quantitativ zufriedenstellende Ergebnisse in bezug auf das Experiment, und auch beim Oberflächenriß in der StE 460-Ronde ist die Vorhersage nach dem erweiterten J-Konzept qualitativ besser als nach dem einparametrischen Konzept.
- Für beide Risse kann mit dem einparametrischen J-Konzept die Entstehung der im Experiment beob-

achteten Ausbildung einer "kanu"-förmigen Rißfront nicht beschrieben werden, während auf der anderen Seite das Rißwachstum in Wanddickenrichtung erheblich überschätzt wird.

Für die Komponente "Rohr" wurden bisher umfangreiche Untersuchungen nur im kleinen und mittleren Durchmesserbereich (vorwiegend $6 \div 16$ inch) durchgeführt [3]. Deshalb wurden Experimente und FEM-Analysen (vgl. Abschnitt 3.2.2) mit einem Rohr mit 880 mm Außendurchmesser und einem 120° -Außenumfangsfehler ($a/t = 0,6$) durchgeführt. Im Vergleich zu den axial ausgerichteten halb elliptischen Oberflächenrissen im Druckbehälter wird beim Umfangsfehler im Rohr unter reiner Biegung nur ein vernachlässigbarer Gradient von χ entlang der Rißfront beobachtet, so daß das stabile Rißwachstum in diesem Fall unter Verwendung der Rißwiderstandskurve, z. B. einer CT- oder SECT-Probe, ausreichend genau vorhergesagt werden kann. Der ermittelte Mehrachsigenquotient entspricht in etwa dem Maximalwert bei den axialen Oberflächenrissen und liegt in der Nähe des Wertes einer seitengekerbten CT-25-Probe (vgl. Bild 3.2.2.3-15). Die J-Verteilung hat ein Maximum in der Rißfrontmitte, das größte Rißwachstum sollte also in der Mitte des Risses erwartet werden. Bei der in Versuchen meistens durchgeführten Vierpunkt-Biegebeanspruchung werden durch die Ovalisierung des Rohrquerschnittes bei gleichem äußerem Biegemoment infolge einer Umlagerung der Biegespannungsverteilung geringere J-Werte als bei reiner Biegung erreicht, d. h. die Initiierung des Rißwachstums erfolgt zwar bei gleichem J, aber bei höherem Biegemoment unter Vierpunkt-Biegung, und bei gleichem Biegemoment ist das maximale Rißwachstum unter Vierpunkt-Biegung geringer. Daraus ergibt sich die Frage, ob die allgemein praktizierten Rohrversuche unter Vierpunkt-Biegung besonders für eine Leitung mit großem Rohrdurchmesser den ungünstigsten Beanspruchungsfall darstellen. So wird beispielsweise bei einer großen Primärkühlmittel-Leitung in der Nähe des Anschlusses an den Druckbehälter durch die Anflanschung nur eine sehr geringe Ovalisierung im Vergleich zur freien Rohrlänge auftreten und deshalb an der steifen Anschlußstelle stabiles Rißwachstum bei einem niedrigeren Biegemoment als auf der freien Rohrlänge beginnen. Damit ist für die Fortführung der Untersuchungen zu klären, ob durch eine Aussteifung der Versuchsrohre unter den Lasteinleitungsstellen die ungünstigere Beanspruchungssituation simuliert werden sollte. Aus den FEM-Analysen geht hervor, daß die Beanspruchung durch einen Betriebsdruck von 150 bar im Vergleich zum notwendigen Biegemoment für die Initiierung von stabilem Rißwachstum vernachlässigbar ist.

Für eine ingenieurmäßige, ökonomische Anwendung des erweiterten J-Konzeptes müssen sowohl auf der Beanspruchungsseite als auch auf der Werkstoffseite Näherungsverfahren zur relativ einfachen Ermittlung der benötigten Daten entwickelt werden. Dazu ist in Abschnitt 3.2.1.2 für die Beanspruchungsseite ein Näherungsverfahren zur Bestimmung der J-Verteilung entlang der Rißfront eines axial ausgerichteten Oberflä-

chenrisses in einem Druckbehälter entwickelt worden. Das auf einem "Small-Scale-Yielding"-Ansatz beruhende Verfahren ermöglicht eine genauere Abschätzung von J als mit den Grenzwerten für den EVZ und ESZ (vgl. Bild 3.2.1.2-12), weil der Constraint-Faktor β über den plastischen Grenzdruck nach *Folias* für die größte Rißtiefe ermittelt wird. Damit kann die J-Verteilung bis zur Durchplastizierung des kleinsten Ligamentquerschnittes berechnet werden. Der Versuch, den plastischen Anteil von J oberhalb des plastischen Grenzdruckes nach *Folias* analytisch zu beschreiben, zeigte, daß einfache Lösungen nicht zu erwarten sind.

Auf der Werkstoffseite konnte auf der Grundlage der Untersuchung einer großen Anzahl von Werkstoffen ein Abschätzungsverfahren zur Ermittlung von J_R -Kurven für eine ISO-V-Probe und eine CT-25-Probe aus der Kerbschlagarbeit in der Hochlage entwickelt werden (vgl. Abschnitt 4). Bild 6-6 zeigt die J_R -Kurve für eine ISO-V-Probe im Vergleich zu J_R -Kurven für andere Probengeometrien bei StE 460. Aufgrund der kleinen Ligament- und Dickenabmessungen sowie durch den anfangs wirksamen Kerbradius von 0,25 mm verläuft die J_R -Kurve für die ISO-V-Probe noch steiler als die von nichtseitengekerbten CC(T)-Proben. Mit dem Abschätzungsverfahren könnten u. a. aus der Kerbschlagarbeit-Hochlage zwei J_R -Kurven für extreme Constraint-Bedingungen, hohes χ bei der CT-Probe, niedriges χ bei der ISO-V-Probe, zur Ermittlung der Koeffizienten für die Approximationsfunktion $dJ_R/da = f(\chi)$ nach Bild 6-5 zur Bruchmechanikanalyse von Oberflächenrissen in Druckbehältern gewonnen werden. Dazu ist das Ergebnis für die ISO-V-Probe in das Diagramm dJ_R/da über χ für 20 MnMoNi 55 in Bild 6-7 eingetragen, wobei als Grenzen für χ auf der einen Seite für den ISO-V-Kerb $\chi = 1,6$ und auf der anderen Seite, wegen des infolge stabilen Rißwachstums entstandenen Risses, $\chi = 2,2$ für eine CT-12,5-Probe [1] herangezogen wurden. Mit der Entwicklung des Abschätzverfahrens könnte es möglich werden, das erweiterte J-Konzept zur Begutachtung von Altanlagen heranzuziehen, sofern die Hochlage-Kerbschlagarbeit bekannt ist.

Die Anwendung von Versagenskriterien der elastisch-plastischen Bruchmechanik setzt voraus, daß Versagen durch Spaltbruch ausgeschlossen werden kann, d. h. die Initiierungstemperatur für stabiles Rißwachstum muß bei der Bauteilbeanspruchung überschritten sein. Eine Erhöhung der Dehngeschwindigkeit führt zum Ansteigen der Initiierungstemperatur, ohne daß der dabei vermutete Einfluß der Streckgrenzenerhöhung bisher quantifiziert werden konnte. Ebenso wurden der Einfluß der Spaltbruchfestigkeit und der Werkstoffzähigkeit auf die Initiierungstemperatur noch nicht untersucht. Aufbauend auf früheren Ergebnissen [1] konnte in Fortführung der Untersuchungen (vgl. Abschnitt 5) gezeigt werden, daß die Initiierungstemperatur durch Werkstoffzähigkeit, Spaltbruchfestigkeit und den thermisch nicht aktiverbaren Anteil der Streckgrenze beeinflusst wird. Während sich eine große Spaltbruchfestigkeit günstig auf die Initiierungstemperatur auswirkt, ist eine Zunahme der Werkstoffzähigkeit und der Streckgrenze

bei Raumtemperatur unter quasi-statischer Beanspruchung für die Initiierungstemperatur nachteilig. Daraus folgt, daß eine angestrebte Verbesserung der Hochlagenzähigkeit bei gewünschter gleichbleibender Initiierungstemperatur auch eine Verbesserung der Spaltbruchfestigkeit durch Maßnahmen wie Kornfeinung erfordert. Dieser Bedingung wird in den einschlägigen Regelwerken durch die Festlegung der Übergangstemperatur als Abnahmekennwert Rechnung getragen.

