

Forschungsbericht 192

**Analyse und Weiterentwicklung
bruchmechanischer Versagenskonzepte**

**Lokales Rißwachstum, Ermittlung des
Rißwiderstandsverhaltens aus der Kerbschlagarbeit**

Projektleiter: Dr. Ing. Dietmar Aurich

170 Seiten, 174 Abbildungen, 6 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 B9 gefördert.
Die Verantwortung für den Inhalt liegt jedoch allein bei den Autoren.

Der Abschlußbericht wurde erstellt von:

D. Aurich, A. Eberle, T. Guo, G. Künecke, G. Moussavi Zadeh, H. Veith, K. Wobst

An der Erarbeitung der Ergebnisse waren beteiligt:

B. Abbasi, D. Aurich, S. Bartmann, W. Brocks, A. Eberle, S. Fricke, St. Fricke, P. Gerwien,
T. Guo, K.-D. Hardtke, D. Höhne, H. Krafka, G. Künecke, J. Mazerant, M. Metzner,
G. Moussavi Zadeh, J. Schicker, K.-D. Thiemich, K. Wobst, P. Wossidlo

Februar 1993

Herausgegeben von der

Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM)

Unter den Eichen 87, 12205 Berlin

Telefon (030) 8104-0 Telex 183 261 bamb d

Telefax (030) 8 112 029

Copyright© 1993 by Wirtschaftsverlag NW

Verlag für neue Wissenschaft GmbH, Bremerhaven

Verlag und Vertrieb:

Wirtschaftsverlag NW

Verlag für neue Wissenschaft GmbH

Postfach 10 11 10, 27511 Bremerhaven 1

Telefon (0471) 46093-95

Zusammenfassung

Aufbauend auf den Ergebnissen, vor allem de IWM und der BAM, zum qualitativen Zusammenhang zwischen dem Reißwiderstandsverhalten $J_R(\Delta a)$ und der Mehrachsigkeit des Spannungszustands in Reißspitzennähe dienen die durchgeführten Untersuchungen der weiteren Klärung der quantitativen Beziehung zwischen Reißwiderstand und Mehrachsigkeit aus der Analyse von experimentellen und theoretisch-numerischen Untersuchungen an klassischen Bruchmechanikproben und Scheiben mit halbelliptischen Oberflächenrissen als bauteilähnliche Proben. Nach zwei von- einander unabhängigen Methoden, nämlich durch die numerische Simulation des stabilen Reißwachstums in Bruchmechanikproben über die Steuerung mit J_R -Kurven und in Scheiben mit Oberflächenriß über lokale Reißöffnungs-Reißfortschritts-Kurven, konnte gezeigt werden, daß für die quantitative Beschreibung des Reißwiderstandsverhaltens bei stabilem Reißwachstum ein zweiparametrisches Konzept mit einem die Mehrachsigkeit des Spannungszustandes charakterisierenden Parameter erforderlich ist. Aus den Ergebnissen folgt, daß nur mit diesem erweiterten, constraintmodifizierten Konzept das lokale Reißwachstum von Rissen mit komplexer Reißfrontgeometrie quantitativ richtig ermittelt werden kann.

Durch die experimentelle und numerische Analyse von größerem stabilem Reißwachstum ($\Delta a \approx 8$ mm) konnte gezeigt werden, daß sich nach wenigen Millimetern Reißwachstum ein quasi-stationäres Reißwachstum einstellt. Dabei bleibt das probenspezifische, durch die Mehrachsigkeit des Spannungszustandes in Reißspitzennähe gekennzeichnete Reißwiderstandsverhalten bestehen. Das bedeutet, daß insbesondere auch bei der Analyse von großem stabilem Reißwachstum für Risse mit komplexer Reißfrontgeometrie in Bauteilen im Rahmen einer Leck-vor-Bruch-Untersuchung der Einfluß der Mehrachsigkeit unbedingt zu berücksichtigen ist. Für das bei stationärem Reißwachstum sich einstellende Reißspitzenfeld konnte für bilineares Materialverhalten und die v. Mises Fließbedingung eine analytische Lösung gefunden werden. Die analytischen Lösungen können die an EVZ-Modellen einer C(T)25- und M(T)25-Probe mit der FEM berechneten Reißspitzenfelder richtig darstellen. Außerdem konnte am Beispiel von StE 460 nachgewiesen werden, daß auch bei multilinearem Materialverhalten das numerisch ermittelte Reißspitzenfeld mit den Parametern der Theorie beschrieben werden kann. Damit besteht die Aussicht, mit den Parametern der Theorie eine objektive Definition und Bestimmung bruchmechanischer Kenngrößen und Mehrachsigkeitsparameter für die Analyse von großem Reißwachstum zu ermöglichen.

Aufbauend auf dieser Erkenntnis können die Reißwiderstandskurven verschiedener Probenarten, also auch der Kerbschlagprobe, physikalisch sinnvoll durch eine dreiparametrische Funktion approximiert werden, die jeweils einen Parameter für die Initiierung, den Übergangsbereich und das stationäre Reißwachstum enthält. Die Reißwiderstandswerte von C(T)-, M(T)- und statisch sowie dynamisch geprüften ISO-V-Proben von zahlreichen Werkstoffen wurde mit Hilfe der dreiparametrischen Funktion analysiert. Die Analyse hat ergeben, daß der Zusammenhang zwischen den Reißwiderstandskurven verschiedener Probenarten von der Werkstoffzähigkeit beeinflusst wird. Die Abhängigkeit der einzelnen Parameter von der Werkstoffzähigkeit wurde untersucht. Mit Hilfe eines Modells, das unterstellt, daß der Spannungszustand in unmittelbarer Nähe der Reißspitze in Kombination mit dem Abstand der nichtmetallischen Einschlüsse und der Dehnungskonzentration weit vor dem Spannungsmaximum den Versagensprozeß steuert, können viele Beobachtungen im Zusammenhang mit dem Verlauf von Reißwiderstandskurven besser verstanden werden als bisher. Dies gilt u.a. für den Einfluß der Werkstoffzähigkeit und des globalen Constraints auf die Abhängigkeit des Reißwiderstands von der Reißverlängerung.

Summary

Previous results obtained by research activities of the IWM and the BAM described the qualitative relations between the crack resistance $J_R(\Delta a)$ and the triaxiality of the stress state in the vicinity of the crack tip. The investigations presented in this report may be useful to the elucidation of the quantitative relation between crack resistance and triaxiality. For this reason experimental as well as analytic-numerical investigations were carried out on classical fracture mechanics specimens as well as on panels with semi-elliptical surface cracks as component-like specimens. According to two autonomous methods, namely a J_R -controlled numerical simulation of stable crack growth in fracture mechanics specimens as well as in panels with a surface crack controlled by local crack opening vs. crack growth curves, it could be shown that for a quantitative description of the crack resistance in case of stable crack growth a two parametric concept is necessary including a parameter to characterize the triaxiality of the stress state. From these results follows that only the use of this extended constraint-modified concept may describe quantitatively proper the local propagation of a complex crack front geometry.

The analysis of larger stable crack growth ($\Delta a \approx 8$ mm) by experimental and numerical methods showed that after a few millimeters of crack growth quasi-stationary crack propagation occurs. In addition, the specimen-specific crack resistance behaviour which is characterized by the triaxiality of the stress state in the vicinity of the crack tip subsists. This means that regarding especially an analysis of large stable crack growth in structures with a complex crack front geometry in case of a leak-before-break analysis the influence of the triaxiality has to be considered in any case. Concerning the crack tip field at large steady state crack growth an analytical solution was found for a bi-linear material including the v. Mises yield criterion. The analytical solutions may represent properly the crack tip fields determined by FEM-analyses of plane strain models of the C(T)25 resp. M(T)25 specimens. In addition, pertaining to the material StE 460 it could be demonstrated that even in case of multi-linear material behaviour the numerically evaluated crack tip field may be described accurately by the parameters from steady state theory. Hence, an outlook may exist regarding an objective definition and evaluation of fracture mechanics as well as triaxiality parameters by parameters from the theory as far as the analysis of large steady state stable crack growth is concerned.

Based upon this knowledge the crack resistance curves of different specimens - even of the Charpy-V notched specimen - may be approximated physically judiciously by a three-parametric function comprising in each case a parameter for the initiation, the transition and the stationary crack growth, respectively. The crack resistance data of the C(T)-, M(T)- as well as of statically and dynamically tested Charpy-V notched specimens of numerous materials were analysed by the three-parametric function. The analysis established that the relation between the crack resistance curves of different kinds of specimens is influenced by the toughness of the material. The dependence of each parameter on the toughness of the material was investigated. Using a model which assumes that the failure process is controlled by the stress state in the vicinity of the crack tip combined with the spacing of non-metallic inclusions as well as by the strain concentration far away from the stress maximum, many observations regarding the distribution of the crack resistance curves may be better understood. Among other things, this is valid concerning the influence of the material toughness and the global constraint upon the dependency of the crack resistance from the crack propagation.

Inhalt

	Verzeichnis der verwendeten Zeichen	6
1.	Einleitung	11
2.	Zielsetzung	13
3.	Einfluß der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes auf das Rißwiderstandsverhalten	16
3.1	Untersuchungen an Scheiben mit Oberflächenriß	16
3.1.1	Versuche zum stabilen Rißwachstum eines Oberflächenrisses in einer seitengekerbten Scheibe	16
3.1.2	Numerische Simulation des stabilen Rißwachstums eines Oberflächenrisses	23
3.1.2.1	FEM-Modell, FEM-Programm	23
3.1.2.2	Ergebnisse der FEM-Analyse	24
3.1.3	Analyse der experimentellen Ergebnisse mit der FEM	41
3.2	Analyse von größerem Rißwachstum in Bruchmechanikproben	46
3.2.1	Rißwiderstandskurven von seitengekerbten Proben	46
3.2.2	Numerische Simulation des stabilen Rißwachstums in Probenmodellen	58
3.2.2.1	EVZ-Modelle	58
3.2.2.2	3D-Modell	62
3.2.2.3	Zusammenfassung	64
3.3	Rißspitzenfeld bei stationärem Rißwachstum	95
3.3.1	Theorie des stationären Rißwachstums	95
3.3.2	Numerische Simulation des stabilen Rißwachstums bei bilinearem Materialverhalten	103
3.3.3	Vergleich der Ergebnisse aus der stationären Theorie und der numerischen Simulation	121
3.4	Notwendigkeit eines zweiparametrischen Bruchmechanik-Konzepts zur Analyse des stabilen Rißwachstums in Bauteilen und Vorgehensweise	136
4.	Ermittlung bruchmechanischer Kennwerte aus dem Kerbschlagversuch	143
4.1	Ausgangssituation	143
4.2	Lösungsweg	143
4.3	Versuchswerkstoffe	143
4.4	Versuchsdurchführung und Versuchsauswertung	143
4.5	Ergebnisse	143
4.6	Bewertung der Ergebnisse	146
4.7	Zusammenfassung	148
4.8	Ausblick	149
5.	Wertung und Bedeutung der Untersuchungsergebnisse	163
6.	Dank	166

Verzeichnis der verwendeten Zeichen

1. Geometrie

1.1 Koordinaten

r	Abstand von der Rißspitze		(2) halbe Rißlänge für M-Proben und Bauteile mit durchgehendem Riß und gerader Rißfront
r, θ	lokale Zylinderkoordinaten an der Rißspitze	B	Probendicke
x, y, z	raumfeste (globale) kartesische Koordinaten	c	halbe Rißlänge (Länge der großen Halbachse) für Proben und Bauteile mit halb elliptischem Oberflächenriß (PS)
(x, y)	Rißebene		
x	(1) Rißausbreitungsrichtung (Ligamentrichtung) für Proben (M, DE, C, SE) und Bauteile mit durchgehendem Riß und gerader Rißfront	h	Höhe des Berechnungsbereichs für die J-Integralberechnung über dem Ligament
	(2) Richtung parallel zur kleinen Ellipsenachse (Rißtiefenrichtung) für Bauteile mit halb elliptischem Oberflächenriß	L_0	Ausgangsmeßlänge
		S	Rißfläche
		W	(1) Probenbreite für C, SE und ISO-V
y	Rißöffnungsrichtung		(2) halbe Probenbreite für M und DE
z	(1) Richtung parallel zur Rißfront für Proben mit durchgehendem Riß und gerader Rißfront	$b=W-a$	Ligamentbreite
	(2) Richtung parallel zur großen Ellipsenachse für Bauteile mit halb elliptischem Oberflächenriß	ρ	Kerbradius
θ	Winkel gegen das Ligament		
Φ	Winkel zur Festlegung eines Ortes auf einer gekrümmten Rißfront bei Oberflächen- und Umfangsfehlern		
			Größe auf der Anlieferungsseite; kann entfallen, wenn die Eindeutigkeit auf andere Weise sichergestellt ist
		dyn	dynamisch
		el	elastisch
		gy	general yield, plastischer Grenz-zustand, bei dem erstmalig eine durchgehende plastische Zone

zwischen Rißspitze und Probenrand auf der Ligamentseite auftritt

$$\sigma_h = \frac{1}{3} \sum_1^3 \sigma_{ii} \quad \text{hydrostatischer Anteil des Spannungszustandes}$$

0	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	Biegeennspannung
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
$\tilde{\sigma}_{ij}(\theta, \alpha)$	Formfunktionen (Winkelfunktionen) der Spannungen im stationären Rißspitzenfeld
σ_N	Nettospannung, bezogen auf fehlerbehafteten Nettoquerschnitt
σ_0	Bezugsspannung zur Darstellung der σ - ϵ -Beziehung nach RAMBERG-OSGOOD, in der Regel $\sigma_0 = R_{eL}$
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

2.2 Verzerrungen

$\gamma_{ij} = 2\epsilon_{ij}$	Gleitwinkel (i≠j)
ϵ_{ij}	Verzerrungskomponenten, i=j: Dehnungen i≠j: Gleitungen (i, j) $\hat{=}$ (x, y, z) im kartesischen Koordinatensystem
$\tilde{\epsilon}_{ij}(\theta, \alpha)$	Formfunktionen (Winkelfunktionen) der Verzerrungen im stationären Rißspitzenfeld
ϵ_0	Bezugsdehnung zur Darstellung der σ - ϵ -Beziehung nach RAMBERG-OSGOOD, in der Regel $\epsilon_0 = R_{eL}/E$
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 $\hat{=}$ x, y, z im kartesischen Koordinatensystem
\tilde{u}_i	Formfunktionen (Winkelfunktionen) der Verschiebungen im stationären Rißspitzenfeld
V	Kerb- bzw. Rißöffnungsverschiebung (crack mouth opening displacement, COD): - in Probenmitte für M - am Probenrand für C, DE, SE - an der Bauteiloberfläche bei Druckbehältern, Rohren usw.

V_{bl}	bleibende Riffnung	F_{gy}	plastische Grenzlast für verfestigendes Material
V_i	$i=1,2,\dots$, Kerb- bzw. Riaufweitung an der Geberposition (i)	$h = \sigma_h/\sigma_v$	Mehrachsigkeitsquotient
V_L	Riffnung in der Wirkungslinie der Lasteinleitung	h_0	Extrapolation von h auf die Rispitze hin
V_{max}	grter entlang des Risses bzw. der Kerbe auftretender COD-Wert	K	Spannungsintensittsfaktor der linear elastischen Bruchmechanik
$V_0, \Delta L$	Probenverlngerung über der Melnge L_0	$K_{eff} = K(a_{eff})$	Spannungsintensittsfaktor bei kleiner plastischer Zone
δ	Rispitzenaufweitung, crack tip opening displacement, CTOD		
δ_5	Rispitzenaufweitung zwischen zwei Mepunkten 2,5 mm oberhalb und unterhalb der Ermdungsrisspitze	$K_{sp} = \left. \text{Max} \frac{\sigma_{yy}(r, \theta)}{r R_{eL}} \right _{\theta=0^\circ}$	plastischer Spannungskonzentrationsfaktor am Ri
δ_t	Riffnung am Schnittpunkt der Rikontur mit 45°-Sekante (FEM-Definition von CTOD, vgl. KUMAR/GERMAN/SHIH)	r_y	Radius der plastischen Zone im Ligament
		T	Temperatur
		$\Delta a = a - a_0$	Riverlngerung
2.4 Energiegren		$\Delta \bar{a}$	über die Probendicke gemittelte Riverlngerung
A	Flche unter einer Last-Verschiebungskurve	Δa_B	scheinbare Riverlngerung infolge plastischer Ausrundung der Rispitze ("blunting") bis zur Initiierung
$T_J = (E/R_{eL}^2)(\partial J/\partial a)$	Beanspruchungsgre für stabiles Riwachstum und Instabilitt nach PARIS	η	Geometriefaktor bei der Berechnung von J_R aus der Arbeitszunahme ΔU
$T_\delta = d\delta_5/da$	Beanspruchungsgre für stabiles Riwachstum		
U	Formnderungsarbeit, aus der Flche unter der Last-Lastpunktverschiebungskurve ermittelt	$\chi = \left. \text{Max} \frac{\sigma_h(r, \theta)}{r \sigma_v(r, \theta)} \right _{\theta=0^\circ}$	Mehrachsigkeit des Spannungszustandes am Ri
2.5 Sonstige geometrische und physikalische Gren		ω	Kenngre zur Gewhrleistung eines J-dominierten Spannungsfeldes bei Riwachstum
F	Kraft		

3.	Werkstoffkennwerte	σ_{gy}	Ligamentplastizierungsgrenze
3.0	Indizes (allgemein)	3.2	Sonstige Kennwerte
I, II, III	Rißöffnungsmodus		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 .
c	gültiger kritischer Wert für Instabilität bei Sprödbruch, z. B. K_{Ic} , J_{Ic} , δ_c	A	Parameter zur Approximation von Rißwiderstandskurven
dyn	dynamische Beanspruchung	A_v	Kerbschlagarbeit (DIN 50145)
i	Kennwert für die physikalische Initiierung	A_{vH}	Kerbschlagarbeit-Hochlage
M	Kenngroße auf der Werkstoffseite (material response); kann entfallen, wenn die Eindeutigkeit auf andere Weise sichergestellt ist	A_{vS}	Kerbschlagarbeit infolge stabilen Rißwachstums bis zur Instabilität
R	Werkstoffwiderstand (resistance), z. B. J_R , δ_{5R} , $CTOD_R$, $CTOA_R$	A_{10}	Bruchdehnung
stat	quasistatische Beanspruchung	B	Parameter zur Approximation von Rißwiderstandskurven C_1 , C_2 , C_3 Parameter
3.1	Spannungsgrößen	d_n	Proportionalitätsfaktor in der J- δ_t -Beziehung
E	Elastizitätsmodul	J_R^*	Rißwiderstand ohne Berücksichtigung des stationären Anteils
E_T	Verfestigungsmodul	$J_{0,1}^*$	Rißwiderstand ohne Berücksichtigung des stationären Anteils bei 0,1 mm stabilem Rißwachstum
R_{eL}	untere Streckgrenze nach DIN 50145	J_1^*	Rißwiderstand ohne Berücksichtigung des stationären Anteils bei 1 mm stabilem Rißwachstum
R_F	Bruchgrenze, Bruchlast bezogen auf Querschnitt beim Bruch	k_1	Verhältnis von Rißwiderstandsdifferenzen verschiedener Probenarten
R_{fc}	Spaltbruchfestigkeit, Spaltbruchspannung	n	Materialparameter zur Darstellung der σ - ϵ -Beziehung nach RAMBERG-OSGOOD
R_m	Zugfestigkeit nach DIN 50145, Höchstkraft bezogen auf den Anfangsquerschnitt	s	Singularität
R_p	Dehngrenze nach DIN 50145, z. B. $R_{p0,2}$		
R_y	Fließgrenze, häufig $R_y = \frac{1}{2}(R_{eL} + R_m)$		

T_{JR}	Reißmodul (tearing modulus) nach PARIS als werkstoffseitige Kenngröße	C(T)OD	Crack (Tip) Opening Dis- placement, Riß(spitzen)öffnung
$T_{\delta R}$	Reißmodul, Ableitung $d\delta_{5R}/da$ der δ_{5R} -Rißwiderstandskurve nach HELLMANN/SCHWALBE	CTOA	Crack Tip Opening Angle, Riß- spitzenöffnungswinkel
Z	Brucheinschnürung nach DIN 50145	EVZ	ebener Verzerrungszustand
$\alpha = E_T/E$	Materialparameter zur Darstellung der σ - ϵ -Beziehung bei linearer Verfestigung	ESZ	ebener Spannungszustand
Δa_0	Rißverlängerung von 1 mm	FEM	Finite Elemente Methode
ν	Querdehnungszahl	HRR	HUTCHINSON, RICE, ROSENGREN
4. Abkürzungen (auch als Indizes)		MNO	Material Nonlinear Only (Analysis)
4.1 Probenbezeichnungen		SSY	Small Scale Yielding
		UL	Updated Lagrangian (Analysis)

C(T)	Compact (Tension)
M(T)	Middle (Tension)
DE(T)	Double Edge (Tension)
PS(T)	Part-Through Surface (Tension)
ISO-V	ISO-Spitzkerbprobe nach DIN 50115
RK	ISO-V-Probe, angeschwungen mit Seitenkerben
SE(T, B)	Single Edge (Tension, Bending)
sg	side-grooved
sc	saw cut
V	ISO-V-Probe mit Normkerb

4.2 Sonstiges

2D, 3D	zwei-, dreidimensional
--------	------------------------

1 Einleitung

Die im Vorhaben durchgeführten Arbeiten bauen auf den Ergebnissen und Erkenntnissen der vom IEHK der RWTH Aachen, dem Fh-IWM Freiburg und der BAM gemeinsam durchgeführten Forschungsprojekte auf dem Gebiet der Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte für die Beurteilung von Reaktorkomponenten auf. Schwerpunkte der Untersuchungen in diesem Vorhaben sind dabei die Fortführung der Analyse des Einflusses der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes auf das Reißwiderstandsverhalten, um damit das lokale stabile Reißwachstum in Bauteilen besser verstehen und sicherer beurteilen zu können sowie die Weiterentwicklung des Verfahrens zur Bestimmung von Reißwiderstands-Kennwerten aus dem Kerbschlagversuch.

Die Beschreibung des stabilen Reißwachstums erfolgt im allgemeinen nach dem J-Konzept. Diesem Vorgehen liegt als Beanspruchungsparameter das von RICE [1] eingeführte, für hyperelastisches Material wegunabhängige J-Integral zugrunde. J läßt sich aus der Energiebilanz für eine Struktur mit Fehler herleiten und als Energiefreisetzungsrate an der Reißspitze interpretieren [2]. Nach der HRR-Theorie [3, 4] ist J Intensitätsfaktor des singulären Spannungs-Verzerrungsfeldes. Darauf begründet sich seine Eignung als Kriterium, die Initiierung des duktilen Reißwachstums zu beschreiben.

Das J-Integral im Fernfeld stellt ein Maß für die einer Probe oder einem Bauteil zugeführte mechanische Energie dar [2]. Über die experimentelle Bestimmung dieser Energie wird in Versuchen mit Bruchmechanikproben das Reißwiderstandsverhalten von Werkstoffen ermittelt und durch Reißwiderstandskurven $J_R(\Delta a)$ quantitativ beschrieben [5-8]. Bei der Untersuchung von Werkstoffen mit elastisch-plastischem Materialverhalten stellt sich bereits bei kleinem Reißwachstum eine Abhängigkeit der Reißwiderstandskurve von der Geometrie, der Größe und der Belastungsart der Probe ein [9-14]. Ursache dafür ist die Verletzung der Bedingungen für die Gültigkeit der HRR-Theorie und damit das Versagen

des J-Integrals als Intensitätsparameter der Spannungs-Verzerrungsfelder mit wachsender Reißlänge. Das bedeutet für die praktische Anwendung des J-Konzeptes, daß zum globalen Beanspruchungsparameter J noch ein weiterer Parameter zur Charakterisierung des lokalen Reißspitzenfeldes notwendig ist. Vor allem aufgrund von Ergebnissen anhand elastisch-plastischer FEM-Analysen für Bruchmechanikproben und Bauteile mit Fehlern [14-19] haben verschiedene Autoren vorgeschlagen, die Mehrachsigkeit des Spannungszustandes, definiert als Quotient h aus der hydrostatischen Spannung σ_h und der v. Mises-Vergleichsspannung σ_v ,

$$h = \frac{\sigma_h}{\sigma_v} \quad (1)$$

als zusätzlichen Parameter einzuführen. Eine physikalische Bedeutung erfährt dieser Parameter dadurch, daß er nach der Theorie des duktilen Versagens durch Hohlraumwachstum [20-22] die Schädigung durch Hohlraumwachstum wesentlich beeinflußt. Bei den bisher durchgeführten Analysen des Zusammenhangs zwischen dem Reißwiderstand und der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes wurde entweder das Maximum von h im Ligament, χ , oder der zur Reißspitze hin extrapolierte Wert h_0 des h -Verlaufs im Ligament verwendet. Die Bruchmechanik-Analyse eines Behälters mit axialem Außenoberflächenfehler durch BROCKS und KÜNECKE [23] ergab, daß das im Versuch ermittelte duktile Reißwachstum qualitativ und quantitativ besser durch von der Mehrachsigkeit abhängige Reißwiderstandskurven als durch ein einparametriges J-kontrolliertes Reißwachstumskriterium beschrieben werden kann.

Für die Bestimmung von Reißwiderstands(J_R)-Kurven nach Normen und Richtlinien [5-8] sind aufwendige und damit teure Bruchmechanikversuche notwendig. Die sachgerechte Durchführung dieser Versuche erfordert auch bei weitgehender automatisierter Prüf- und Auswertetechnik qualifiziertes Personal und eine geeignete Geräteausstattung. Für die Qualitätssicherung erscheint dieser Prüfaufwand zu hoch. Für die Beurteilung der Restlebensdauer von Komponenten unter dem

Aspekt des potentiellen Versagens durch stabiles Rißwachstum werden Rißwiderstandskurven verschiedener Probengeometrien gebraucht. In der Praxis stehen im allgemeinen bei älteren Anlagen solche Rißwiderstandskurven nicht zur Verfügung, jedoch sind zumeist Kerbschlagarbeitswerte vorhanden. Deshalb wurden in der Vergangenheit zahlreiche Versuche unternommen, um einen Zusammenhang zwischen der Kerb-

schlagarbeit und dem Rißwiderstandsverhalten der Werkstoffe abzuleiten [24-32]. Diese Bemühungen beschränken sich bisher auf den Zusammenhang zwischen der Rißwiderstandskurve der C(T)-Probe und der Kerbschlagarbeit und beruhen auf empirisch gewonnenen Zusammenhängen. In diese Kategorie sind auch die bisherigen Arbeiten [24-27] in vorausgegangenen Projekten einzuordnen.

2 Zielsetzung

In vorausgegangenen Untersuchungen, vor allem des IWM und der BAM, wurde aus unterschiedlichen experimentellen und numerischen Ergebnissen für verschiedene Werkstoffe ein qualitativer Zusammenhang zwischen dem Rißwiderstandsverhalten und der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes ermittelt [16, 17, 26, 33]. Wird die Steigung der Rißwiderstandskurve dJ_R/da dem Mehrachsigkeitsquotienten aus der mittleren Hauptspannung σ_h durch die v. Mises-Vergleichsspannung σ_v gegenübergestellt, so zeigt sich, daß mit wachsendem Mehrachsigkeitsquotienten die Steigung der J_R -Kurven abnimmt. Offene Fragen bei der Darstellung der Ergebnisse sind dabei: Welcher quantitative Zusammenhang besteht zwischen dJ_R/da und dem Mehrachsigkeitsquotienten h ? Für welche Stelle oder welchen Bereich im Ligament soll der Quotient h gebildet werden, und für welchen Riwachstumsbereich gelten die ermittelten Beziehungen? Ziel der Untersuchungen ist deshalb: Die weitere Klärung des quantitativen Zusammenhanges zwischen den genannten Größen aus experimentellen und numerischen Untersuchungen an klassischen Bruchmechanikproben und Scheiben mit halbelliptischen Oberflächenrissen als bauteilähnliche Proben sowie die Aufzeichnung der Gültigkeitsgrenzen der Ergebnisse in bezug auf die verschiedenen Phasen des stabilen Rißwachstums.

Die Wegabhängigkeit des J-Integrals bei stabilem Rißwachstum [27] erfordert mit zunehmender Rißlänge einen wachsenden Berechnungsbereich für J, um einen sogenannten "Fernfeldwert" zu erhalten, da nur das J-Integral im Fernfeld noch wegunabhängig und proportional zur Formänderungsarbeit aus der Last-Verschiebungs-Kurve bezogen auf den Ligamentquerschnitt ist und somit die Übertragbarkeit der im Versuch an Proben ermittelten J_R -Kurven auf Bauteile möglich bleibt. Mit der Verlängerung des Risses nimmt der verfügbare Bereich im Ligament für die Berechnung des Fernfeld-J ab. Damit ergeben sich Grenzen für die Anwendung des J-Integrals als Bruchmechanikparameter bei größerem Rißwachstum, dessen Analyse in Bauteilen erforderlich ist. Zur Ermittlung des Spannungs-Verzer-

rungs-Feldes während des Rißwachstums muß eine sehr feine Elementierung im Ligamentbereich verwendet werden, so daß durch die Größe des FEM-Systems bedingt die Simulation von großem Rißwachstum, besonders in 3D-Strukturen, sehr aufwendig ist. Aus den genannten Gründen ist neben dem J-Integral die Anwendbarkeit anderer Bruchmechanikparameter zur Steuerung der numerischen Simulation des stabilen Rißwachstums zu untersuchen und Parameter für eine möglichst objektive Charakterisierung des Spannungs-Verzerrungs-Feldes bei größerem Rißfortschritt zu finden. Dabei sind auch Ansätze und Lösungen aus der Theorie des stationären Rißwachstums zu analysieren und gegebenenfalls mit einzubeziehen [34-36].

Vor dem Hintergrund der Ergebnisse aus den Arbeiten [24-27] in den vorangegangenen Projekten zeichnet sich ab, daß der Rißwiderstand der gekerbten ISO-V-Probe ohne weiteres in ein Schema angerissener Bruchmechanikproben eingeordnet werden kann.

Aufgrund der bisher vorliegenden Ergebnisse ist davon auszugehen, daß die unterschiedlichen Steigungen der Rißwiderstandskurven verschiedener Probengeometrien durchgängig von der seitengekerbten C(T)-Probe bis zur ISO-V-Probe dem jeweiligen Spannungszustand in der Umgebung des Kerb- bzw. Rigrundes zugeordnet werden können. Wäre also die Rißwiderstandskurve einer ISO-V-Probe bekannt, so könnte daraus auf die Rißwiderstandskurve beispielsweise einer C(T)- oder M(T)-Probe geschlossen werden. Aufbauend auf den bereits vorhandenen Ergebnissen [27] ist durch die Untersuchung weiterer Stähle die Ableitung und experimentelle Überprüfung von bertragungsregeln des an ISO-V-Proben ermittelten Rißwiderstandsverhaltens auf andere Probengeometrien von Bruchmechanikproben und von Fehlern in Bauteilen fortzusetzen. Bei der Auswahl der Werkstoffe steht die Ableitung des Einflusses der Zähigkeit und Festigkeit auf den Zusammenhang zwischen der Kerbschlagarbeit-Hochlage und dem Verlauf der Rißwiderstandskurven der ISO-V-Probe und von Bruchmechanikproben im Vordergrund.

Literatur zu 1 und 2:

- [1] RICE, J. R.: A path-independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. *J. Appl. Mech.* **35** (1968), 379 - 386.
- [2] MORAN, B., SHIH, C. F.: Crack tip and associated domain integrals from momentum and energy balance. *Engng. Fracture Mechanics* **27** (1987), 615.
- [3] HUTCHINSON, J. W. O.: Singular behaviour at the end of a tensile crack in a hardening material. *J. Mech. Phys. Solids* **16** (1968), 13-31.
- [4] 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), 1-12.
- [5] American Society for Testing and Materials: Standard test method for J_{IC} , a measure of fracture toughness. ASTM E 813-81, Annual Book of ASTM-Standards Vol. 03.01, 1981.
- [6] American Society for Testing and Materials: Standard Test Method for Determining J-R Curves. ASTM E 1152-87 Annual Book of ASTM Standards, Vol. 03.01 1987.
- [7] Deutscher Verband für Materialprüfung: Ermittlung von Reißinitiiierungswerten und Reißwiderstandskurven bei Anwendung des J-Integrals. DVM-Merkblatt 002, 1987.
- [8] European Group on Fracture: EGF Recommendations for determining the fracture resistance of ductile materials. EGF P1-90, 1989.
- [9] McCABE, D. E., LANDES, J. D., ERNST, H. A.: Prediction of heavy section performance of nuclear vessel steels from surveillance size specimens. *Trans. 7th SMiRT* (1983), G 2/4.
- [10] KAISER, H.-J., HAGENDORN, K. E., PAWELSKI, O.: Investigation on the influence of specimen geometry on stable crack growth. *Arch. Eisenhüttenwes.* **56** (1984), 339-343.
- [11] SCHWALBE, K.-H., HELLMANN, D.: Correlation of stable crack growth with the J-integral and the crack tip opening displacement, effects of geometry, size, and material. Report GKSS 84/E/37, GKSS-Forschungszentrum Geesthacht (1984).
- [12] JULISCH, P., STADTMÜLLER, W.: Valuation of a ductile vessel rupture by R-curve analysis with CT specimens and wide plate tests. *Trans. 8th SMiRT* (1982), G 3/1.
- [13] 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), 81-93.
- [14] STEENKAMP, P. A. J. M.: Investigations into the validity of J-based methods for the prediction of ductile tearing and fracture. Dissertation, Techn. Universität Delft, 1986.
- [15] BROCKS, W., NOACK, H.-D.: Elastic-plastic J analysis for an inner surface flaw in a pressure vessel. *Experimental Mechanics* (1988), 205-209.
- [16] BROCKS, W., KÜNECKE, G., NOACK, H.-D., VEITH, H.: Zur Übertragbarkeit von Bruchmechanikparametern von Proben auf Bauteile aufgrund von FEM-Analysen. *Berichtsband 13. MPA-Seminar, Bd. 1, Staatliche Materialprüfungsanstalt Stuttgart, 1987, 3.1- 3.24.*
- [17] KORDISCH, H., SOMMER, E., SCHMITT, W.: Einfluß der Mehrachsigkeit auf das stabile Reißwachstum. *Berichtsband 13. MPA-Seminar, Bd. 1, Staatliche Materialprüfungsanstalt Stuttgart, 1987, 7.1-7.17.*
- [18] AURICH, D., SOMMER, E.: The effect of constraint on elastic-plastic fracture. *Steel Research* **59** (1988), 358-367.
- [19] CLAUSMEYER, H., KUSSMAUL, K., ROOS, E.: Der Einfluß des Spannungszustandes auf den Versagensablauf angerissener Bauteile aus Stahl. *Mat.-wiss. u. Werkstofftech.* **20** (1989), 101-117.
- [20] McCLINTOCK, F. A.: A criterion for ductile fracture by the growth of holes. *Trans. ASME, J. Appl. Mech.* **35** (1968), 363-371.
- [21] RICE, J. R., TRACEY, D. M.: On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields. *J. Mech. Phys. Solids* **17** (1969), 201-217.
- [22] GURSON, A. L.: Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth:

- Part I - Yield criteria and follow rules for porous ductile media. *J. Engng. Mat. Tech.* 99 (1977), 2-15
- [23] BROCKS, W., KÜNECKE, G.: Elastisch-plastische Bruchmechanikanalyse eines Behälters mit axialem Außenoberflächenfehler. *Berichtsband 14. MPA-Seminar, Bd. 2, Staatliche Materialprüfungsanstalt Stuttgart, 1988, 42.1-42.19.*
- [24] HELMS, R., KÜHN, H.-J., ZIEBS, J., AURICH, D.: Die Zähigkeit im Kerbschlagversuch. *Werkstoffprüfung 1986. Deutscher Verband für Materialprüfung, Berlin, 1986, 63-74.*
- [25] AURICH, D., KÜHN, H.-J., THIEMICH, K.-D., WOBST, K.: Abschätzung von Reißwiderstandskurven aufgrund der Kerbschlagarbeit-Hochlage. *Werkstoffprüfung 1988. Deutscher Verband für Materialprüfung, Berlin, 1988, 357-366.*
- [26] AURICH, D.: Bewertung des Reißwiderstandsverhaltens anhand der Kerbschlagarbeit. *Technischer Bericht. Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin, 1988.*
- [27] AURICH, D., u. a.: Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte. *BAM-Forschungsbericht 174. Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin, 1990.*
- [28] HISER, A. L.: Correlation and Prediction of the Upper-Shelf Fracture Toughness for Reactor Pressure Vessel Steels. *EPRI Report Draft, Contract RP 2457-4, MEA Report MEA-2074, März 1985.*
- [29] PAVINICH, W. A.: The Effect of Neutron Fluence and Temperature on the Fracture Toughness and Tensile Properties for a Linde 80 Submerged Arc Weld. *Proceedings of the Second International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors, Monterey, California, September 1985. American Nuclear Society, 1986, 485-495.*
- [30] KUSSMAUL, K., ROOS, E.: Statistical Evaluation of Post-Yield Fracture Mechanics Properties on the Basis of Notched Bar Impact Test. *Nuclear Engineering and Design, 87 (1985), 123-137.*
- [31] EASON, E. D., NELSON, E. E.: Improved Model for Predicting J-R-Curves from Charpy Data. *NUREG/CR-5356, MCS 890301. USNRC, Washington 1989.*
- [32] 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. *NUREG-0744, Vol. 2, Rev. 1. USNRC, 1981.*
- [33] SCHMITT, W.: Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte Schwerpunkt: Weiterentwicklung und Überprüfung des J-Integral-Konzeptes. *Bericht W6/88, Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik, Freiburg 1989.*
- [34] AMAZIGO, J. C., HUTCHINSON, J. W.: Crack tip fields in steady crack growth with strain hardening. *J. Mech. Phys. Solids, Vol. 25, (1977), 81-97.*
- [35] CASTANEDA, P. P.: Asymptotic fields in steady crack growth with linear strain hardening. *J. Mech. Phys. Solids, Vol. 35, 227-268.*
- [36] GAO, Y. C., HWANG, K. C.: Elastic-plastic fields in steady crack growth in a strain hardening material. *Proceedings of Fifth International Conference on Fracture, Francois, D., Ed., Pergamon Press, New York 1981, Vol. 2, 669-682.*

3. Einfluß der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes auf das Reißwiderstandsverhalten

3.1 Untersuchungen an Scheiben mit Oberflächenriß

3.1.1 Versuche zum stabilen Reißwachstum eines Oberflächenrisses in einer seitengekerbten Scheibe

Die Versuche waren zwecks Fortsetzung der experimentellen und numerischen Untersuchungen zur Reißformentwicklung bei stabiler Reißausbreitung von halbelliptischen Oberflächenrissen aus, die an einem Druckbehälter erfolgten [1], durchzuführen. Sie sind Voraussetzung, um in Verbindung mit numerischen Analysen durch Quantifizierung des Einflusses der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes auf das Reißwiderstandsverhalten das lokale stabile Reißwachstum in Bauteilen besser verstehen und sicherer beurteilen zu können. In Untersuchungen vor allem des IWM und der BAM wurde aus unterschiedlichen experimentellen und numerischen Ergebnissen für verschiedene Werkstoffe ein qualitativer Zusammenhang zwischen dem Reißwiderstandsverhalten und der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes ermittelt [1-7].

Die Entwicklung und Erprobung eines Verfahrens, mit dem während der Probenbelastung unter Verwendung einer Wechselstrom-Potentialsonde der lokale stabile Reißfortschritt zu ermitteln ist, war bisher nur in bezug auf die Detektion der örtlichen Schwingrißausbreitung erfolgreich [8]. Deshalb sind die Versuche zum stabilen Wachstum eines Oberflächenrisses in Scheiben nach der Mehrprobenmethode durchgeführt worden. Als Testfehler waren dabei nur Schwingungsrisse zu verwenden, weil geeignete Ersatztestfehler für Oberflächenermüdungsrisse in Form von maximal 0,2 mm breiten Schlitzern mit Kerbgrundradien $\rho < 0,02$ mm nicht herzustellen waren [9].

Teilziele der experimentellen Untersuchungen waren unter Berücksichtigung der mitgeteilten Erfahrungen in bezug auf die örtliche Reißfortschrittsdetektion und Testfehlerart:

- Die Ermittlung einer Scheibe geeigneter Geometrie mit Oberflächenfehler, in der sich von einem Schwingungsriß aus bei quasistatischer Zugbeanspruchung ein stabiler Riß kanuförmig ausbreitet.
- Die Bestimmung der Bedingungen zur Erzeugung von hinsichtlich ihrer Geometrie hinreichend gleichen Schwingungsrissen als Testfehler in die für das Vorhaben geeigneten Proben, um die Versuche zum stabilen Reißwachstum nach der Mehrprobenmethode durchführen zu können.
- Die Ermittlung der Formentwicklung des stabilen Risses in der Scheibe mit dem Oberflächenanriß als Testfehler in Abhängigkeit von den Beanspruchungsbedingungen.
- Die Bestimmung der örtlichen Ausbreitung des stabilen Risses von der Schwingungsrißfront aus in Abhängigkeit von der Kerböffnung.

Versuchsdurchführung und Ergebnisse

Die Festlegung des Querschnitts der benutzten Zugscheibe, die in Bild 3.1.1-2 dargestellt ist, erfolgte unter Berücksichtigung vor allem der Kraftkapazität von 1 MN der verfügbaren Belastungsvorrichtung und der Festigkeit des Versuchswerkstoffes StE 460, für den die chemische Analyse und die mechanischen Eigenschaften in Tabelle 3.1.1-1 angegeben sind.

Im Hinblick auf eine kanuförmige Reißausbreitung wurden die Probendimensionen durch die Geometrie des Oberflächenfehlers sowie vor allem durch Seitenkerben in der senkrecht zur Probenlängsachse gelegenen Reißebene optimiert. Die Reißstarterkerben sind durch Funkenerosion mit 1 mm bzw. 0,2 mm dicken Tantalelektroden erzeugt worden.

Bild 3.1.1-1 zeigt das Blockschaltbild der Prüfvorrichtung sowie schematisch das Spannzeug für die Zugscheiben. Während der biegespannungsarmen Zugbeanspruchung der Proben bei $(22 \pm 2)^\circ\text{C}$ wurden rechnergestützt gemessen bzw. bestimmt und registriert: die Kraft F , an zwei symmetrisch zur Testfehlermitte in 2,4 mm Ab-

stand von der Probenoberfläche gelegenen Positionen die Kerböffnungen V_1 und V_2 , der Rißfortschritt aufgrund des Potentials U der Gleichstrom-Potentialsonde sowie die Proben-dickenänderung ΔB in Probenbreitenmitte der Rißebene. Die biegespannungsarme Probenbelastung wurde durch die Verwendung von Spannzug mit den in Bild 3.1.1-1 skizzierten Gelenken erreicht, deren Wirksamkeit in Experimenten nachgewiesen worden ist. Während der quasistatischen Beanspruchung betrug die Abzugsgeschwindigkeit der Probeneinspannvorrichtung 0,0025 mm/s.

Der Einsatz der Potentialsonde erfolgte, um aufgrund entsprechender Messungen hinsichtlich ihrer Geometrie hinreichend gleiche Schwingungsrisse als Testfehler in mehreren Proben zu erzeugen sowie den mittleren Rißfortschritt Δa während der quasistatischen Beanspruchung bestimmen zu können. Die Empfindlichkeit der Potentialsonde wurde während der funkenerosiven Herstellung der Rißstarterkerben der Scheibe bestimmt, Bild 3.1.1-3.

In den Bildern 3.1.1-4 bis 3.1.1-6 sind Ergebnisse von Versuchen zur Ermittlung einer für die Zielsetzung des Vorhabens geeigneten Probe dargestellt. Die Rißkonturen in den Bildern 3.1.1-4 und 3.1.1-5 wurden mittels eines Meßmikroskops bei zwanzigfacher Vergrößerung rechnergestützt aufgenommen. Während die Bilder 3.1.1-4 und 3.1.1-5 keine kanuförmige Rißausbreitung erkennen lassen, zeigt Bild 3.1.1-6, daß durch Seitenkerben infolge der dadurch bewirkten Verformungsbehinderung in Probenbreitenrichtung der stabil wachsende Riß eine Kanuform bildet.

Bild 3.1.1-7 ist zu entnehmen, daß in 6 Proben Schwingungsrisse hinreichend gleicher Geometrie als Testfehler herzustellen waren. Hinsichtlich Tiefe a_0 (12,15 mm) und Länge $2c_0$ (32,5 mm) unterschieden sie sich um weniger als 2%. Damit war die wesentliche Voraussetzung für die Durchführung der Versuche zum stabilen Rißwachstum nach der Mehrprobenmethode erfüllt. Maßgebend für dieses Ergebnis war der Einsatz der Gleichstrom-Potentialsonde. Unter der Voraussetzung

eines konstanten Gleichstroms ($I=120$ A) wurde die Ermüdungsbeanspruchung der Proben nach ca. 70.000 Schwingungen beendet, wenn ein bestimmtes Potential erreicht war. Während der Schwingungsrißherstellung waren $F_o=0,4 F_{gy}$ und $F_u=0,04 F_{gy}$, wobei F_o der maximalen und F_u der minimalen Last sowie F_{gy} der plastischen Grenzlast entsprechen.

Bild 3.1.1-8 zeigt die Kerbe, den Schwingungsriß und den stabil wachsenden Riß in der seitengekerbten Probe Nr. 1 sowie das Schema und ein Beispiel für die Bestimmung der Rißausbreitung in Abhängigkeit von der Position am Schwingungsriß. Es läßt die kanuförmige Rißausbreitung deutlich erkennen. Die an einem Meßmikroskop optisch und unter Einsatz eines elektromechanischen Meßfühlers ermittelten Kerböffnungen entlasteter Proben vor und nach quasistatischer Zugbelastung sowie die Positionen der Meßebenen für die V_1 -, V_2 - und V_3 -Bestimmung sind in Bild 3.1.1-9 dargestellt. Zu erkennen ist, daß die Kerböffnung längs der überwiegenden Kerbbreite nahezu konstant war und kein wesentlicher Unterschied zwischen den optisch und elektrisch ermittelten Kerböffnungen bestand.

Das Bild 3.1.1-10a zeigt die Kraft-Kerbaufweitungsschriebe von 5 quasistatisch beanspruchten Zugscheiben. Erkennbar ist, daß die $F-V_1$ -Verläufe aller Proben in einem engen Streuband liegen; repräsentativ für sie ist die $F-V$ -Kurve in Bild 3.1.1-10b.

Für jeweils zwei Proben ist im Bild 3.1.1-11a der statische Rißfortschritt in Abhängigkeit von der Position an der Schwingungsrißfront zum unmittelbaren Vergleich dargestellt. Die Scheiben Nr. 3 und 9 auf der einen Seite bzw. Nr. 1 und 2 auf der anderen sind in bezug auf F_{max} und V_{1max} jeweils annähernd in gleicher Weise beansprucht worden. Während danach die stabile Rißausbreitung bei den Proben Nr. 3 und 9 sowie im Φ -Bereich $-90^\circ \leq \Phi \leq 0^\circ$ auch bei den Scheiben Nr. 1 und 2 jeweils relativ wenig unterschiedlich waren, trifft das für die Proben Nr. 1 und 2 bei $0^\circ < \Phi < 90^\circ$ nicht zu. Ursachen für den hier bei $\Phi \approx 65^\circ$ besonders unterschiedlichen Rißfortschritt waren nicht zu ermitteln; die bei den jeweiligen Proben ge-

messenen V_1 - und V_2 -Werte unterschieden sich kaum.

Bild 3.1.1-11b läßt u. a. erkennen,

- daß schon bei relativ kleinem mittlerem Δa die stabile Rißausbreitung kanuförmig mit einem Δa -Maximum bei $\Phi \approx 65^\circ$ erfolgt.
- daß bei Probe Nr. 1 bei $\Phi \approx 65^\circ$ mit ca. 6 mm Δa etwa dreimal größer als bei $\Phi \approx 0^\circ$ ist.

In den Bildern 3.1.1.-12a und 3.1.1.-12b ist die örtliche stabile Rißausbreitung von bestimmten Positionen am Schwingungsrißgrund aus in Abhängigkeit der Kerböffnungen V_1 bzw. V_2 dargestellt, die im gleichen Abstand von der Probenbreitenmitte bestimmt wurden. Die Bilder zeigen, daß bei jeweils gleicher Kerbaufweitung die örtliche stabile Rißausbreitung in Abhängigkeit von Φ in der Folge 90° , 0° , 45° , 75° und 65° zunimmt.

Zusammenfassend ist festzustellen, daß alle Teilziele der experimentellen Untersuchungen erreicht wurden:

- Eine Probe geeigneter Geometrie aus dem Stahl StE 460, in der bei $(22 \pm 2)^\circ\text{C}$ und einer Abzugsgeschwindigkeit der Probeneinspannung von $0,0025 \text{ mm s}^{-1}$ sich von einem Oberflächen-Schwingungsriß aus ein stabiler Riß kanuförmig ausbreitet, wurde in Form einer seitengekerbten Scheibe bestimmt.
- In dieser Probe waren Schwingungsrisse hinreichend gleicher Geometrie - als Voraussetzung für die Durchführung der Versuche zum stabilen Rißwachstum nach der Mehrprobenmethode - zu erzeugen.
- Aufgrund der bei den einzelnen Versuchen bestimmten lokalen Δa -Werte sind Steuerkurven für die numerische Simulation des stabilen Rißwachstums als Kerbaufweitungs(V)-Rißausbreitungs(Δa)-Kurven für verschiedene Positionen an der Schwingungsrißfront ermittelt worden.
- Die Bewertung des Formänderungsverhaltens der seitengekerbten Zugscheibe in Abhängigkeit von der quasistatischen Belastung kann aufgrund einer experimentell bestimmten repräsentativen Kraft(F)-Kerbaufweitungs(V)-Kurve erfolgen, von der die Ergebnisse der einzelnen Versuche kaum abweichen.

Literatur zu 3.1.1:

- [1] AURICH, D., et. al.: Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte. BAM Forschungsbericht 174. Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin, 1990.
- [2] KORDISCH, M., SOMMER, E., SCHMITT, W.: Einfluß der Mehrachsigkeit auf das stabile Rißwachstum. Berichtsband 13. MPA-Seminar, Staatliche Materialprüfungsanstalt Stuttgart, 1987, 7.1-7.17.
- [3] BROCKS, W., KÜNECKE, G., NOACK, H.-D., VEITH, H.: Zur Übertragbarkeit von Bruchmechanikparametern von Proben auf Bauteile aufgrund von FEM-Analysen. Berichtsband 13. MPA Seminar, Staatliche Materialprüfungsanstalt Stuttgart, 1987, 3.1-3.24.
- [4] MEMHARD, D., KLEMM, W.: Numerische und experimentelle Untersuchungen zum Verhalten von Oberflächenrissen in Zugscheiben und Rohren aus ferritischen und austenitischen Stählen. Bericht W 4/89. Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik Freiburg, 1989.
- [5] BROCKS, W., KÜNECKE, G., WOBST, K.: Stable crack growth of axial surface flaws in pressure vessels. Int. J. Pres. Ves. and Piping 40 (1989), 77-90.
- [6] SCHMITT, W., BROCKS, W.: Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte. Schwerpunkt: Anwendung des J-Integral-Konzeptes und seine Erweiterungen auf bauteilrelevante Situationen. Bericht W 7/89. Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik Freiburg, 1991.
- [7] BROCKS, W., KRAFKA, H., KÜNECKE, G., WOBST, K.: Stable crack growth of axial flaws in pressure vessels. Nucl. Engng. Des. 135 (1992), 151-160.
- [8] HARDTKE, K.-D.: Untersuchungen zur Bestimmung des örtlichen Rißfortschritts an Zugscheiben mit Oberflächenfehlern mittels Wechselstrom-Potentialsonde. Bericht 1.34-93-2, Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin, 1993.
- [9] WOBST, K., BAUMBACH, U., KRAFKA, H., AURICH, D.: Machining of Reproducible Flaws Corresponding to Fatigue Cracks for Fracture Mechanics Tests of Components and Welded Joints. Steel research (1993), Heft 8.

Tabelle 3.1.1-1

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

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_{Li} %	0,7	0	1,9 ± 0,1	1,3
Brucheinschnürung Z %	63	66	67 ± 3	64

*) Eigenschaftswerte in unterschiedlichen Bereichen der Bleche

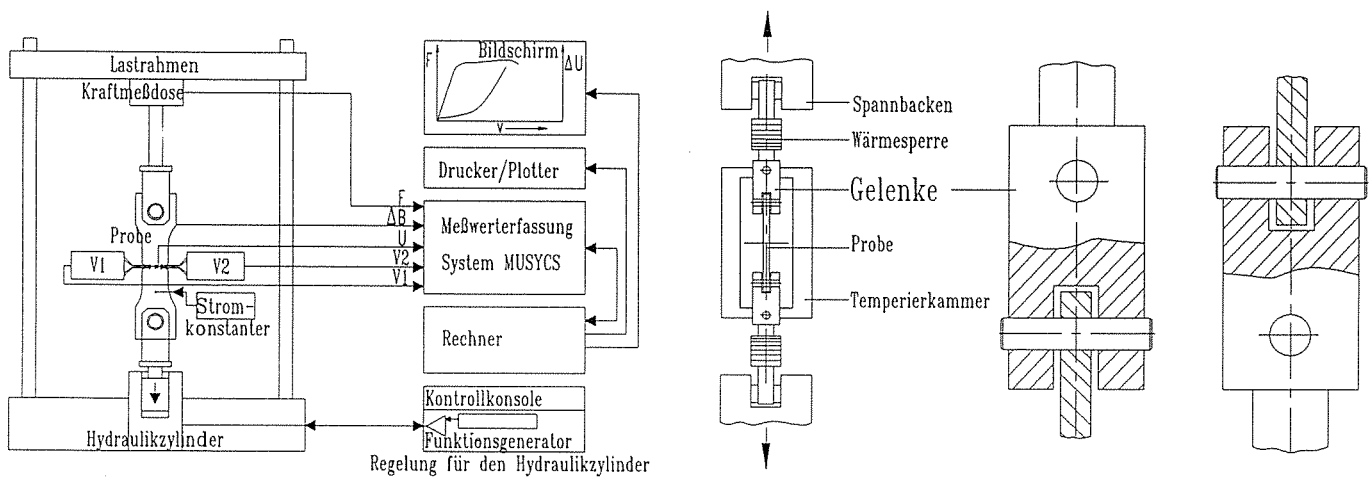


Bild 3.1.1-1:

Blockschaltbild der Prüfvorrichtung sowie Schema des Spannzeugs für Zugscheiben

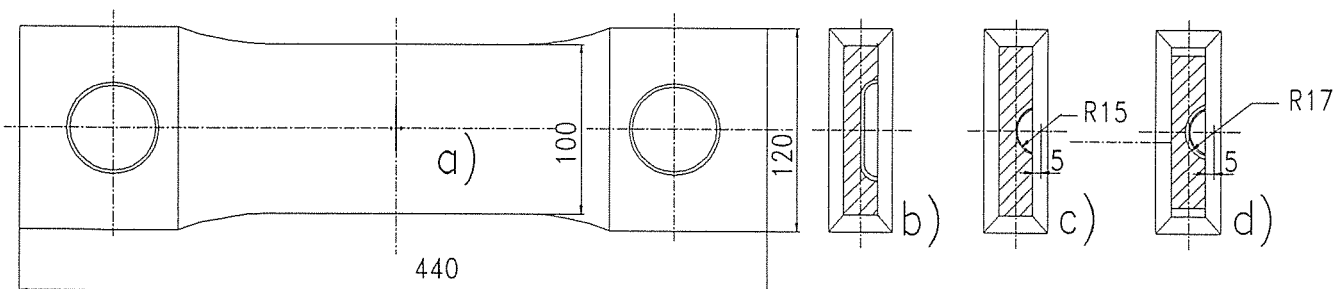


Bild 3.1.1-2:

Hauptmaße der Zugscheibe mit Oberflächenfehler;

b: Probe ohne Seitenkerben,

c,d: seitengekerbte Probe vor und nach der Schwingungsrißerzeugung

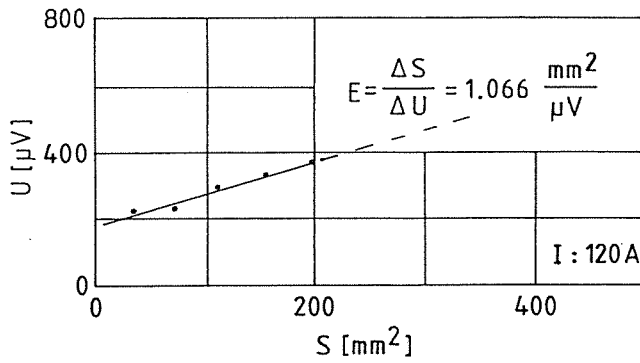


Bild 3.1.1-3:
Bestimmung der Empfindlichkeit der Gleichstrom-Potentialsonde während der Erzeugung des Kerbes in der Scheibe durch Funkenerosion

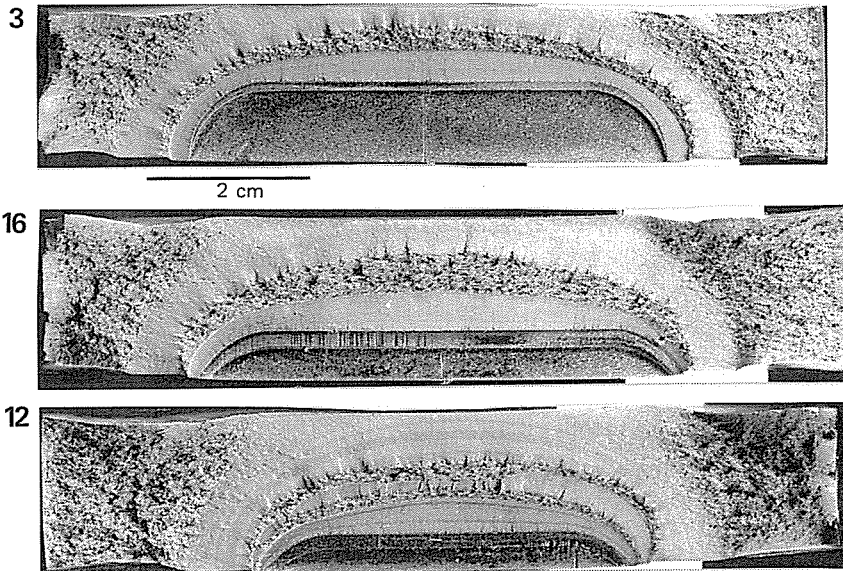
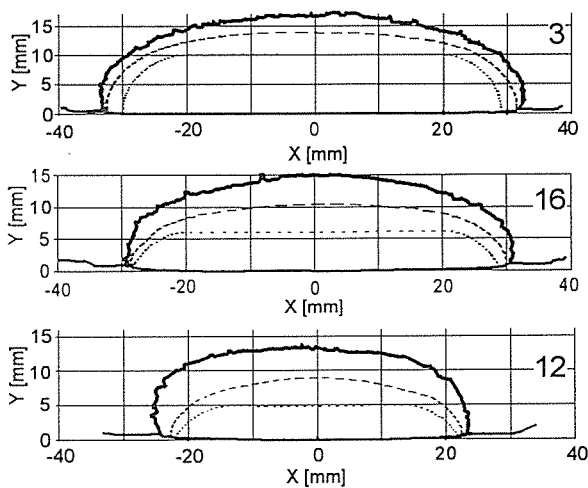


Bild 3.1.1-4:
Ansicht der Kerben, Schwingungsrisse und stabilen Risse in den nicht seitengekerbten Zugscheiben Nr. 3, 16 und 12



Probe	a_0 [mm]	$2c_0$ [mm]	a_0/c_0	a_0/B_0	F_{\max} [kN]	V_{\max} [mm]
3	14.22	63.5	0.45	0.71	387	2.20
16	10.57	58.4	0.36	0.52	800	3.13
12/2	9.05	45.4	0.38	0.45	855	1.48

Bild 3.1.1-5:
Konturen der Kerben, Schwingungsrisse und stabilen Risse in den nicht seitengekerbten Zugscheiben Nr. 3, 16 und 12/2 sowie maximale Belastung F_{\max} und Kerböffnung $V_{I\max}$

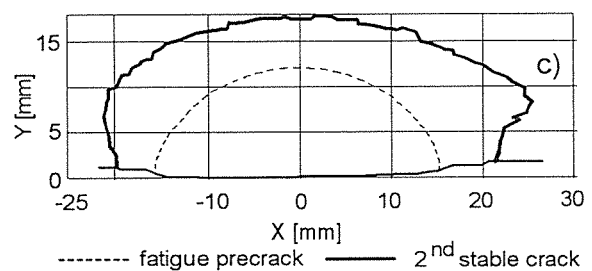
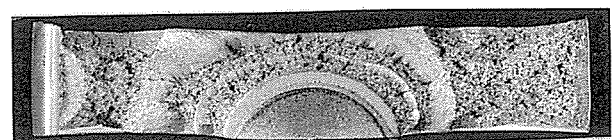
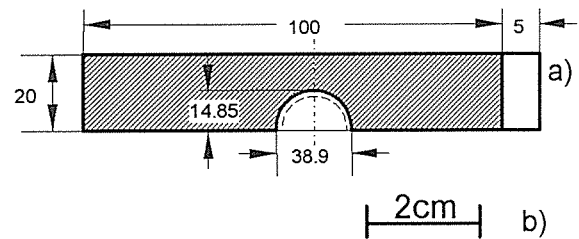


Bild 3.1.1-6:
Probenquerschnitt (a) sowie Ansicht (b) und Konturen (c) der Schwingungsrisse und stabilen Risse einer seitengekerbten Zugscheibe ($F_{\max}=880 \text{ kN}$, $V_{1\max}=1,52 \text{ mm}$)

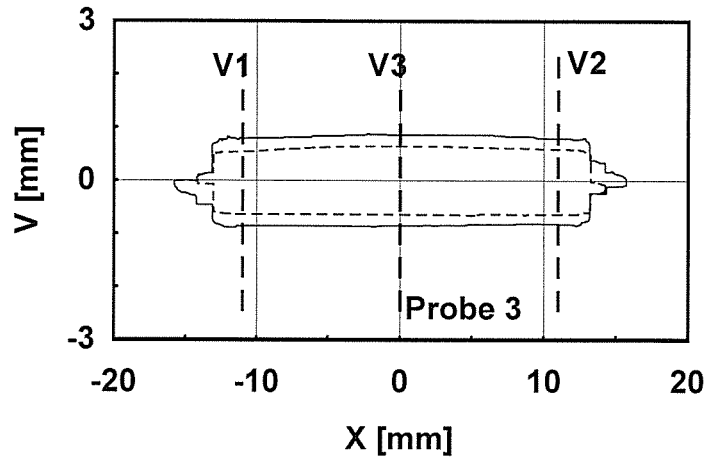
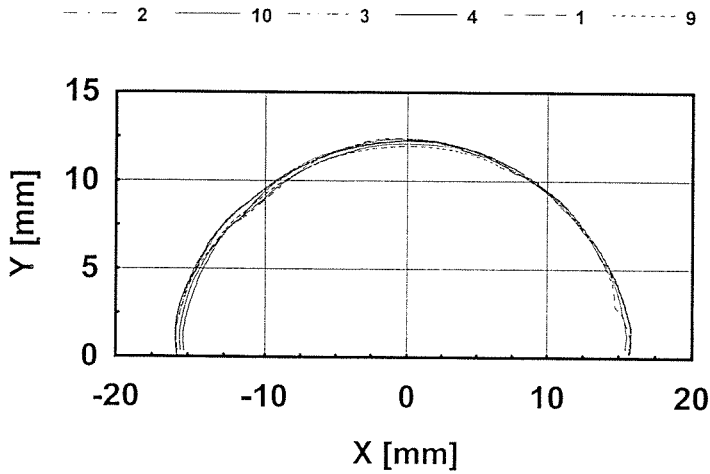


Bild 3.1.1-7:
Konturen der Schwingungsrisse in den Zugscheiben Nr. 1 - 4, 9 und 10 in Abhängigkeit vom Kerbmittenabstand X

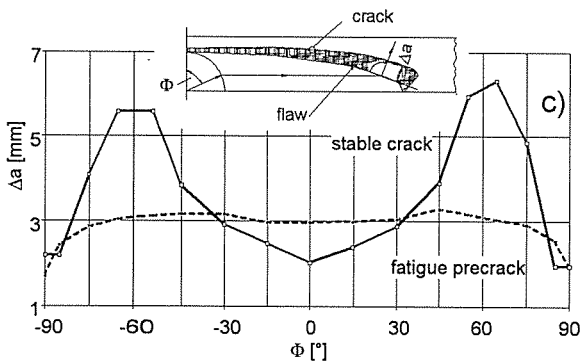
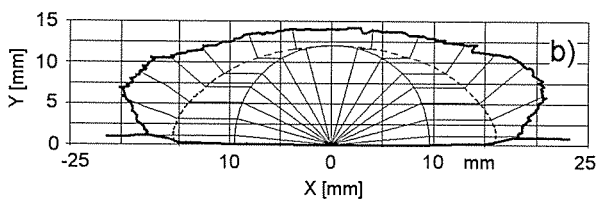
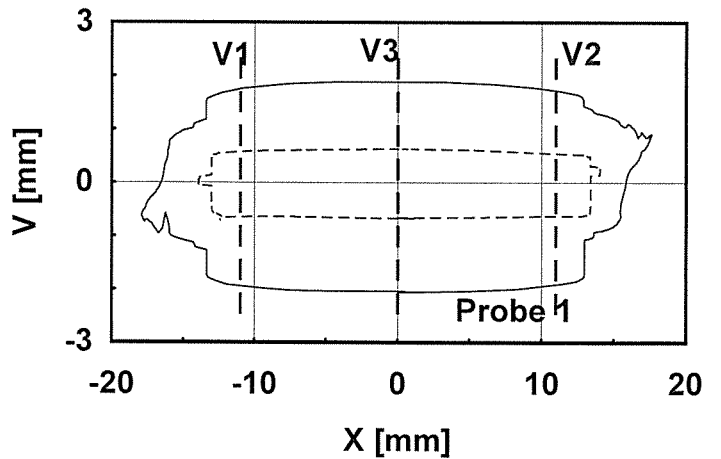
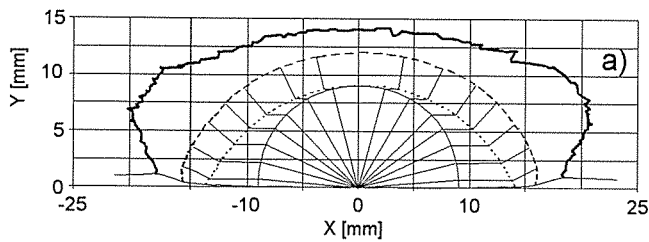
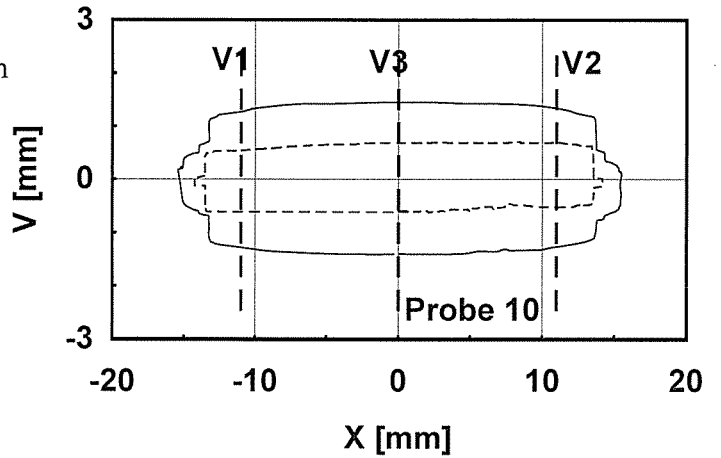


Bild 3.1.1-8:
Kerbe, Schwingungsriß und stabiler Riß in Zugscheibe Nr. 1 (a) sowie Schema und Beispiel für die Bestimmung der Rißausbreitung Δa in Abhängigkeit von der Position am Schwingungsriß (b, c)

Probe	V1elektr [mm]	V1opt. [mm]	V3opt. [mm]
3	0.48	0.48	0.41
10	1.54	1.41	1.56
1	2.38	2.45	2.62

Bild 3.1.1-9:
Kerböffnung an den Oberflächen der entlasteten Proben vor (---) und nach (—) quasistatischer Zugbelastung sowie Positionen der Meßebenen für die V₁-, V₂- und V₃-Bestimmung

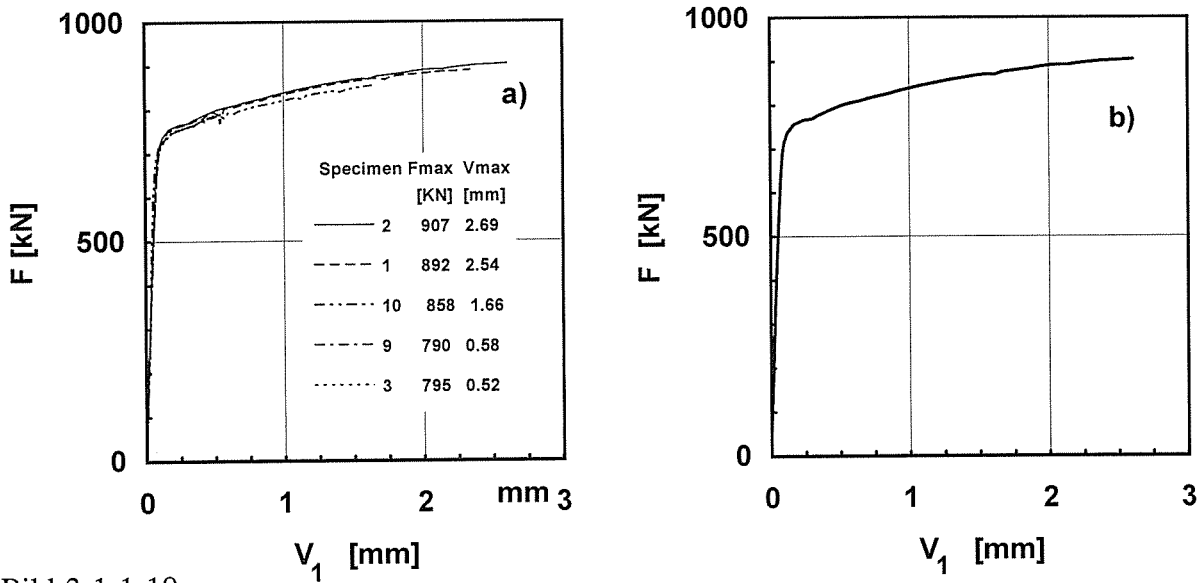


Bild 3.1.1-10: Kraft-Kerbaufweitungs-Schriebe von quasistatisch beanspruchten Zugscheiben mit Oberflächenriß; a: Einzelergebnisse von 5 Proben; b: repräsentative Kurve

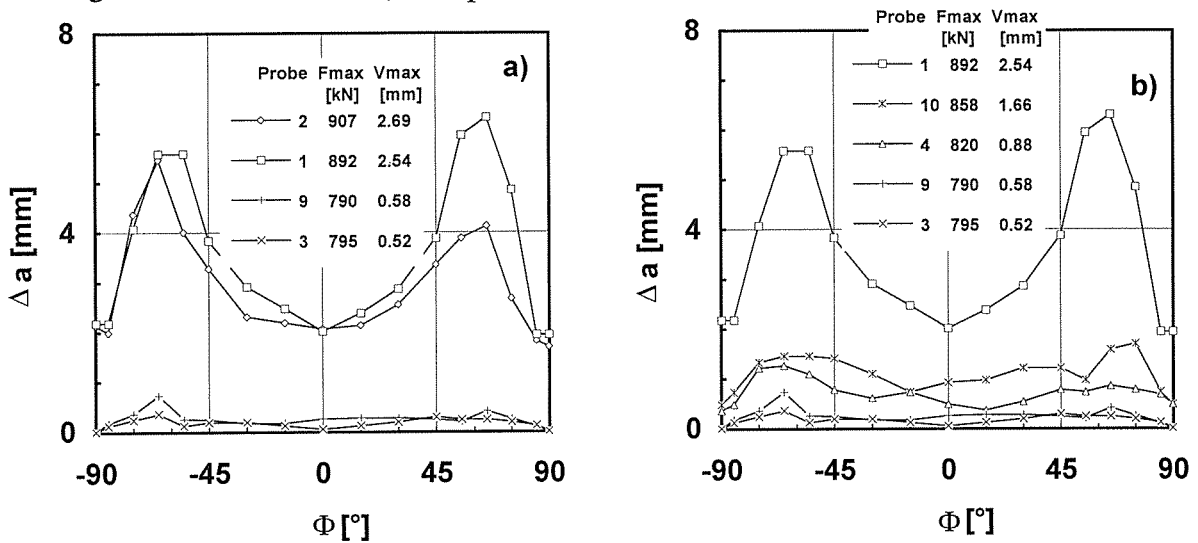


Bild 3.1.1-11 Stabile Rißausbreitung Δa in bis zu F_{max} quasistatisch beanspruchten Zugscheiben mit Oberflächenfehler in Abhängigkeit von der Position am Schwingungsrißgrund, Φ

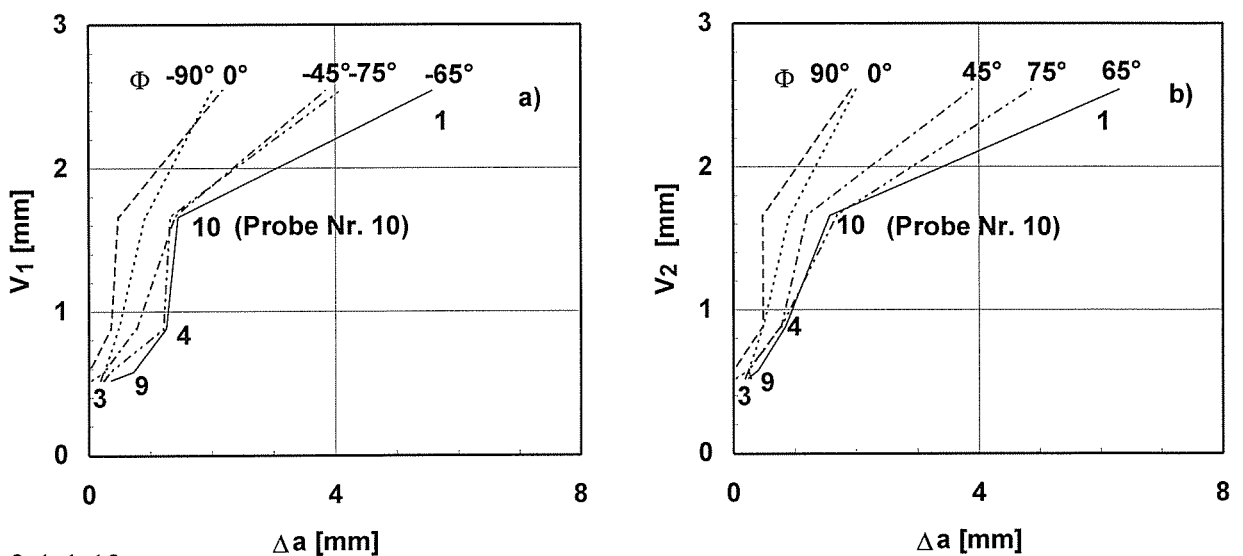


Bild 3.1.1-12: Kerböffnungs-Rißausbreitungs-(V- Δa) Kurven für verschiedene Positionen am Schwingungsriß, Φ

3.1.2 Numerische Simulation des stabilen Rißwachstums eines Oberflächenrisses

3.1.2.1 FEM-Modell, FEM-Programm

Die numerische Simulation des stabilen Rißwachstums eines Oberflächenrisses einer seitengekerbten Zugprobe (PS(T)sg-Probe) aus dem Werkstoff StE 460 wurde mit Hilfe des kommerziellen FEM-Programmsystems ADINA 5.6 durchgeführt. Um den Aufwand der Rechnungen in Grenzen zu halten, wurde für den gesamten Bereich der modellierten Probe nur die physikalische Nichtlinearität durch eine Material-Nonlinearity-Only-Analyse (MNO) gewählt. Die verwendete Fließkurve ist im Bild 3.1.2-1 dargestellt. Es wird die v. Mises-Fließbedingung und isotrope Verfestigung zugrunde gelegt.

Die Belastung der Probe wurde verschiebungsgesteuert aufgebracht. Aufgrund der Symmetrieeigenschaften der PS(T)sg-Probe, Bild 3.1.2-2, wurde für die FEM-Berechnung nur ein Viertel-ausschnitt der Probe modelliert. Unter Verwendung räumlicher isoparametrischer 20-Knoten-Elemente konnte die Krümmung der Rißfront und die Seitenkerbung mit einer geringen Anzahl von Elementen gut wiedergegeben werden, Bild 3.1.2-3a. Die hohen Spannungs- bzw. Verzerrungsgradienten unmittelbar vor der Rißfront erfordern eine feine Diskretisierung im Ligamentbereich. Daher beträgt die kleinste Elementkantenlänge 0,2 mm. Das FEM-Netz hat 4384 Knoten. Das lokale Rißwachstum des Oberflächenrisses wurde durch die im Experiment an der Probenoberfläche abhängig von Δa gemessene Rißmundöffnungsverschiebung (CMOD) gesteuert. Obwohl aus dem Experiment beliebig viele lokale $CMOD_R$ -Rißwiderstandskurven abgeleitet werden können, wurde die Elementierung der Rißfront, aufgrund des Rechenaufwandes und der limitierten Zahl von Steuerkurven in der Rißfortschrittsroutine, auf fünf Elemente beschränkt, Bild 3.1.2.-3b. Die aus fünf Anschwingrissen für das FEM-Modell gemittelte Fehlergeometrie weicht von einer Ellipse nur geringfügig ab, Bild 3.1.2-3c.

Die Berechnung des J-Integrals erfolgte als Energiefreisetzungsrates nach der Methode des virtuel-

len Rißfortschritts nach DeLORENZI [1, 2]. Zur Untersuchung der Wegabhängigkeit des J-Integrals wurden verschiedene große virtuell verschobene Bereiche definiert, Bild 3.1.2-4.

Für die numerische Simulation des Rißwachstums wurden die von SIEGELE & SCHMITT entwickelten Rißfortschrittsroutinen IWM-CRACK [3] in das Programm ADINA implementiert. Dabei wird das Rißwachstum durch eine kombinierte Knotenversetzungs- und -freisetzungstechnik (node shift and node release) simuliert, Bild 3.1.2-5. Ein besonderer Vorteil dieser Technik kommt bei Oberflächenrissen in dreidimensionalen Strukturen zur Geltung. Unabhängig von der Elementkantenlänge kann durch beliebig viele Rißwachstumsinkremente kontinuierliches Rißwachstum erzielt werden, wobei die Rißfront stets glatt bleibt. Die iterative Lösung des nichtlinearen Gleichungssystems erfolgt durch die modifizierte Newton'sche Methode mit der Option "line search" [4]. Als Konvergenzkriterium während der Rißfortschrittssimulation wurde das Kraftkriterium verwendet.

Die Netzgenerierung erfolgte mit dem Programm ISAGEN [5] und die graphischen Darstellungen mit den Postprozessoren PLOTFEM [6] und DIAFEM-B [7]. Die Diagramme wurden mit dem Dialogprogramm ZDG [8] erstellt. Die aufwendigen FEM-Rechnungen wurden auf der CRAY-YMP des Konrad-Zuse-Zentrums für Informationstechnik Berlin (ZIB) durchgeführt.