Literatur zu 6:

1 Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von

Forschungsergebnissen auf dem Gebiet der Komponentensicherheit. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 1987. Forschungsbericht 137

2 McCLINTOCK, F. A.: Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes. *J. Appl. Mech.* 35 (1968), S. 363 - 371

3 Degraded Piping Program - Phase II. Vol. 1-4. Columbus (USA): Battelle's Columbus Division, 1984 - 1986. NUREG/CR-4082, BMI-2120

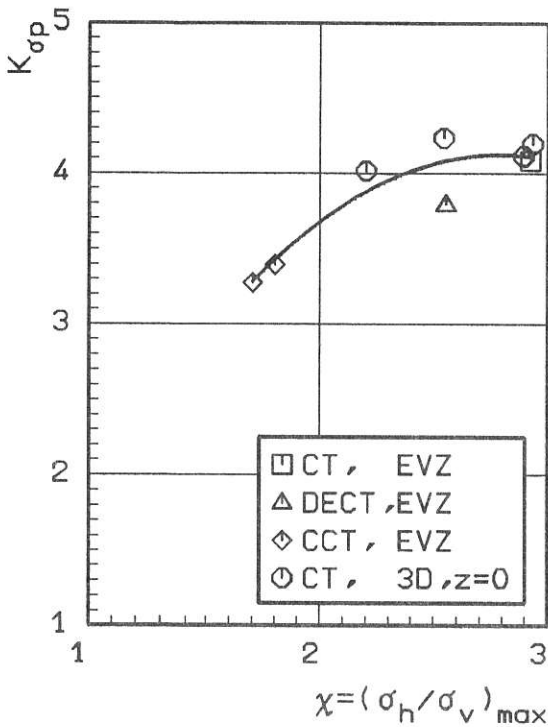


Bild 6-1:

Plastischer Spannungskonzentrationsfaktor K_{σ_p} in Abhängigkeit vom Mehrachsigeigenschaftsquotienten χ , 20 MnMoNl 5 5

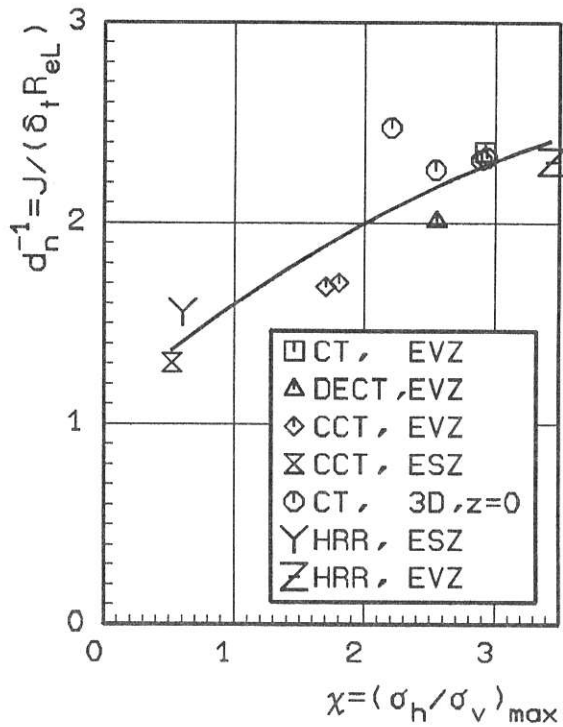
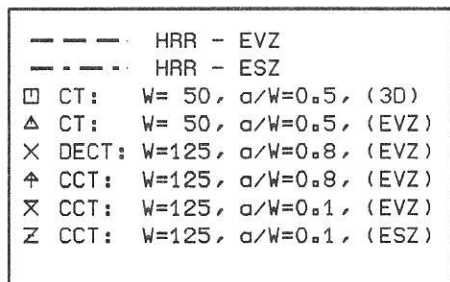
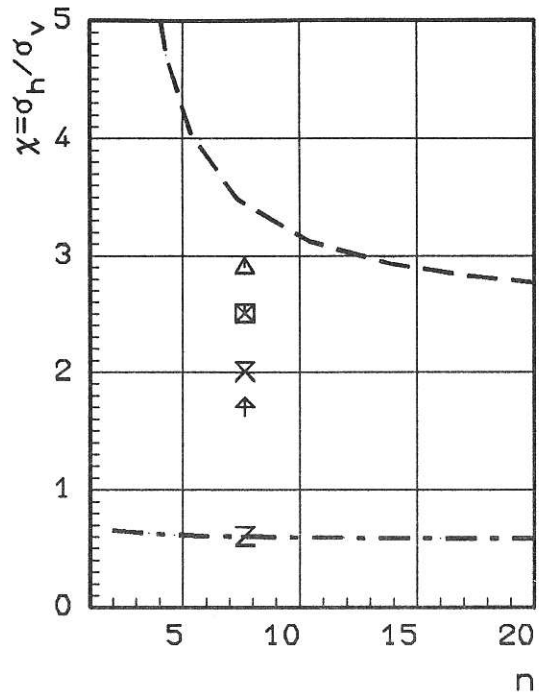
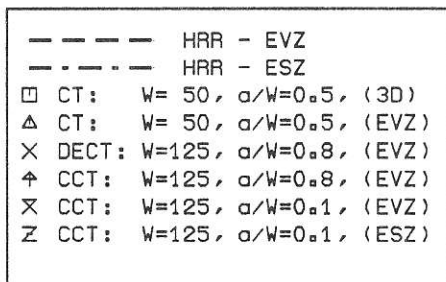
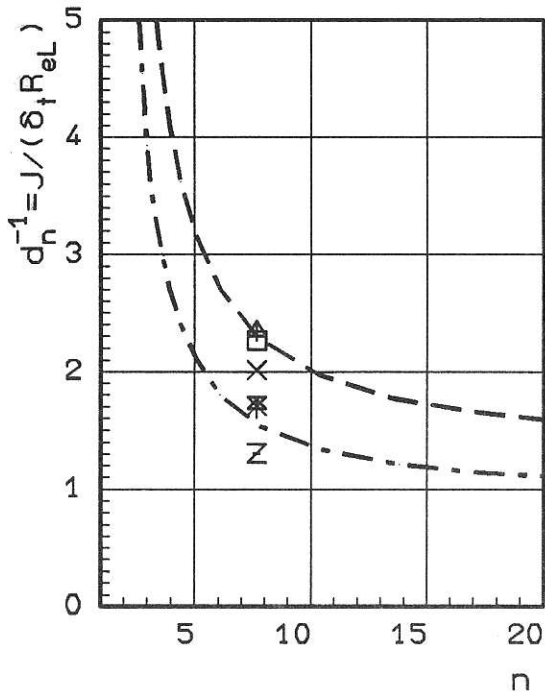


Bild 6-2:

Constraint-Parameter d_n^{-1} in Abhängigkeit vom Mehrachsigeigenschaftsquotienten χ , 20 MnMoNl 5 5

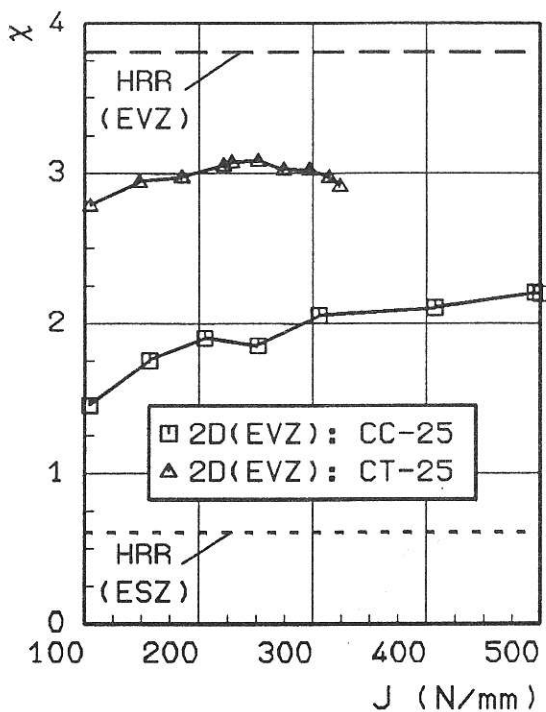


Blld 6-3:

a) Constraint-Parameter d_n^{-1} in Abhänglglkelt vom Verfestigungsparameter n , 20 MnMoNl 5 5

Blld 6-3:

b) Mehrachslgkelttsquotlent χ in Abhänglglkelt vom Verfestigungsparameter n , 20 MnMoNl 5 5



Blld 6-4:

Mehrachslgkelttsquotlent χ in Abhänglglkelt vom J-Integral, Vergleich Bruchmechanlkproben - HRR ($n=6, \alpha=4$), StE 460

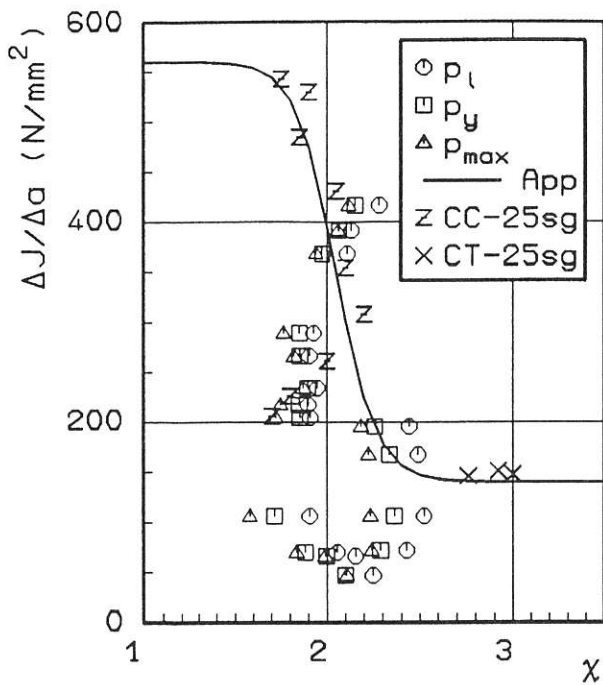
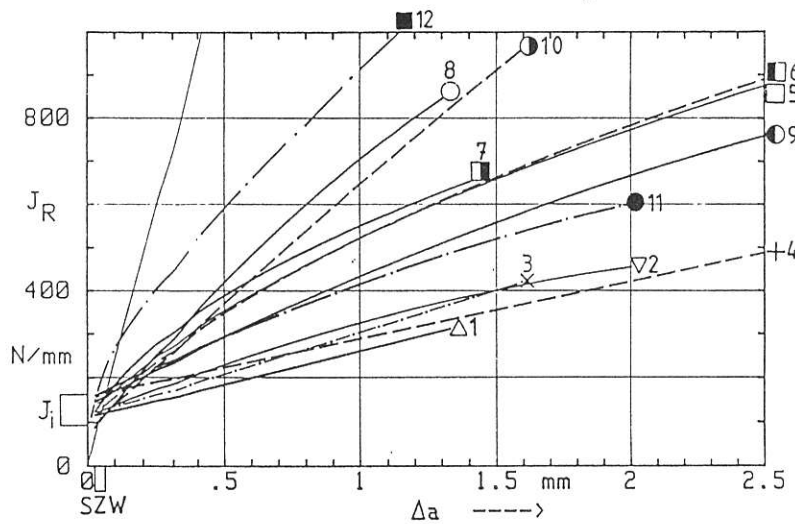


Bild 6-5:

Abhängigkeit $\Delta J/\Delta a$ vom Mehrachsigkeitsquotienten χ , Ergebnisse von Proben und Behälterversuch, StE 460



Symbol	Art	Proben Dimension in mm					T °C
		B ₀	B _n	W ₀	a ₀ /W ₀	W ₀ -a ₀	
1	CT25sg	25	19	50	0.5	25	25±2
2	CT25	25	-	-	-	-	
3	DEC(T)	40	-	125	0.8	25	
4	-	-	-	500	-	100	
5	CC(T)sg	20	16	50	0.2	40	
6	-	-	-	-	0.5	25	
7	-	-	-	-	0.8	10	
8	CC(T)	40	-	125	0.1	112.5	
9	-	-	-	-	0.5	62.5	
10	-	-	-	-	0.8	25	
11	Behälter	40	-	-	-	-	
12	ISO-V	-	-	-	-	-	

Bild 6-6:

Aus der Kerbschlagarbeit-Hochlage ermittelte J_R -Kurve für eine ISO-V-Probe (im Vergleich zu den unter Abschnitt 3.1.2.1 ermittelten J_R -Kurven für andere Probengeometrien, StE 460

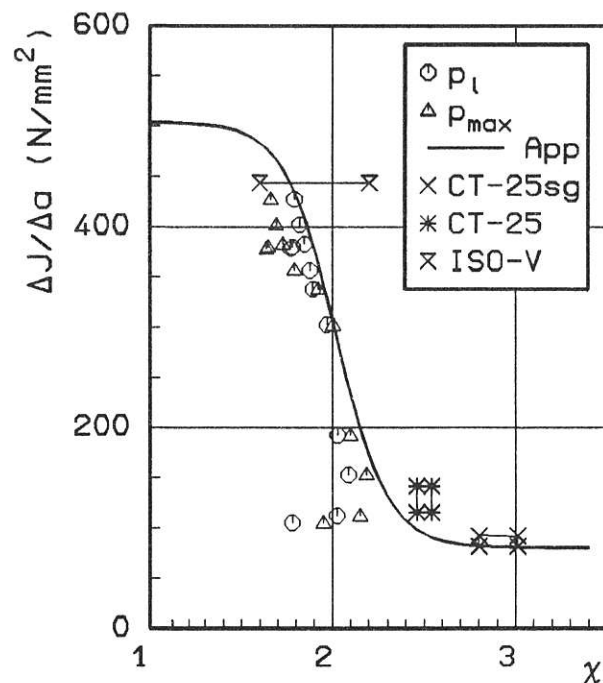


Bild 6-7:

Abhängigkeit $\Delta J/\Delta a$ vom Mehrachsigkeitsquotienten χ , Ergebnisse von Proben und Behälterversuch, 20MnMoN15 5

7 Zusammenfassung

Die durchgeführten Untersuchungen hatten folgende Ziele:

- Entwicklung einer Methode, mit der das stabile Rißwachstum in Bauteilen realistisch vorausgesagt werden kann,
- Entwicklung eines Verfahrens, mit dem die Rißwiderstandskurve von CT-Proben aufgrund der Kerbschlagarbeit-Hochlage eines Werkstoffs abgeschätzt werden kann,
- Untersuchung des Einflusses von Spaltbruchfestigkeit, Zähigkeit, Streckgrenze und Beanspruchungsgeschwindigkeit auf T_i .

Experimentelle Untersuchungen sowie 2D- und 3D-FEM-Analysen an Proben und Bauteilen unterschiedlicher Geometrie haben ergeben, daß das stabile Rißwachstum in Bauteilen aufgrund der Rißwiderstandskurve von CT-Proben nicht richtig vorausgesagt werden kann. Dies haben Versuche und Nachrechnungen an Behältern mit axialen halb elliptischen Außenoberflächenfehlern gezeigt. Trotz vernachlässigbarer Unterschiede der an CT-Proben gemessenen Rißwiderstandskurven in Axial- und Radialrichtung, wurde in den Behälterversuchen eine ausgeprägte "canoe"-Form der stabil gewachsenen Risse beobachtet. Damit wurden Ergebnisse des HSST-Programms bestätigt. Das stabile Rißwachstum bleibt in Radialrichtung gegenüber dem nahe der Axialrichtung zurück, obwohl J in Radialrichtung ein ausgeprägtes Maximum hat.

Als wesentliche Ursache der Rißformentwicklung in Abweichung von der J -Verteilung längs der Fehlerkontur wurden ausgeprägte Maxima des lokalen Constraints in der Nähe der Axialrichtung und ein Minimum in Radialrichtung erkannt. Als Folge davon verlaufen die Rißwiderstandskurven in der Nähe der Axialrichtung wesentlich flacher als in der Umgebung der Radialrichtung. Die Steigung der Rißwiderstandskurven und das lokale Constraint variieren längs der Fehlerkontur etwa im gleichen Bereich wie die Steigung der Rißwiderstandskurven und das lokale Constraint von CT-, DECT- und CCT-Proben.

Das lokale Constraint läßt sich für das Versagen durch stabiles Rißwachstum am signifikantesten durch den Mehrachsigenquotienten χ charakterisieren, da auch das für das stabile Rißwachstum verantwortliche Hohlraumwachstum durch diese Größe gesteuert wird.

Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen wurden auch Hinweise darauf gefunden, warum der Einfluß der Probengeometrie auf die Initiierungskennwerte gering, auf die Steigung der Rißwiderstandskurve dagegen stark ist. Zahlreichen Literaturhinweisen ist zu entnehmen, daß die zur Initiierung und zum stabilen Rißwachs-

tum führenden Prozesse der Hohlraumentstehung, des Hohlraumwachstums und der Hohlraumkoaleszenz in einem Bereich von 0,1 bis 0,3 mm vor der Rißspitze ablaufen. Wie bereits frühere Untersuchungen gezeigt haben, liegt dieser Bereich im allgemeinen noch deutlich vor dem Maximum des Mehrachsigenquotienten in Rißausbreitungsrichtung dort, wo der Mehrachsigenquotient zur Rißspitze hin abfällt und sich von Probengeometrie zu Probengeometrie nur wenig unterscheidet, so daß bei Initiierung der Maximalwert des Mehrachsigenquotienten keine Bedeutung für den Versagensprozeß hat, weil das Maximum der Hauptspannungen in Ligamentrichtung infolge der starken Ausrundung der Rißspitze zu weit vor der Prozeßzone liegt. Durch 2D-FEM-Analysen an CT- und CCT-Proben konnte gezeigt werden, daß infolge des stabilen Rißwachstums das Hauptspannungsmaximum und damit das Maximum des Mehrachsigenquotienten zur Rißspitze hin verschoben wird und mit der Rißspitze durch die Probe läuft. Sein Wert bleibt dabei für Rißwachstum im Bereich von 1 - 2 mm bei der CT-Probe gegenüber dem Ausgangszustand fast unverändert und steigt bei der CCT-Probe geringfügig an. Die Mehrachsigenquotienten des stehenden Risses können somit in erster Näherung auch als repräsentativ für den stabil wachsenden Riß angesehen werden.

Unter Berücksichtigung des Einflusses des Mehrachsigenquotienten auf die Steigung der Rißwiderstandskurve konnte die Rißformentwicklung während des stabilen Wachstums der halb elliptischen axialen Oberflächenfehler in einer Nachrechnung wesentlich besser angenähert werden als mit dem J -Integral allein. Das bedeutet, daß für realistische Voraussagen des stabilen Rißwachstums mindestens ein zweiparameteriges Kriterium erforderlich ist und auch im Bauteil der lokale Spannungszustand bekannt sein muß.

Die Abschätzung der Rißwiderstandskurven von CT-Proben aufgrund der Kerbschlagarbeit-Hochlage beruht auf folgenden Erkenntnissen:

- Die Kerbschlagarbeit-Hochlage enthält zu einem wesentlichen Anteil die Arbeit, die für das stabile Rißwachstum in der Kerbschlagprobe erforderlich ist.
- Die Rißwiderstandskurve der ISO-V-Probe kann mit genügender Genauigkeit mit der Kerbschlagarbeit-Hochlage abgeschätzt werden.
- Zwischen der Steigung der Rißwiderstandskurve der ISO-V-Probe und der der CT-Probe besteht ein einfacher, weitgehend werkstoffunabhängiger Zusammenhang, weil lokales und globales Constraint in beiden Probenformen in begrenzten Streckgrenzenbereichen weitgehend werkstoffunabhängig sein dürften.

Für die Abschätzung der Rißwiderstandskurve der ISO-V-Probe wurden drei verschiedene Verfahren entwickelt, die befriedigend funktionieren. Das Verfahren wurde an zahlreichen Werkstoffen erprobt. Auch Ergebnisse amerikanischer Herkunft wurden in die Erprobung einbezogen. In den meisten Fällen wurden die Rißwiderstandskurven der CT-Proben leicht konservativ abgeschätzt. Bei nicht konservativer Abschätzung lag der Fehler innerhalb der üblichen, werkstoff- und versuchsbedingten Streuungen. Das Schätzverfahren kann bis zu Rißverlängerungen von etwa 1,5 mm angewendet werden.

Bei der Temperatur T_i tritt mit steigender Beanspru-

chungstemperatur erstmals stabiles Rißwachstum auf, das jedoch sofort wieder durch Spaltbruchinstabilität unterbrochen wird. Bei T_i müssen deshalb simultan die Bedingungen für Spaltbruch und stabiles Rißwachstum erfüllt sein. Die Analyse der Parametereinflüsse auf T_i hat ergeben, daß der stärkste Einfluß auf T_i von der Spaltbruchfestigkeit und der Streckgrenze bei Raumtemperatur ausgeht, weil diese das Spaltbruchversagen steuern. Demgegenüber ist der Einfluß der Zähigkeit gering, wobei allerdings zu beachten ist, daß zunehmende Zähigkeit zu einer Erhöhung von T_i führt. Grundsätzlich kann durch die einschlägigen Regelwerke sichergestellt werden, daß die erwünschte Erhöhung der Zähigkeit nicht zu einem unzulässigen Anstieg von T_i führen kann.

8 Dank

Dem Bundesminister für Forschung und Technologie und der Gesellschaft für Reaktorsicherheit, Abt. Forschungsbetreuung, danken wir für die finanzielle Unterstützung des Vorhabens.

Bisher erschienene Forschungsberichte der BAM

Nr. 1/1968

Forschung und Entwicklung in der Bundesanstalt für Materialprüfung (BAM)

Rechenschaftsbericht für den Bundesminister für Bildung und Wissenschaft

Nr. 2/1970 (vergriffen)

G. Andrae

Zum Problem des Feuchtigkeitschutzes von Dehnungsmeßstreifen und Halbleitern

Nr. 3/1970

J. Ziebs

Über das mechanische Verhalten von Aluminium-Stahl-Freileitungsseilen als Beispiel für Verbundbauteile

Nr. 4/1970 (vergriffen)

A. Burmester

Formbeständigkeit von Holz gegenüber Feuchtigkeit – Grundlagen und Vergütungsverfahren

Nr. 5/1971

N. Steiner

Die Bedeutung der Netzstellenart und der Netzwerkdichte für die Beschreibung der elastischen Eigenschaften und des Abbaus von elastomeren Netzwerken

Nr. 6/1971

P. Schneider

Zur Problematik der Prüfung und Beurteilung des Luftschallschutzes von Bauelementen bei unterschiedlichen Einbaubedingungen

Nr. 7/1971

H.-J. Petrowitz

Chromatographie und chemische Konstitution – Untersuchungen über den Einfluß der Struktur organischer Verbindungen auf das Verhalten bei der Dünnschicht-Chromatographie

Nr. 8/1971

H. Veith

Zum Spannungs-Drehungs-Verhalten von Baustählen bei Wechselbeanspruchung

Nr. 9/1971

K.-H. Möller

Untersuchungen über die sichernde Wirkung poröser Massen in Acetylenflaschen

Nr. 10/1972

D. Aurich, E. Martin

Untersuchungen über die Korngrößenbestimmung mit Ultraschall zur Entwicklung einer für die Praxis geeigneten zerstörungsfreien Meßmethode

Nr. 11/1972

H.-J. Krause

Beitrag zur Kenntnis der Schnittriefenbildung und Schnittgütwerte beim Brennschneiden

Nr. 12/1972

H. Feuerberg

Über Veränderungen von Nylon-6-Fasern beim Texturieren

Nr. 13/1972

K.-H. Habig, K. Kirschke, W.-W. Maennig, H. Tischer
Festkörpergleitreibung und Verschleiß von Eisen, Kobalt, Kupfer, Silber, Magnesium und Aluminium in einem Sauerstoff-Stickstoff-Gemisch zwischen 760 und $2 \cdot 10^{-7}$ Torr

Nr. 14/1972

E. Fischer

Untersuchungen zur Amplitudenabhängigkeit der Ultraschalldämpfung in Metallen bei 20 kHz

Nr. 15/1972

H. Pohl

Studie und Probleme der chemischen Edelmetall-Analyse

Nr. 16/1972

E. Knublauch

Über Ausführung und Assagefähigkeit des Normbrandversuches nach DIN 4102, Blatt 2, im Hinblick auf die Nachbildung natürlicher Schadensfeuer

Nr. 17/1972

P. Reimers

Aktivierungsanalyse mit schnellen Neutronen, Photonen und geladenen Teilchen

Nr. 18/1973

W. Struck

Das Sprödbruchverhalten des Baustahles R St 37-2 N in geschweißten Konstruktionen, dargestellt mit Hilfe der Methode des Temperaturvergleiches

Nr. 19/1973

K. Kaffanke, H. Czichos

Die Bestimmung von Grenzflächentemperaturen bei tribologischen Vorgängen

Nr. 20/1973

R. Rudolphi

Brandrisiko elektrischer Leitungen und Installationen in Wänden

Nr. 21/1973

D. Klaffke, W. Maennig

Die kontinuumsmechanische Erfassung des zeitlichen Ablaufs der elastisch-plastischen Dehnungen bei der Zerrüttung