Ableitung der Rißwachstums-Steuerkurven

Die für die numerische Simulation des Rißwachstums erforderlichen Steuerkurven in Form von lokalen $CMOD_R$ -Rißwiderstandskurven können aus dem Experiment abgeleitet werden (vgl. Abschnitt 3.1.1). Hierzu benötigt man die gemessenen Last- $CMOD_R$ -Kurven aller Proben und die dazugehörigen lokalen Rißwachstumswerte $\Delta a(\Phi)$. Zu jeder aufgebrachten Endkraft F_{End} gehört eine an der Probenoberfläche gemessene maximale Rißmundöffnungsverschiebung $CMOD_{max}$. Für einen beliebigen Punkt der Rißfront ist hierzu Δa bekannt. Für die Ermittlung einer lokalen $CMOD_R$ -Rißwiderstandskurve liefert dieselbe

Vorgehensweise bei den übrigen untersuchten Proben weitere Kurvenpunkte. Aufgrund der geringen untersuchten Probenanzahl mußten die Steuerkurven $CMOD_R(\Delta a)$ aus wenigen Meßpunkten approximiert und der Initiierungswert $CMOD_i$ durch Extrapolation ermittelt werden, Bild 3.1.2-6. Aus der Entwicklung des lokalen Rißwachstums in der Rißfrontmitte und deren unmittelbarer Umgebung konnte für den simulierten Belastungsbereich nahezu vergleichbares $CMOD_R$ -Rißwiderstandsverhalten festgestellt werden. Deshalb wurde die für den Ligamentwinkel $\Phi=0^\circ$ abgeleitete $CMOD_R$ -Rißwiderstandskurve ebenso für $\Phi=30^\circ$ verwendet.

3.1.2.2 Ergebnisse der FEM-Analyse

Bruchmechanikparameter

Die Zuverlässigkeit der FEM-Rechnungen kann durch den Vergleich mit den analytischen Lösungen oder mit den im Experiment gemessenen Daten überprüft werden. Für duktilen Rißwachstum in 3D Strukturen existieren keine geschlossenen Lösungen. Es kann jedoch mit Hilfe von analytisch-numerischen Ergebnissen zur K-Analyse die Güte der berechneten Zustandsgrößen aus der modellierten Struktur beurteilt werden. Bild 3.1.2-7 zeigt die Verteilung der aus der FEM-Rechnung ermittelten lokalen Spannungsintensitätsfaktoren entlang der Rißfront verglichen mit der von RAJU/NEWMAN angegebenen Lösung [9]. Obwohl die RAJU/NEWMAN'sche Lösung streng genommen nur für eine elliptische Funktion gültig ist, besteht trotzdem eine gute Übereinstimmung zwischen beiden Ergebnissen.

Das J-Integral kann aus den Last-Verformungskurven ermittelt werden und ist proportional zur durch die äußere Belastung der Probe zugeführten mechanischen Energie. Mit dem Beginn des lokalen Rißwachstums wird das J-Integral wegabhängig [10]. Die Untersuchung der Wegabhängigkeit des J-Integrals erfolgte für alle durch Rißfrontknoten definierte Rißfrontwinkel. Die im Abschnitt 3.1.2.1 im Bild 3.1.2-4 exemplarisch für die Rißfrontmitte ($\Phi=0^\circ$) dargestellten Bestimmungsbereiche schließen die aktuelle Rißspitze stets über den gesamten Lastbereich ein. Der

Einfluß der Bereichslänge b auf die Wegabhängigkeit von J wurde nicht untersucht, weil die geringe Probendicke und deren FEM-Diskretisierung eine ausführliche Variation von b nicht zuläßt.

Im Bild 3.1.2-8 ist deshalb nur der Einfluß der Bereichshöhe h auf J dargestellt. Mit steigender Last sinkt das J-Integral im Rißnahfeld (J_n) mit abnehmender Bereichshöhe h ab, während J im Rißfernfeld (J_f), erzielt durch Bestimmungsbereiche mit genügend großen Höhen h , unverändert bleibt. Die Wegabhängigkeit des J-Integrals nimmt mit dem Rißwachstum zu. So zeigt Bild 3.1.2-9 die Wegabhängigkeit der lokalen Rißwiderstandskurven für die Rißfrontmitte. Im Rißnahfeld sinkt das J-Integral bereits bei kleineren Δa -Werten gegenüber dem Fernfeldwert (Bereiche 3-5) ab.

Der Verlauf von $J(\Phi)$ mit zunehmender äußerer Beanspruchung ist im Bild 3.1.2-10 dargestellt. Für niedrige Belastungen ist der $J(\Phi)$ -Verlauf nahezu konstant. Am Übergang von der schwachen zur starken Rißfrontkrümmung ($\Phi \approx 60^\circ$) tritt mit zunehmender Belastung ein Maximum auf. Dort sollte die lokale Rißinitiierung stattfinden. Ausgenommen an der Oberfläche korreliert die J -Verteilung entlang der Rißfront mit dem lokalen Rißwachstum $\Delta a(\Phi)$.

Neben dem J-Integral interessieren die Verschiebungsgrößen in unmittelbarer Nähe der Rißspitze als alternative bruchmechanische Parameter. Hierzu wurde der Rißöffnungswinkel CTOA in der FEM-Analyse aus der vertikalen Verschiebung der Rißflanke in einem Abstand von 0,2 mm zur Rißspitze berechnet, Bild 3.1.2-11. Nach einer Übergangsphase streben die lokalen $CTOA_R(\Phi)$ -Kurven konstante Werte an, die auf einen sich einstellenden stationären Zustand des lokalen Rißwiderstandsverhaltens hinweisen. Hierauf begründet sich auch die Eignung von $CTOA_R$ -Rißwiderstandskurven zur Steuerung der numerischen Simulation von größerem bzw. stationärem Rißwachstum. Da das lokale Rißwachstum in der Simulation durch $CMOD_R(\Phi, \Delta a)$ -Kurven gesteuert wird, können die aus dem Versuch bestimmten $CMOD_R$ -Rißwiderstandskurven nur Näherun-

gen des tatsächlichen Verhaltens sein. Dadurch bedingte lokale Schwankungen des simulierten Rißwachstums beeinflussen somit die CTOA-Werte.

Ein für Proben mit gerader Rißfront technisch meßbarer Parameter ist die von SCHWALBE und HELLMANN [11] als CTOD vorgeschlagene Rißspitzenverschiebung δ_5 , die aus der Verschiebung zweier Meßpunkte ober- und unterhalb der ursprünglichen Rißspitze in einem Abstand von 5 mm gemessen wird. $\delta_5(\Phi)$ aus der FEM-Analyse zeigt zunächst einen konstanten Verlauf entlang der Rißfront. Mit wachsender Beanspruchung bilden sich Maxima an der Probenoberfläche ($\Phi=90^\circ$) und bei $\Phi=60^\circ$ aus, Bild 3.1.2-12. Das stellt qualitativ einen analogen Verlauf zu $J(\Phi)$ dar. Das Diagramm von $\delta_5=f(J/R_{eL})$, Bild 3.1.2-13a, zeigt, daß sich annähernd ein linearer Zusammenhang entsprechend der HRR-Theorie

$$\delta_i = d_n \frac{J}{\sigma_0} \quad (1)$$

ergibt. Die δ_{SR} -Rißwiderstandskurven hängen ebenfalls vom Ort an der Rißfront und damit von der lokalen Mehrachsigkeit des Spannungszustandes ab, Bild 3.1.2-13b.

Der Spannungs- bzw. Verformungszustand

Um die numerische Oszillation der Spannungen abzumildern, wurden Mittelwerte je Element über zwei Gaußpunkte gebildet. Die auf die Streckgrenze R_{eL} normierten Rißöffnungsspannungen $\sigma_{yy}(\Phi)$ dargestellt über dem Abstand r von der Rißspitze für mehrere Ligamentpfade zeigen den typischen Verlauf einer Potenzfunktion, Bild 3.1.2-14a. Vor der Rißinitiierung steigt das Spannungsniveau im Ligament von der Probenoberfläche ($\Phi=90^\circ$) in einem Bereich bis etwa $\Phi=60^\circ$ an. Nach der Initiierung bleiben die Spannungsfelder im Ligament qualitativ unverändert, Bild 3.1.2-14b. Unabhängig von der Höhe der äußeren Belastung ergeben sich für die Ligamentpfade zwischen 60° und 70° die höchsten Rißöffnungsspannungen σ_{yy}/R_{eL} .

Die Entwicklung und die Größe der plastischen

Zone auf den Probenoberflächen ist mit schraffierten Bereichen im Bild 3.1.2-15 dargestellt. Vor der Rißinitiierung (F_2) ist das Ligament in Probenmitte bereits durchplastiziert. Zwischen Seitenkerbung und Probenmitte entwickelt sich eine über der Dicke unsymmetrisch verteilte plastische Zone, die mit zunehmender Belastung die gesamte Ligamentfläche mehr und mehr überdeckt.

Bedingt durch Probengeometrie und Belastungszustand werden in der Probe lokale und globale Verformungsbehinderungen hervorgerufen, die auf das lokale Rißwiderstandsverhalten des Oberflächenrisses Einfluß nehmen. Die Dehnungsbehinderungen setzen sich aus zwei Komponenten senkrecht und parallel zur Rißfront, das sogenannte in-plane (ϵ_{nn}) bzw. das out-of-plane (ϵ_{tt}) constraint, zusammen, Bilder 3.1.2-16a und 3.1.2-16b. Im Gegensatz zu den Normaldehnungen ϵ_{nn} sind die Tangentialdehnungen ϵ_{tt} in Probenmitte am stärksten behindert. Ein umgekehrtes Verhalten tritt an der Oberfläche auf. Interessanterweise liefert die resultierende Dehnungsbehinderung ein bei $\Phi=60^\circ$ auftretendes Maximum. Analog zu den Dehnungen sind in den Bildern 3.1.2-17a und 3.1.2-17b die auf die Streckgrenze R_{eL} normierten Normal- bzw. Tangentialspannungen σ_{nn} und σ_{tt} entlang der Rißfront aufgetragen. Mit zunehmender Belastung entstehen die Höchstwerte beider Spannungen bei $\Phi=60^\circ$. Zur Quantifizierung der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes wird das Verhältnis h aus der hydrostatischen Spannung σ_h zur Vergleichsspannung nach von Mises σ_v verwendet [12, 13],

$$h = \sigma_h / \sigma_v . \quad (2)$$

Nach der Theorie des duktilen Versagens durch Hohlraumwachstum, fördert der Mehrachsigkeitsquotient das Hohlraumwachstum [14]. Die Mehrachsigkeitsquotienten im Ligament verlaufen qualitativ ähnlich wie die Rißöffnungsspannungen, Bild 3.1.2-18. Für den Ligamentpfad $\Phi=60^\circ$ wurde der höchste Mehrachsigkeitsquotient ermittelt. Zur Charakterisierung des Mehrachsigkeitsquotienten nahe der Rißspitze

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

wird der maximale Mehrachsigenquotient im Ligament und das von BROCKS & SCHMITT [15] vorgeschlagene h_0 aus der linearen Extrapolation des h -Verlaufs gegen die Rißspitze als technische Kenngröße verwendet. Die beiden Größen $\chi(\Phi)$ und $h_0(\Phi)$ liefern unabhängig von der Last maximale Werte am Übergang von der schwachen zur starken Rißfrontkrümmung ($\Phi \approx 60^\circ$), Bilder 3.1.2-19 und 3.1.2-20. Für h_0 ergeben sich kleinere Werte als für χ . Bei h_0 besteht die Gefahr einer vom Anwender beeinflussten Auswertung. $\chi(\Phi)$ und h_0 bleiben nach der Rißinitiierung fast unverändert, Bild 3.1.2-21.

Literatur zu 3.1.2:

- [1] DeLORENZI, H. G.: On the Energy Release Rate and the J Integral for 3D Crack Configurations. *J. Fracture* 19 (1982), 183-193.
- [2] MATZKOWS, J., BODDENBERG, R., KAISER, F.: Programm JINFEM, Postprozessor für das Programm ADINA. Bericht Nr. Hb-18-030. Berlin, IWiS GmbH, 1985.
- [3] SIEGELE, D., SCHMITT, W.: Determination and simulation of stable crack growth in ADINA. *Computers & Structures* 17 (1983), 697-703.
- [4] BATHE, K. J.: ADINA, a finite element program for automatic dynamic incremental nonlinear analysis. Report AE 84-1, ADINA Engng. Inc., Watertown MA, 1984.
- [5] ISAGEN: Interactive Finite Element Pre-Processor. Dr. Krause Software GmbH, Berlin, Germany.
- [6] MATZKOWS, J., REIMERS, P., BODDENBERG, R.: Programm PLOTFEM, Postprozessor für FEM-Programme. Bericht Nr. Hb-23-037. Berlin, IWiS GmbH, 1987.
- [7] KAISER, F., WIEDEMANN, M.: Programm DIAFEM-B, Postprozessor für FEM-Programme, Batch-Version. Bericht Nr. Hb-30-051. Berlin, IWiS GmbH, 1987.
- [8] MÜLLER, W.: ZDG-Dialogprogramm zur Anfertigung von Diagrammen. Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin, 1987.
- [9] NEWMAN, J. C., RAJU, I. S.: Analysis of Surface Cracks under Tension or Bending Loads. NASA Technical Paper 1578, National Aeronautics and Space Administration, Washington DC., 1979.
- [10] AURICH, D.: Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte. Forschungsbericht 174. Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin, 1990.
- [11] SCHWALBE, K.-H., HELLMANN, D.: Correlation of Stable Crack Growth with J-Integral and Crack Tip Opening Displacement. Effects of Geometry, Size and Material. Bericht GKSS 84/E/37. GKSS-Forschungszentrum Geesthacht, 1984.
- [12] AURICH, D., SOMMER, E.: The effect of constraint on elastic-plastic fracture. *Steel Research* 59 (1988), 358-367.
- [13] CLAUSMEYER, H., KUSSMAUL, K., ROOS, E.: Der Einfluß des Spannungszustandes auf den Versagensablauf angerissener Bauteile aus Stahl. *Mat. wiss. u. Werkstofftech.* 20 (1989), 101-117.
- [14] McCLINTOCK, F. A.: A criterion for ductile fracture by the growth of holes. *Trans. ASME, J. Appl. Mech.* 35 (1968), 363-371.
- [15] BROCKS, W., SCHMITT, W.: Quantitative assessment of the role of crack tip constraint on ductile tearing. ASTM Symposium on Constraint Effects in Fracture, Indianapolis, 1991 (im Druck).

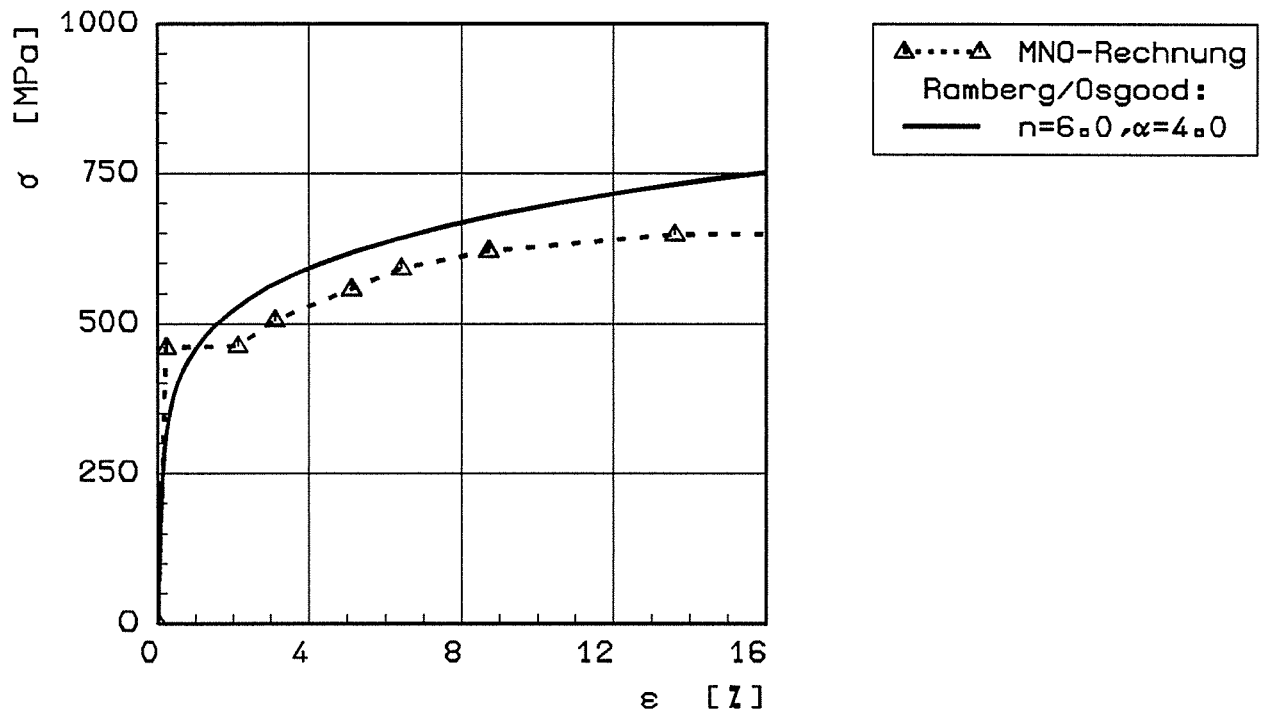


Bild 3.1.2-1:

Spannungs-Dehnungs-Kurven StE 460
(BAM-1.34)

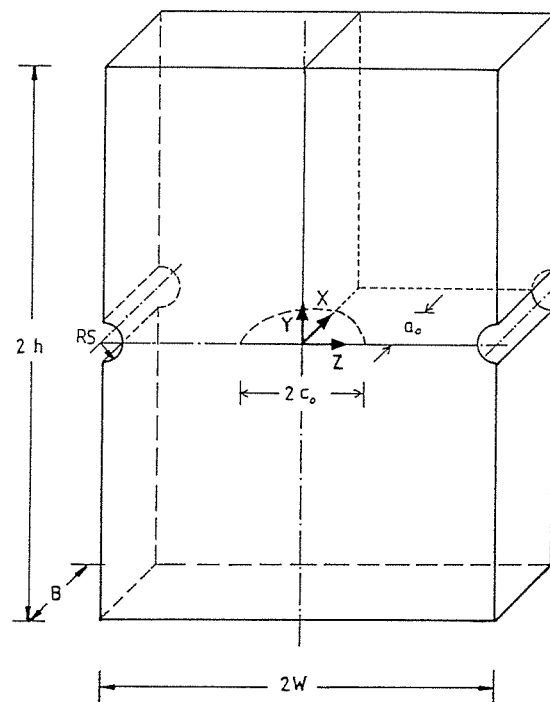


Bild 3.1.2-2:

PS(T)^{*}-Gesamtprobe

Abmessungen:

$$a_0/c_0 = 0.787 \text{ mm}$$

$$a_0/B = 0.61 \text{ mm}$$

$$2W = 100 \text{ mm}$$

$$2h = 140 \text{ mm}$$

$$B = 20 \text{ mm}$$

Werkstoff:

StE 460 (3)

$$R_{eL} = 460 \text{ MPa}$$

*) Part-Through Surface (Tension)

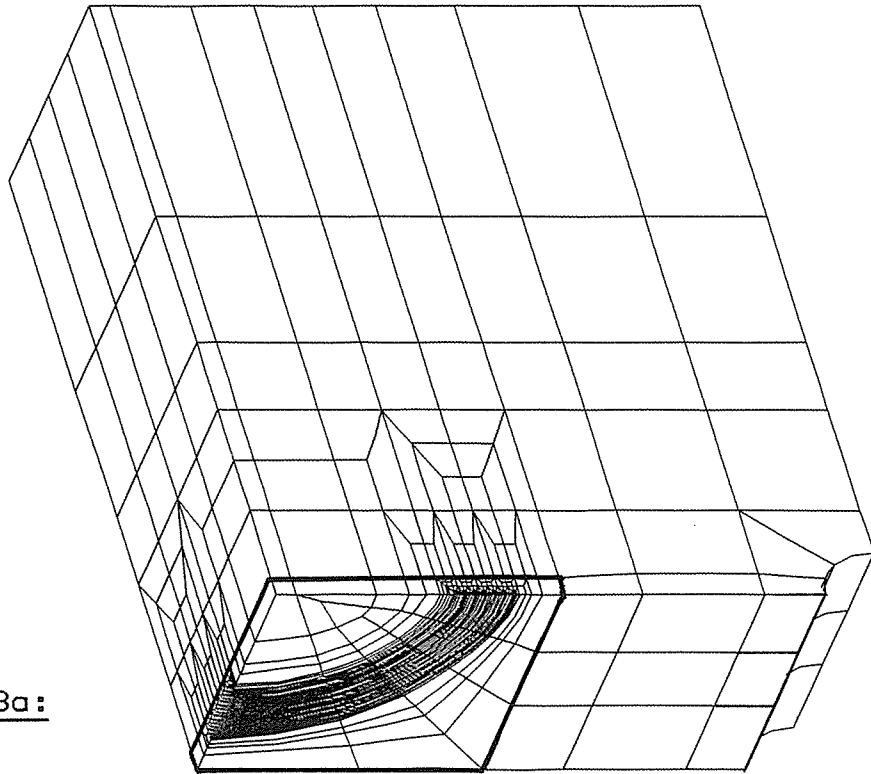


Bild 3.1.2-3a:

FE-Modell der PS(T)sg-Probe

Knoten : 4384
Elemente : 835
Elementtyp : HEXA20 (20-Knoten-Element)

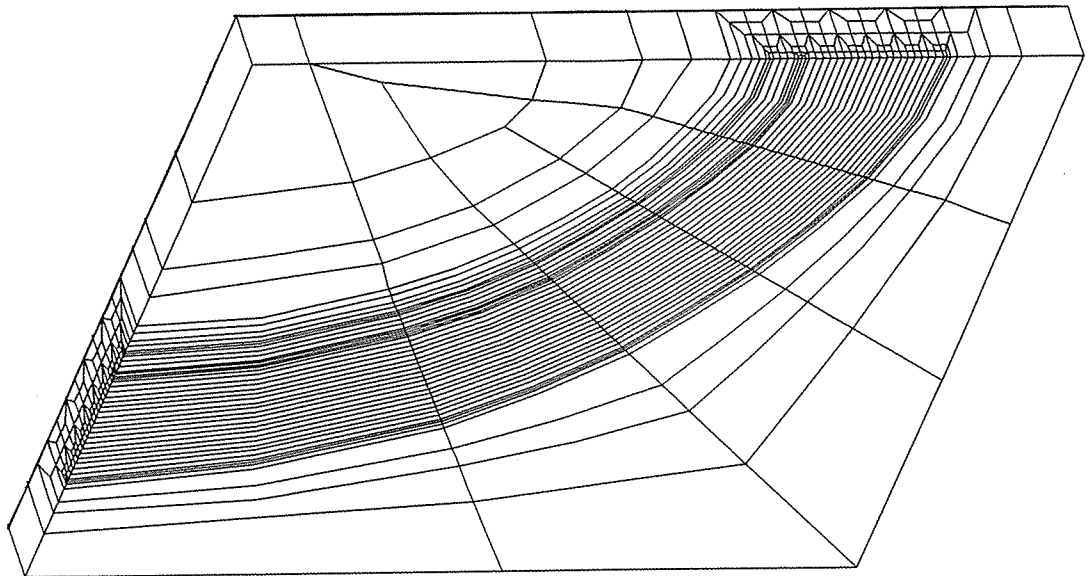


Bild 3.1.2-3b:

Ausschnittsvergrößerung

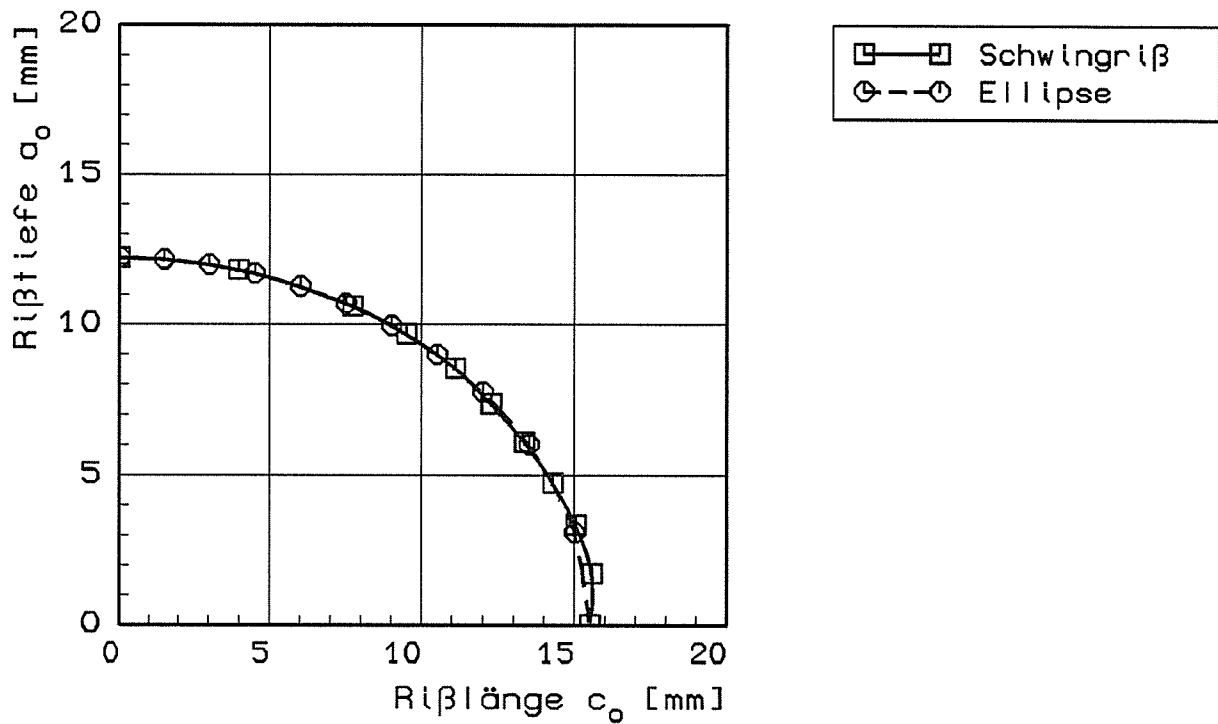


Bild 3.1.2-3c:

Fehlergeometrie der PS(T)-Probe

Abmessung der Bereiche [mm] :

- 1: $h = 0.25$, $b = 3.2$
- 2: $h = 1.00$, $b = 4.2$
- 3: $h = 2.00$, $b = 4.8$
- 4: $h = 10.0$, $b = 4.8$
- 5: $h = 22.0$, $b = 4.8$

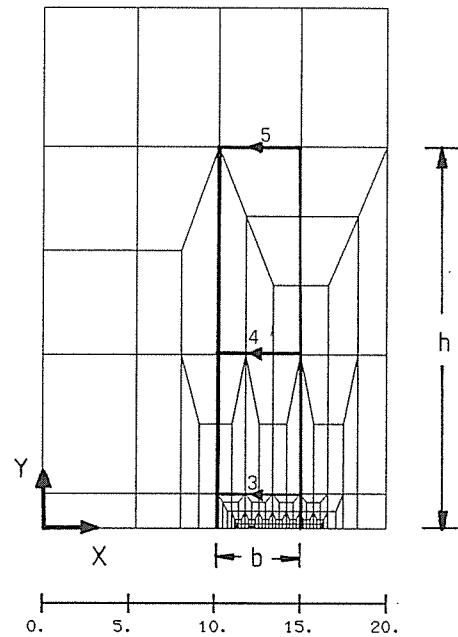
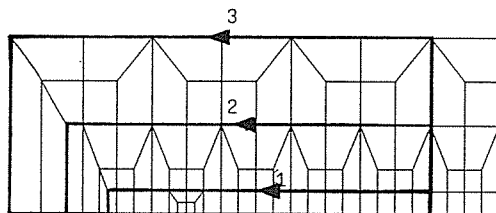


Bild 3.1.2-4:

Definition der Bestimmungsbereiche für die Berechnung des J-Integrals bei $\phi=0^\circ$

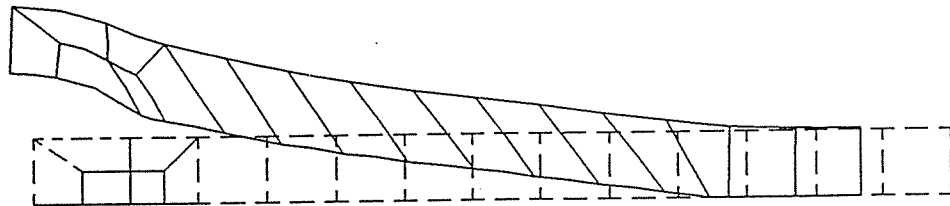
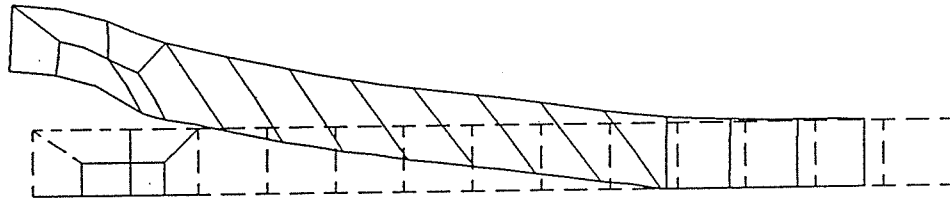


Bild 3.1.2-5:

Kombinierte Knotenversetzungs und -freisetzungsmethode
nach FhIWM-Modell

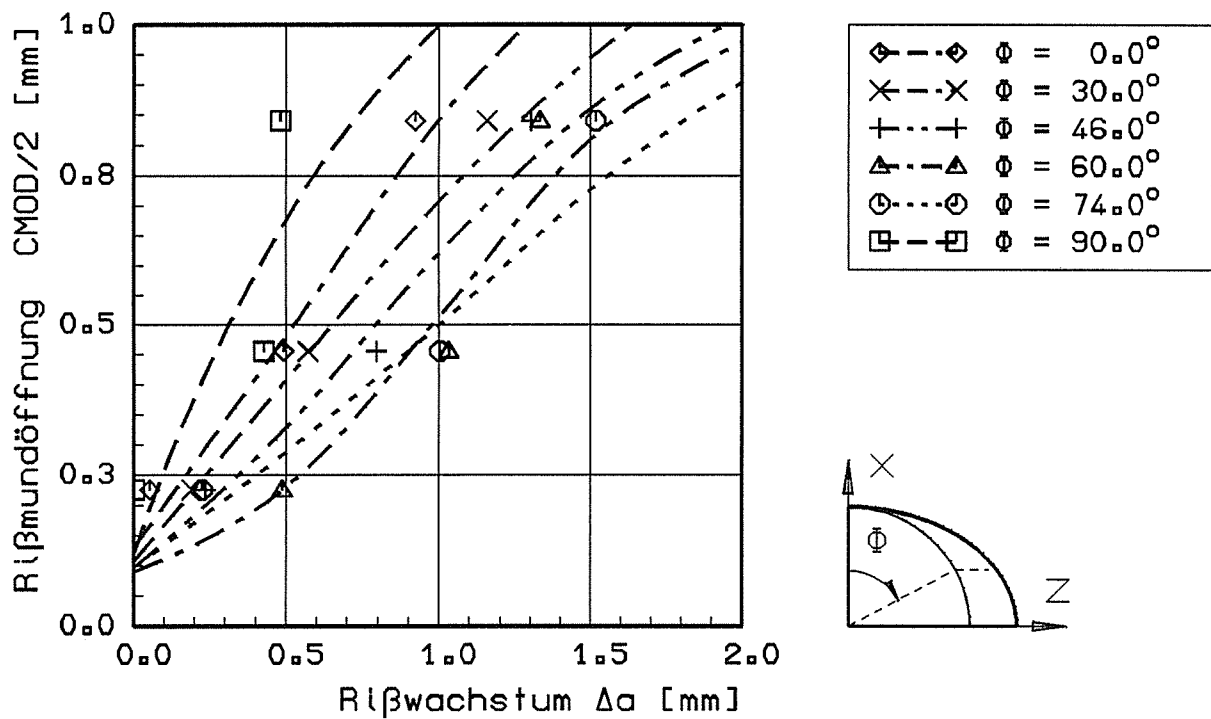


Bild 3.1.2-6:

Lokale CMOD(Φ)-Widerstandskurven der PS(T)-Probe

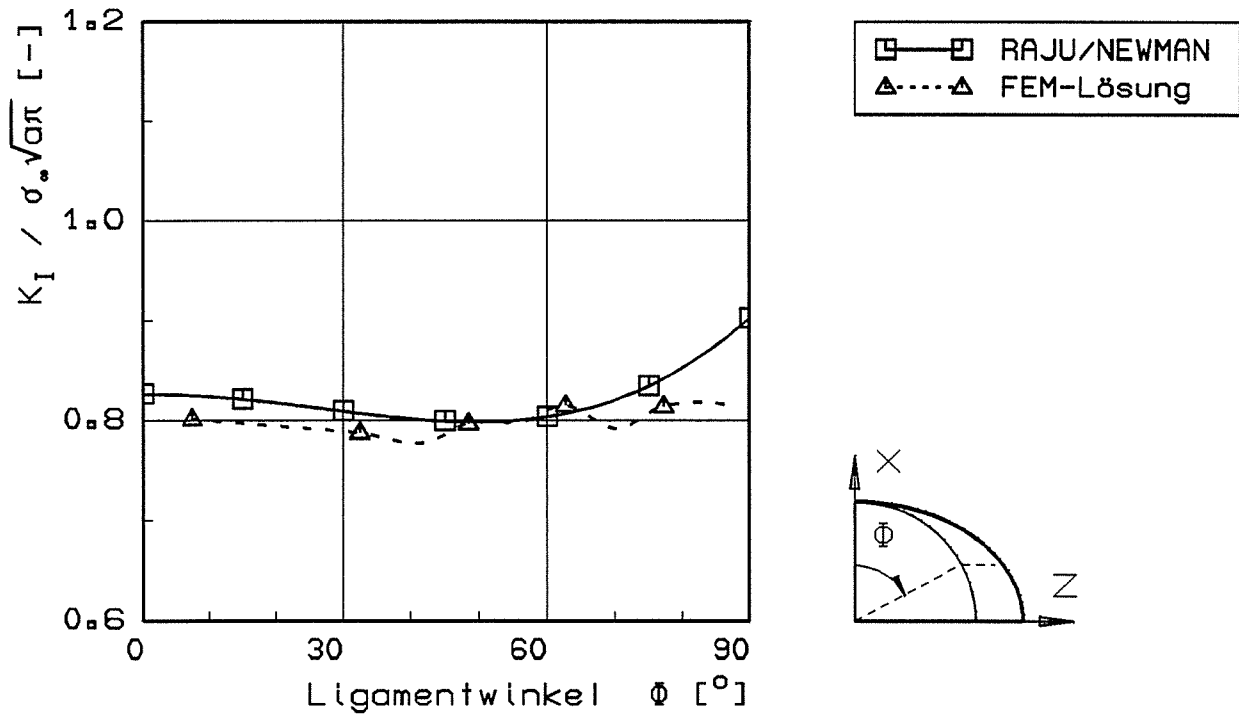


Bild 3.1.2-7:

Lokale Spannungsintensitätsfaktoren der PS(T)-Probe

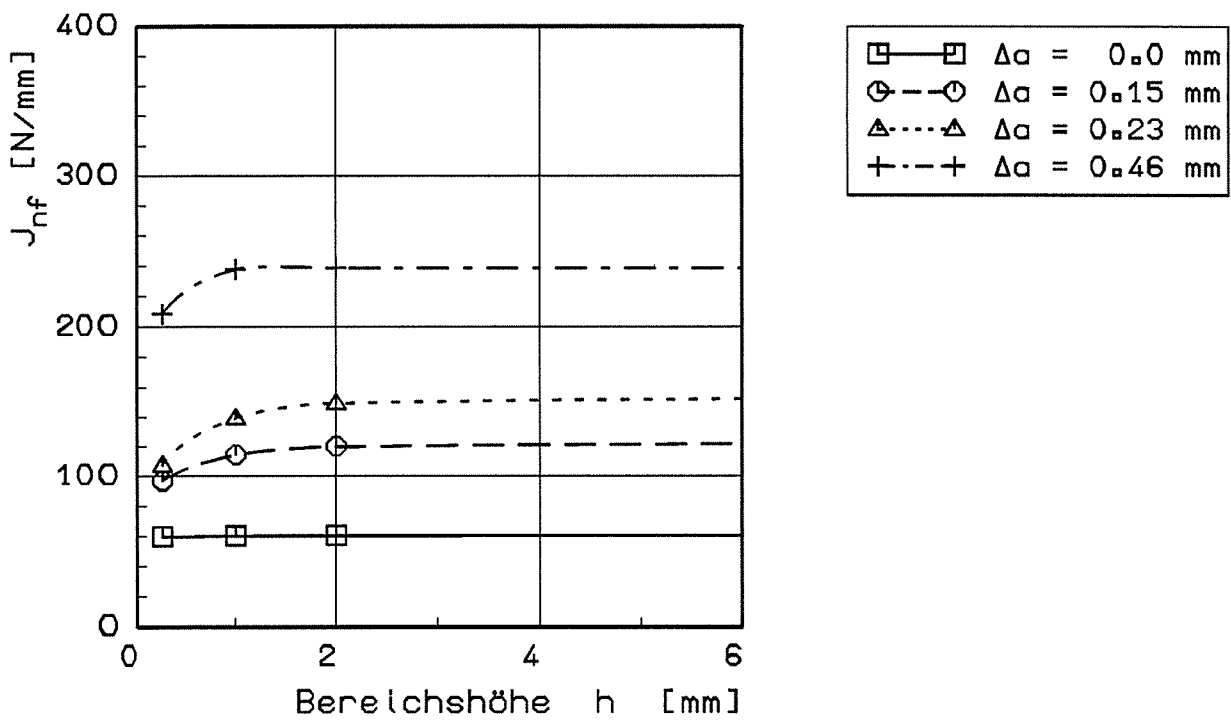


Bild 3.1.2-8:

Die Wegabhängigkeit des J-Integrals im Nahfeld (J_{nf})

Bestimmung : Rißfrontmitte ($\phi = 0^\circ$)

Probe : PS(T)sg

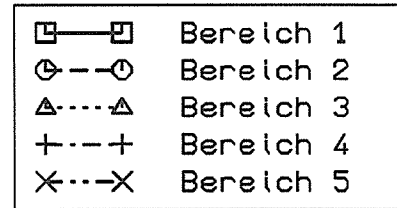
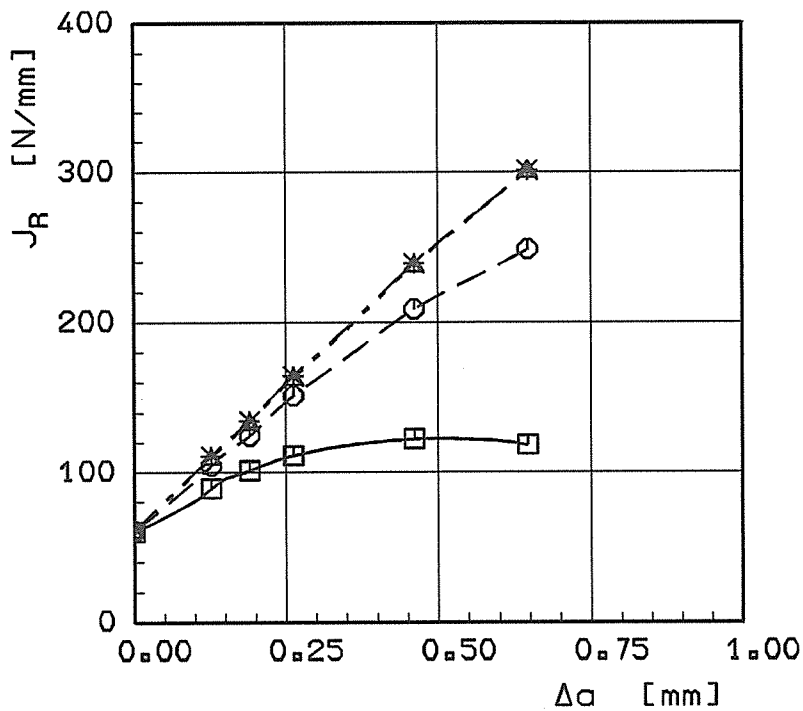


Bild 3.1.2-9:

Wegabhängigkeit des J-Integrals bei Rißwachstum

Bestimmung : Rißfrontmitte ($\Phi = 0^\circ$)