Nr. 22/1973

R. Rudolphi, E. Knublauch

Untersuchungen für ein Prüfverfahren zur Bemessung der Brandschutzbekleidung von Stahlstützen

Nr. 23/1973

W. Ruske

Reichs- und preußische Landesanstalten in Berlin Ihre Entstehung und Entwicklung als außeruniversitäre Forschungsanstalten und Beratungsorgane der politischen Instanzen

Nr. 24/1973

J. Stanke, E. Klement, R. Rudolphi

Das Brandverhalten von Holzstützen unter Druckbeanspruchung

Nr. 25/1973

E. Knublauch

Über das Brandgeschehen vor der Fassade eines brennenden Gebäudes unter besonderer Berücksichtigung der Feuerbeanspruchung von Außenstützen

Nr. 26/1974

P. Jost, P. Reimers, P. Weise

Der Elektronen-Linearbeschleuniger der BAM – Eigenschaften und erste Anwendungen

Nr. 27/1974

H. Wüstenberg

Untersuchungen zum Schallfeld von Winkelprüfköpfen für die Materialprüfung mit Ultraschall

Nr. 28/1974

H. Heinrich

Zum Ablauf von Gasexplosionen in mit Rohrleitungen verbundenen Behältern

Nr. 29/1974

P. Schneider

Theorie der dissipativen Luftschalldämmung bei einem idealisotropen porösen Material mit starrem Skelet für senkrechten, schrägen und allseitigen Schallenfall

Nr. 30/1974 (vergriffen)

H. Czichos, G. Salomon

The Application of Systems Thinking and Systems Analysis to Tribology

Nr. 31/1975

G. Fuhrmann

Untersuchungen zur Klärung des Verhaltens thermoplastischer Kunststoffe bei Wechseldehnungsbeanspruchung

Nr. 32/1975

R. Rudolphi, B. Böttcher

Ein thermo-elektrisches Netzwerkverfahren zur Berechnung stationärer Temperatur- und Wärmestromverteilungen mit Anwendungsbeispielen

Nr. 33/1975

A. Wagner, G. Kieper, R. Rudolphi

Die Bestimmung der Temperaturleitfähigkeit von Baustoffen mit Hilfe eines nichtstationären Meßverfahrens

Nr. 34/1976 (vergriffen)

H.-J. Deppe

Untersuchungen zur Vergütung von Holzwerkstoff Nr. 35/1976

E. Limberger

Der Widerstand von Platten, die als Beplankungsmaterial leichter Wände verwendet werden, gegenüber dem Aufprall harter Körper – Vorschlag für ein Prüfverfahren –

Nr. 36/1976 (vergriffen)

J. Hundt

Wärme- und Feuchtigkeitsleitung in Beton unter Einwirkung eines Temperaturgefälles

Nr. 37/1976

W. Struck

Die stoßartige Beanspruchung leichter, nichttragender Bauteile durch einen mit der Schulter gegenprallenden Menschen – Vorschlag für ein Prüfverfahren –

Nr. 38/1976

K.-H. Habig

Verschleißuntersuchungen an gas-, bad- und ionisiertem Stahl 42 CrMo 4

Nr. 39/1976

K. Kirschke, G. Kempf

Untersuchung der viskoelastischen Eigenschaften von Flüssigkeiten (mit nicht-Newtonschem Fließverhalten) insbesondere bei höherer Scherbeanspruchung

Nr. 40/1976

H. Hantsche

Zum Untergrundabzug bei energiedispersiven Spektren nach verschiedenen Verfahren

Nr. 41/1976

B. Böttcher

Optische Eigenschaften cholesterinischer Flüssigkeiten

Nr. 42/1976

S. Dietlen

Ermittlung der Mindestzündenergie brennbarer Gase in Mischung mit Luft

Nr. 43/1976

W. Struck

Das Sprödbruchverhalten geschweißter Bauteile aus Stahl mit zäh-sprödem Übergang im Bruchverhalten, dargestellt mit Hilfe der Methode des Temperaturvergleiches

Nr. 44/1976

W. Matthees

Berechnung von räumlichen, linear elastischen Systemen, die aus finiten Stab- und Balkenelementen zusammengesetzt sind, unter Verwendung des Programms „Stab-Werk“

Nr. 45/1976

W. Paatsch

Untersuchung des Elektrodenverhaltens im Vakuum aufgedampfter Metallschichten

Nr. 46/1977 (vergriffen)

G. Schickert, H. Winkler

Versuchsergebnisse zur Festigkeit und Verformung von Beton bei mehraxialer Druckbeanspruchung
Results of Test Concerning Strength and Strain of Concrete Subjected to Multiaxial Compressive Stresses

Nr. 47/1977

A. Plank

Bautechnische Einflüsse auf die Tragfähigkeit von Kunststoffdübeln für Fassadenbekleidungen

Nr. 48/1977

U. Holzlöhner

Setzung von Fundamenten infolge dynamischer Last, angewendet auf die Fundamente einer geplanten Schnellbahn

Nr. 49/1977

G. Wittig

Untersuchungen zur Anwendung von Mikrowellen in der zerstörungsfreien Prüfung

Nr. 50/1978 (vergriffen)

N. Czaika, N. Mayer, C. Amberg, G. Magiera, G. Andrae, W. Markowski

Zur Meßtechnik für die Sicherheitsbeurteilung und -überwachung von Spannbeton-Reaktordruckbehältern

Nr. 51/1978

J. Sickfeld

Auswirkung von chemischen und physikalisch-technologischen Einflußfaktoren auf das Beständigkeitsverhalten von Oberflächenbeschichtungen auf der Basis von Reaktionsbeschichtungsstoffen

Nr. 52/1978

A. Tomov

Zum Einfluß der Gleitgeschwindigkeit auf das tribologische Verhalten von Werkstoffen hoher Härte bei reiner Festkörperreibung

Nr. 53/1978

R.-G. Rohrmann, R. Rudolphi

Bemessung und Optimierung beheizbarer Straßen- und Brückenbeläge

Nr. 54/1978

H. Sander

Magnetisches Verhalten dünner Eisenschichten bei mechanischer Wechselbeanspruchung

Nr. 55/1978

D. Klaffke

Beobachtung und Orientierungsbestimmung der Oberflächenkristallite polykristalliner 99,999 %-Al-Proben bei Biegebeanspruchung