Probe : PS(T)sg

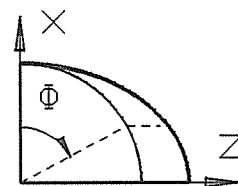
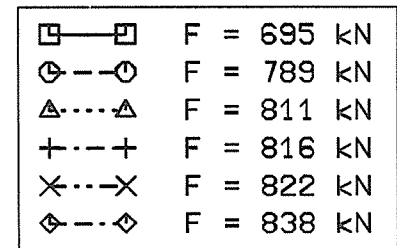
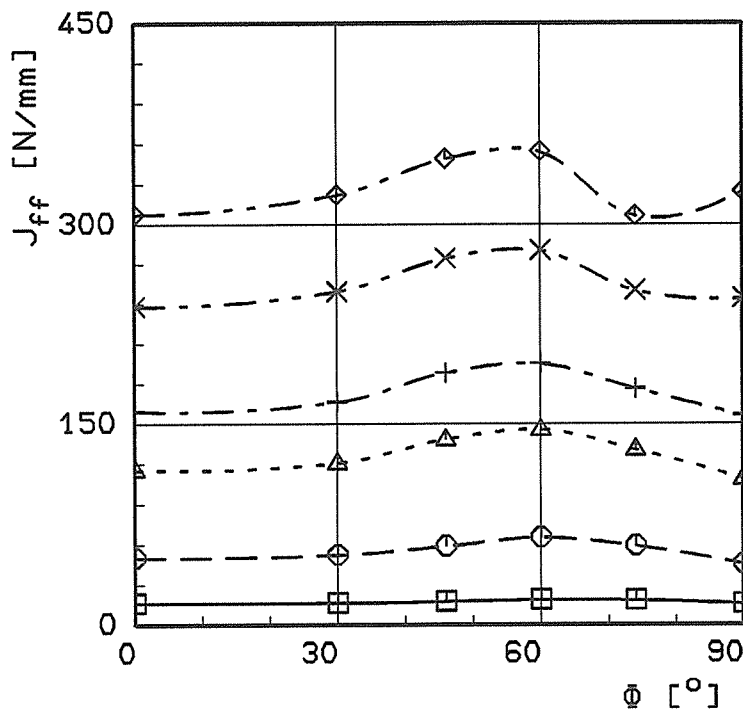


Bild 3.1.2-10:

Variation des Fernfeld-J-Wertes (J_{ff}) entlang der Rißfront

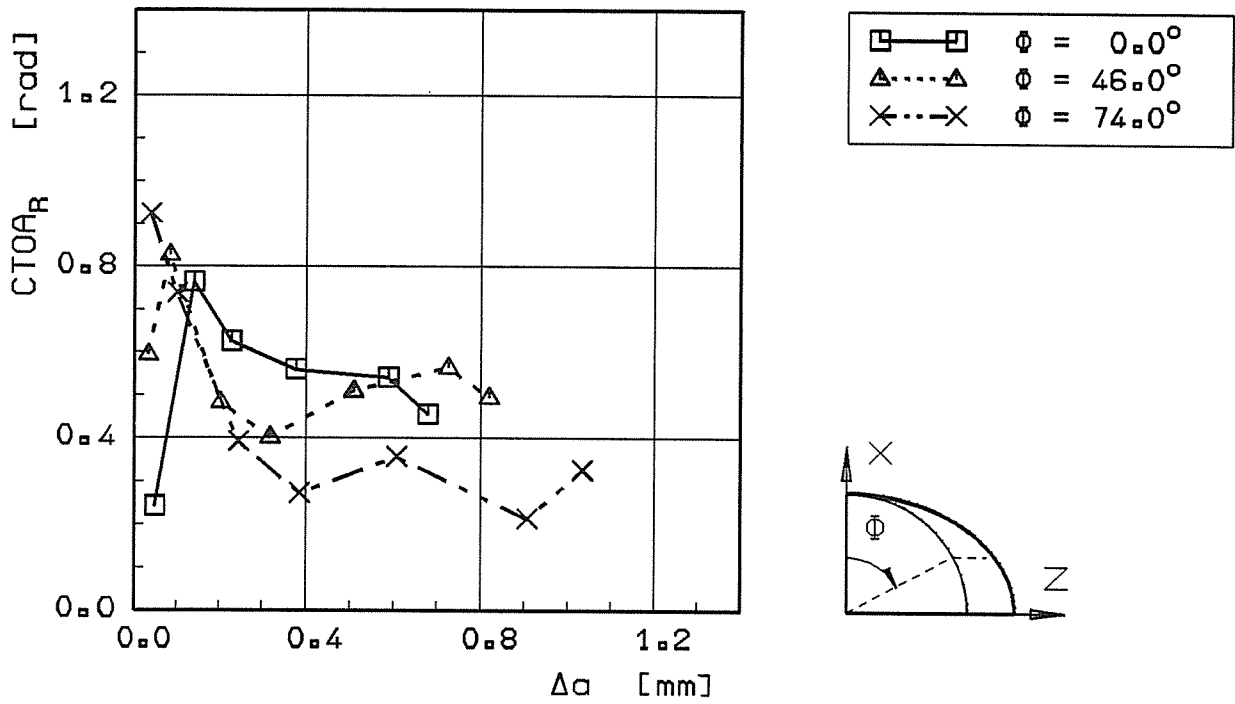


Bild 3.1.2-11:

Lokale CTOA_R-Rißwiderstandskurven der PS(T)-Probe

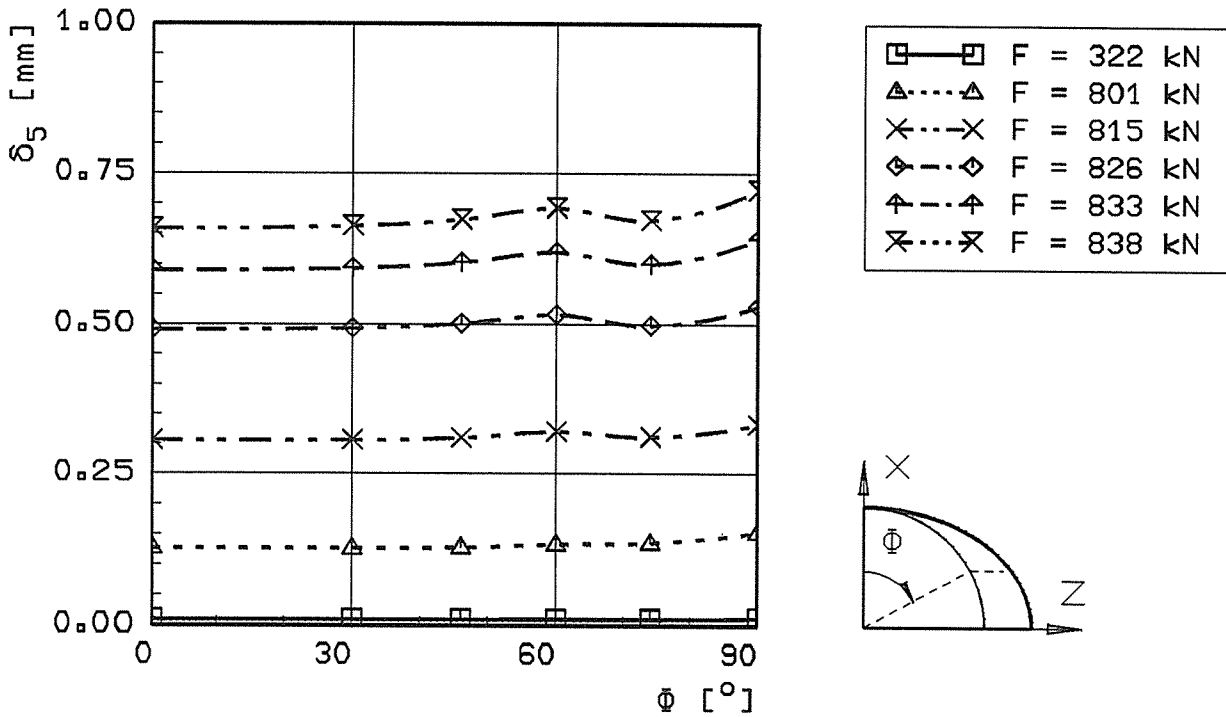


Bild 3.1.2-12:

Variation von CTOD δ_5 entlang der Rißfront

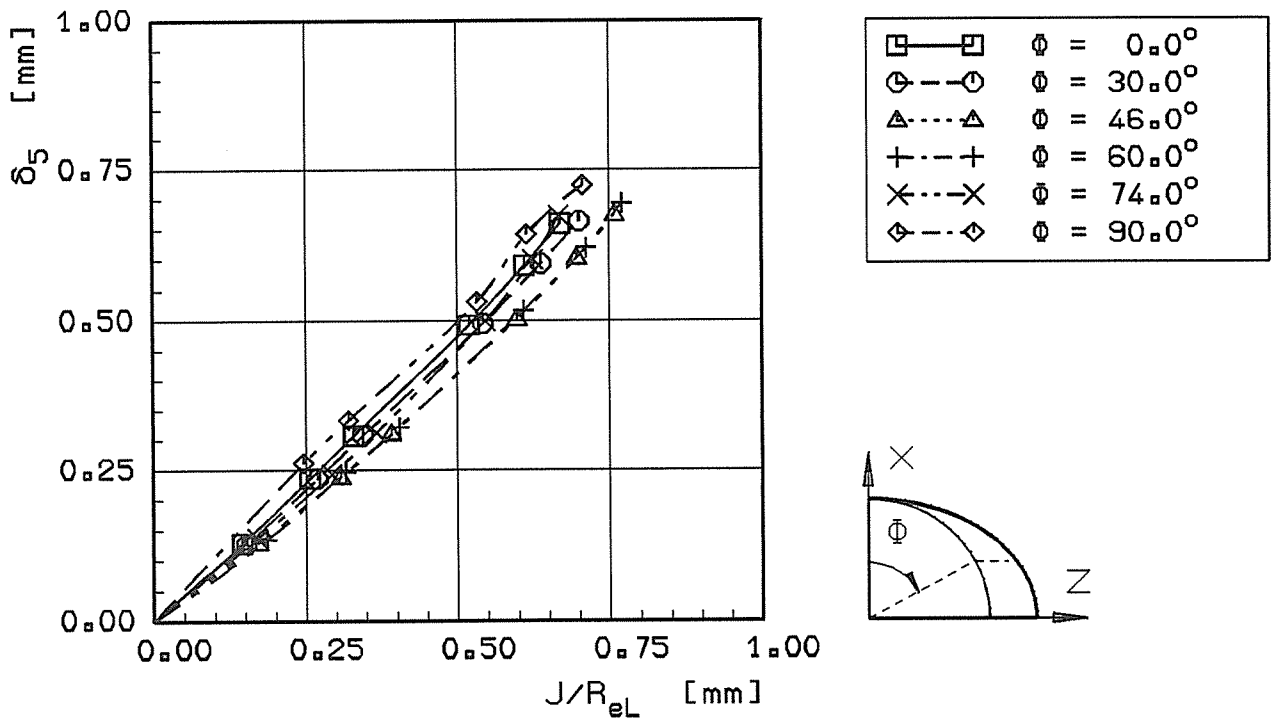


Bild 3.1.2-13a:

Zusammenhang zwischen dem CTOD δ_5 und dem J-Integral

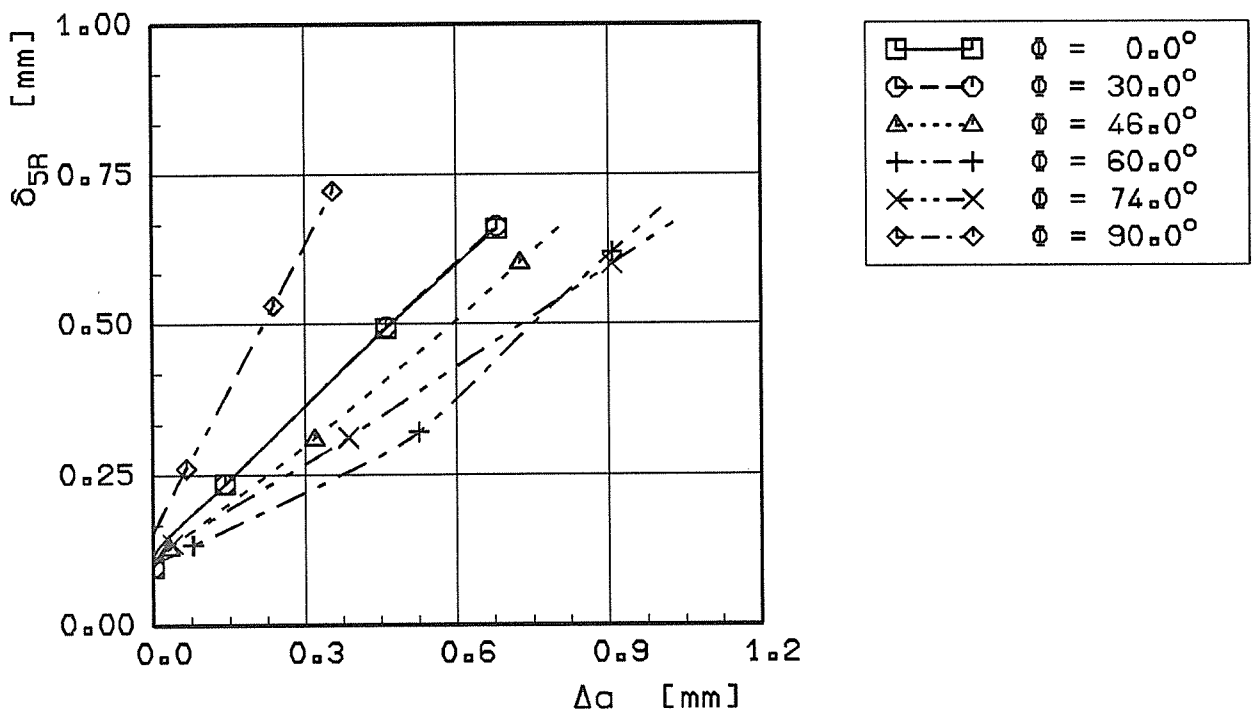
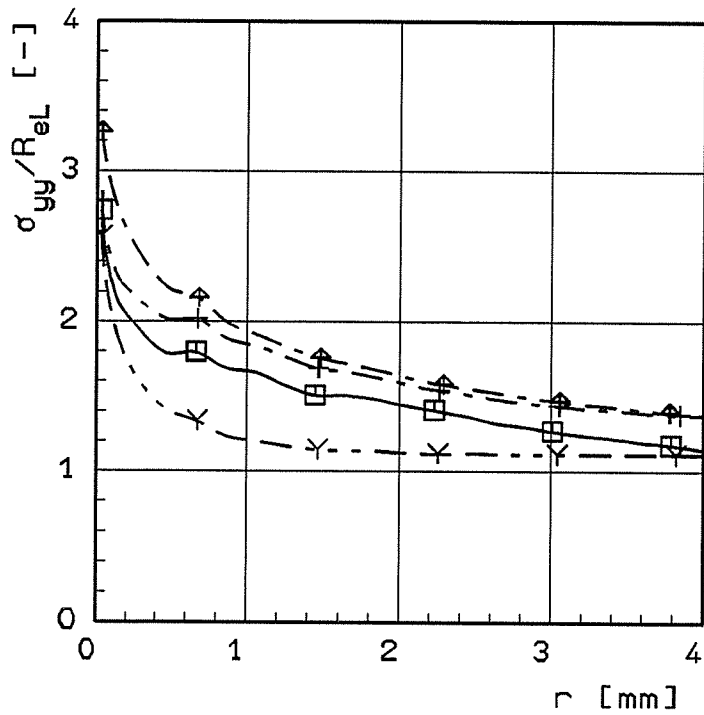


Bild 3.1.2-13b:

Lokale δ_{5R} -Rißwiderstandskurven der PS(T)-Probe



□—□	$\phi = 7.3^\circ$
+---+	$\phi = 41.8^\circ$
△---△	$\phi = 62.7^\circ$
Υ---Υ	$\phi = 86.7^\circ$

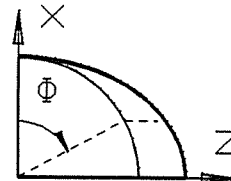
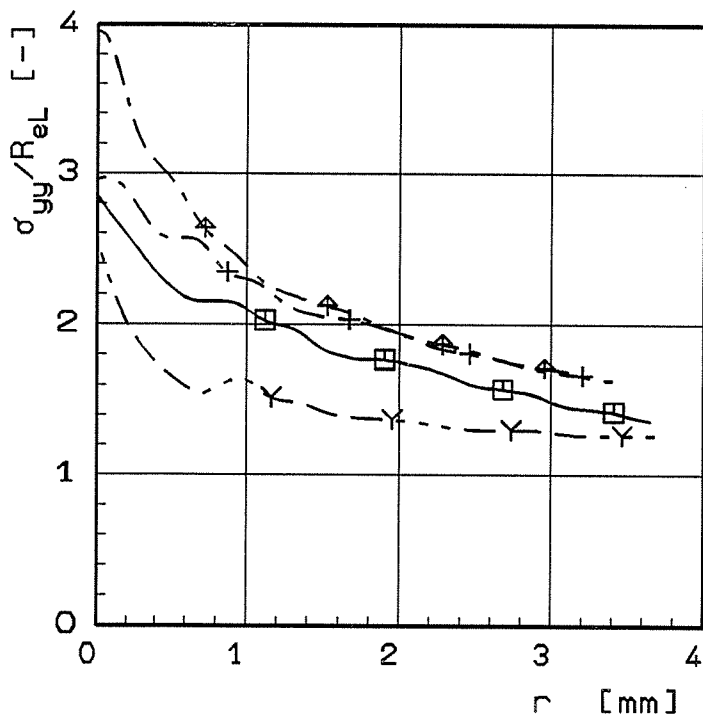


Bild 3.1.2-14a:

Rißöffnungsspannungen im Ligament

Belastung : $F = 793 \text{ kN}$ ($\Delta a = 0.0 \text{ mm}$)

Probe : PS(T)sg



□—□	$\phi = 7.3^\circ$
+---+	$\phi = 41.8^\circ$
△---△	$\phi = 62.7^\circ$
Υ---Υ	$\phi = 86.7^\circ$

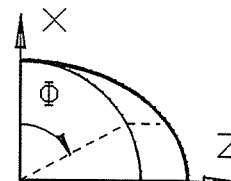


Bild 3.1.2-14b:

Rißöffnungsspannungen im Ligament

Belastung : $F = 838 \text{ kN}$ ($\Delta a_{\text{max}} = 1.03 \text{ mm}$)

Probe : PS(T)sg

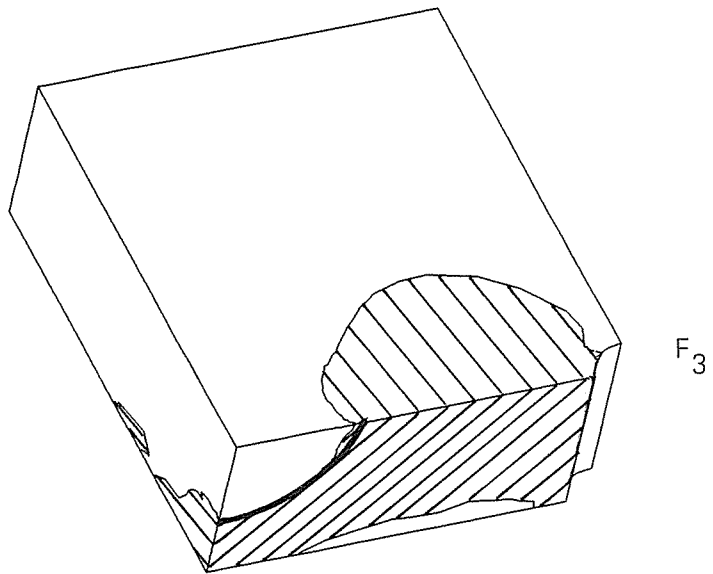
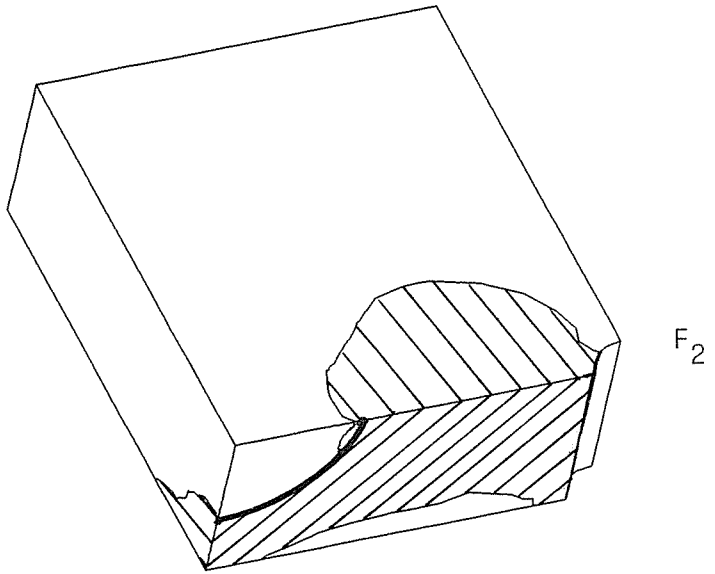
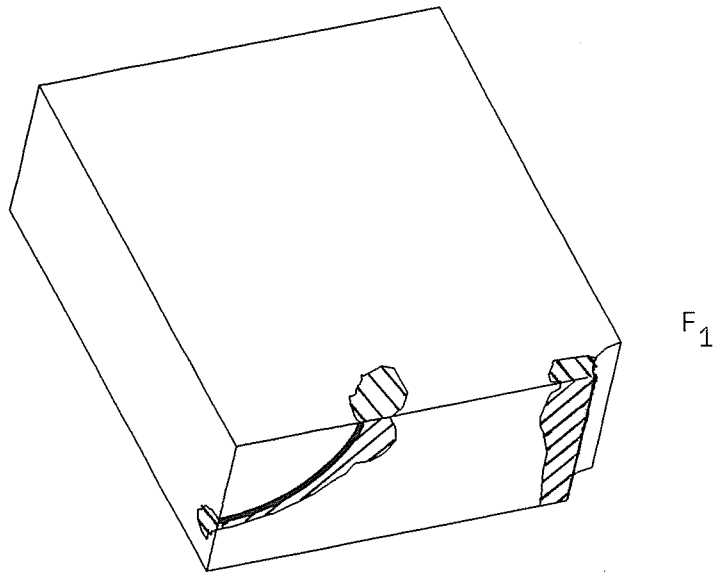


Bild 3.1.2-15:

Entwicklung der
plastischen Zone

Belastungen :
 $F_1 = 695 \text{ kN}$
 $F_2 = 793 \text{ kN}$
 $F_3 = 801 \text{ kN}$
 Probe : PS(T)sg

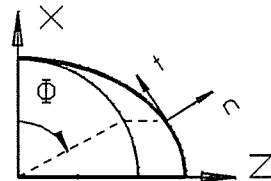
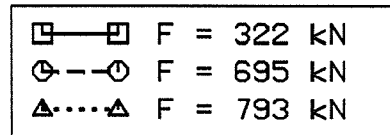
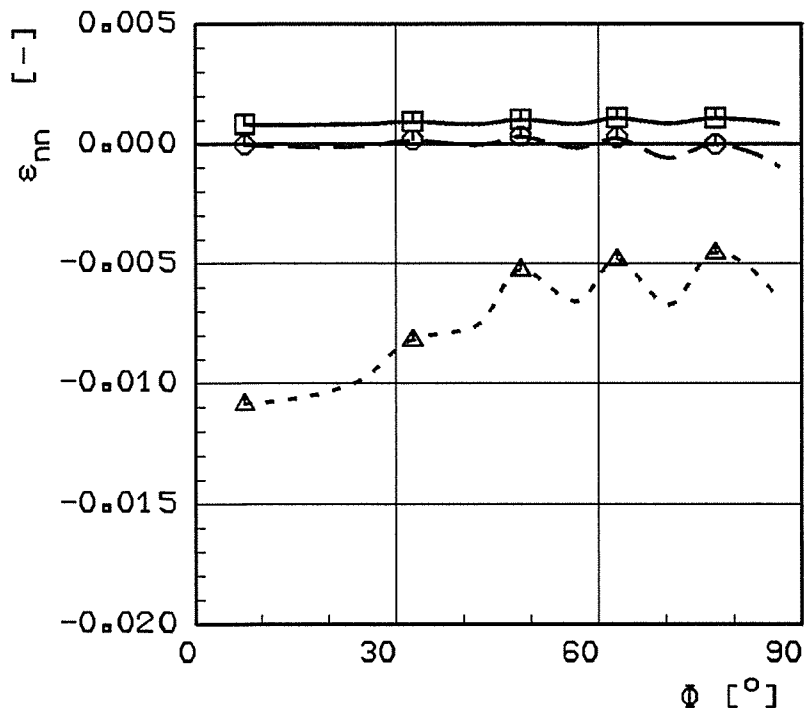


Bild 3.1.2-16a

Normaldehnungen entlang der Riβfront
 Bestimmung : $r = 0.24$ mm
 Probe : PS(T)sg

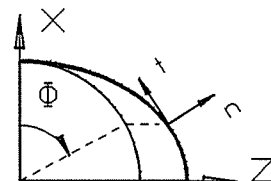
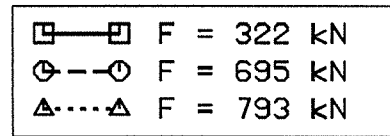
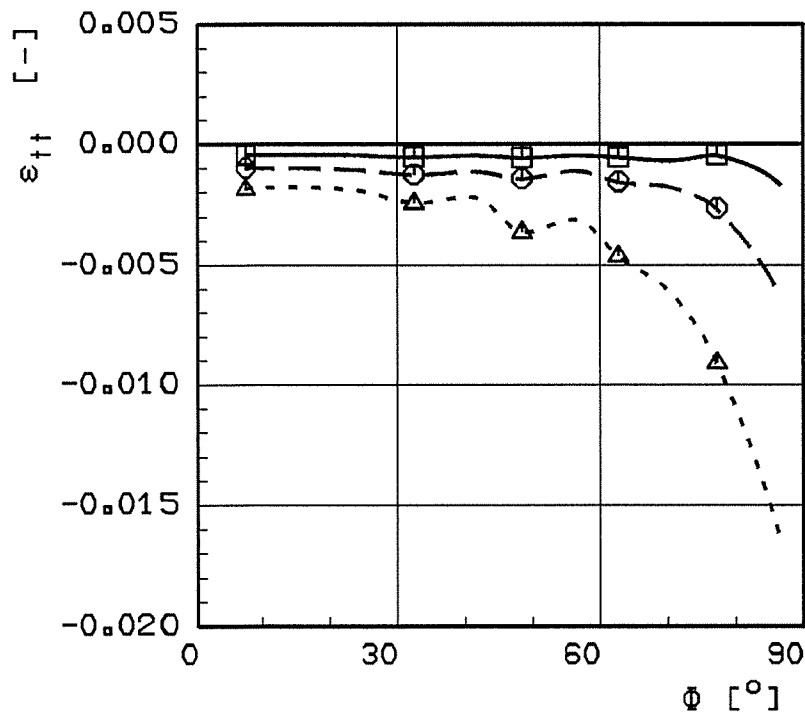


Bild 3.1.2-16b

Tangentialdehnungen entlang der Riβfront
 Bestimmung : $r = 0.24$ mm
 Probe : PS(T)sg

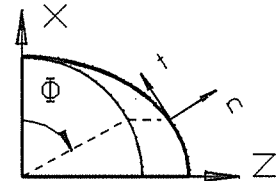
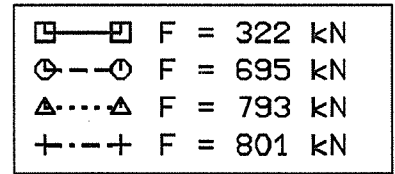
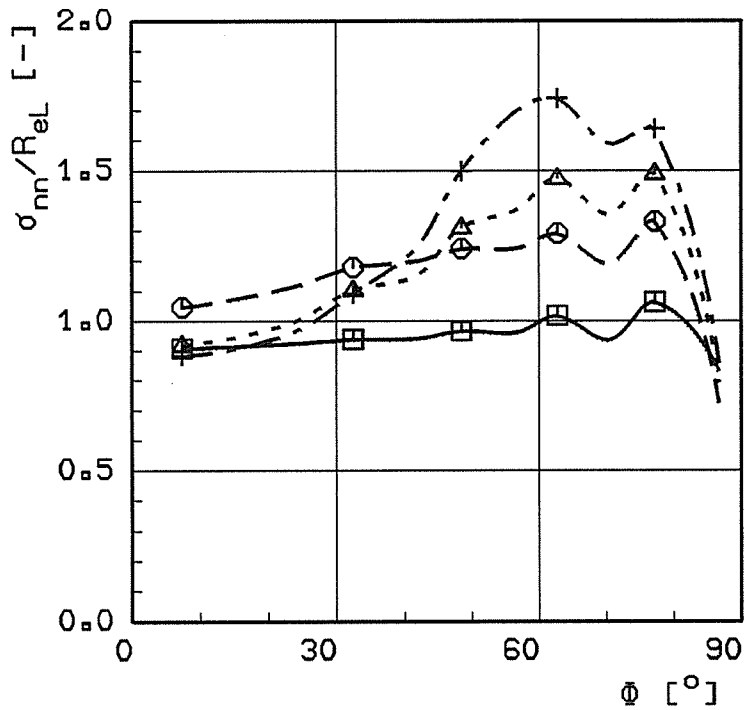


Bild 3.1.2-17a:

Normalspannungen entlang der Rißfront

Bestimmung : $r = 0.44$ mm

Probe : PS(T)sg

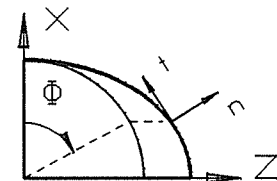
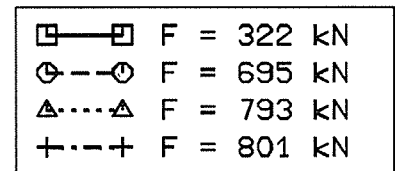
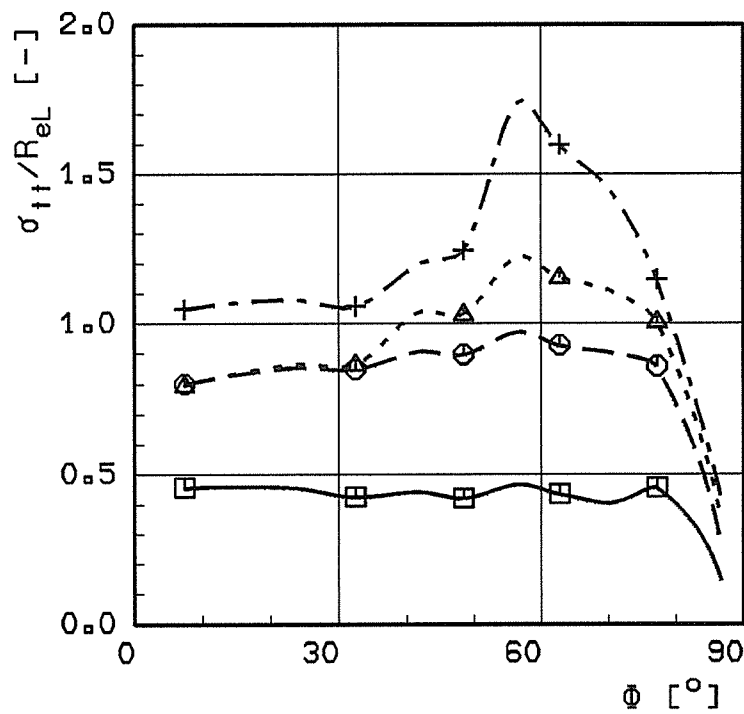


Bild 3.1.2-17b:

Tangentialspannungen entlang der Rißfront

Bestimmung : $r = 0.44$ mm

Probe : PS(T)sg

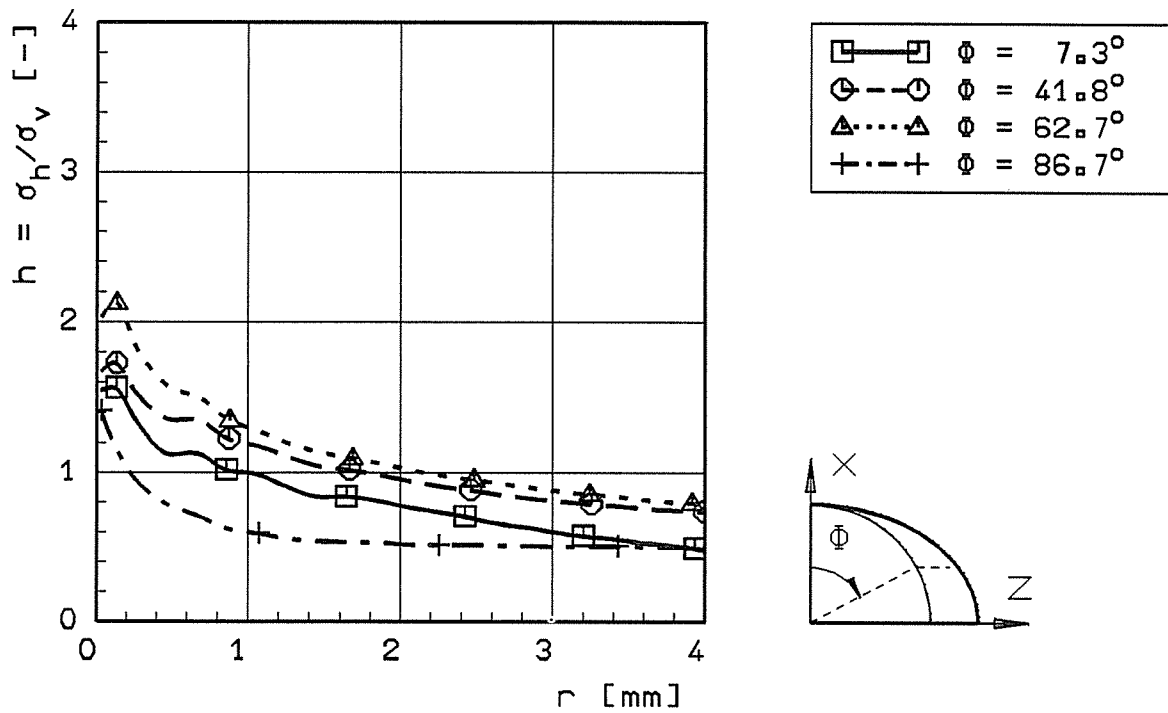


Bild 3.1.2-18:

Verlauf des Mehrachsigenquotienten im Ligament

Belastung : $F = 793 \text{ kN}$ (vor der Rißentlastung)

Probe : PS(T)sg

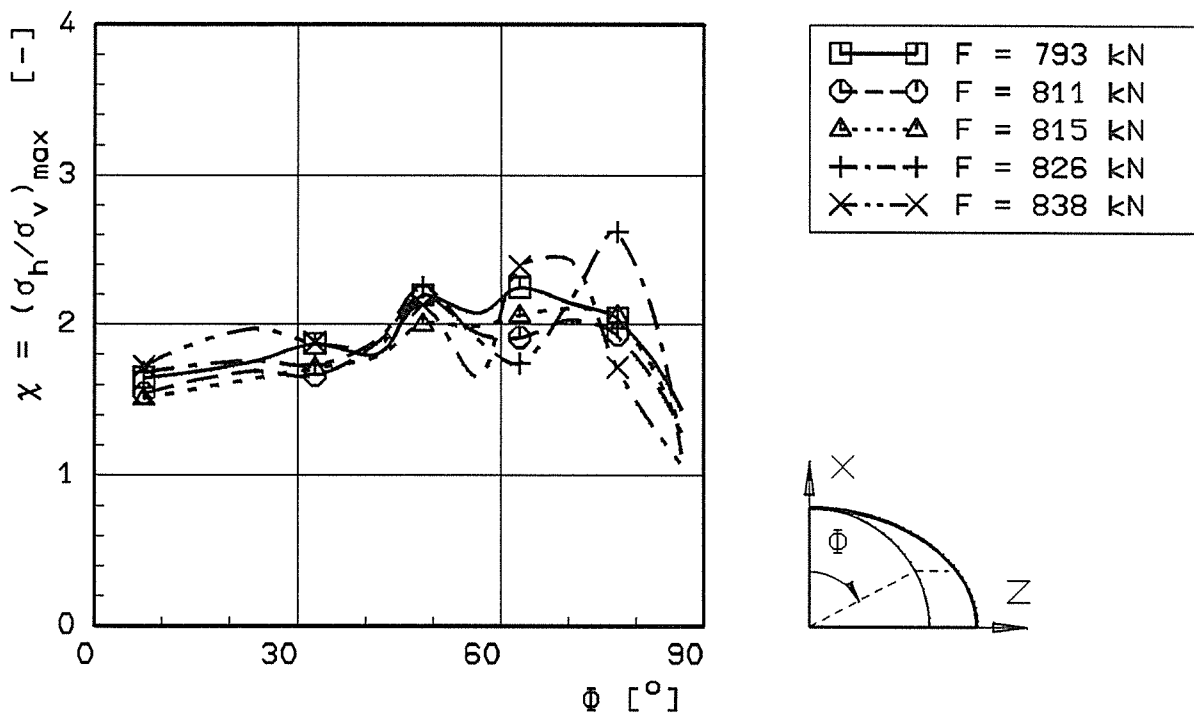


Bild 3.1.2-19:

Maximaler Mehrachsigenquotient entlang der Rißfront

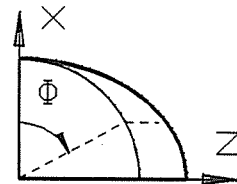
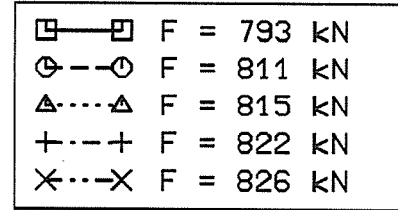
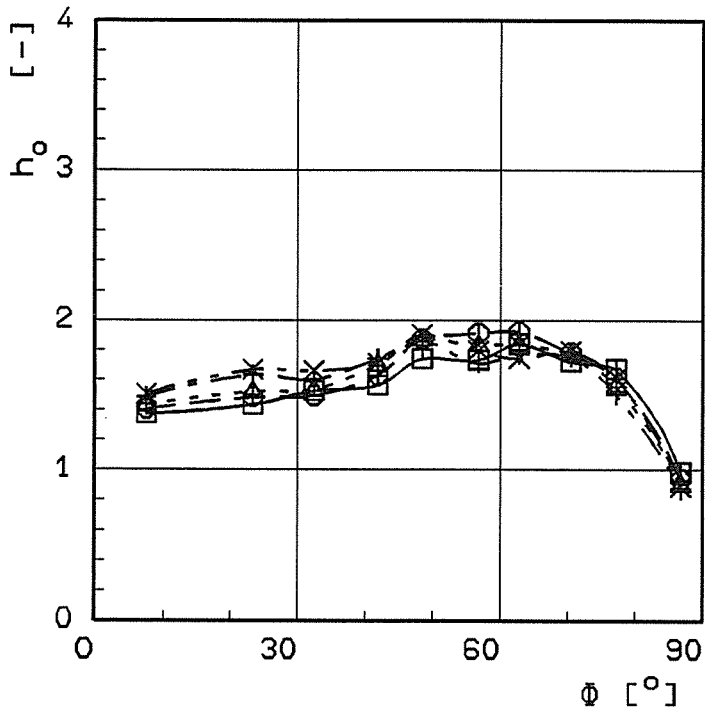


Bild 3.1.2-20:

Variation des Mehrachsigtensquotienten h_0 entlang der Rißfront

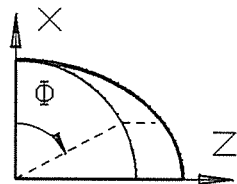
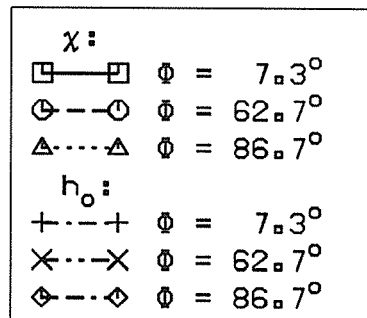
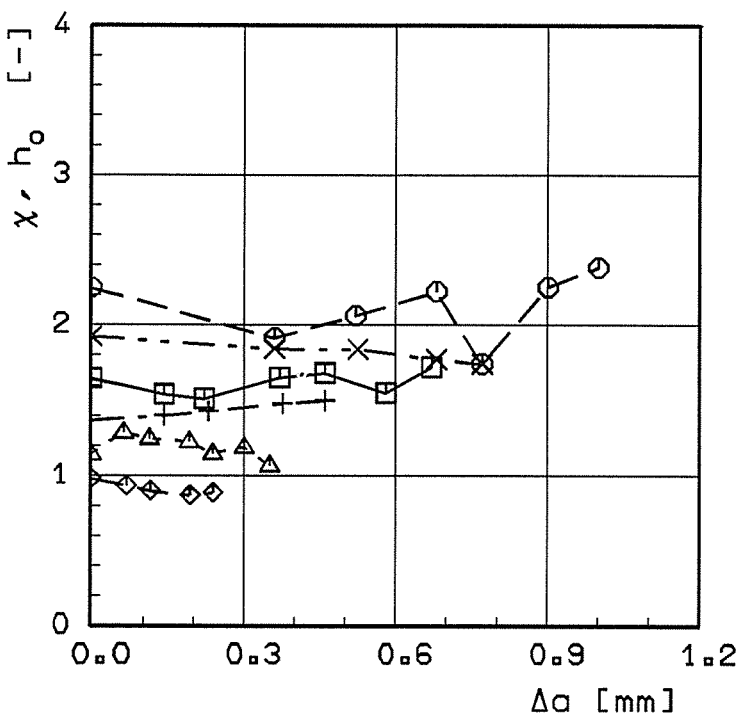


Bild 3.1.2-21:

Abhängigkeit der Mehrachsigtensquotienten $\chi(\phi)$ und $h_0(\phi)$ vom Rißwachstum $\Delta a(\phi)$

Probe : PS(T)sg

3.1.3 Analyse der experimentellen Ergebnisse mit der FEM

Zur Beurteilung der elastisch-plastischen FEM-Rechnung stehen die Last-CMOD-Kurven aus den Versuchen zu Verfügung. Aus dem Bild 3.1.3-1 geht hervor, daß die berechnete Last-Verformungs-Kurve mit den experimentellen Kurven gut übereinstimmt. Im Anfangsbereich stärkerer Nichtlinearität ergibt sich eine geringe Abweichung.