Nr. 56/1979

W. Brünner, C. Langlie

Stabilität von Sandwichbauteilern

Nr. 57/1979

M. Stadthaus

Untersuchungen an Prüfmitteln für die Magnetpul-

- verprüfung**
Investigations on Inspection-Media for Magnetic Particle-Testing
Nr. 58/1979
W. Struck
Ermittlung des Bauteilwiderstandes aus Versuchsergebnissen bei vereinbartem Sicherheitsniveau
- Nr. 59/1979
G. Plauk
Ermittlung der Verformungen biegebeanspruchter Stahlbetonbalken mit der Methode der Finiten Elemente unter besonderer Berücksichtigung des Verbundes zwischen Beton und Stahl
- Nr. 60/1979
H. Spreckelmeyer, R. Helms, J. Ziebs
Untersuchungen zur Erfassung der Kaltformbarkeit von Feinblechen beim Strecken
- Nr. 61/1979
K. Richter
Beschreibung von Problemen der höheren Farbmeterik mit Hilfe des Gegenfarbensystems
- Nr. 62/1979
W. Gerisch, G. Becker
Geomagnetobiologisch bedingter Zusammenhang zwischen der Fraßaktivität von Termiten und der Zahl der Sterbefälle
- Nr. 63/1979
E. Behrend, J. Ludwig
Untersuchungen an Stopfbuchsen von Ventilen und Schiebern für Gase
- Nr. 64/1980
W. Rücker
Ermittlung der Schwingungserregung beim Betrieb schienengebundener Fahrzeuge in Tunneln sowie Untersuchung des Einflusses einzelner Parameter auf die Ausbreitung von Erschütterungen im Tunnel und dessen Umgebung
- Nr. 65/1980
P. Schmidt, D. Aurich, R. Helms, H. Veith, J. Ziebs
Untersuchungen über den Einfluß des Spannungszustandes auf bruchmechanische Kennwerte
- Nr. 66/1980
M. Hattwig
Auswirkung von Druckentlastungsvorgängen auf die Umgebung
- Nr. 67/1980
W. Matthees
Beitrag zur dynamischen Analyse von vorgespannten und vorbelasteten Feder-Masse-Systemen mit veränderlicher Gliederung unter stoßartiger Beanspruchung
- Nr. 68/1980
D. Petersohn
Oberflächenmeßverfahren unter besonderer Berücksichtigung der Stereomeßtechnik. Entwicklung eines volleuzentrischen Präzisions-Goniometers
- Nr. 69/1980
F. Buchhardt, P. Brandl
Untersuchungen zur Integrität des Liners von Reaktorsicherheitschillen (Containments) in Stahlbeton- und Spannbetonbauweise
- Nr. 70/1980 (vergriffen)
G. Schickert
Schwellenwerte beim Betondruckversuch
- Nr. 71/1980
W. Matthees, G. Magiera
Untersuchungen über durch den Boden gekoppelte dynamische Wechselwirkungen benachbarter Kernkraftwerksbauten großer Masse unter seismischen Einwirkungen
- Nr. 72/1980
R. Rudolphi
Übertragbarkeit der Ergebnisse von Brandprüfungen am Beispiel von Stahl- und Holzstützen
- Nr. 73/1980
P. Wegener
Vergleichende Untersuchungen zum Tragverhalten von Klemmkupplungen für Stahlrohrgerüste nach bestehenden deutschen Prüfvorschriften und geplanten europäischen bzw. internationalen Prüfnormen
- Nr. 74/1980
R. Rudolphi, R. Müller
ALGOL-Computerprogramm zur Berechnung zweidimensionaler instationärer Temperaturverteilungen mit Anwendungen aus dem Brand- und Wärmeschutz
- Nr. 75/1980
H.-J. Heinrich
Beitrag zur Kenntnis des zeitlichen und örtlichen Druckverlaufs bei der plötzlichen Entlastung unter Druck stehender Behälter und Behälterkombinationen
- Nr. 76/1980
D. Klaffke, W.-W. Maennig
Deformationsverhalten von Rein- und Reinstaluminium sowie Cu 99,9 und St 37 bei Biegewechselbeanspruchung im Rasterelektronenmikroskop
- Nr. 77/1981
M. Gierloff, M. Maulzsch
Untersuchung des Verhaltens von Lagerzementen
- Nr. 78/1981
W. Rücker
Dynamische Wechselwirkung eines Schienen-Schwellensystems mit dem Untergrund
- Nr. 79/1981
V. Neumann
Ein Beitrag zur Untersuchung der wasserstoffbeeinflußten Kalttriäneigung höherfester niedriglegierter Feinkornbaustähle mit dem Implantversuch
- Nr. 80/1981
A. Plank, W. Struck, M. Tzschätzsch
Ursachen des Teileinsturzes der Kongreßhalle in Berlin-Tiergarten
- Nr. 81/1981
J. Schmidt
Graphisch-rechnerisches Verfahren zum Erfassen der Zündhäufigkeit zündbarer Stoffe; Anwendung auf Datenmaterial aus dem Bereich der Statistik
- Nr. 82/1982
R. Helms, H.-J. Kühn, S. Ledworuski
Zur werkstoffmechanischen Beurteilung des Kerbschlagbiegeversuches
Assessment of the mechanical behaviour of materials in the notched bar impact test
- Nr. 83/1982
H. Czichos, P. Feinle
Tribologisches Verhalten von thermoplastischen Kunststoffen
- Kontaktdeformation, Reibung und Verschleiß, Oberflächenuntersuchungen -
- Nr. 84/1982
R. Müller, R. Rudolphi
Übertragbarkeit der Ergebnisse von Brandprüfungen im Kleinprüfstand (Vergleichsversuche)
- Nr. 85/ISBN 3-88314-231-X/1982
H. Czichos
Technische Materialforschung und -prüfung - Entwicklungstendenzen und Rahmenvorschläge für ein EG-Programm „Basic Technological Research“ - Materials Research and Testing
- Development Trends and Outline Proposals for a Community Programme "Basic Technological Research" -
- Nr. 86/ISBN 3-88314-232-8/1982
K. Niesel, P. Schimelwitz
Zur quantitativen Kennzeichnung des Verwitterungsverhaltens von Naturwerksteinen anhand ihrer Gefügekennmerkmale
- Nr. 87/ISBN 3-88314-240-9/1982
B. Isecke, W. Stichel
Einfluß baupraktischer Umgebungsbedingungen auf das Korrosionsverhalten von Spannstählen vor dem Injizieren
- Nr. 88/ISBN 3-88314-254-9/1983
A. Erhard
Untersuchungen zur Ausbreitung von Longitudinalwellen an Oberflächen bei der Materialprüfung mit Ultraschall
- Nr. 89/ISBN 3-88314-263-8/1983
D. Conrad, S. Dielten
Untersuchungen zur Zerfallsfähigkeit von Distickstoffoxid
- Nr. 90/ISBN 3-88314-264-6/1983
K. Brandes, E. Limberger, J. Herter
Kinetische Grenztragfähigkeit von stoßartig belasteten Stahlbetonbauteilen
Kinetic Load Bearing Capacity of Impulsively Loaded Reinforced Concrete Members
- Nr. 91/ISBN 3-88314-265-4/1983
M. Weber
Dreidimensionale Analyse von unbewehrtem Beton mit nichtlinear-elastischem Materialgesetz
- Nr. 92/ISBN 3-88314-266-2/1983
L. Auersch
Ausbreitung von Erschütterungen durch den Boden
- Nr. 93/ISBN 3-88314-283-2/1983
P. Studt
Unterdrückung stick-slip-induzierter Kurvengeräusche schienengebundener Fahrzeuge durch eine physikalisch-chemische Oberflächenbehandlung der Schienen
- Nr. 94/ISBN 3-88314-284-0/1983
Xian-Quan Dong
Untersuchungen der Störerschwingungen beim Kerbschlagbiegeversuch und deren Abschwächungen
- Nr. 95/ISBN 3-88314-289-1/1983
M. Römer
Über die Fokussierung des Schallfeldes von Ultraschall-Prüfköpfen mit Fresnelschen Zonenplatten
- Nr. 96/ISBN 3-88314-296-4/1983
H. Eifler
Verbundverhalten zwischen Beton und geripptem Betonstahl sowie sein Einfluß auf inelastische Verformungen biegebeanspruchter Stahlbetonbalken
- Nr. 97/ISBN 3-88314-297-2/1983
G. Fuhrmann, W. Schwarz
Typische Bruchflächenbildung thermoplastischer Kunststoffe nach wechselnder mechanischer Beanspruchung
- Nr. 98/ISBN 3-88314-312-X/1983
E. Schnabel
Bestimmung des elastischen Verhaltens von Maschinenwaren
- Stretch- und Erholungsvermögen -
- Nr. 99/ISBN 3-88314-317-0/1983
K. Brandes, E. Limberger, J. Herter
Kinetische Grenztragfähigkeit von Stoßartig belasteten Stahlbetonbauteilen
Kinetic Load Bearing Capacity of Impulsively Loaded Reinforced Concrete Members
- Nr. 100/ISBN 3-88314-298-0/1984
G. Klamrowski, P. Neustupny
Untersuchungen zur Prüfung von Beton auf Frostwiderstand
- Nr. 101/ISBN 3-88314-327-8/1984
P. Reimers, J. Goebbels, H. Heidt, P. Weise, K. Wilding
Röntgen- und Gammastrahlen Computer-Tomographie
- Nr. 102/ISBN 3-88314-335-9/1984
G. Magiera
Weiterentwicklung des hydraulischen Kompensationsverfahrens zur Druckspannungsmessung in Beton
- Nr. 103/ISBN 3-88314-328-6/1984
D. Schnitger
Radiographie mit Elektronen aus Metallverstärkerfolien
- Nr. 104/ISBN 3-88314-339-1/1984
M. Gierloff
Beeinflussung von Betoneigenschaften durch Zusatz von Kunststoffdispersionen
- Nr. 105/ISBN 3-88314-345-6/1984
B. Schulz-Forgberg
Beitrag zum Bremsverhalten energieumwandelnder Aufsetzpuffer in Aufzugsanlagen
- Nr. 106/ISBN 3-88314-360-X/1984
J. Lehnert
Setzung von Fundamenten infolge dynamischer Last
- Nr. 107/ISBN 3-88314-361-8/1984
W. Stichel, J. Ehreke
Korrosion von Stahlradiatoren
- Nr. 108/ISBN 3-88314-363-4/1984
L. Auersch
Durch Bodenerschütterungen angeregte Gebäudeschwingungen - Ergebnisse von Modellrechnungen
- Nr. 109/ISBN 3-88314-381-2/1985
M. Omar
Zur Wirkung der Schrumpfbegrenzung auf den Schweißspannungszustand und das Spröbruchverhalten von unterpulvergeschweißten Blechen aus St E 460 N
- Nr. 110/ISBN 3-88314-382-0/1985
H. Walde, B. Kropp
Wasserstoff als Energieträger
- Nr. 111/ISBN 3-88314-383-9/1985
K. Ziegler
Über den Einfluß der Initiierung auf die detonative Umsetzung von Anhydrid-Sprengstoffen unter Berücksichtigung sicherheitstechnischer Gesichtspunkte
- Nr. 112/ISBN 3-88314-409-6/1985
W. Lützwow
Zeitstandverhalten und strukturelle Veränderungen von vielfach wiederverarbeiteten Polyethylenen
- Nr. 113/ISBN 3-88314-410-X/1985
R. Helms, H. Henke, G. Oelrich, T. Saito
Untersuchungen zum Frequenzeinfluß auf die Schwingungskorrosion von Offshore-Konstruktionen
- Nr. 114/ISBN 3-88314-419-3/1985
P. Rose, P. Raabe, W. Daum, A. Szameit