Die Rißfortschrittssimulation wird durch $CMOD_R(\Phi, \Delta a)$ -Kurven gesteuert. Das daraus resultierende kanuförmige Rißwachstum des Oberflächenrisses zeigt Bild 3.1.3-2. Als Vergleich sind die gemittelten $\Delta a(\Phi)$ -Werte von zwei verschiedenen Versuchsproben eingetragen. Trotz einer geringen Probenanzahl besteht zwischen beiden Ergebnissen gute qualitative Übereinstimmung.

Die im Fernfeld bestimmten $J(\Phi)$ -Werte, aufgetragen über $\Delta a(\Phi)$ als lokale Rißwiderstandskurven, sind im Bild 3.1.3-3 dargestellt. Die J_R -Kurven steigen annähernd linear an und unterscheiden sich in ihrer Steigung. Die Stelle des Übergangs von der schwachen zur starken Rißfrontkrümmung ($\Phi \approx 60^\circ$) fällt mit der Stelle der flachsten J_R -Kurve bzw. des niedrigsten Rißwiderstands zusammen. An der Probenoberfläche ergibt sich die steilste J_R -Kurve. Die Ortsabhängigkeit der J_R -Kurven ist durch das lokale Constraint begründet.

Zur Beschreibung duktilen Rißwachstums im Bauteil ist es notwendig, die Mehrachsigkeit des Spannungszustandes zu berücksichtigen. Die Spannungsmehrachsigkeit nimmt auf die Steigung der J_R -Kurve Einfluß [1, 2]. Den qualitativen Zusammenhang zwischen der Steigung der lokalen J_R -Kurven und dem maximalen Mehrachsigkeitsquotienten χ , ermittelt unmittelbar nach der Rißinitiierung, liefert Bild 3.1.3-4. Die Kurven sind jeweils auf ihre Werte an der Rißfrontmitte normiert. Daraus geht hervor, daß das Maximum der χ - Φ -Kurve mit dem Minimum der (dJ_R/da) - Φ -Kurve zusammenfällt. An der Probenoberfläche ergibt sich ein umgekehrtes Verhalten.

Die Bilder 3.1.3-5 und 3.1.3-6 zeigen die J -, Δa - und χ -Verteilungen entlang der Rißfront für zwei verschiedene Belastungsstufen. Unmittelbar nach der Rißinitiierung bei $\Delta a_{\max}(\Phi) = 0,4$ mm stimmen alle drei Kurven qualitativ überein, Bild 3.1.3-5. Jedoch bei einem maximal erreichten Rißwachstum von $\Delta a(\Phi = 74^\circ) = 1,03$ mm entspricht die J -Verteilung dem lokalen Rißwachstum nicht mehr, Bild 3.1.3-6. Das Maximum von J ist in bezug auf den Wert in Rißfrontmitte kleiner geworden, der J -Wert an der Probenoberfläche hat zugenommen.

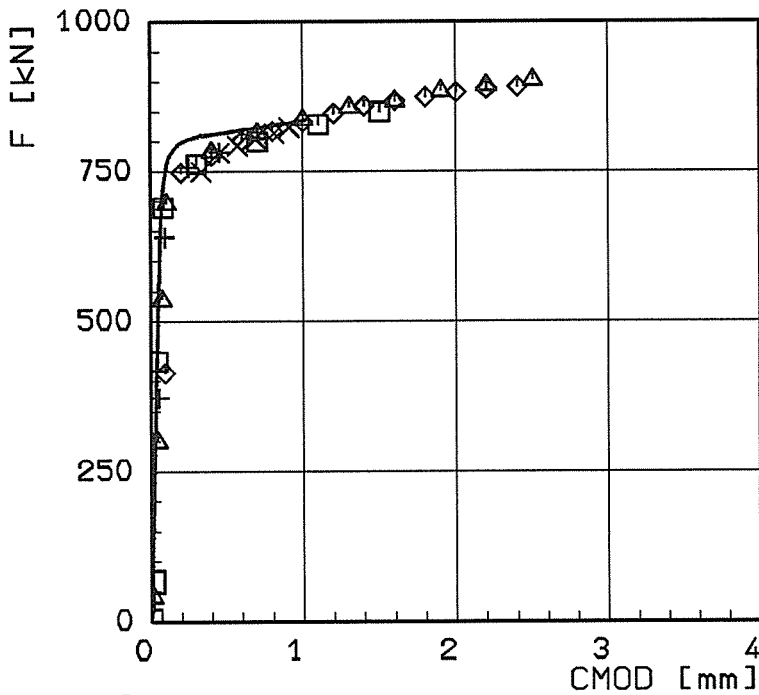
Die Ableitung der J_R -Kurve in der normierten Form gemäß

$$T_{JR} = \frac{E}{R_d^2} \cdot \frac{dJ_R}{da} \quad (1)$$

wird als Reißmodul bezeichnet. Sie beschreibt die für eine kleine Rißverlängerung aufzuwendende inkrementelle Arbeit. Mit wachsendem Riß nimmt der Reißmodul T_{JR} ab und erreicht bei stationärem Rißwachstum einen näherungsweise konstanten Wert. In den Bildern 3.1.3-7a und 3.1.3-7b sind die Reißmoduli über χ und h_0 dargestellt. Zum Vergleich sind die Ergebnisse der Standardproben C(T)25 und M(T)25 eingetragen. Unabhängig von der Probengeometrie und Belastungsart läßt sich ein linearer Zusammenhang zwischen der Abnahme der Steigung der lokalen Rißwiderstandskurven und der Zunahme der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes (χ , h_0) erkennen. Mit dem ermittelten linearen Zusammenhang ist die Übertragbarkeit der im Experiment mit Bruchmechanikproben aufgenommenen J_R -Kurven für kleines Rißwachstum auf Bauteile zur Beurteilung des duktilen Rißwachstums möglich. Die Ergebnisse werden bestätigt durch parallel durchgeführte Untersuchungen des IWM [3, 4]. Dort wurde das Rißwachstum von Oberflächenrissen in Scheiben und Rohren mit in Abhängigkeit der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes modifizierten J_R -Kurven als Steuerkurven numerisch simuliert und mit Versuchsergebnissen verglichen [3, 4].

Literatur zu 3.1.3:

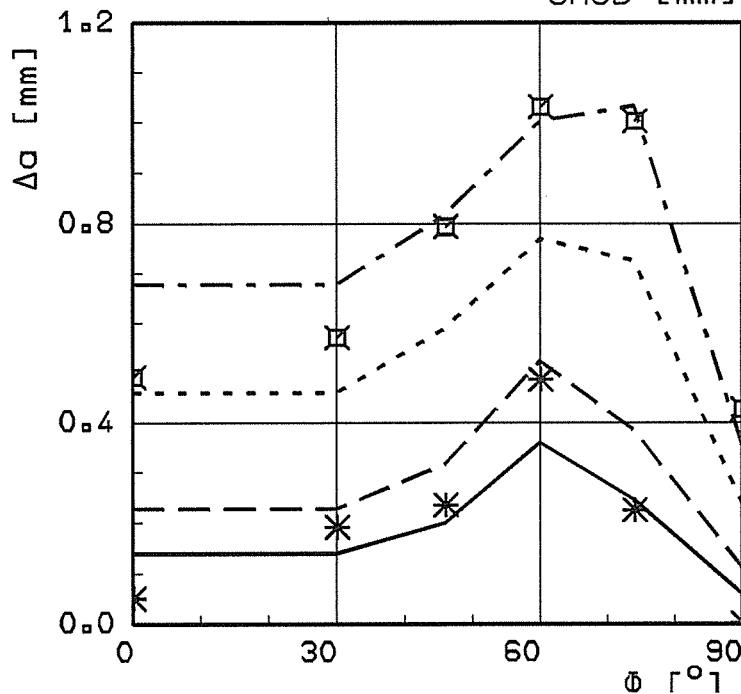
- [1] BROCK, W., KÜNECKE, G.: Elastic-plastic fracture mechanics analysis of a pressure vessel with an axial surface flaw. Nucl. Engng. and Des., 112, 1990, 1-14.
- [2] BROCK, W., KRAFKA, H., KÜNECKE, G., WOBST, K.: Stable crack growth of axial flaws in pressure vessels. Nucl. Engng. and Des. 135 (1992) 151-160.
- [3] SIEGELE, D.: Analyse einer Zugscheibe mit halb elliptischem Oberflächenfehler. Fh-IWM-Bericht Z 17/91, Fraunhofer Institut für Werkstoffmechanik Freiburg, November 1991.
- [4] MEMHARD, D., KLEMM, K.: Numerische und experimentelle Untersuchung zum Verhalten von Oberflächenrissen in Zugscheiben und Rohren aus ferritischen und austenitischen Stählen. Fh-IWM-Bericht W4/89, September 1991.



+	+	$F_{end} = 792 \text{ kN}$
x	x	$F_{end} = 825 \text{ kN}$
□	□	$F_{end} = 856 \text{ kN}$
◇	◇	$F_{end} = 891 \text{ kN}$
△	△	$F_{end} = 905 \text{ kN}$
—		FEM-Lösung

Bild 3.1.3-1:

Vergleich der FEM-Ergebnisse mit den experimentellen Daten



Experiment (Δa)	
*	$F = 792 \text{ kN}$
□	$F = 825 \text{ kN}$
Simulation	
—	$F = 811 \text{ kN}$
- - -	$F = 815 \text{ kN}$
⋯	$F = 826 \text{ kN}$
- · - ·	$F = 838 \text{ kN}$

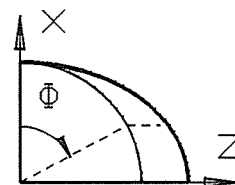


Bild 3.1.3-2:

Lokales Rißwachstum des Oberflächenrisses aus der Simulation und dem Experiment
 Probe : PS(T)sg

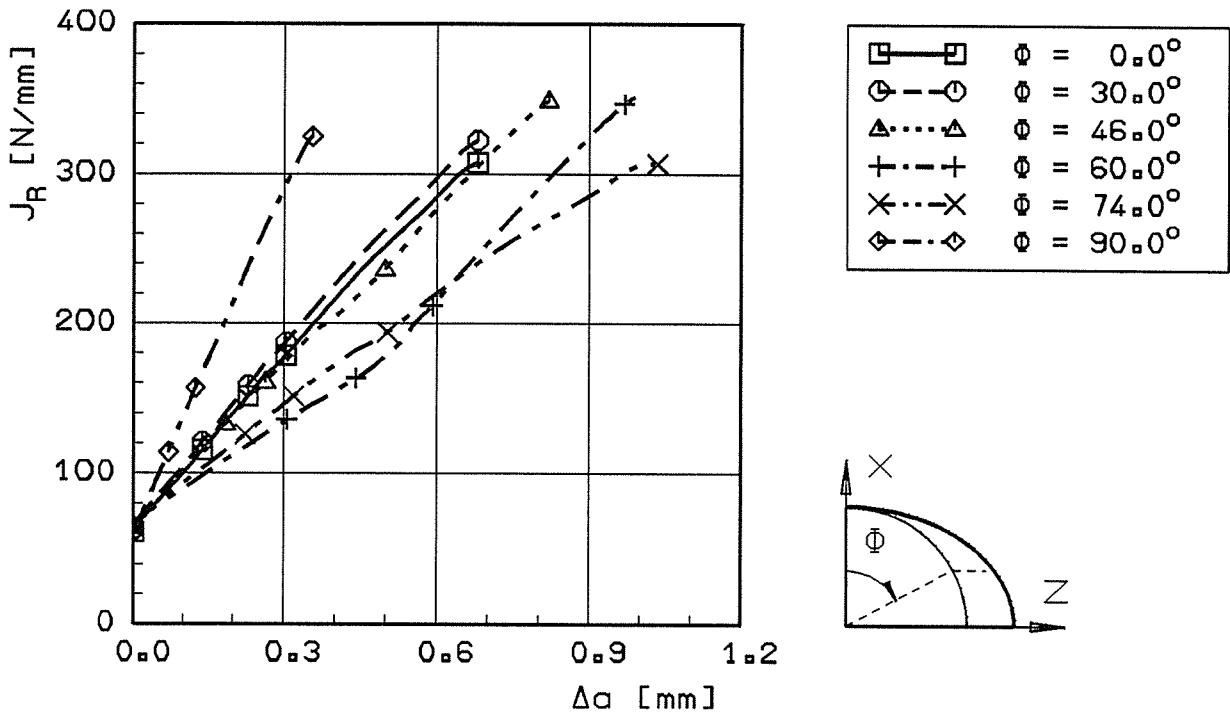


Bild 3.1.3-3:

Lokale J_R -Rißwiderstandskurven entlang der Rißfront

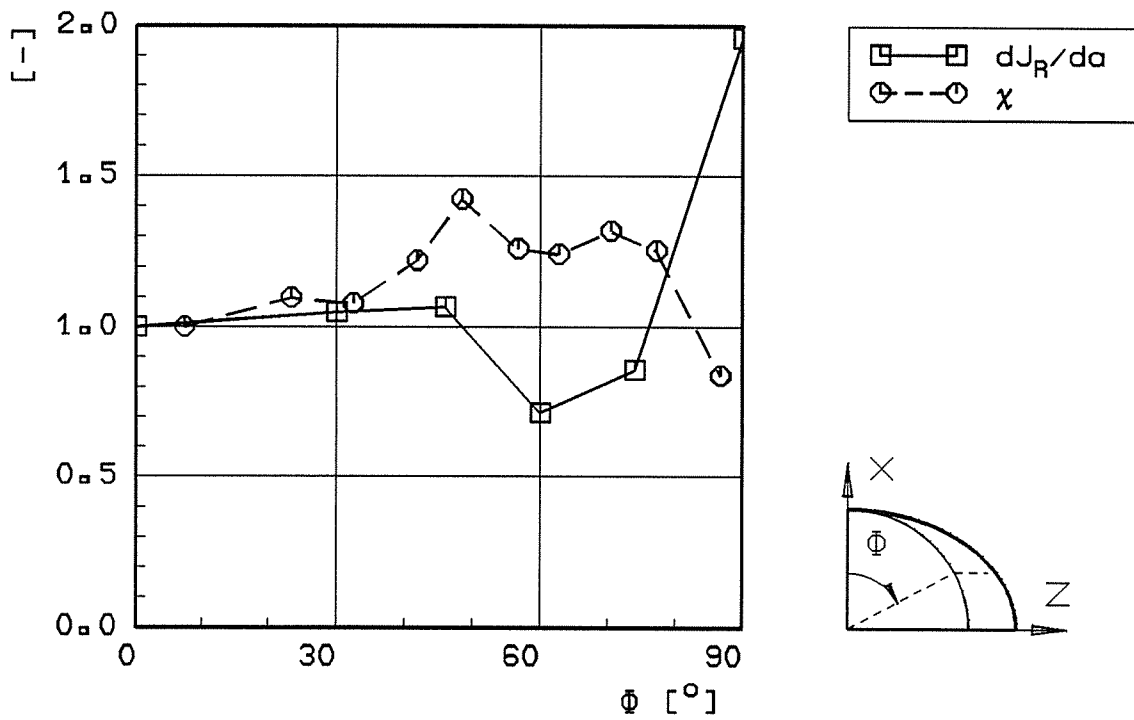


Bild 3.1.3-4:

Variation von dJ_R/da und χ entlang der Rißfront

Zustand : Rißinitilierung

Probe : PS(T)sg

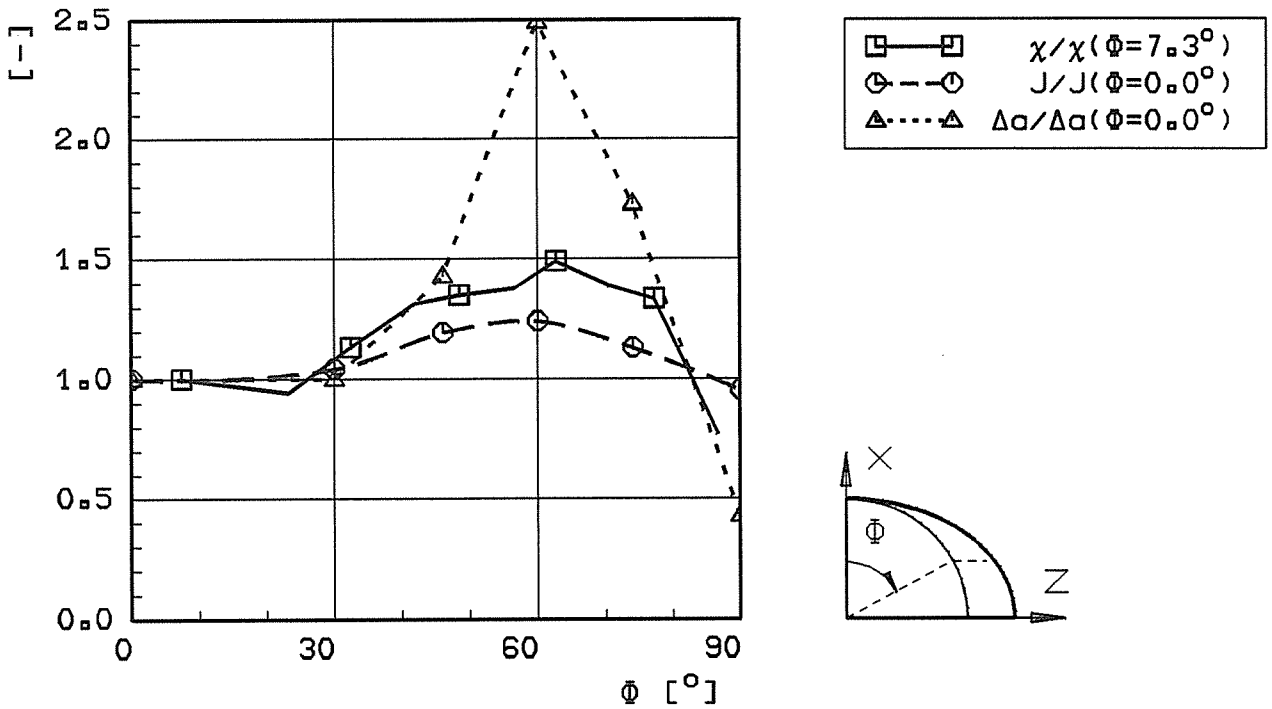


Bild 3.1.3-5:

Vergleich des Verlaufes von J , χ und Δa entlang der Rißfront, normiert auf die Werte in Rißfrontmitte
 PS(T)sg-Probe, $\Delta a_{\max} = 0.407$ mm, $F = 812$ kN

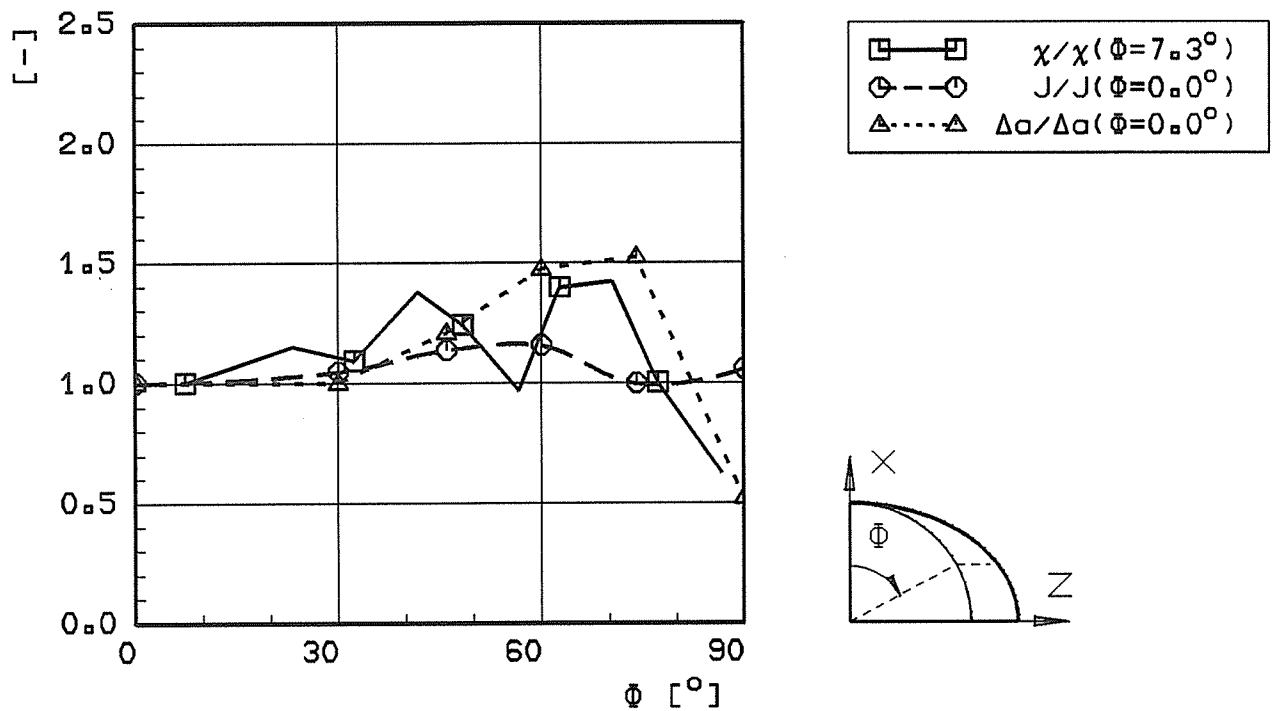


Bild 3.1.3-6:

Vergleich des Verlaufes von J , χ und Δa entlang der Rißfront, normiert auf die Werte in Rißfrontmitte
 PS(T)sg-Probe, $\Delta a_{\max} = 1.03$ mm, $F = 838$ kN

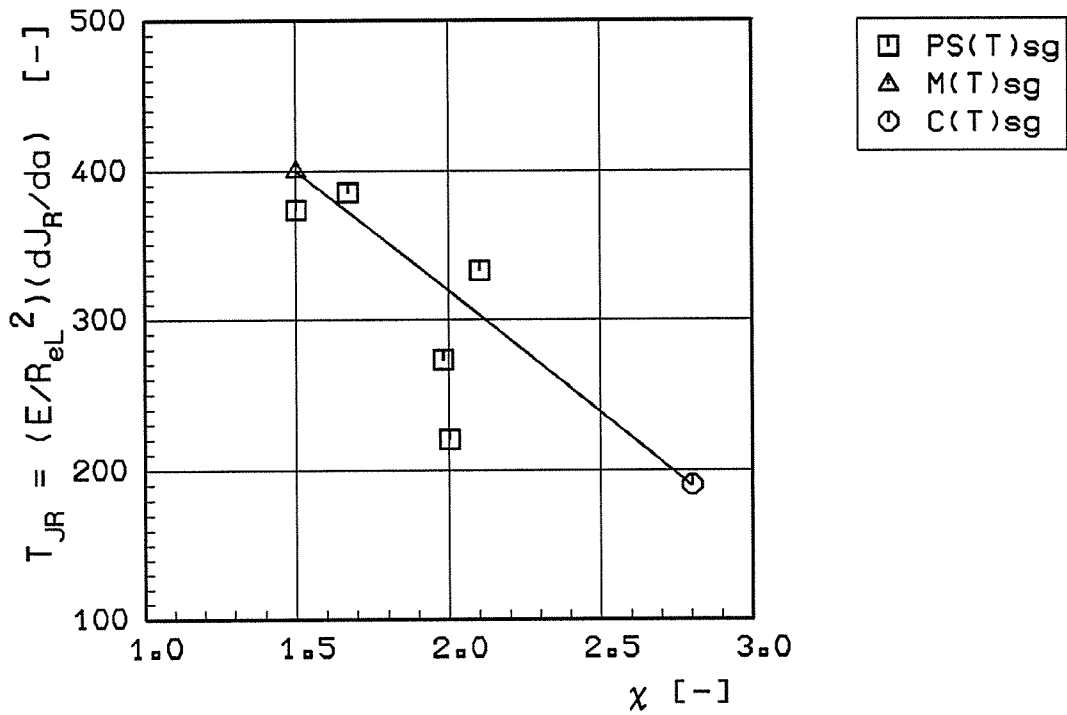


Bild 3.1.3-7a:

Relβmodul T_{JR} in Abhängigkeit von χ
 Proben : PS(T)sg, M(T)sg und C(T)sg

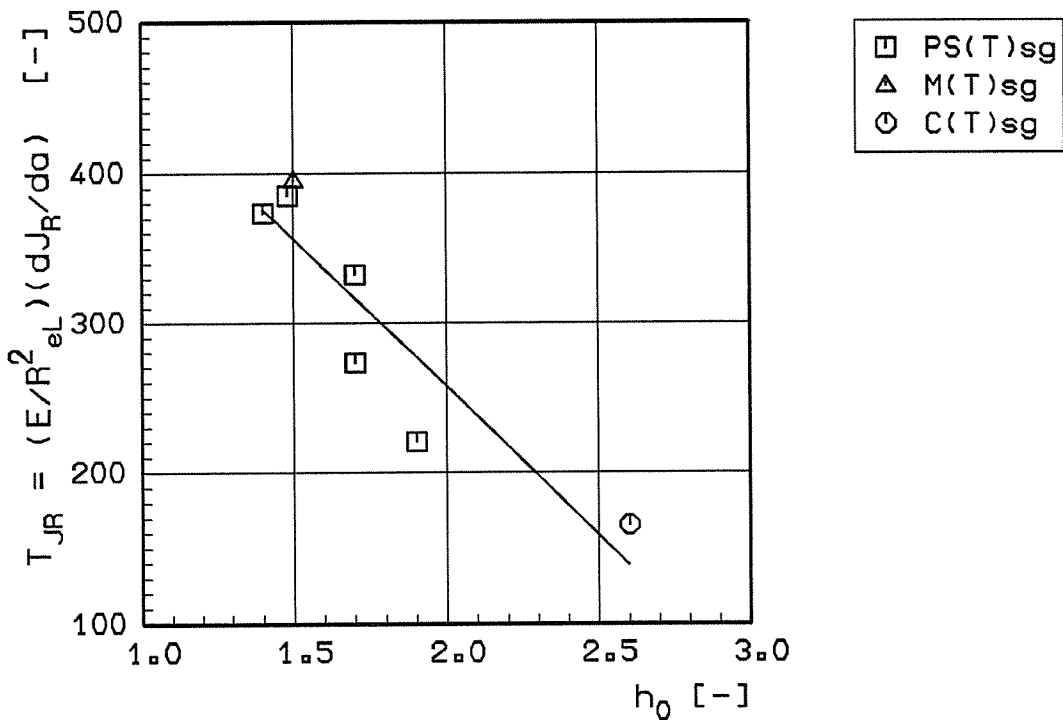


Bild 3.1.3-7b:

Relβmodul T_{JR} in Abhängigkeit von h_0
 Proben : PS(T)sg, M(T)sg und C(T)sg

3.2 Analyse von größerem Rißwachstum in Bruchmechanikproben

3.2.1 Rißwiderstandskurven von seitengekerbten Proben

Im Hinblick auf die Klärung der Frage, wie bei der Bewertung der stabilen Rißausbreitung von Proben und Bauteilen jenseits des zur Zeit definierten J-kontrollierten Rißwachstums vorzugehen ist, waren als Grundlagen für die Entwicklung und Anwendung von Verfahren zur numerischen Simulation des stabilen Rißfortschritts auf der Basis erweiterter elastisch-plastischer Bruchmechanikkonzepte in Fortsetzung der in [1] beschriebenen Experimente unter Berücksichtigung einschlägiger Richtlinien [2 - 5] Tests mit jeweils um 20% seitengekerbten Kompaktzugproben C(T)25sg und mittig angerissenen Zugscheiben M(T)sg aus zwei Stählen der Güte StE 460 und 20 MnMoNi 55 durchzuführen. Ein wesentliches Ziel dieser nach der Ein- und Mehrprobenmethode durchgeführten Experimente war es, für rechnerische Rißwachstumsanalysen aufgrund der ermittelten Ergebnisse durch Approximation geeignete mathematische Funktionen zu bestimmen, die das Rißwiderstands-(J_R)-Verhalten der unterschiedlichen Proben beschreiben. Dabei bezieht sich das Interesse an solchen Funktionen insbesondere auf ihre Eignung als Steuerkurven für die rechnerische Analyse auch von großem stabilem Rißwachstum und zur Klärung von Problemen der Übertragbarkeit von an Proben bestimmten Brucheigenschaftswerten auf Bauteile. Da es wünschenswert ist, daß die ermittelten Beziehungen eine begrenzte Extrapolation des Rißwiderstandsverhaltens über die gemessenen Daten hinaus zulassen, ohne unsinnige Ergebnisse zu liefern, sollten sie von vornherein dahingehend überprüft werden. Auch unter diesem Gesichtspunkt sollte für die übersichtliche Darstellung der Ergebnisse einer Probenreihe ein Ansatz verwendet werden, mit dem die Resultate anderer Proben - z. B. bei Variation von Art, Geometrie und/oder des Werkstoffs - hinreichend gut zusammenfassend zu beschreiben sind, auch wenn es für den Einzelfall zutreffendere Beziehungen gibt.

Werkstoffe und Versuchsdurchführung

Die chemische Zusammensetzung und mechanischen Eigenschaften der untersuchten Stähle sind in Tabelle 3.1.1-1 angegeben. Das Blockschaltbild der benutzten Prüfvorrichtungen ist als Bild 3.2.1-1 dargestellt. Angaben betreffs der verwendeten Proben sind Tabelle 3.1.1-1 und Bild 3.2.1-2 zu entnehmen, in dem auch die Positionen für die Messung der Verschiebung ΔL sowie der Spannung U der Potentialsonde an den beiden Fehlerstellen A und B des Mittenrisses zu erkennen sind. Als Testfehler wurden Schwingungsrisse in T-L-Lage und bei der C(T)25sg-Probe aus dem Stahl 20 MnMoNi 55 zusätzlich auch solche in T-S-Position benutzt.

Für die Erzeugung der Schwingungsrisse sowie für die quasistatische Zugbelastung der Proben wurden servohydraulisch geregelte 300 kN- und 1 MN-Universalprüfmaschinen verwendet. Während der Probenbelastungen bei $(20 \pm 2)^\circ\text{C}$ sind u. a. die Kraft, die Verschiebungen V_L in der Lastangriffslinie bei der C(T)25sg-Probe bzw. ΔL an den zwei Längskanten der Scheibe M(T)sg sowie das Potential U der Gleichstrom-Potentialsonde zur Bestimmung des Rißfortschritts rechnergestützt gemessen und registriert worden. Die Abzugsgeschwindigkeit der Probeneinspannung betrug dabei etwa 0,0025 mm/s. Für die Fehlerstelle A einer M(T)sg-Probe ermittelte Kraft-Verschiebungs-Schriebe sind beispielhaft in Bild 3.2.1-4 dargestellt. Die Bilder 3.2.1-5 sowie 3.2.1-12 lassen erkennen, daß die mit mehreren Proben einer M(T)sg-Probenart bestimmten Kraft-Verschiebungs-Schriebe ein eng begrenztes Streuband bilden. Dabei ist bemerkenswert, daß für die zwei Fehlerstellen einer Probe zum Teil deutlich unterschiedliche Ergebnisse ermittelt worden sind. Wie bereits in ([1], Seite 36) erläutert, sind diese Unterschiede nicht auf eine asymmetrische Probenbelastung zurückzuführen, sondern wahrscheinlich werkstoffbedingt.

Die Rißflächen wurden unter Verwendung eines Mikroskops bei zwanzigfacher Vergrößerung rechnergestützt vermessen, die Stretchzonenbreite mittels eines Rasterelektronenmikroskops bestimmt.

Versuchsauswertung und Ergebnisse

Die Reißwiderstands(J_R)-Kurven wurden für die C(T)-Proben entsprechend dem DVM-Merkblatt 002 [2] und für die M(T)-Proben unter Verwendung der in Bild 3.2.1-3 angegebenen Beziehungen ermittelt. Dabei wurde der J-Wert für den Beginn des stabilen Reißwachstums, J_i , nach [6] unter Verwendung der Beziehung (1) bestimmt. Für den Bereich des stabilen Reißwachstums wurde Gleichung (2) nach [7] benutzt, wobei $n-1$ und n den fortlaufenden Auswertungsschritten im F- Δ L-Schrieb entsprechen. Die Kraft F_i ist - wie in Bild 3.2.1-4 skizziert - z. B. aufgrund der charakteristischen Steigungsänderung der Potential-Verschiebungs-Kurve bei ΔL_{ii} festgelegt worden, wobei mit Versuchen, die unmittelbar im Bereich dieser Verschiebung abgebrochen wurden, kontrolliert worden ist, daß hier die Initiierung des stabilen Risses erfolgt.

Ergebnisse mit den C(T)25sg-Proben sind für den StE 460 (3) in den Bildern 3.2.1-6, 3.2.1-9 und 3.2.1-10b, für den 20 MnMoNi 55 in den Bildern 3.2.1-13 und 3.2.1-15 sowie für beide Stähle in Tabelle 3.2.1-1 zusammengefaßt.

Resultate mit den M(T)sg-Proben sind für den StE 460 (3) in den Bildern 3.2.1-4, 3.2.1-5 und 3.2.1-7 bis 3.2.1-11, für den 20 MnMoNi 55 in den Bildern 3.2.1-12 und 3.2.1-14 bis 3.2.1-16 sowie für beide Stähle in Tabelle 3.2.1-1 angegeben.

Die J_R -Kurvenanpassung erfolgte dabei unter Verwendung der auch in [3] vorgeschlagenen Beziehung $J_R = b_1(b_2 + \Delta a)^c$, die sich allgemein für diesen Zweck als besonders geeignet erwiesen hat. Der J-Integralwert bei Reißinitiierung, J_i , wurde in bezug auf diese J_R -Kurven und auf die (mittlere) Stretchzonenbreite, SZW, bestimmt.

Auch der besseren Übersicht wegen ist der überwiegende Teil der hier dargestellten Reißwiderstands(J_R)-Kurven nach der Mehrprobenmethode ermittelt worden. Die nach der Einprobenmethode bestimmten J_R -Kurven weichen - wie z. B. aus den Bildern 3.2.1-10b und 3.2.1-16b zu ersehen ist - nur relativ wenig von denen ab, die für die

jeweiligen Situationen nach der Mehrprobenmethode ermittelt wurden. Die in den Bildern dargestellte "blunting line" ist jeweils nach [2] bestimmt worden. In Bild 3.2.1-14 wurden die Ergebnisse mit den M(T)-Proben mit $a_0/W_0=0,5$ bzw. 0,8 aus dem Stahl 20 MnMoNi 55 zu einer J_R -Kurve zusammengefaßt, weil eine entsprechende Variation des a_0/W_0 -Verhältnisses bei entsprechender Probengeometrie - wie in Bild 3.2.1-7 für den StE 460 (3) gezeigt - ohne Einfluß auf den Reißwiderstand in dem angegebenen Δa -Bereich ist.

In den Bildern 3.2.1-10 und 3.2.1-16 sind der Kraft-Verschiebungs-Schrieb sowie die Reißwiderstands(J_R)- und Verschiebungs-Reißfortschritts-Kurven dargestellt, die jeweils für die Fehlerstelle B einer M(T)sg-Probe aus dem StE 460 (3) bzw. aus dem 20 MnMoNi 55 nach der Einprobenmethode ermittelt wurden. Im Gegensatz zu den Ergebnissen, die auf der Mehrprobenmethode basieren, ist hier ein unmittelbarer Zusammenhang zwischen den angegebenen Beziehungen gegeben. Deshalb und weil die entsprechenden F- Δ L- und J_R - Δa -Kurven nicht wesentlich von denen nach der Mehrprobenmethode bestimmten abweichen, sind sie als Grundlage für die numerische Reißfortschrittssimulation besonders geeignet.

In Bild 3.2.1-11 ist die stabile Reißausbreitung in bis zu ΔL_{max} quasistatisch beanspruchten M(T)sg-Proben aus dem StE 460 (3) in Abhängigkeit vom Probendicken-Mittenabstand, Z , für die beiden Fehlerstellen des Mittenrisses dargestellt. Danach erfolgte der Reißfortschritt über die Probendicke bis zu einer Verschiebung von 1,42 mm bzw. 1,62 mm in gleicher Weise. Dagegen war Δa nach einer Verschiebung $\Delta L \geq 1,91$ mm besonders nahe der Probenoberfläche - infolge der hier durch die Seitenkerben erzeugten Verformungshinderung - im Vergleich zur Probendickenmitte deutlich größer. Prinzipiell können aufgrund entsprechender Analysen der Reißformentwicklung örtliche Verschiebungs-Reißfortschritts-Kurven als Steuerkurven für die numerische Reißfortschrittssimulation ermittelt werden.

Literatur zu 3.2.1:

- [1] AURICH, D., et. al.: Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte. BAM-Forschungsbericht 174. Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin, 1990.
- [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: EGF Recommendations for determining the fracture resistance of ductile materials. EGF P1-90, 1989.
- [4] American Society for Testing and Materials: ASTM E 813-89: Standard Test Method for J_{Ic} , a measure of fracture toughness. Annual Book of ASTM Standards, Vol. 03.01, 1990.
- [5] American Society for Testing and Materials: ASTM E 1152-87: Standard Test Method for Determining J-R Curves. Annual Book of ASTM Standards, Vol. 03.01, 1987.
- [6] RICE, J. R., PARIS, P. C., MERKLE, J. E.: Some Further Results of J-Integral Analysis and Estimates. ASTM STP 536 (1973), 231-245.
- [7] HELLMANN, D., SCHWALBE, K.-H.: Geometry and Size Effects on J-R and δ -R-Curves under Plane Stress Conditions. ASTM STP 833 (1984), 577-605.