Neue Verfahren für die Prüfung von Reaktorkomponenten mittels Röntgen- und Gammastrahlen

Nr. 115/ISBN 3-88314-420-7/1985

K. Richter

Farbempfindungsmerkmal Elementaruntton und Buntheitsabstände als Funktion von Farbart und Leuchtdichte von In- und Umfeld

Nr. 116/ISBN 3-88314-460-6/1985

F.-J. Kasper, R. Müller, R. Rudolphi, A. Wagner

Theoretische Ermittlung des Wärmedurchgangskoeffizienten von Fensterkonstruktionen unter besonderer Berücksichtigung der Rahmenproblematik

Nr. 117/ISBN 3-88314-468-1/1985

H. Czichos, G. Sievers

Materials Technologies and Techno-Economic Development

A Study for the German Foundation for International Development (Deutsche Stiftung für Internationale Entwicklung)

Nr. 118/ISBN 3-88314-469-X/1985

H. Treumann, H. Andre, E. Blossfeld, N. Pfeil, M.-M. Zindler

Brand- und Explosionsgefahren explosionsgefährlicher Stoffe bei Herstellung und Lagerung. Modellversuche mit pyrotechnischen Sätzen und Gegenständen

Nr. 119/ISBN 3-88314-472-X/1985

J. Herter, K. Brandes, E. Limberger

Kinetische Grenztragfähigkeit von stoßartig belasteten Stahlbetonbauteilen

Versuche an Stahlbetonplatten, Teil I

Kinetic Load Bearing Capacity of Impulsively Loaded Reinforced Concrete Members

Tests on Reinforced Concrete Slabs, Part I

Nr. 120/ISBN 3-88314-514-9/1986

A. Hecht

Zerstörungsfreie Korngrößenbestimmung an austenitischen Feinblechen mit Hilfe der Ultraschallrückstreuung

Nr. 121/ISBN 3-88314-530-0/1986

P. Feinle, K.-H. Habig

Versagenskriterien von Stahlgleitpaarungen unter Mischreibungsbedingungen: Einflüsse von Stahlzusammensetzung und Wärmebehandlung

Nr. 122/ISBN 3-88314-521-1/1986

J. Mischke

Entsorgung kerntechnischer Anlagen

Sonderkolloquium der Bundesanstalt für Materialprüfung (BAM) am 10.12.1985 mit Beiträgen von B. Schulz-Forberg, K.E. Wieser und B. Droste

Nr. 123/ISBN 3-88314-531-9/1986

D. Rennoch

Physikalisch-chemische Analyse sowie toxische Beurteilung der beim thermischen Zerfall organischer chemischer Baustoffe entstehenden Brandgase

Nr. 124/ISBN 3-88314-538-6/1986

H.-M. Thomas

Zur Anwendung des Impuls-Wirbelstromverfahrens in der zerstörungsfreien Materialprüfung

Nr. 125/ISBN 3-88314-540-8/1986 (vergriffen)

B. Droste, U. Probst

Untersuchungen zur Wirksamkeit der Brandschutzisolierung von Flüssiggas-Lagertanks

Nr. 126/ISBN 3-88314-547-5/1986

W. Stichel

Korrosion und Korrosionsschutz von Metallen in Schwimmhallen

Nr. 127/ISBN 3-88314-564-5/1986 (vergriffen)

Kinetische Grenztragfähigkeit von stoßartig belasteten Stahlbetonbauteilen

Kinetic Load Bearing Capacity of Impulsively Loaded Reinforced Concrete Members

Versuche an Stahlbetonbalken, Teil I

Tests on Reinforced Concrete Beams, Part I

Nr. 128/ISBN 3-88314-568-8/1986 (vergriffen)

Kinetische Grenztragfähigkeit von stoßartig belasteten Stahlbetonbauteilen

Kinetic Load Bearing Capacity of Impulsively Loaded Reinforced Concrete Members

Versuche an Stahlbetonbalken, Teil II

Tests on Reinforced Concrete Beams, Part II

Nr. 129/ISBN 3-88314-569-6/1986 (vergriffen)

Kinetische Grenztragfähigkeit von stoßartig belasteten Stahlbetonbauteilen

Kinetic Load Bearing Capacity of Reinforced Concrete Members under Impact Load

Zugversuche an Betonstahl mit erhöhter Dehngeschwindigkeit

Reinforcing Steel Tension Tests with high strain rates

Nr. 130/ISBN 3-88314-570-X/1986

W. Struck

Einfache Abschätzung der Durchbiegung und der Energieaufnahme von Trägern aus duktilem Material bei Belastung durch eine Einzelkraft

Nr. 131/ISBN 3-88314-585-8/1986

E. Limberger, K. Brandes, J. Herter

Kinetische Grenztragfähigkeit von stoßartig belasteten Stahlbetonbauteilen

Kinetic Load Bearing Capacity of Reinforced Concrete Members under Impact Load

Versuche an Stahlbetonplatten, Teil II

Tests on Reinforced Concrete Slabs, Part II

Nr. 132/ISBN 3-88314-595-5/1987

Chr. Herold, F.-U. Vogdt

Ermittlung der Ursachen von Schäden an bituminösen Dachabdichtungen unter besonderer Berücksichtigung klimatischer Beanspruchungen

Nr. 133/ISBN 3-88314-609-9/1987 (vergriffen)

M. Woydt, K.-H. Habig

Technisch-physikalische Grundlagen zum tribologischen Verhalten keramischer Werkstoffe

Nr. 134/ISBN 3-88314-615-3/1987

G. Andraea, G. Niessen

Über den Kernstrahlungseinfluß auf Dehnungsmeßstreifen

Nr. 135/ISBN 3-88314-618-8/1987

J. Ludwig, W.-D. Mischke, A. Ulrich

Untersuchungen über das Verhalten von Tankcontainern für unter Druck verflüssigte Gase bei Fallbeanspruchungen

Nr. 136/ISBN 3-88314-636-6/1987

H.-J. Deppe, K. Schmidt

Untersuchung zur Beurteilung von Brettschichtverleimungen für den Holzbau

Nr. 137/ISBN 3-88314-637-4/1987

D. Aurich

Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von Forschungsergebnissen auf dem Gebiete der Komponentensicherheit

Nr. 138/ISBN 3-88314-635-8/1987

M. Dogunke, F. Buchhardt

Zur geowissenschaftlichen Einordnung des Gebietes der Bundesrepublik Deutschland und einer sicheren Auslegung technischer Systeme gegen den Lastfall Erdbeben.