Tabelle 3.2.1-1:

Regressionsfunktionen für die Rißwiderstands(J_R)-Kurven der untersuchten Proben sowie J-Integralwert für die Initiierung stabiler Risse, J_i , maximaler stabiler Rißfortschritt, Δa_{max} , Stretchzonenweite, SZW

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
lfd Nr	Stahl Probenart	W_0 [mm]	Proben maße $B_0(B_n)$ [mm]	a_0/W_0	Δa_{max} [mm]	SZW [μ m]	$J_R = b_1$ b_1	$(b_2 + \Delta a)^c$ b_2 c	Korr koeff	J_i Nmm ⁻¹	
1	<u>StE 460(3)</u>	50	25(19)	0,59	7,62	25-45	220,6	0,23	0,475	0,994	122
	C(T)25sg										
	M(T)sg										
2	M(T)sg	50	25(16)	0,50	9,59	25-45	516,1	0,04	0,632	0,994	130
	M(T)sg										
3	Probe 31 Fehler B	50	25(16)	0,50	9,59	35	428,1	0,18	0,739	0,999	104
4	<u>20MnMoNi</u>	50	25(19)	0,59	7,11	20-48	212,3	0,21	0,377	0,976	139
	<u>55</u>										
	C(T)25sg										
5	M(T)sg	50	25(16)	0,5/0,8	6,22	20-48	483,0	0	0,593	0,991	115
6	M(T)sg	50	25(16)	0,50	6,22	35	355,0	0,07	0,750	0,999	111
Probe 11 Fehler B											
7	C(T)25sg	50	25(19)	0,60	7,11	35	154,3	0,82	0,50	0,99	130
	Probe T9 5										

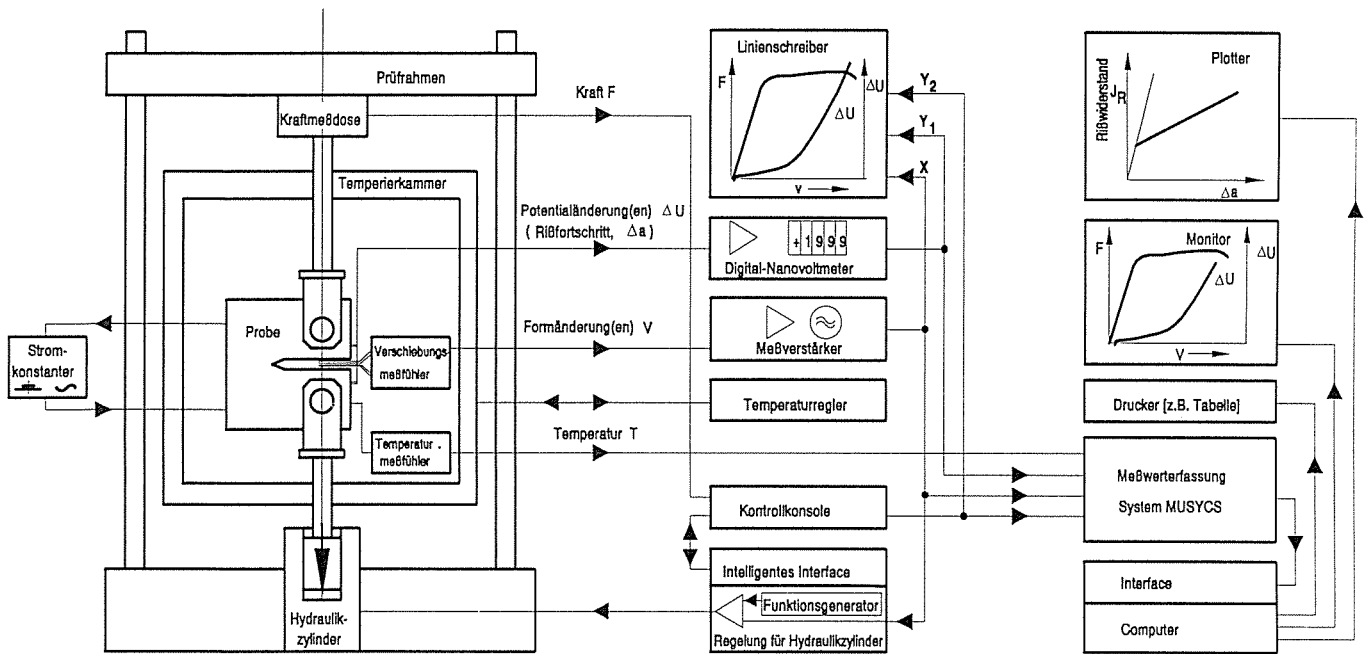


Bild 3.2.1-1 :
 Blockschaltbild der Prüfvorrichtung

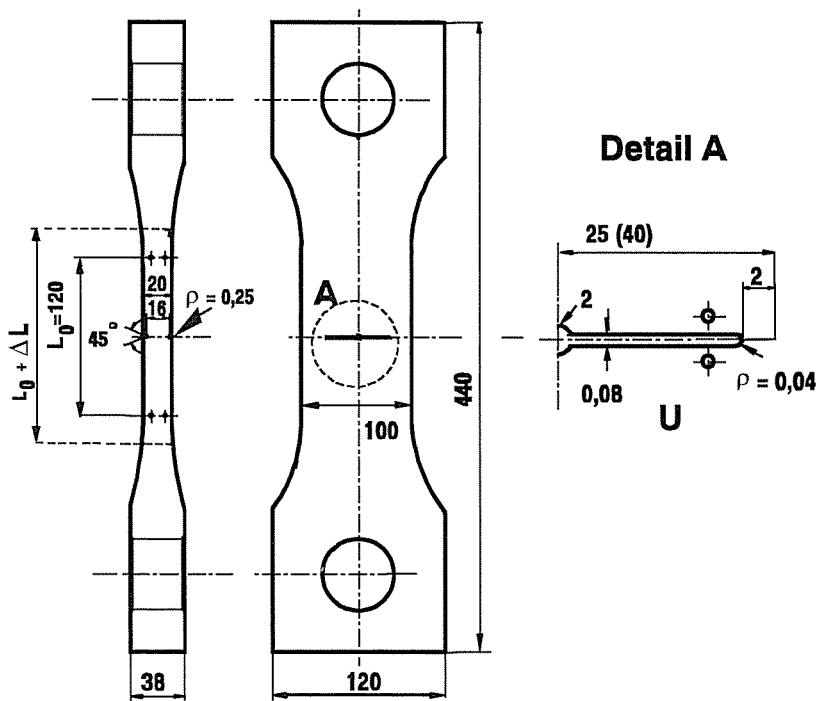
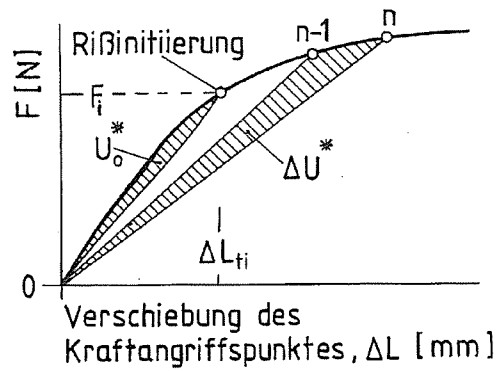


Bild 3.2.1 - 2 :
 M(T)sg-Probe mit Positionen für Messung der Verschiebung ΔL
 und der Spannung U der Potentialsonde



$$J_i = \frac{K^2}{E} + \frac{U_o^*}{B(W-a_o)} \quad (1)$$

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

Bild 3.2.1 - 3 :

Näherungslösungen zur Bestimmung der J_i - und J_R -Werte für M(T)-Proben mit Schema für die Entwicklung der Energiebeträge U_o^* und ΔU^* aus dem Last-Verschiebungs-Diagramm

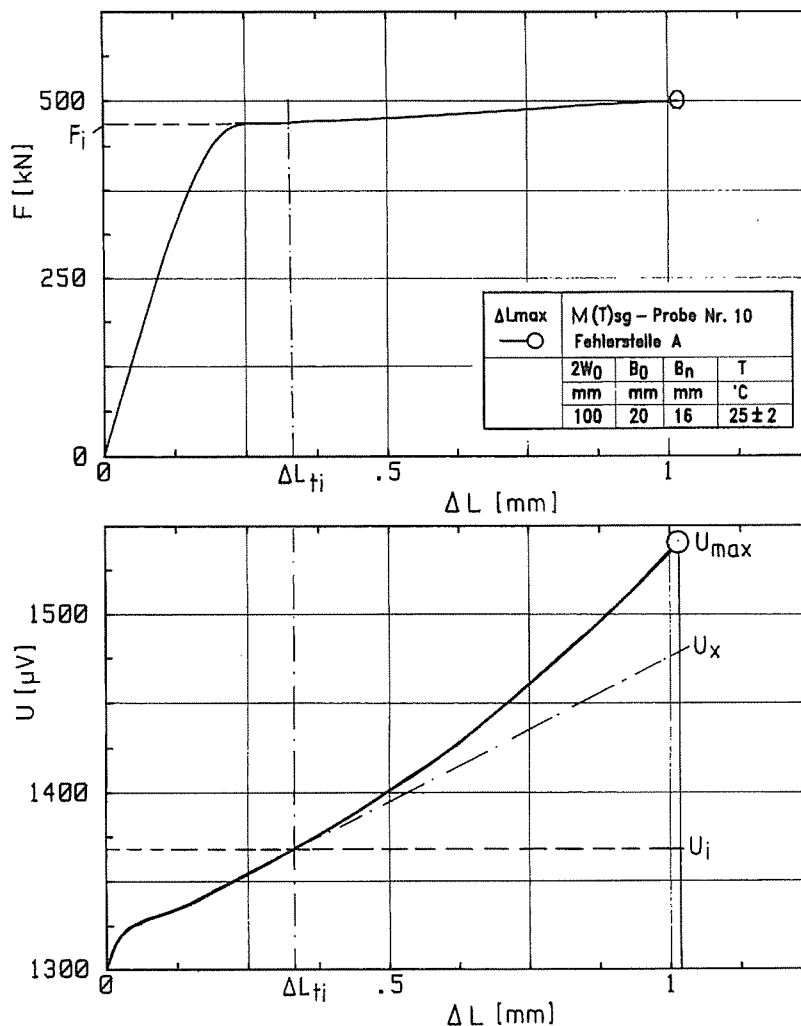


Bild 3.2.1-4 :

Kraft-Verschiebungs- und Potential-Verschiebungs-Schriebe einer M(T)sg-Probe aus StE 460(3)

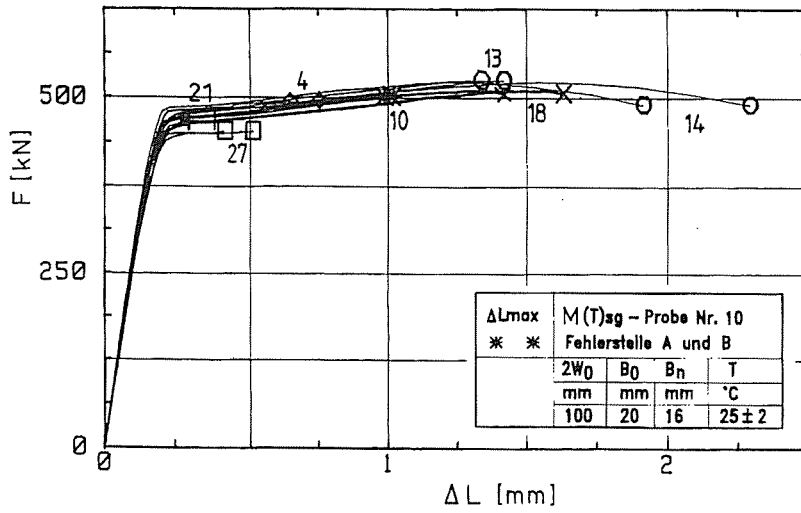


Bild 3.2.1-5 :
Kraft- Verschiebungs-Schriebe von
M(T)sg-Proben mit
 $a_0/W_0 = 0,5$ aus StE 460(3)

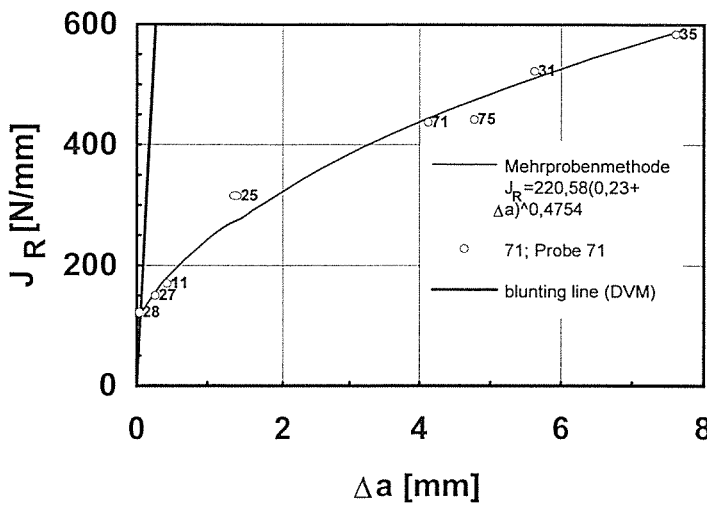


Bild 3.2.1-6:
Rißwiderstands(J_R)-Kurve von
C(T)25sg-Proben aus StE 460(3)

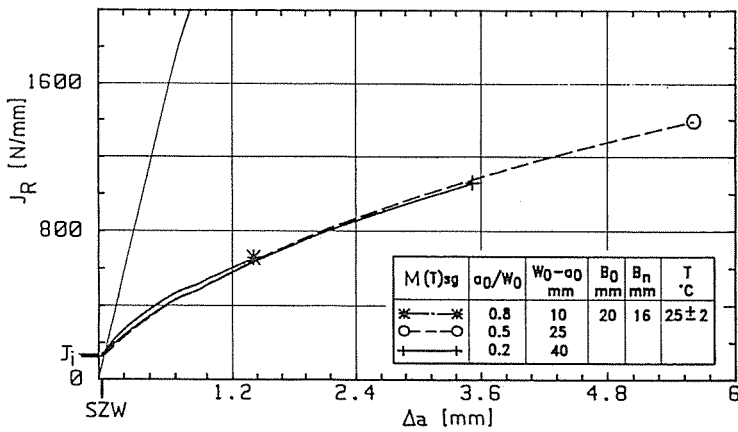


Bild 3.2.1-7:
Rißwiderstands(J_R)-Kurve von
M(T)sg-Proben aus StE 460(3)

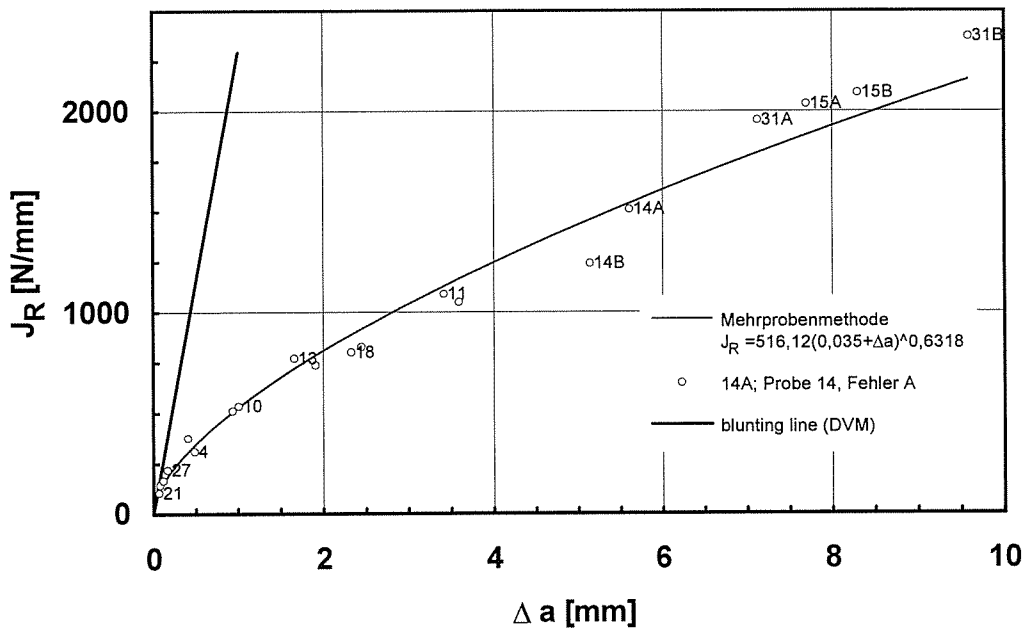


Bild 3.2.1-8:
 Rißwiderstands(J_R)-Kurve von M(T)-Proben mit $a_0/W_0=0,5$ aus StE 460(3)

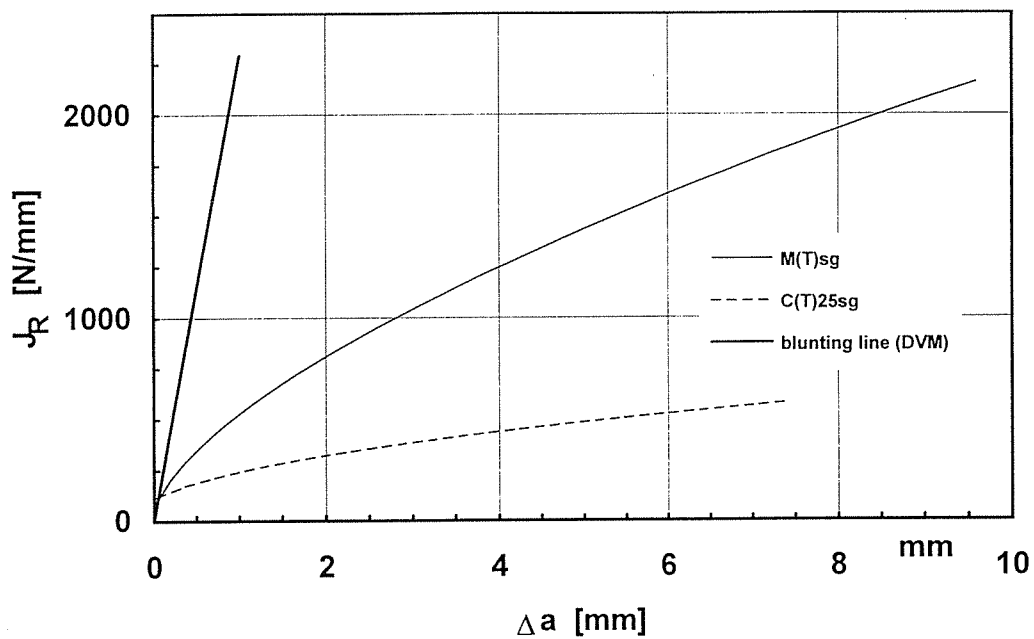


Bild 3.2.1-9:
 Rißwiderstands(J_R)-Kurve der C(T)25sg- und M(T)sg-Proben mit $a_0/W_0=0,5$ aus StE 460(3)

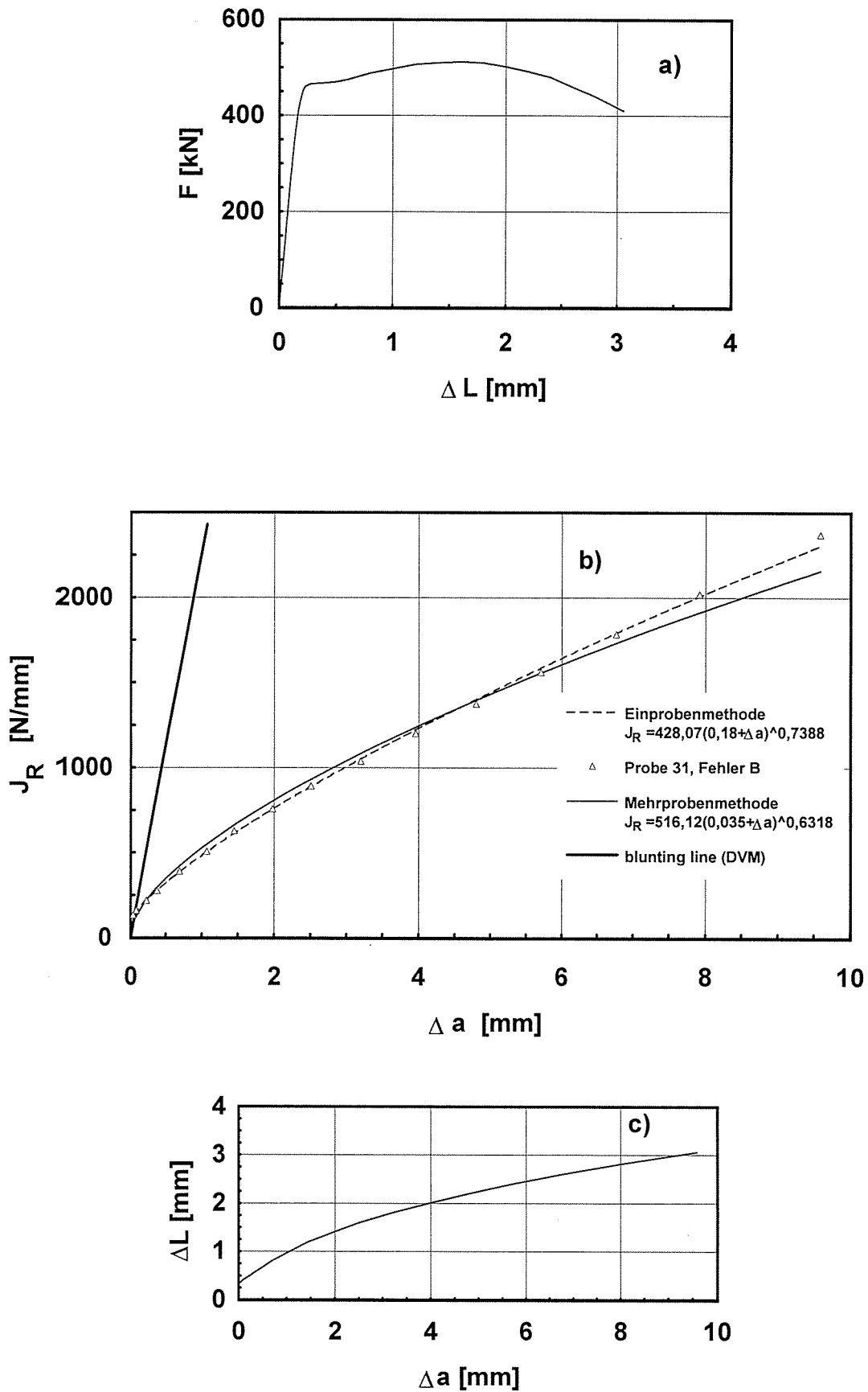
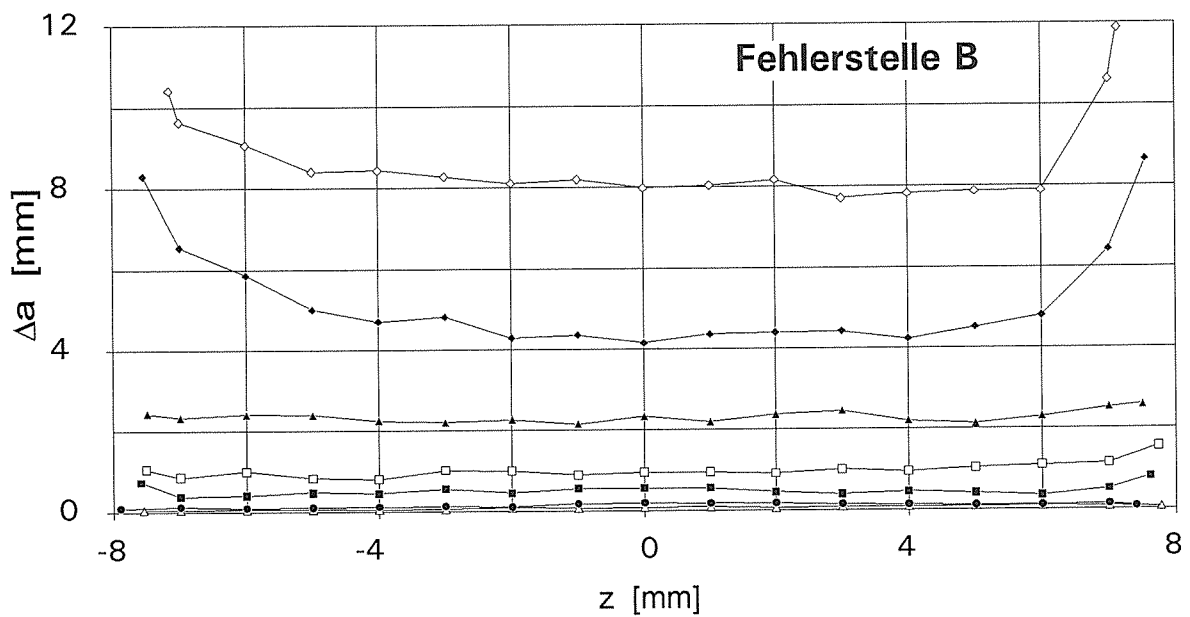
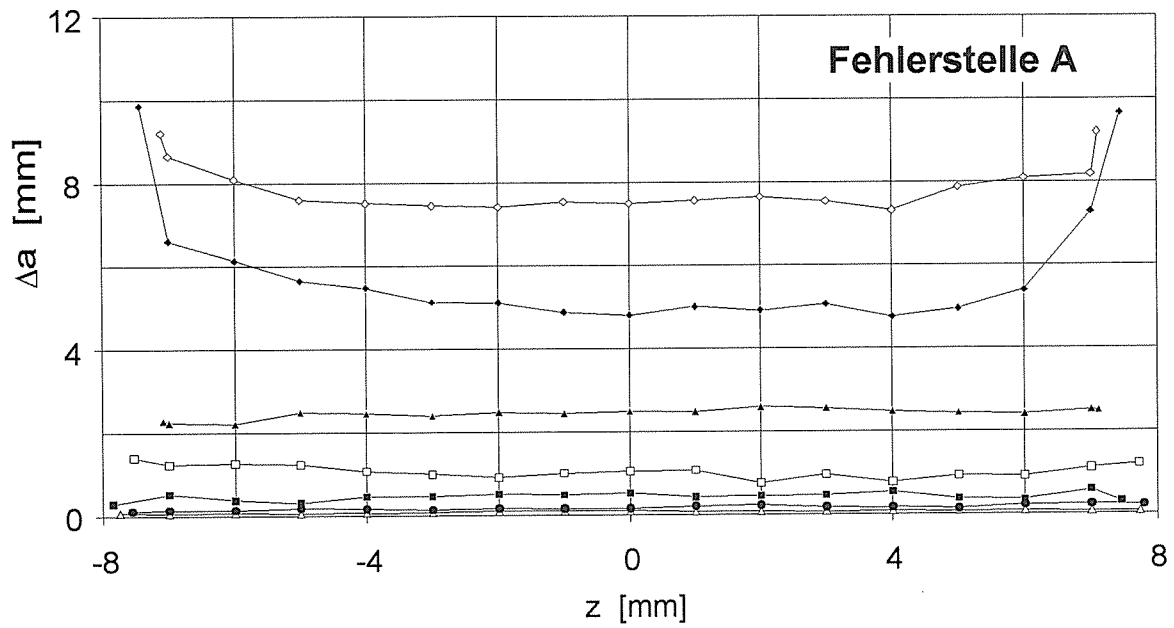


Bild 3.2.1-10a-c:
 Kraft-Verschiebungs-Schrieb sowie Rißwiderstands(J_R)- und Verschiebungs-
 Rißfortschritts-Kurven, ermittelt für die Fehlerstelle B der M(T)sg-Probe 31
 aus StE 460(3)



Probe Nr.	—◇— 15	—●— 14	—▲— 18	—□— 10	—■— 4	—●— 27	—△— 21
$\Delta L_{\max}(A)$ [mm]	2,71	2,29	1,42	1,02	0,75	0,51	0,37
$\Delta L_{\max}(B)$ [mm]	2,75	1,91	1,63	0,99	0,65	0,41	0,30

Bild3.2.1.-11:

Stabile Rißausbreitung in Abhängigkeit vom Probendicken- Mittenabstand Z für bis zu ΔL_{\max} quasistatisch beanspruchte M(T)sg - Probe n aus StE 460(3)

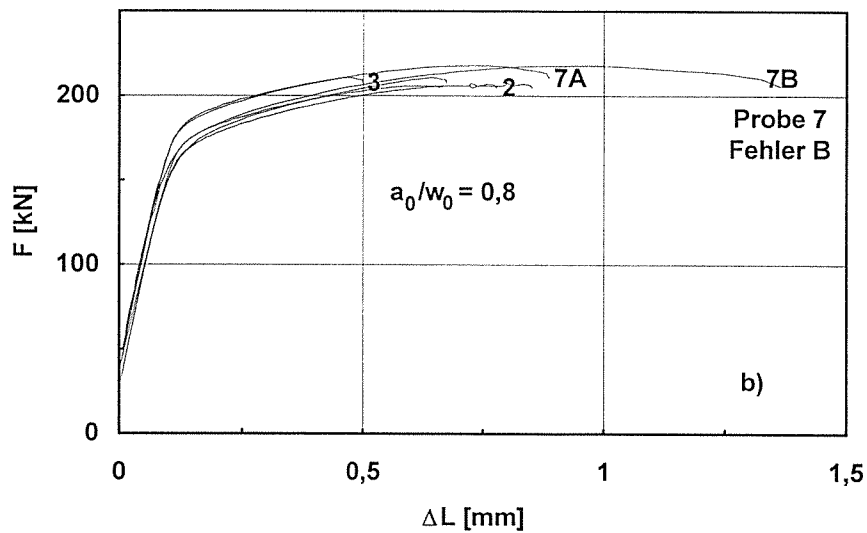
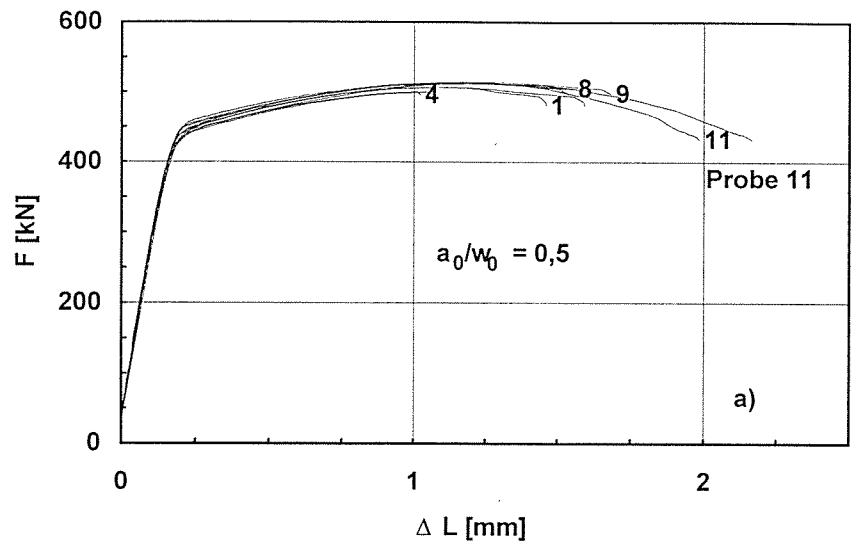


Bild 3.2.1-12:
Kraft-Verschiebungs-Schriebe von M(T)sg-Proben aus 20MnMoNi55

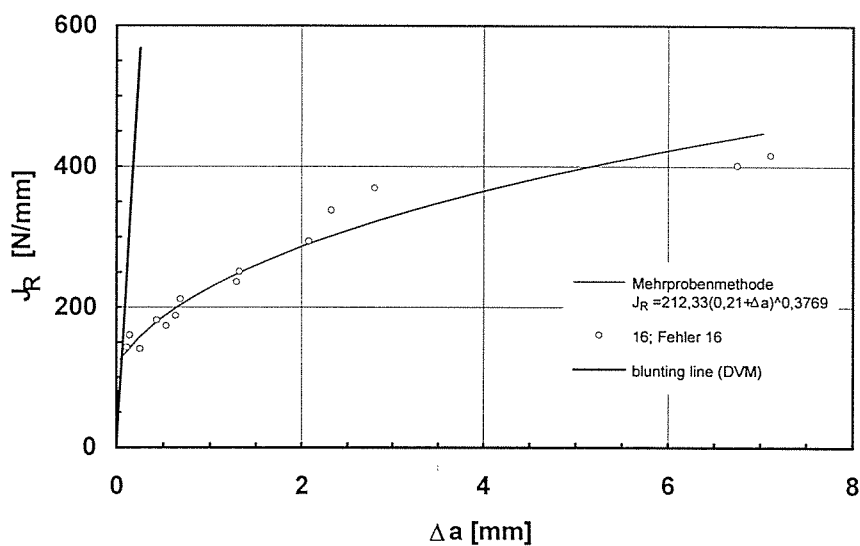


Bild 3.2.1-13:
Rißwiderstands(J_R)-Kurve von C(T)25sg-Proben aus 20MnMoNi55
in T-L- und T-S-Lage

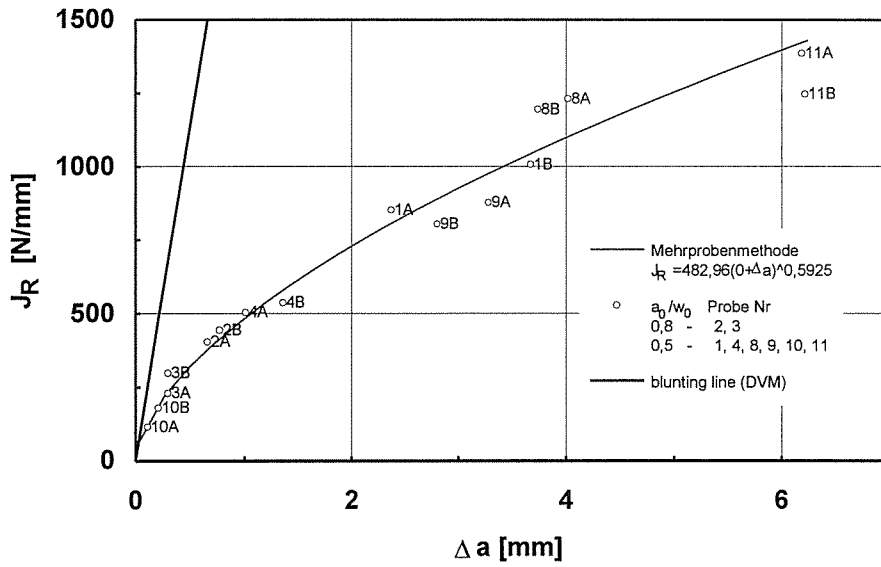


Bild 3.2.1-14:

Rißwiderstands(J_R)-Kurve von M(T)sg-Proben mit $a_0/W_0=0,5$ aus 20MnMoNi55

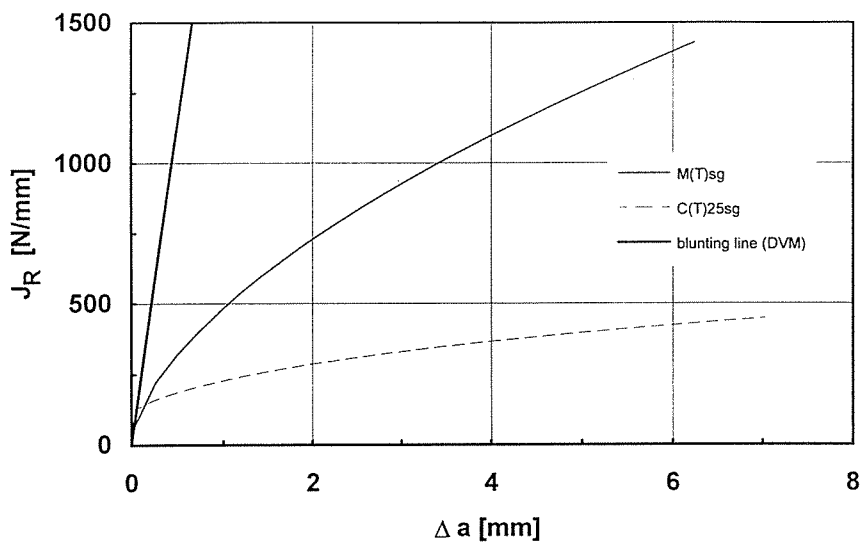


Bild 3.2.1-15:

Rißwiderstands(J_R)-Kurven der C(T)25sg und M(T)sg-Proben mit $a_0/W_0=0,5$ aus 20MnMoNi55

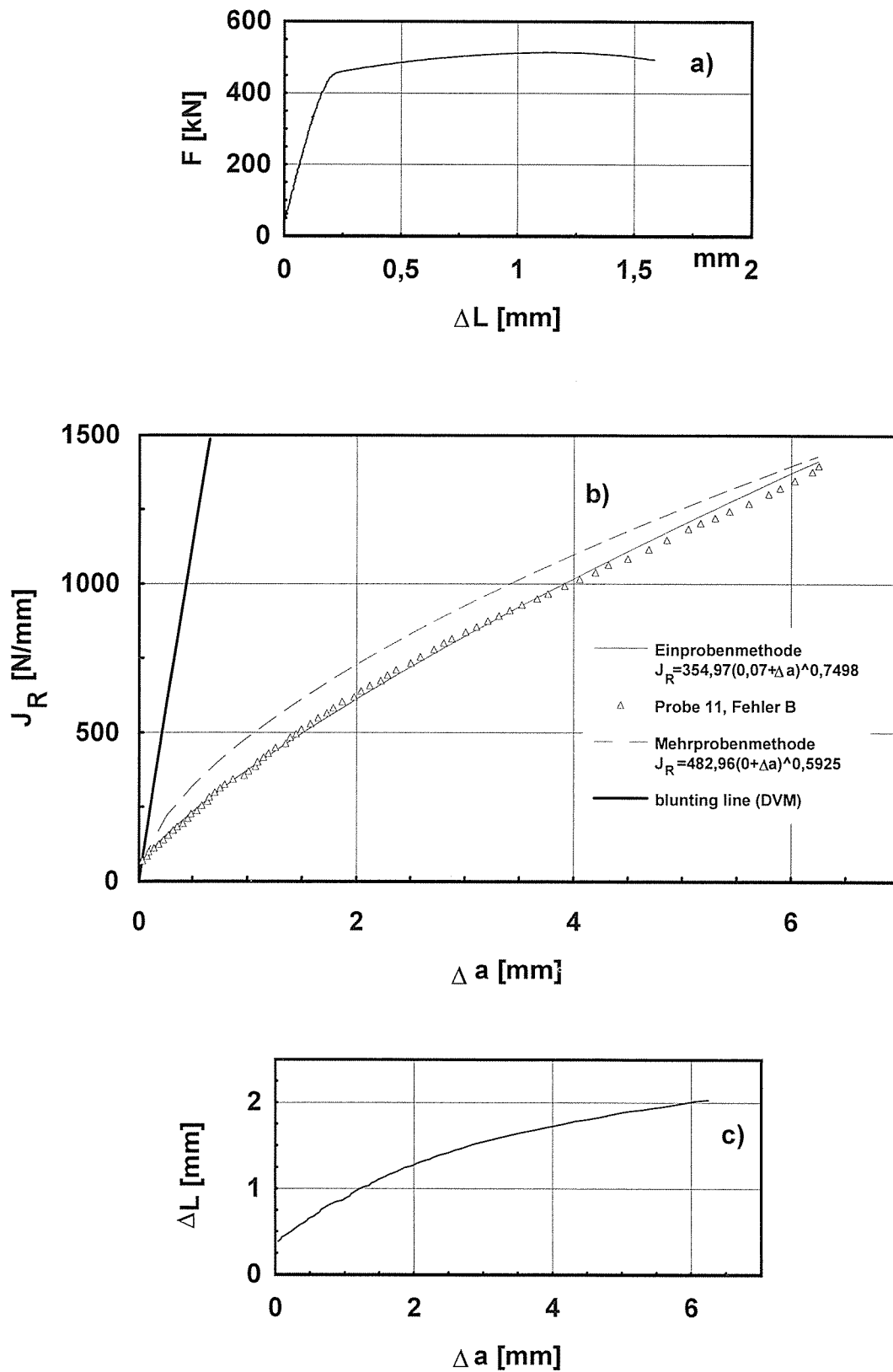


Bild 3.2.1-16a-c:
 Kraft-Verschiebungs-Schrieb sowie Rißwiderstands(J_R)- und Verschiebungs-
 Rißfortschritts-Kurven, ermittelt für Fehlerstelle B der M(T)sg-Probe 11
 aus 20MnMoNi55

3.2.2 Numerische Simulation des stabilen Rißwachstums in Probenmodellen

Die numerische Simulation des stabilen Rißwachstums erfolgte mit dem FEM-Programm ADINA 5.6 [1]. In das ADINA-Programm wurden zusätzlich die von SIEGELE und SCHMITT [2] entwickelten Rißfortschrittsroutinen "IWM-CRACK" implementiert. Diese simulieren das Rißwachstum durch eine Kombination von Knotenversetzungen und -freisetzungen. Für die Berechnungen wurde ein elastisch-plastisches Materialmodell mit der v. Mises-Fließbedingung und isotroper Verfestigung verwendet. Das J-Integral wurde entweder aus der Energiefreisetzungsrate bei virtueller Rißverlängerung nach PARKS [3] und DeLORENZI [4] während der laufenden ADINA-Rechnung in den IWM-CRACK-Routinen ermittelt oder nach dem Rechenlauf mit dem Postprozessor JINFEM [5] nach DeLORENZI bestimmt.