Nr. 139/ISBN 3-88314-658-7/1987

J. Olschewski, S.-P. Scholz

Numerische Untersuchung zum Verhalten des Hochtemperaturwerkstoffes Nimonic PE 16 unter monotoner und zyklischer Belastung bei Verwendung verschiedener plastischer und viskoplastischer Materialmodelle

Nr. 140/ISBN 3-88314-643-9/1987

K. Brandes, E. Limberger, J. Herter

Kinetische Grenztragfähigkeit von stoßartig belasteten Stahlbetonbauteilen

Kinetic Load Bearing Capacity of Impulsively Loaded Reinforced Concrete Members

Nr. 141/ISBN 3-88314-694-3/1987

F. Buchhardt, W. Matthees, G. Magiera, F. Mathiak

Zum Einfluß des Sicherheits- und Auslegungserdebens auf die Bemessung von Kernkraftwerken

Nr. 142/ISBN 3-88314-695-1/1987

H. Treumann, G. Krüger, N. Pfeil, S. von Zahn-Ullmann

Sicherheitstechnische Kenndaten und Gefahrezahlen binärer Mischungen aus oxidierenden und verbrennlichen Substanzen

Nr. 143/ISBN 3-88314-701-X/1987

K. Brandes, E. Limberger, J. Herter

Kinetische Grenztragfähigkeit von stoßartig belasteten Stahlbetonbauteilen

Kinetic Load Bearing Capacity of Impulsively Loaded Reinforced Concrete Members

Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonbauteilen bei Stoßbelastung

Experimental and numerical investigations concerning Load Bearing Behaviour of Reinforced Concrete Members under Impact Load

Nr. 144/ISBN 3-88314-702-8/1987

F. Buchhardt, G. Magiera, W. Matthees, M. Weber, J. Altes

Nichtlineare dynamische Berechnungen zum Penetrationsverhalten des AVR-Reaktorgebäudes

Nr. 145/ISBN 3-88314-711-7/1987

U. Holzlöhner

Untersuchung selbstähnlicher Systeme zur Bestimmung von Materialeigenschaften von Reibungsböden

Nr. 146/ISBN 3-88314-714-1/1987

W. Schön, M. Mallon

Untersuchungen zur Wirksamkeit von Wasserberieselungseinrichtungen als Brandschutzmaßnahme für Flüssiggas-Lagertanks

Nr. 147/ISBN 3-88314-720-6/1987

H.-D. Kleinschrodt

Lösung dynamischer Biege- und Torsionsprobleme von Stabsystemen aus dünnwandigen elastischen Stäben mit offenem Querschnitt mittels frequenzabhängiger Ansatzfunktionen

Nr. 148/ISBN 3-88314-774-5/1988

W. Müller

Theoretische Untersuchung von Variationsprinzipien für elastoplastisches Materialverhalten sowie Entwicklung und numerische Erprobung von Finite-Element-Verfahren für den ebenen Spannungszustand

Nr. 149/ISBN 3-88314-775-3/1988

U. Holzlöhner

Bestimmung baugrunddynamischer Kenngrößen aus der Untersuchung von Bodenproben

Nr. 150/ISBN 3-88314-776-1/1988

M. Weber

VG3D Zeichenprogramm für Vektorgraphische Darstellung dreidimensionaler Strukturen

Nr. 151/ISBN 3-88314-785-0/1988

L. Auersch-Saworski

Wechselwirkung starrer und flexibler Strukturen mit dem Baugrund insbesondere bei Anregung durch Bodenerschütterungen

Nr. 152/ISBN 3-88314-796-6/1988

G. Plauk, G. Kretschmann, R.-G. Rohrmann

Untersuchung des baulichen Zustandes und der Tragfähigkeit vorgespannter Riegel von Verkehrszeichenbrücken der Berliner Stadtautobahn

Nr. 153/ISBN 3-88314-797-4/1988

H. Sander, W.-W. Maennig

Magnetisches Verhalten von Eisenproben bei mechanischer Wechselbeanspruchung

Nr. 154/ISBN 3-88314-822-9/1988

K. Breikreutz, R. Uttech, K. Haedecke

Druckgesinterte Stähle als zertifiziertes Referenzmaterial für die Spektrometrie

Nr. 155/ISBN 3-88314-825-3/1988

L. Auersch

Zur Entstehung und Ausbreitung von Schienenverkehrrerschütterungen: Theoretische Untersuchungen und Messung am Hochgeschwindigkeitszug Intercity Experimental

Nr. 156/ISBN 3-88314-887-3/1989

G. Klamrowski, P. Neustupny, H.-J. Deppe, K. Schmidt, J. Hundt

Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit von Faserzementen

Nr. 157/ISBN 3-88314-888-1/1989

E. Limberger, K. Brandes

Versuche zum Verhalten von Stahlbetonbalken mit Übergreifungsstäben der Zugbewehrung unter stoßartiger Belastung

Nr. 158/ISBN 3-88314-889-X/1989

R. Wäsche, K.-H. Habig

Physikalisch-chemische Grundlagen der Feststoffschmelzung - Literaturübersicht -

Nr. 159/ISBN 3-88314-890-3/1989

R. Müller, R. Rudolphi

Berechnung des Wärmedurchlaßwiderstandes und der Temperaturverteilung im Querschnitt von Hausschornsteinen nach DIN 18160 Teil 6

Nr. 160/ISBN 3-88314-917-9/1989

W. Matthees

Entwicklung eines Makroelementes durch Kondensation am Beispiel der Lastfälle Flugzeugabsturz und Erdbeben bei Boden-Bauwerk-Wechselwirkung mit biegeweichen Fundamenten

Nr. 161/ISBN 3-88314-920-9/1989

G. Mellmann, M. Maultzsch

Untersuchung zur Ermittlung der Biegefestigkeit von Flachglas für bauliche Anlagen

Nr. 162/ISBN 3-88314-921-7/1989

W. Brünner

Untersuchungen zur Tragfähigkeit großer Glasscheiben

Nr. 163/ISBN 3-88314-922-5/1989

W. Brünner, G. Mellmann, W. Struck

Biegefestigkeit und Tragfähigkeit von Scheiben aus Flachglas für bauliche Anlagen

Nr. 164/ISBN 3-88314-934-9/1989

R. Helms, B. Jaenicke, H. Wolter, C.-P. Bork

Zur Schwingfestigkeit großer geschweißter Stahlträger

- Nr. 165/ISBN 3-88314-935-7/1989
P. Göbel, L. Meckel, W. Schiller
**Untersuchung zur Erarbeitung von Kennwerten bei
Einrichtungsmaterialien (Holzwerkstoffen, Möbeln
und Textilien) hinsichtlich der Formaldehyd-
Emission.**
Teil B: Textilien
- Nr. 166/ISBN 3-88314-936-5/1989
K. Breitzkreutz
Modelle für Stereologische Analysen
- Nr. 167/ISBN 3-88314-937-3/1989
A. Mitakidis, W. Rücker
**Erschütterungsausbreitung im elastischen Halbraum
bei transienten Belastungsvorgängen**
- Nr. 168/ISBN 3-88314-958-6/1990
F.-J. Kasper, R. Müller, R. Rudolphi
**Numerische Untersuchung geometriebedingter Wär-
mebrücken (Winkel und Ecken) unter Einsatz hochau-
flösender Farbgraphik bei Berücksichtigung der Tau-
wasserproblematik und des Mindestluftwechsels**
- Nr. 169/ISBN 3-88314-959-4/1990
Chr. Kohl, W. Rücker
**Integration der Untergrunddynamik in das Programm-
system MEDYNA, dargestellt am Beispiel des Intercity
Experimental (ICE)**
- Nr. 170/ISBN 3-88314-960-8/1990
P. Studt, W. Kerner, Tin Win
**Untersuchung der mikrobiologischen Schädigung
wassergemischter Kühlschmierstoffe mit dem Ziel
der Verbesserung der Arbeitshygiene, der Minderung
der Geruchsbelastung und der Menge zu entsorgen-
der Emulsionen**
- Nr. 171/ISBN 3-88314-997-7/1990
F. Buchhardt
**Ein Operator zur Koppelung beliebig benachbarter dy-
namischer Systeme am Beispiel der Boden-Bauwerk-
Wechselwirkung**
- Nr. 172/ISBN 3-88314-998-5/1990
J. Vielhaber, G. Plauk
Grenztragfähigkeit großer Verbundprofilstützen
- Nr. 173/ISBN 3-88314-999-3
B. Droste, J. Ludwig, B. Schulz-Forberg
**Höherwertige Transporttechnik und ihre Konsequen-
zen für die Beförderung gefährlicher Güter**
- Nr. 174/ISBN 3-89429-021-8
D. Aurich
**Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer
Versagenskonzepte**
- Nr. 175/ISBN 3-89429-022-6
W. Brocks, D. Klingbeil, J. Olschewski
**Lösung der HRR-Feld-Gleichungen der elastisch-
plastischen Bruchmechanik**

**Bundesanstalt
für Materialforschung
und -prüfung (BAM)**

**Federal Institute
for Materials
Research and Testing**

**Institut Fédéral pour la
Recherche et l'Essai des
Materiaux**

Unter den Eichen 87
D-1000 Berlin 45

Telefon (030) 8104-1
Telex 183 261 bamb d
Telegramme BAM BERLIN

Telefax (030) 8 112 029
Teletex 2627-308 372=bamb

- ***Berichte***
- ***Gutachten***
- ***Zulassungen***
- ***Zertifikate***
- ***Tagungspapiere***
- ***Prüfungszeugnisse***
- ***Prüfstellenanerkennungen***