3.2.2.1 EVZ-Modelle

Numerische Simulation

Zur numerischen Simulation des stabilen Rißwachstums in den zur Ermittlung von J_R -Kurven verwendeten seitengekerbten C(T)25- und M(T)-25-Proben (vgl. Abschnitt 3.2.1) wurden für eine Rißverlängerung Δa von etwa 8 mm EVZ-Modelle aus isoparametrischen 8-Knoten-Elementen verwendet. Dabei genügte aus Symmetriegründen für die C(T)25-Probe ein Halbmodell mit 1444 Knoten, Bild 3.2.2.1-1, und für die M(T)-Probe ein Viertelmodell mit 1537 Knoten, Bild 3.2.2.1-2. Die Elementierung im Ligamentbereich für ein Rißwachstum von etwa 8 mm ist in beiden Probenmodellen gleich. Es wurden quadratische Elemente mit 0,1 mm Seitenlänge genommen, Bild 3.2.2.1-3. Die Modellabmessungen entsprechen den Probenmaßen in Tabelle 3.2.2.1-1. Beim C(T)-Modell wurden geometrische und physikalische Nichtlinearität durch die Wahl des Updated-Lagrange-Algorithmus und beim M(T)-Modell nur die physikalische Nichtlinearität (MNO-Analyse) berücksichtigt. Die Simulation des Rißwachstums erfolgte J-gesteuert. Dazu wurden die Versuchsergebnisse aus Abschnitt 3.2.1 durch

Ausgleichsfunktionen approximiert, für die C(T)-Proben nach Gl.(1) und die M(T)-Proben nach Gl.(2) in Verbindung mit den Parametern nach Tabelle 3.2.2.1-2.

$$J_{R, C(T)} = c_0 \cdot (\Delta a)^{0,1} + c_1 \cdot (\Delta a)^{0,2} + c_2 \cdot (\Delta a)^{0,3} \quad (1)$$

$$J_{R, M(T)} = b_1 \cdot (b_2 + \Delta a)^c \quad (2)$$

Bei der Ermittlung der J_R -Kurven aus dem Experiment wird das J-Integral über die der Probe zugeführte mechanische Energie durch Integration der Last-Verschiebungs-Kurve berechnet. Dieser Wert entspricht dem J-Integral im Fernfeld [6]. Da mit dem Beginn des stabilen Rißwachstums in elastisch-plastischem Material die Voraussetzungen für die Wegunabhängigkeit des J-Integrals verletzt werden [7], ist durch die Wahl eines genügend großen Bestimmungsbereichs für die J-Berechnung während der numerischen Rißfortschrittssimulation sicherzustellen, daß der Fernfeldwert des J-Integrals erhalten wird, der auch bei größerem Rißwachstum noch näherungsweise wegunabhängig ist. Für die beiden EVZ-Modelle führt ein Bereich für die virtuelle Rißverlängerung mit einer Breite $b=35$ mm im Ligament und einer Höhe $h=18$ mm über dem Ligament bis $\Delta a=7$ mm zu Fernfeld-J-Werten, wie das Bild 3.2.2.1-4 für das M(T)-Modell bei Ermittlung von J mit den IWM-CRACK-Routinen zeigt.

Im Rahmen eines DFG-Forschungsvorhabens [8] wurden für die Versuchsergebnisse aus 3.2.1 mit dem FEM-Programm EPF [9-11] ebenfalls Rißfortschrittssimulationen für EVZ-Modelle der C(T)- und M(T)-Probe durchgeführt. Bei dem Programm EPF erfolgt die numerische Simulation des Rißwachstums nur über Knotenfreisetzungen, also in diskreten Sprüngen. Außerdem wird das J-Integral entsprechend der Definition von RICE [12] als Linienintegral berechnet. Diese Rechnungen mit EPF ermöglichen einen Vergleich von Ergebnissen zweier verschiedener FEM-Programme und Rißfortschritts-Simulationsalgorithmen.

Vergleich: FEM-Ergebnisse - Experiment

Die Berechnung der aus der 2D-FEM-Analyse sich ergebenden Last F erfolgte mit der "effektiven" Probendicke

$$B_{eff} = \sqrt{B \cdot B_n} \quad (3)$$

der seitengekerbten Probe. Wie zu erwarten, zeigen die EVZ-Modelle ein "steiferes Verhalten" als die Proben im Versuch, wie aus den Last-Verschiebungs-Kurven in den Bildern 3.2.2.1-5 und 3.2.2.1-6 hervorgeht. Es fällt auf, daß auch die experimentellen Ergebnisse, obwohl mit Proben gleicher Abmessungen durchgeführt, stark streuen. Der qualitativ unterschiedliche Kurvenverlauf für beide Probengeometrien wird durch die FEM-Ergebnisse gut wiedergegeben. Bei der C(T)-Probe bildet sich im Bereich der Reißinitiierung bereits ein Lastmaximum aus, Bild 3.2.2.1-7, während bei der M(T)-Probe das flacher verlaufende Maximum sich erst nach $\Delta a \approx 2$ mm einstellt, Bild 3.2.2.1-8. Aus den Bildern 3.2.2.1-5 bis 3.2.2.1-8 ist die gute Übereinstimmung der mit den FEM-Programmen ADINA und EPF ermittelten Werte zu erkennen.

Bei größerem Reißwachstum hat das Verfahren zur Berechnung von J aus den experimentell aufgenommenen Last-Verformungs-Kurven einen deutlichen Einfluß auf die J_R -Kurve.

Die numerische Simulation ermöglicht eine Überprüfung, inwieweit die in den Normen und Richtlinien [13-16] festgelegten Vorgehensweisen zu von einander abweichenden J -Werten führen und wie gut sie mit der Berechnung von J aus dem Spannungs- und Verformungszustand übereinstimmen. Dazu zeigt Bild 3.2.2.1-9, daß die Berechnung von J für das C(T)-Modell mit ADINA/IWM-CRACK nach PARKS [3] gut mit einer Parallelrechnung [8] mit EPF, bei dem die J -Bestimmung nach RICE [12] erfolgt, übereinstimmt, da beide die vorgegebene J_R -Steuerkurve reproduzieren. Die Berechnung mit dem Postprozessor JINFEM [5] nach DeLORENZI [4] liefert im Fernfeld bei größerem Reißfortschritt etwas kleinere Werte. Nach der DVM-Richtlinie [15] werden bis $\Delta a \approx 4$ mm gut übereinstimmende

und bei größerem Δa zu große Werte erhalten. Mit der EGF-Richtlinie [16] sowie mit den beiden ASTM-Normen [13, 14] ergeben sich bereits bei einem Reißwachstum von $\Delta a > 2$ mm merklich zu kleine Werte, also konservative J_R -Kurven im Vergleich zu den FEM-Ergebnissen. Bei den Berechnungen für das M(T)-Modell im Bild 3.2.2.1-10 zeigt das Verfahren nach ROOS, EISELE und SILCHER [17] eine gute Übereinstimmung mit dem Fernfeld- J -Werten, während die Methode nach GARWOOD, ROBINSON und TURNER [18] für $\Delta a > 3$ mm zu große Werte, also nichtkonservative J_R -Kurven ergibt.

Spannungen und Verzerrungen im Ligament

Die numerische Simulation des stabilen Reißwachstums mit feiner Elementierung (Seitenlänge 0,1 mm) im Ligament ermöglicht die Darstellung der mit der Reißspitze wandernden Spannungs-, Verzerrungs- und Verschiebungsfelder. Dabei werden für die Auswertung der Spannungen und Verzerrungen Mittelwerte über die 4 Gaußpunkte in jeder Ebene $z = \text{konstant}$ eines Elementes gebildet. Beispielhaft zeigen die Bilder 3.2.2.1-11 und 3.2.2.1-12 für die Reißöffnungsspannung σ_{yy} im Ligament, normiert auf die Streckgrenze R_{eL} , für $\Delta a = 1$ mm die gute Übereinstimmung der Spannungsverläufe aus den Rechnungen mit ADINA/IWM-CRACK und EPF. Für das C(T)-Modell ergibt ADINA im Reißspitzenbereich etwas höhere Werte als EPF. Aus der Darstellung von σ_{yy}/R_{eL} im Ligament vor der momentanen Reißspitze geht hervor, daß beim C(T)-Modell nach Initiierung der Verlauf von σ_{yy} im Ligament sich nur wenig ändert und ein Maximalwert von etwa 3,7 erreicht wird, Bild 3.2.2.1-13, während beim M(T)-Modell ein quasistationäres Verhalten im Reißspitzenbereich erst nach $\Delta a \approx 2$ mm eintritt und das Maximum etwa 2,9 beträgt, Bild 3.2.2.1-14.

In bezug auf die Anwendung des erweiterten, zweiparametrischen J -Konzeptes bei größerem Reißwachstum außerhalb des sog. J -kontrollierten Bereichs interessiert vor allem das Verhalten des Mehrachsigsigquotienten

$$h = \frac{\sigma_h}{\sigma_v} = f(x - \Delta a) \quad (4)$$

mit dem Maximum

$$\chi = \text{Max}_r \frac{\sigma_h(r)}{\sigma_v(r)} \quad (5)$$

Wie die Bilder 3.2.2.1-15 und 3.2.2.1-16 zeigen, ändert sich $h(x-\Delta a)$ nahe vor der momentanen Rißspitze nach der Initiierung ($\Delta a > 0$) nur wenig in Richtung höherer Werte. Bei beiden Modellen stellt sich nach etwa $\Delta a = 1$ mm ein näherungsweise stationärer Verlauf mit Maximalwerten χ von etwa 2,9 beim C(T)-Modell und etwa 1,6 beim M(T)-Modell, Bild 3.2.2.1-17, ein. Aus dem Vergleich von $\chi = f(\Delta a)$ aus Bild 3.2.2.1-17 mit $\sigma_{h,\max}/R_{eL} = f(\Delta a)$ in Bild 3.2.2.1-18 für beide Modelle ergibt sich, daß der Unterschied von χ für die Modelle auf zwei Komponenten beruht. Wie aus Bild 3.2.2.1-18 hervorgeht, ist eine Komponente die Differenz der maximalen mittleren Hauptspannungen $\sigma_{h,\max}$ und die zweite Komponente die Verringerung von χ durch $\sigma_v > R_{eL}$ beim M(T)-Modell, mit $\sigma_v \approx 1,3 R_{eL}$. Der Vergleich der aus den Bildern 3.2.1-6 und 3.2.1-8 bestimmten Reißmoduli

$$T_{JR} = \frac{E}{R_{eL}^2} \cdot \frac{dJ_R}{da} \quad (6)$$

im Bild 3.2.2.1-19 mit $\chi(\Delta a)$ im Bild 3.2.2.1-17 für beide Probengeometrien zeigt, daß auch im Bereich quasistationärer $\chi(\Delta a)$ -Werte für $\Delta a > 1$ mm T_{JR} bei beiden Proben mit wachsendem Δa noch weiter abnimmt. Die Darstellung von T_{JR} über dem Mehrachsigenquotienten

$$h_0 = [h(x-\Delta a)]_{x \rightarrow 0} \quad (7)$$

der durch die lineare Extrapolation des h -Verlaufs zur Rißspitze hin aus den Bildern 3.2.2.1-15 und 3.2.2.1-16 erhalten wird, in Verbindung mit dem für den Initiierungsbereich und kleines Rißwachstum ermittelten Zusammenhang [19, 20] in Bild 3.2.2.1-20 ergibt:

Die bei dem untersuchten Stahl StE 460 für den Anfangsbereich des stabilen Rißwachstums bestehende lineare Beziehung zwischen T_{JR} und h_0 verliert ihre Gültigkeit in einem Übergangsbe-

reich von $\Delta a > 1$ mm, da bei näherungsweise konstantem h_0 T_{JR} mit wachsendem Δa kleiner wird. Ein neuer eindeutiger, gegebenenfalls auch linearer Zusammenhang zwischen T_{JR} und h_0 oder auch χ ist zu erwarten, wenn mit dem Erreichen von quasistationärem Rißwachstum T_{JR} näherungsweise konstant wird. Für StE 460 zeichnet sich aus den Ergebnissen in Bild 3.2.2.1-20 ab, daß $T_{JR}(h_0)$ bei quasistationärem Rißwachstum flacher verläuft als bei kleinem Rißwachstum.

Entsprechend dem unterschiedlich hohen Mehrachsigenquotienten stellen sich im Rißspitzenbereich spezifische Vergleichsdehnungsverteilungen (ϵ_v) ein. In den Bildern 3.2.2.1-21 und 3.2.2.1-22 für $\Delta a = 1$ mm ist neben dem Feld an der neuen Rißspitze jeweils links im Bild noch das bis zur Initiierung sich ausbildende ϵ_v -Isolinienfeld zu erkennen. Aufgrund der höheren Mehrachsigenquotienten im Rißspitzenbereich der C(T)-Probe sind dort nach Bild 3.2.2.1-21 für die Initiierung in Übereinstimmung mit der Theorie des duktilen Versagens durch Hohlraumwachstum [21-23] wesentlich geringere ϵ_v -Werte erforderlich als bei der M(T)-Probe, bei der sich etwa doppelt so hohe Verformungen einstellen, Bild 3.2.2.1-22. Das ϵ_v -Feld an der neuen Rißspitze nach $\Delta a = 1$ mm wird in beiden Proben noch durch die bis zur Initiierung entstandene ϵ_v -Verteilung beeinflusst, wiederum mit wesentlich niedrigeren Werten bei der C(T)-Probe, Bild 3.2.2.1-21, als bei der M(T)-Probe, Bild 3.2.2.1-22.

Aus dem Verlauf der Isolinien ist die probenspezifische Ausbildung der plastischen Zone zu erkennen. Bei der C(T)-Probe entsteht eine kreisringförmige Zone mit einem elastischen Bereich innerhalb des Ringes und bei der M(T)-Probe eine etwa unter 45° verlaufende bandförmige Zone. Die ϵ_v -Verteilung in der C(T)-Probe nach $\Delta a = 2$ mm in Bild 3.2.2.1-23 unterscheidet sich kaum von der Verteilung nach 1 mm Rißwachstum in Bild 3.2.2.1-21. Bei der C(T)-Probe stellt sich also nach etwa 1 mm Rißfortschritt eine quasistationäre ϵ_v -Verteilung im Rißspitzenbereich ein, wie das Bild 3.2.2.1-24 für $\Delta a = 6$ mm bestätigt. In der M(T)-Probe breiten sich die Bereiche hoher ϵ_v -Werte vor der Rißspitze bis $\Delta a = 6$ mm weiter aus, wie das die Bilder 3.2.2.1-25 für

$\Delta a=2$ mm und 3.2.2.1-26 für $\Delta a=6$ mm zeigen.

Das stark unterschiedliche Verformungsverhalten der beiden Probengeometrien ist auch aus dem Vergleich der ϵ_v -Verläufe im Ligament vor der laufenden Rißspitze zu erkennen. Beim C(T)-Modell, Bild 3.2.2.1-27, stellt sich gleich nach der Initiierung eine näherungsweise stationäre ϵ_v -Verteilung mit sehr kleinen Werten im Ligament ein. Beim M(T)-Modell tritt während des Rißwachstums bis $\Delta a=7$ mm keine stationäre Verteilung von ϵ_v ein, Bild 3.2.2.1-28. Hier nimmt ϵ_v mit wachsendem Δa über einen größer werdenden Bereich zu. Beispielsweise ist ϵ_v bei $\Delta a=6,5$ mm über eine Länge von 3 mm im Ligament größer als 6%. Diese mit dem Rißfortschritt wachsende Verformung im Ligament ist als Vorschädigung in bezug auf das duktile Rißwachstum anzusehen. Das bedeutet, daß hier die laufende Rißspitze in einen ständig sich "ändernden Werkstoff" hineinfließt. Dazu zeigen Untersuchungen an Baustählen [24, 25], daß mit wachsender Kaltverformung die J_I -Werte abfallen und die Steigung der J_R -Kurven abnimmt. Damit läßt sich auch qualitativ verstehen, daß der Reißmodul T_{JR} für die M(T)-Probe in Bild 3.2.2.1-19 nach dem Steilabfall nach der Initiierung seine Steigung mit weiter wachsendem Δa weniger ändert als T_{JR} für die C(T)-Probe und erst bei einem größerem Δa einen stationären Wert erreichen wird als T_{JR} bei der C(T)-Probe. Demnach sollte der Übergangsbereich von der Initiierung bis zum Eintreten des quasistationären Rißwachstums mit wachsender Mehrachsigkeit des Spannungszustandes kleiner werden.

Bruchmechanikparameter

Die Übertragbarkeit der mit Bruchmechanikproben nach entsprechenden Normen, Richtlinien und Verfahren [13-18] experimentell ermittelten J_R -Kurven zur Analyse des stabilen Rißwachstums in Bauteilen erfordert, daß auch am Bauteil das Fernfeld-J-Integral ermittelt werden kann. Dazu sind zwei Voraussetzungen zu erfüllen: Erfolgt die Berechnung von J aus den Spannungen und Verzerrungen über ein FEM-Programm, so müssen mit wachsender Rißlänge und damit kleiner werdendem Ligament die Integrationspfade bzw. die virtuell verschobenen Bereiche

vergrößert werden, um Fernfeldwerte zu erhalten (vgl. Bild 3.2.2.1-4), d.h. die Ligamentbreite und der Bereich um das Ligament müssen ausreichend groß sein. Außerdem ist durch die Variation des Betrachtungsbereichs sicherzustellen, daß die schließlich gewählten Abmessungen des Berechnungsbereichs zur Ermittlung eines Fernfeld-J-Integralwertes führen.

Wird für die praktische Anwendung eine Bereichsgröße gefordert, die einen J-Wert nicht kleiner als 6% des Fernfeldwertes ergibt, wie das in Bild 3.2.2.1-29 für die C(T)-Probe und in Bild 3.2.2.1-30 für die M(T)-Probe durch eine Grenzlinie markiert ist, so besteht bei der Wahl von quadratischen Bereichen ein von der Probengeometrie unabhängiger linearer Zusammenhang zwischen dem Rißfortschritt Δa und der Seitenlänge c des Bereichs. Dazu zeigt Bild 3.2.2.1-31, daß eine geringere Seitenlänge erforderlich ist, wenn der Bereichsmittelpunkt mit der Rißspitze mitläuft als für den Fall, daß der Bereichsmittelpunkt an der Stelle der ursprünglichen Rißspitze stehen bleibt. Aus den Ausführungen zur numerischen Ermittlung des Fernfeld-J-Integrals gehen die Grenzen für die Anwendung des J-Konzepts für die Analyse von großem Rißwachstum in Bauteilen hervor.

Als alternative bruchmechanische Beanspruchungsparameter zum J-Integral und damit zusammenhängender Größen kommen die Rißspitzenöffnungsverschiebung CTOD und der Rißspitzenöffnungswinkel CTOA in Frage. Beide Parameter haben den Nachteil, daß sie beim Versuch nicht direkt meßbar sind. SCHWALBE und HELLMANN [26] haben als einen "meßbaren CTOD-Wert" die Rißöffnungsverschiebung δ_5 eingeführt. δ_5 ist die zwischen zwei 2,5 mm über und unter der Ermüdungsrißspitze liegenden Punkten gemessene Verschiebung. Analog zum Reißmodul T_{JR} aus der J_R -Kurve läßt sich ein CTOD-Reißmodul

$$T_{\delta R} = \frac{d\delta_{5R}}{da} \quad (8)$$

als Steigung der Rißwiderstandskurve $\delta_{5R}(\Delta a)$ definieren. Sofern die Ausrundung an der laufen-

den Rißspitze vernachlässigt werden darf und für kleine Winkel $\tan(\text{CTOA}_R) \approx \text{CTOA}_R$ gilt, ergibt sich die kinematische Beziehung

$$\text{CTOA}_R \approx \text{COA}_R \approx T_{\delta R} = \frac{d\delta_{SR}}{da} \quad (9)$$

Aus der numerischen Rißfortschrittssimulation kann CTOA_R über CTOD_R beispielsweise im Abstand von 2 Elementlängen (0,2 mm) von der laufenden Rißspitze entfernt ermittelt werden. Da im Experiment δ_S nicht gemessen wurde, läßt sich $\delta_{SR}(\Delta a)$ und damit $T_{\delta R}$ ebenfalls aus der numerischen Analyse bestimmen. Bild 3.2.2.1-32 zeigt, daß die Bruchmechanik-Parameter $dJ_R/R_{eL}da$, CTOA_R und $T_{\delta R}=d\delta_{SR}/da$ probenspezifisch in Abhängigkeit von Δa ähnlich verlaufen. Nach der Initiierung fallen alle Werte mit wachsendem Δa zunächst steil ab und streben dann quasistationäre Grenzwerte an. Die Kurven für die M(T)-Probe haben etwa doppelt so hohe Werte wie die der C(T)-Probe. Ein eindeutiger Zusammenhang zwischen $T_{\delta R}$ und CTOA_R würde über die Messung von δ_{SR} die Bestimmung von CTOA_R aus dem Experiment ermöglichen. Damit könnte die Steuerung der numerischen Rißfortschrittssimulation auch über $\text{CTOA}_R(\Delta a)$ -Rißwiderstandskurven erfolgen. Die CTOA_R - $T_{\delta R}$ -Diagramme für die beiden Probenmodelle in den Bildern 3.2.2.1-33 und 3.2.2.1-34, die auch Ergebnisse von Rechenläufen mit dem FEM-Rechenprogramm EPF enthalten, zeigen, daß die Beziehung nach Gl.(9) mit der Annäherung an stationäres Verhalten zunehmend besser erfüllt wird. Damit bietet sich CTOA_R , über δ_{SR} -Messungen bestimmt, besonders als Steuerungsparameter für die Simulation von großem Rißwachstum an.

3.2.2.2 3D-Modell

Für die M(T)-Probe wurde zusätzlich zur 2D-FEM-Analyse noch eine Rißfortschrittssimulation mit einem 3D-Modell durchgeführt. Dazu wurde aus dem 2D-Netz ein dreischichtiges Achtelmodell mit 5871 Knoten unter Berücksichtigung der Seitenkerbung mit isoparametrischen 20-Knoten-Elementen generiert, Bild 3.2.2.2-1. Die Steuerung der numerischen Rißfortschrittssimulation erfolgte über die globale J_R -Kurve aus dem Expe-

riment entsprechend der Ausgleichsfunktion nach Gl.(2) in Abschnitt 3.2.2.1. Aufgrund von numerischen Schwierigkeiten bei der Rißfortschrittssimulation konnte bei der 3D-Rechnung nur ein stabiles mittleres gewichtetes Rißwachstum $\Delta \bar{a}$ von etwa 1,5 mm erreicht werden.

Globale Größen

Die Probenverlängerung V_0 und die Rißspitzenöffnung δ_S hängen nur geringfügig vom Abstand z zur Probenmitte ab, Bild 3.2.2.2-2 und 3.2.2.2-3. Dagegen sind das J-Integral und damit der lokale Rißfortschritt Δa deutlich von z abhängig, Bild 3.2.2.2-4 und 3.2.2.2-5. Die Maxima von J und Δa sind erwartungsgemäß in der Probenmitte. Für den Vergleich der Ergebnisse aus den Analysen mit einem 2D- und einem 3D-Modell werden für das 3D-Modell die Mittelwerte des J-Integrals \bar{J} über die Nettoprobendicke $B_n=16$ mm nach der Gleichung-

$$\bar{J} = \frac{1}{16} [5J(z=0)+8J(z=5)+3J(z=8)] \quad (1)$$

genommen. Der Vergleich der Last-Verschiebungs-Kurven aus den 2D- und 3D-FEM-Rechnungen mit dem Experiment in Bild 3.2.2.2-6 ergibt, daß die bei vorgegebener Probenverlängerung erforderliche Kraft bei der 3D-Rechnung kleiner ist als die bei der 2D-Rechnung aus der effektiven Dicke nach Gl.(3) in Abschnitt 3.2.2.1 berechneten Kraft. Beide Berechnungsergebnisse liegen über dem Streuband aus den Versuchen. Aus den Bildern 3.2.2.2-7 und 3.2.2.2-8 geht hervor, daß die mittlere J_R -Kurve aus der 3D-Simulation näherungsweise mit der aus der 2D-Simulation übereinstimmt und sich entsprechende Verläufe für die Reißmoduli T_{JR} nach Gl.(6) in Abschnitt 3.2.2.1 ergeben. Ebenso unterscheiden sich die lokalen $\delta_{SR}(\Delta a)$ -Kurven (mit Ausnahme für $z=\pm B_n/2$) sowie die mittlere 3D-Kurve nicht wesentlich von der $\delta_{SR}(\Delta a)$ -Kurve aus der 2D-Analyse, Bild 3.2.2.2-9. Das gilt sinngemäß auch für $T_{\delta R}$ nach Gl.(8) in Abschnitt 3.2.2.1, dargestellt in Bild 3.2.2.2-10, das zeigt, daß die Steigung der δ_{SR} -Kurve für $z=\pm B_n/2$ nur für

$\Delta a < 0,5$ mm größer ist und danach dem gleichen stationären $T_{\delta R}$ -Wert anstrebt wie die anderen Kurven. Ein Bild 3.2.2.2-10 vergleichbares Ergebnis liefert die Darstellung des lokalen Rißöffnungswinkels CTOA, ermittelt über ein CTOD im Abstand 0,2 mm von der Rißspitze entfernt, Bild 3.2.2.2-11, (vgl. Abschnitt 3.2.2.1). Die in Gl.(9) im Abschnitt 3.2.2.1 dargelegte Beziehung zwischen $T_{\delta R}$ und $CTOA_R$ bestätigt sich damit auch für den lokalen Zusammenhang zwischen $T_{\delta R}$ und $CTOA_R$ im 3D-Modell, Bild 3.2.2.2-12. Wie aus Bild 3.2.2.2-12 zu erkennen ist, ergeben sich für $z=8$ mm zu hohe und für das EVZ-Modell zu niedrige $T_{\delta R}$ -Werte.

Lokaler Rißwiderstand - Constraint

Die numerische Simulation des stabilen Rißwachstums mit der aus dem Versuch ermittelten J_R -Kurve als Steuerkurve für den lokalen Rißfortschritt entlang der Rißfront des 3D M(T)-Modells führt zu den in Bild 3.2.2.2-5 dargestellten Rißfrontprofilen, die durch ein Maximum von Δa in der Probenmitte charakterisiert sind. Im Gegensatz dazu haben die im Experiment entstehenden Rißfrontprofile in der Probenmitte Minimalwerte von Δa und nahe der Seitenkerben Δa -Maxima, wie das beispielhaft Bild 3.2.2.2-13 und 3.2.2.2-14 für beide Rißfronten der Proben Nr. 10 und 13 zeigen. Der Unterschied wird verdeutlicht durch den Vergleich der numerischen und experimentellen Ergebnisse beispielsweise für ein Rißwachstum von etwa 1 mm in Bild 3.2.2.2-15.

Durch die Vorgehensweise bedingt wird aus den Ergebnissen der numerischen Simulation an allen Stellen über die Probenbreite die gleiche Rißwiderstandskurve, nämlich die als Steuerkurve verwendete über die Probendicke gemittelte aus dem Experiment bestimmte J_R -Kurve erhalten. Bei vergleichbarer J-Verteilung über der Probendicke beim Experiment und während der numerischen Simulation ergeben sich aus der Auswertung des lokalen Rißfortschritts aus dem Experiment lokal verschiedene Widerstandskurven. In der Probenmitte sollten sich Rißwiderstandskurven ergeben, die nahe bei der "mittleren" J_R -Kurve liegen, wie sie aus dem Experiment bestimmt wurde. Mit zunehmendem Abstand von der Probenmitte sollte

dann die Steigung der J_R -Kurven flacher werden, weil bei etwa konstantem J über der Probendicke oder von der Mitte zum Rand hin abnehmendem J (vgl. Bild 3.2.2.2-4) mit lokal von der Mitte zum Rand wachsendem Δa $J_R(\Delta a, z)$ flacher verlaufen muß. Wird beispielhaft von einer J-Verteilung über die Probendicke für $\Delta a=0$ in Bild 3.2.2.2-4 ausgegangen, so kann die J-Verteilung $J_{exp}(z)$ zur Abschätzung der lokalen J_R -Kurven aus der experimentell ermittelten Δa -Verteilung mit

$$J_{exp} = \bar{J}_{exp} \frac{J_{\Delta a=0, FE}}{\bar{J}_{\Delta a=0, FE}} \quad (2)$$

berechnet werden, wobei \bar{J}_{exp} und $\bar{J}_{\Delta a=0, FE}$ Mittelwerte über die Probendicke sind. Die Auswertung für die Stellen $z=0$ (Probenmitte), $z=5$ und $z=8$ mm zeigt Bild 3.2.2.2-16 im Vergleich zu den J_R -Kurven aus dem Experiment für die seitengekerbte C(T)- und M(T)-Probe. Es ist deutlich der flachere Verlauf der J_R -Kurve am Probenrand ($z=8$ mm) im Vergleich zu den Kurven im Bereich um die Mitte ($z=0,5$ mm) zu erkennen.

Aus den bisherigen Untersuchungen zum Zusammenhang zwischen dem Rißwiderstandsverhalten und der Mehrachsigkeit des Spannungszustands bzw. des "Constraint" [7, 19, 20, 27, 30] ist zu erwarten, daß beispielsweise der Mehrachsigkeitsquotient χ (vgl. Abschnitt 3.2.2.1, Gl.5) von der Probenmitte zum Probenrand hin zunimmt, weil der Rißwiderstand mit zunehmender Mehrachsigkeit abnehmen sollte (flacher verlaufende J_R -Kurve). Die Darstellung von χ über die Probendicke für Δa von der Initiierung ($\Delta a=0$) bis 1,5 mm im Bild 3.2.2.2-17 zeigt, daß $\chi(z)$ in der Elementschicht $5 \leq z \leq 8$ mm zwischen den drei Gaußpunkt-Ebenen zu stark schwankt, um eine zuverlässige quantitative Aussage über den χ -Verlauf zu ermöglichen. Es ist bestenfalls eine Tendenz zu einem leichten Anstieg von χ zum Seitenkerb hin ablesbar. Die Ursache für die starken Schwankungen liegt in der zu geringen Anzahl von Elementschichten über die Probendicke. Aus den Verteilungen der Koordinatendehnungen ϵ_{yy} , ϵ_{xx} , ϵ_{zz} über die Probendicke während des Rißwachstums in den Bildern 3.2.2.2-18

bis 3.2.2.2-20 geht hervor, daß der Constraint-Unterschied zwischen der Probenmitte und dem randnahen Bereich der Probe mit wachsendem Δa zunimmt.

3.2.2.3 Zusammenfassung

Mit experimentell ermittelten J_R -Kurven (vgl. Abschnitt 3.2.1) für den Stahl StE 460 seitengekerbter C(T)25- und M(T)25-Proben bis zu einem stabilen Rißwachstum von etwa 8 mm wurde das duktile Rißwachstum in EVZ-Modellen der Probengeometrien numerisch simuliert (vgl. Abschnitt 3.2.2.1). Der Vergleich der Fernfeld-J-Integral-Ermittlung aus dem Experiment nach ASTM, DVM und ESIS für die C(T)-Probe und die Verfahren nach GARWOOD, ROBINSON und TURNER sowie nach ROOS, EISELE und SILCHER für die M(T)-Probe hat im Vergleich zur J-Berechnung aus Spannungen und Verzerrungen über die FEM gezeigt, daß die für kleines Rißwachstum entwickelten Näherungsverfahren hinsichtlich ihrer Genauigkeit für die Anwendung bei großem Rißwachstum zu überprüfen und gegebenenfalls zu modifizieren sind.

Nach etwa 1 mm Rißfortschrittssimulation stellt sich in beiden Probenmodellen ein quasistationärer Spannungszustand mit einem etwa doppelt so großem Mehrachsigkeitquotienten in der C(T)- als in der M(T)-Probe ein. Der von kleinem Rißwachstum her bekannte Einfluß der Mehrachsigkeit auf den Reißmodul bleibt auch bei quasistationärem Rißwachstum erhalten. Die sich einstellenden Vergleichsdehnungsverteilungen im Ligament sind bei der C(T)-Probe sehr klein im Vergleich zu den Werten in der M(T)-Probe, bei der ϵ_v mit wachsender Rißlänge bis zu 6% Abstand von 3 mm von der Rißspitze anwächst.

Der direkt an der Rißspitze ermittelte Rißöffnungswinkel $CTOA_R$ und der Reißmodul $T_{\delta R}$ der Rißwiderstandskurve $\delta_{5R}(\Delta a)$ nach SCHWALBE und HELLMANN streben wie der Reißmodul T_{JR} der J_R -Kurve mit wachsender Rißlänge stationäre Werte an, die bei der M(T)-Probe mehr als doppelt so hoch sind wie bei der C(T)-Probe. Im Bereich des stationären Rißwachstums besteht ein direkter Zusammenhang zwischen $CTOA_R$ und

$T_{\delta R}$. Die damit aus dem Versuch mögliche Ermittlung von $CTOA_R$ im stationären Bereich läßt $CTOA_R$ als Steuerungsparameter für die numerische Simulation von duktilem Rißwachstum in Bauteilen mit Fehlern in Betracht kommen.

Eine ergänzende FEM-Analyse mit einem 3D-Modell (vgl. Abschnitt 3.2.2.2) liefert Ergebnisse über die Verteilung der Bruchmechanik-Parameter J-Integral, $CTOA$ und δ_5 über die Probenbreite. Die Modellierung über die halbe Probenbreite mit drei Elementschichten führt zu starken Schwankungen der Spannungen über die Probenbreite, so daß bestenfalls Tendenzen zu erkennen sind. Die Simulation des stabilen Rißwachstums mit der aus dem Experiment ermittelten globalen J_R -Kurve führt zu einem Rißwachstum mit dem Maximum in der Probenmitte. Das Ergebnis steht im Widerspruch zur Ausbildung von Rißfortschrittmaxima an den Probenrändern im Experiment. Das experimentelle Verhalten ist nur erklärbar, wenn lokale J_R -Kurven mit abnehmender Steigung von der Probenmitte zum Rand hin als Steuerkurven verwendet werden. Diese Vorgehensweise läßt sich nur mit einer von der Mitte zum Rand (Kerbgrund der Seitenkerben) hin steigenden Mehrachsigkeit des Spannungszustandes begründen.

Die im Abschnitt 3.2.2 dargestellten Ergebnisse sind u.a. Auszüge einer umfassenden Darstellung im Bericht BAM-1.01 91/1 [31].

Literatur zu 3.2.2:

- [1] BATHE, K. J.: ADINA, a finite element program for automatic dynamic incremental nonlinear analysis. Report AE 84-1, ADINA Engineering Inc., Watertown/MA, 1984.
- [2] SIEGELE, D., SCHMITT, W.: Determination and simulation of stable crack growth in ADINA. Computers & Structures 17 (1983), 697-703.
- [3] PARKS, D. M.: Virtual crack extension - a general finite element technique for J-Integral evaluation. Proc. 1st Int. Conf. Num. Meth. in Fracture Mechanics, Swansea, 1978, 464-478.

- [4] DeLORENZI, H. G.: On the energy release rate and the J-integral for 3D crack configurations. *Int. J. Fracture* 19 (1982), 183-193.
- [5] BODDENBERG, R., MATZKOWS, J.: JINFEM-Postprozessor zur Berechnung des J-Integrals. Version 5.0, Bericht Hb 28-046, Berlin, IWiS GmbH, 1987.
- [6] MORAN, B., SHIH, C. F.: Crack tip and associated domain integrals from momentum and energy balance. Report ONR 0365/2, Brown University, Providence R.I., 1986.
- [7] AURICH, D., u.a.: Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte. BAM-Forschungsbericht 174. Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin, 1990.
- [8] Rechnerische Simulation und Analyse des lokalen Rißfortschritts in Bauteilen nach dem J-Konzept unter Berücksichtigung lokaler Spannungszustände in Rißfrontnähe und Vergleich mit experimentellen Ergebnissen. Projektleiter Prof. Dr.-Ing. W. Brocks, DFG-Vorhaben Kennziffer Br. 521/3-1 bis 3.
- [9] YUAN, H.: Theoretical research and computational analysis of J-integral in nonlinear fracture mechanics. Master Thesis (auf Chinesisch), Zhejiang Universität, Hangzhou, 1984.
- [10] YUAN, H.: Untersuchung bruchmechanischer Parameter für elastisch-plastisches Rißwachstum. Fortschr.-Ber. VDI Reihe 18, Nr. 82, Düsseldorf: VDI-Verlag, 1990.
- [11] BROCKS, W., SERCE, O., SCHICKER, J.: Programm EPF zur zweidimensionalen Simulation von duktilem Rißwachstum. Bericht BAM-1.01 91/2 Berlin, Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Oktober 1991.
- [12] RICE, J. R.: A path-independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. *J. Appl. Mech.* 35 (1968), 379-386.
- [13] American Society for Testing and Materials: Standard test method for J_{IC} , a measure of fracture toughness. ASTM E 813-81, Annual Book of ASTM-Standards Vol.03.01, 1981.
- [14] American Society for Testing and Materials: Standard Test Method for Determining J-R Curves. ASTM E 1152-87 Annual Book of ASTM-Standards, Vol.03.01, 1987.
- [15] Deutscher Verband für Materialprüfung: Ermittlung von Rißinitiierungswerten und Rißwiderstandskurven bei Anwendung des J-Integrals. DVM-Merkblatt 002, 1987.
- [16] European Group on Fracture: EGF Recommendations for determining the fracture resistance of ductile materials, EGF P1-90, 1989.
- [17] 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), 81-93.
- [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), 528-530.
- [19] BROCKS, W., SCHMITT, W.: The role of crack tip constraint for ductile tearing. D. Firrao (Hg), *Fracture Behaviour and Design of the 8th European Conference on Fracture*, Warley: Engineering Materials Advisory Services Ltd, 1990, Vol. II, 1023-1032.
- [20] BROCKS, W., SCHMITT, W.: Quantitative Assessment of the Role of Crack Tip Constraint on Ductile Tearing. ASTM Symposium on Constraint Effects in Fracture, Indianapolis (1991) im Druck.
- [21] McCLINTOCK, F. A.: A criterion for ductile fracture by the growth of holes. *Trans. ASME, J. Appl. Mech.* 35 (1968), 363-371.
- [22] RICE, J. R., TRACEY, D. M.: On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields. *J. Mech. Phys. Solids* 17 (1969), 201-217.
- [23] GURSON, A. L.: Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I - Yield criteria and flow rules for porous ductile media. *J. Engng. Mat. Tech* 99 (1977), 2-15.
- [24] HEUSER, A., DAHL, W.: Bruchmechanische Untersuchungen zum Einfluß einer Kaltverformung auf die Eigenschaften

des Stahls 15 MnNi 63 und des unbehandelten Stahls St 52-3. Werkstoffprüfung 1986, Düsseldorf, VDEh (1986), 8-99.

- [25] HAYASCHI, K., TAKANO, K., SASAKI, S., HORIKAWA, K.: On the Deformation Capacity and Fracture Toughness of Structural Steels Subjected to Prestrain. J. Soc. Materials Science Japan (1987), Heft 36, 1225-1231.
- [26] SCHWALBE, K.-H., HELLMANN, D.: Correlation of stable crack growth with the J-integral and the crack tip opening displacement, effects of geometry, size, and material. Report GKSS 84/E/37, GKSS-Forschungszentrum Geesthacht, 1984.
- [27] BROCKS, W., KÜNECKE, G., NOACK, H.-D., VEITH, H.: Zur Übertragbarkeit von Bruchmechanikparametern von Proben auf Bauteile aufgrund von FEM-Analysen. Berichtsband 13. MPA-Seminar, Bd. 1, Staatliche Materialprüfungsanstalt Stuttgart, 1987, 3.1-3.24.
- [28] KORDISCH, H., SOMMER, E., SCHMITT, W.: Einfluß der Mehrachsigkeit auf das stabile Rißwachstum. Berichtsband 13. MPA-Seminar, Bd. 1, Staatliche Materialprüfungsanstalt Stuttgart, 1987, 7.1-7.17.
- [29] AURICH, D., SOMMER, E.: The effect of constraint on elastic-plastic fracture. Steel Research 59 (1988), 358-367.
- [30] CLAUSMEYER, H., KUßMAUL, K., ROOS, E.: Der Einfluß des Spannungszustandes auf den Versagensablauf angerissener Bauteile aus Stahl. Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 20 (1989), 101-117.
- [31] BARTMANN, S., BROCKS, W., FRICKE, S., KÜNECKE, G., SCHICKER, J., SERCE, O.: FEM-Analysen des duktilen Rißwachstums seitengekerbter Proben aus StE 460. Bericht BAM-1.01 91/1, Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin, 1991.

Tabelle 3.2.2.1-1
Probenabmessungen

Probe	W [mm]	B, B _n [mm]	a ₀ [mm]
C(T)25sg	50	25, 19	29,4
M(T)25sg	50	20, 16	24,6

Tabelle 3.2.2.1-2
Parameter der Ausgleichsfunktion für die Rißwiderstands-(JR)-Kurven

Probe	J _i [N/mm]	c ₀ b ₁	c ₁ b ₂	c ₂ c	Gl.(1) Gl.(2)
	C(T)25sg	117	881,5	-1933,0	1310,4
M(T)25sg	128	430,1	0,195	0,737	Gl.(2)

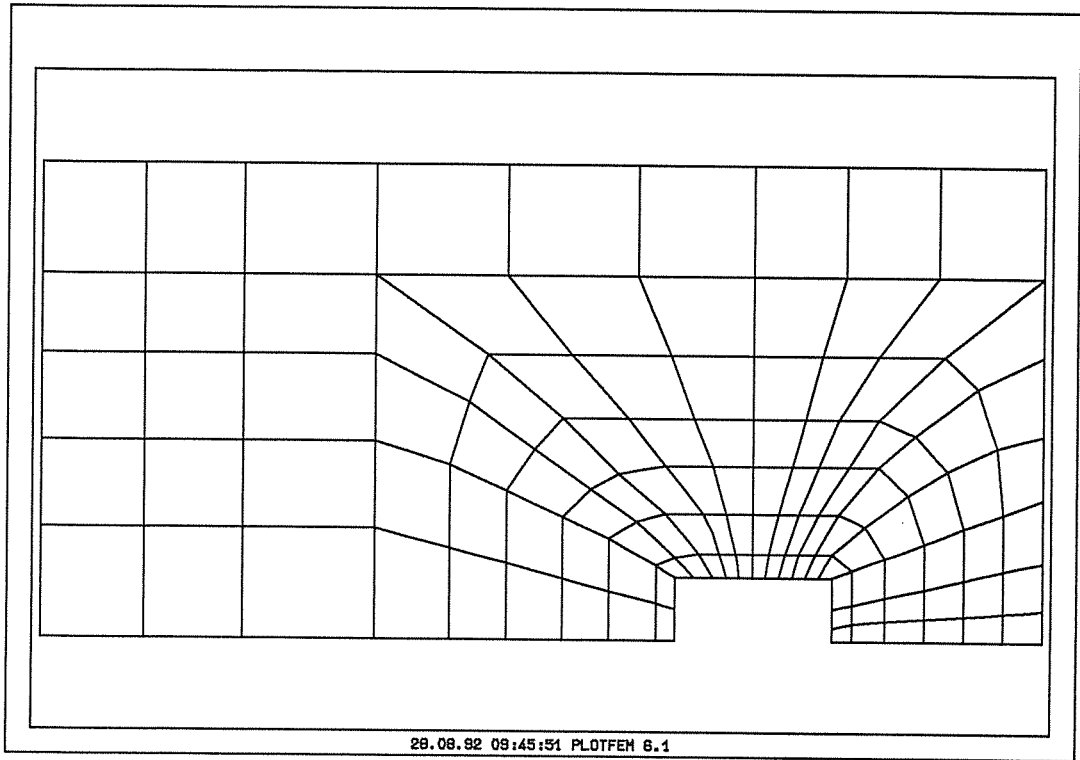


Bild 3.2.2.1-1:
 Grob elementierter Teil des EVZ-FE-Netzes der C(T)25 Probe, isoparametrische 8-Knoten-Elemente, 1444 Knoten

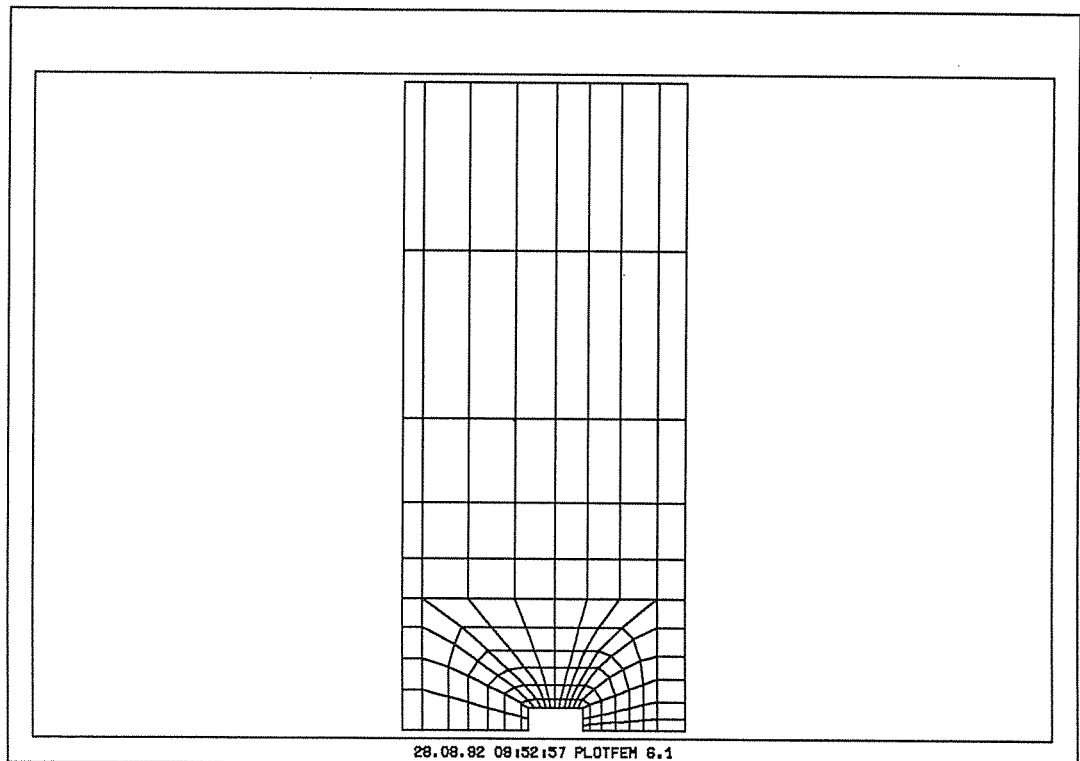


Bild 3.2.2.1-2:
 M(T)25 Probe, grober Teil des EVZ-FE-Netzes, isoparametrische 8-Knoten-Elemente, 1537 Knoten

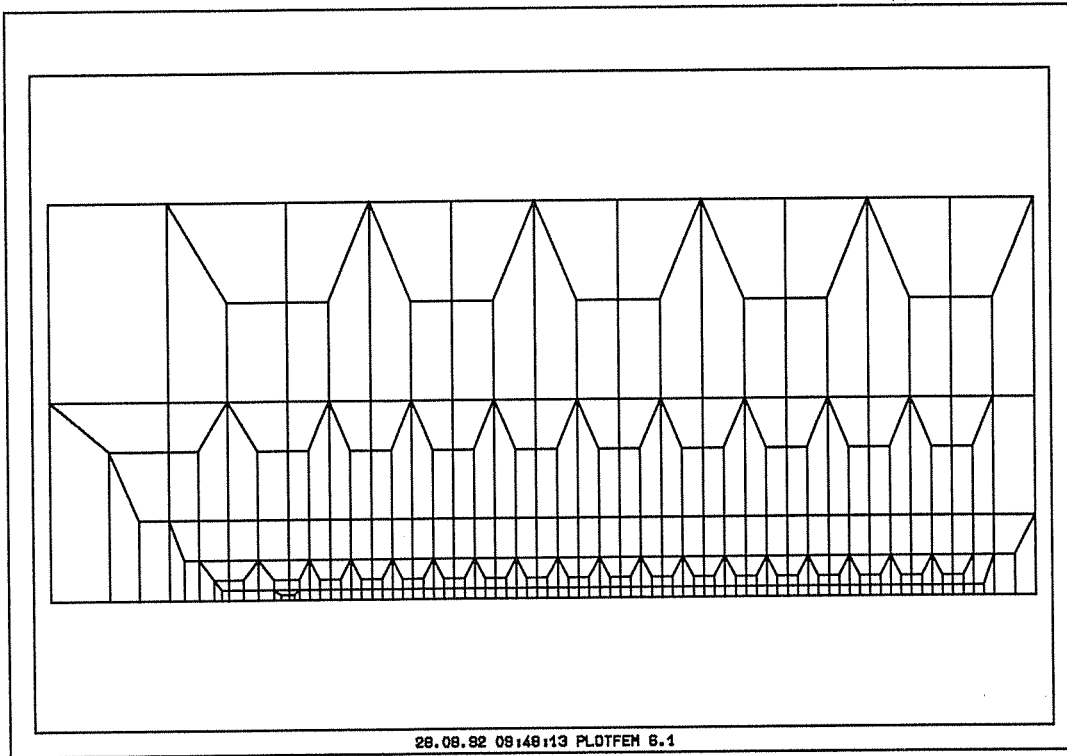


Bild 3.2.2.1-3:
 Fein elementierter Ausschnitt im Ligamentbereich der EVZ-FE-Modelle der C(T)-
 und M(T)-Probe

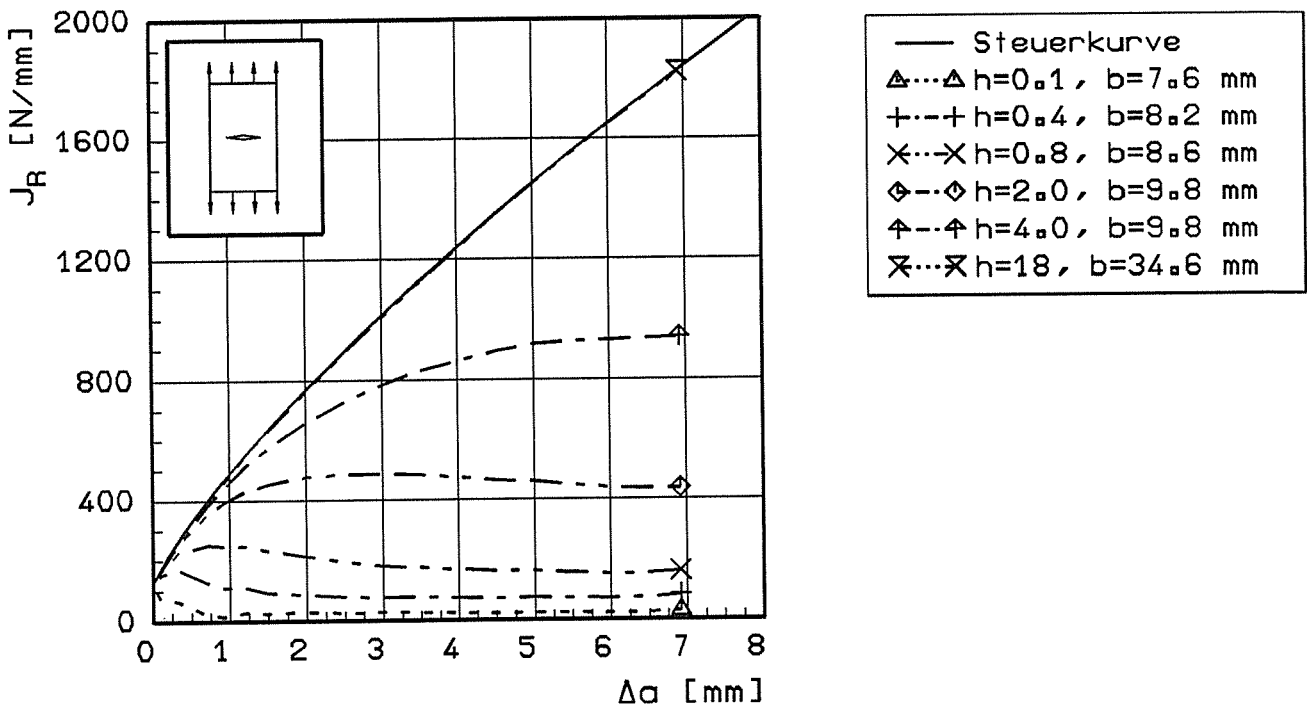


Bild 3.2.2.1-4:

Wegabhängigkeit des J-Integrals bei der M(T)-Probe (2D EVZ),
 ermittelt mit IWM-CRACK-Routinen in ADINA [1] für
 verschiedene virtuell verschobene Bereiche

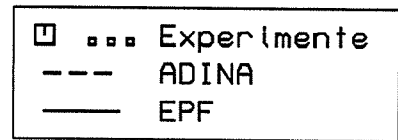
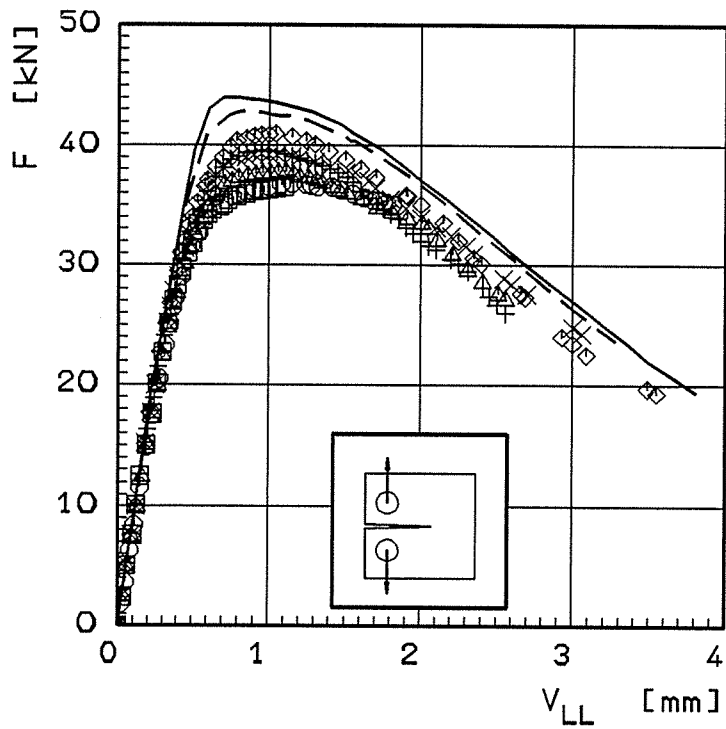


Bild 3.2.2.1-5:

Last-Verschiebungs-Kurven
 C(T)-Probe (2D EVZ)
 Versuche: BAM-1.34

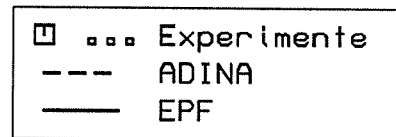
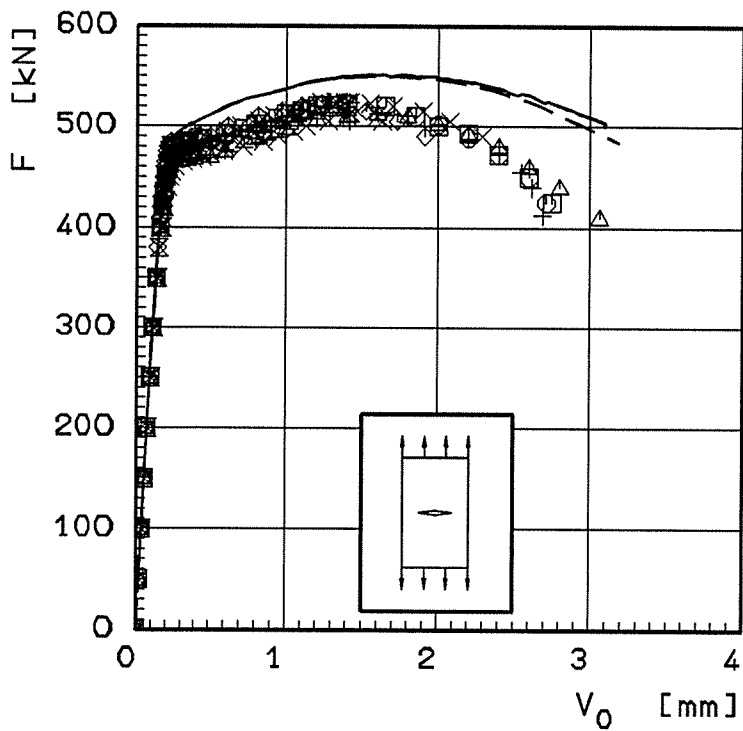


Bild 3.2.2.1-6:

Last-Verschiebungs-Kurven
 M(T)-Probe (2D EVZ)
 Versuche: BAM-1.34

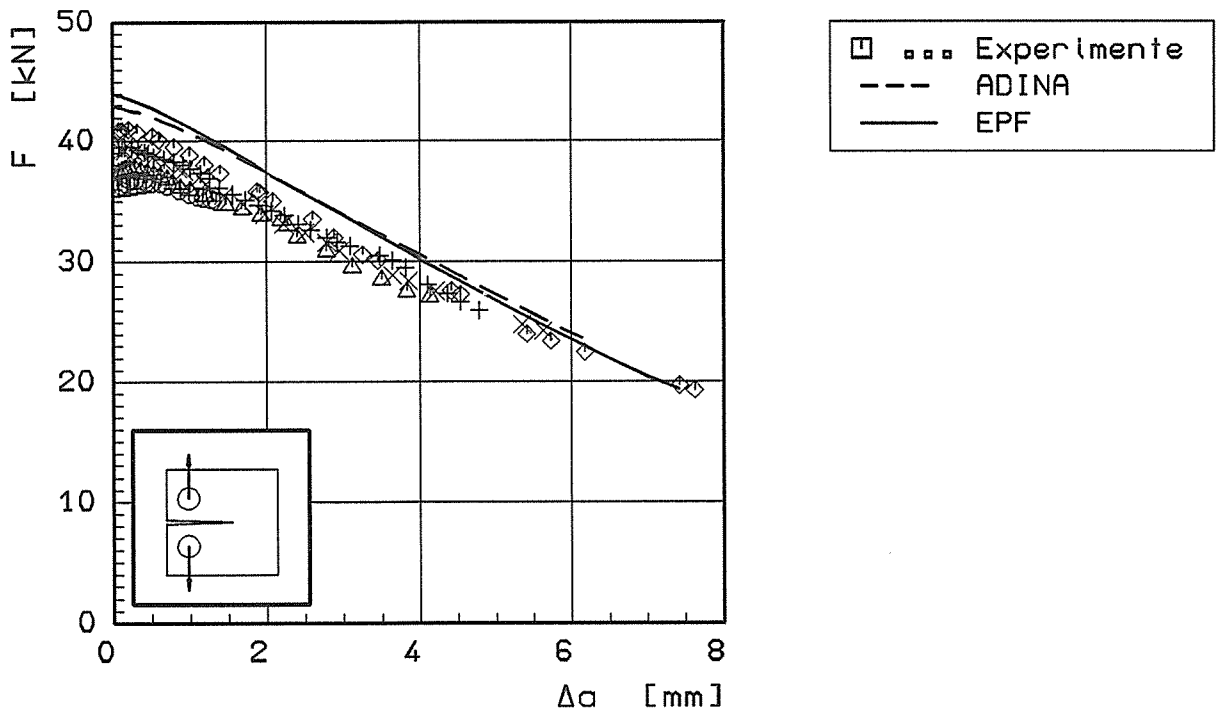


Bild 3.2.2.1-7:

Last-Rißwachstums-Kurven
 C(T)-Probe (2D EVZ)
 Versuche: BAM-1.34

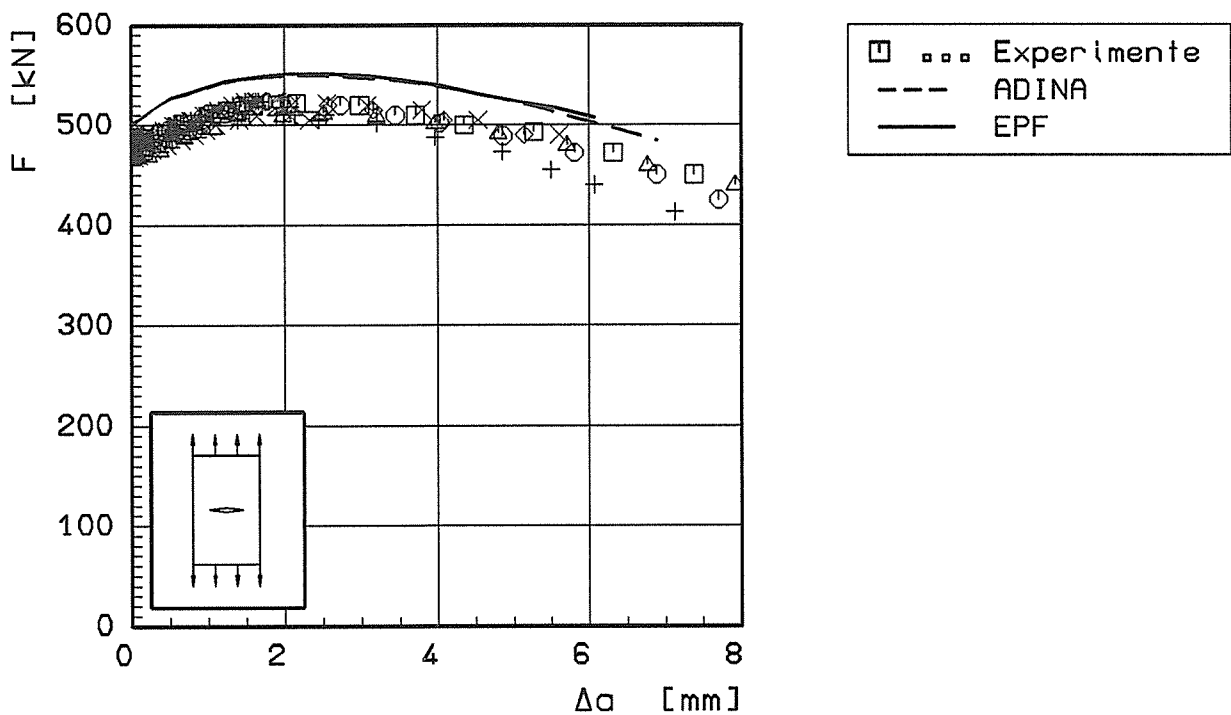
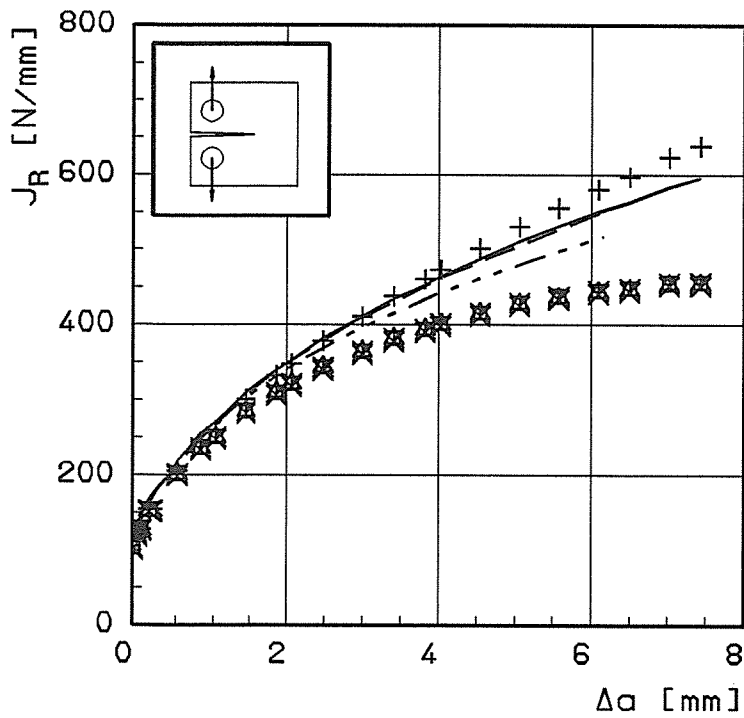


Bild 3.2.2.1-8:

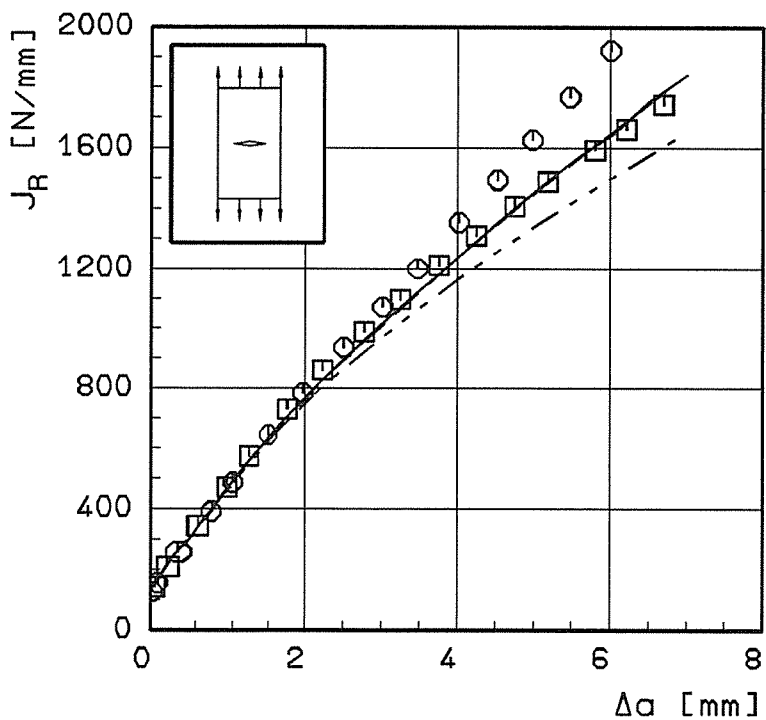
Last-Rißwachstums-Kurven
 M(T)-Probe (2D EVZ)
 Versuche: BAM-1.34



- ADINA: PARKS
- EPF: RICE
- JINFEM: LORENZI
- + DVM 002 (1987)
- Δ EGF P1-90
- ◻ ASTM E 813-81
- X ASTM E 1152-87

Bild 3.2.2.1-9:

J_R -Rißwiderstandskurven der C(T)-Probe (2D EVZ) nach verschiedenen Normen und Richtlinien



- ADINA: PARKS
- EPF: RICE
- JINFEM: LORENZI
- ◻ Roos et al.
- ⊙ Garwood et al.

Bild 3.2.2.1-10:

J_R -Rißwiderstandskurven der M(T)-Probe (2D EVZ) nach verschiedenen Verfahren und Richtlinien

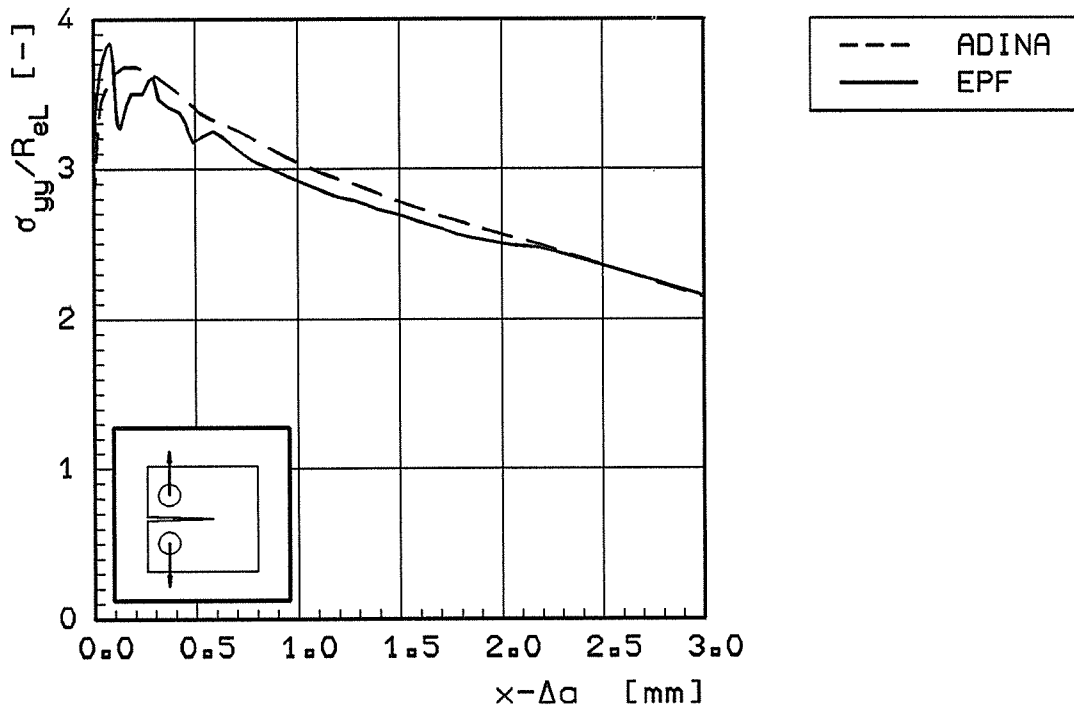


Bild 3.2.2.1-11:

Normierte Rißöffnungsspannung im Ligament bei $\Delta a = 1.0$ mm
C(T)-Probe (2D EVZ)

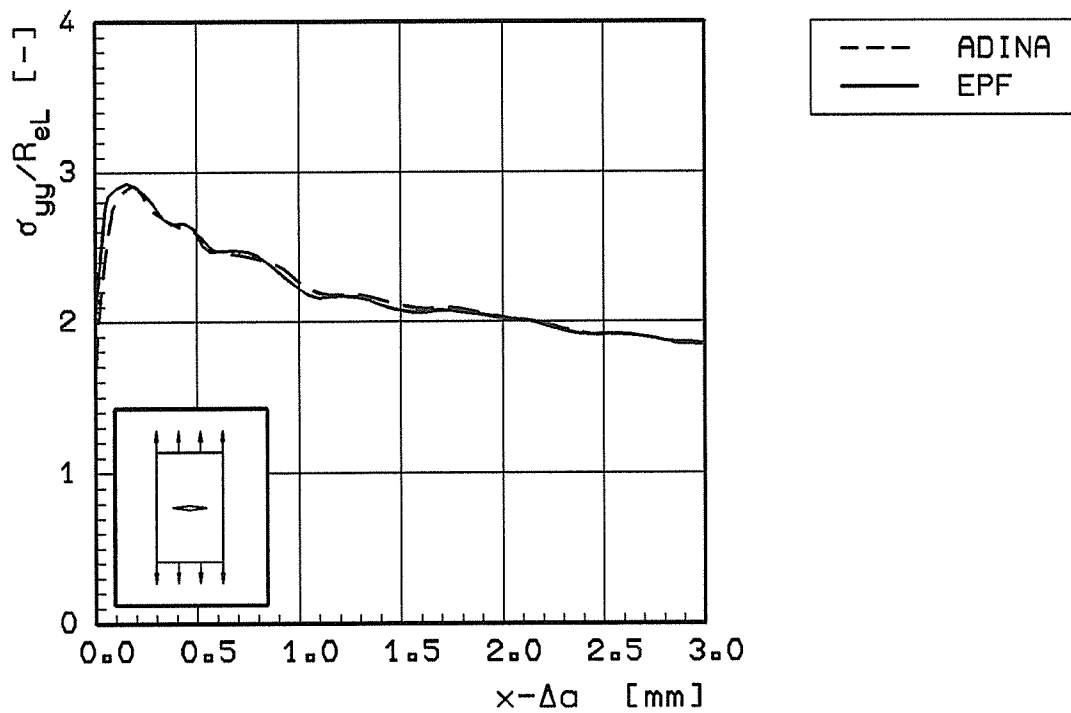


Bild 3.2.2.1-12:

Normierte Rißöffnungsspannung im Ligament bei $\Delta a = 1.0$ mm
M(T)-Probe (2D EVZ)

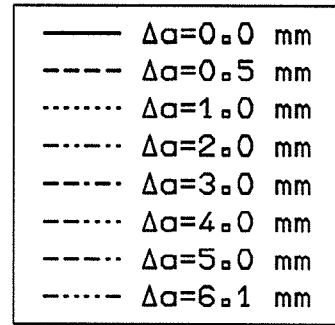
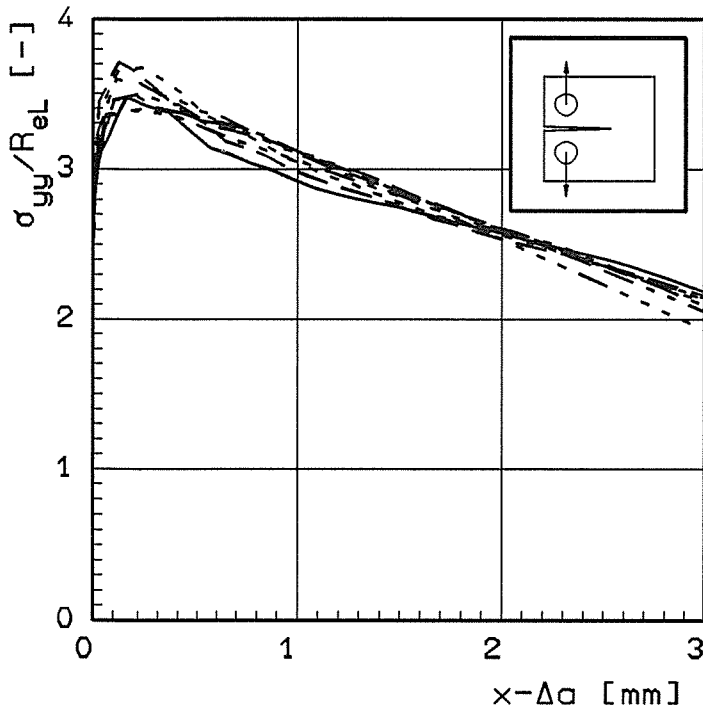


Bild 3.2.2.1-13:

Normierte Rißöffnungsspannung im Ligament der C(T)-Probe
(2D EVZ) fr wachsendes Δa

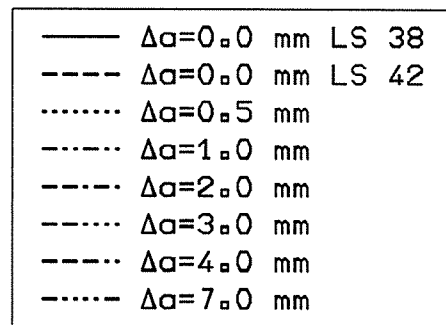
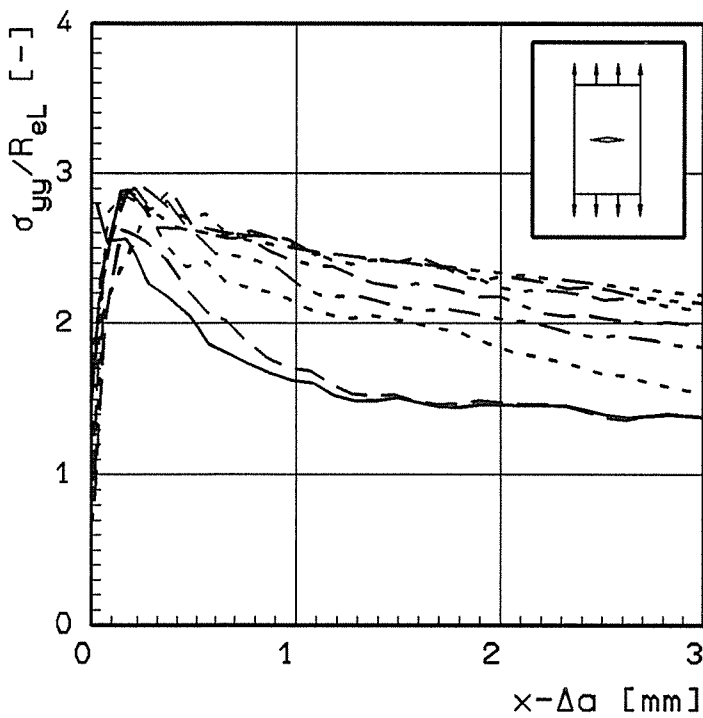


Bild 3.2.2.1-14:

Normierte Rißöffnungsspannung im Ligament der M(T)-Probe
(2D EVZ) fr wachsendes Δa

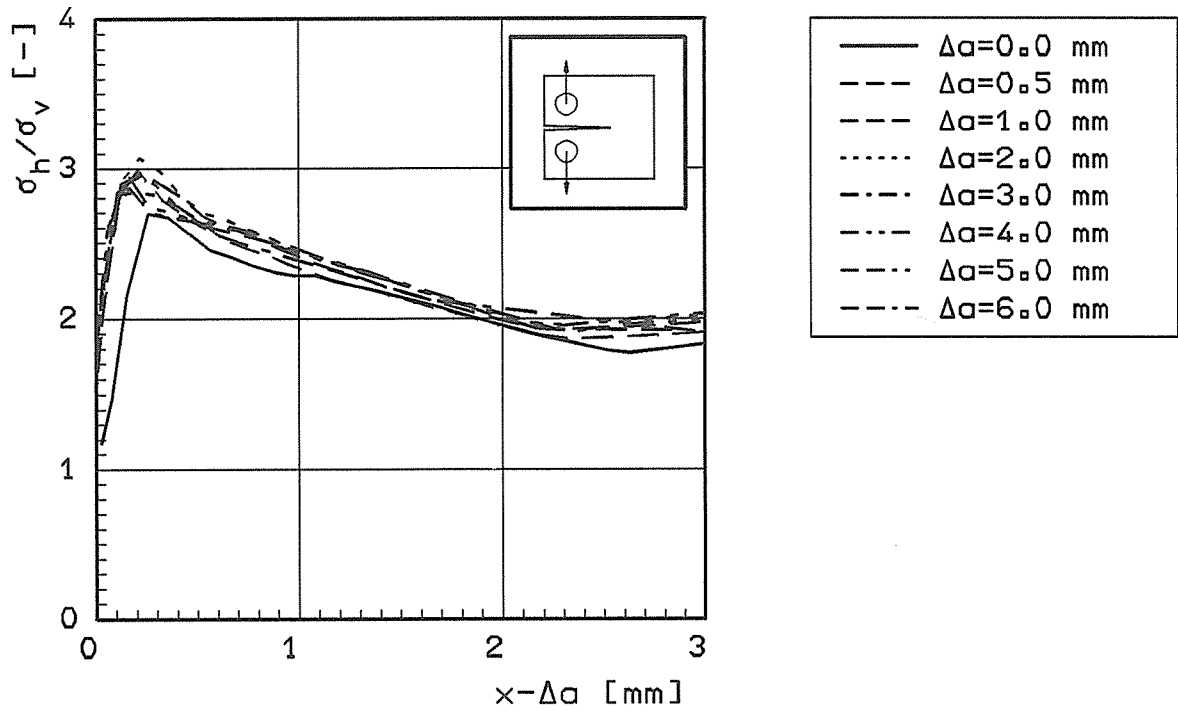


Bild 3.2.2.1-15:

Mehrachsigsigkeitsquotient $h = \sigma_h/\sigma_v$ im Ligament der C(T)-Probe (2D EVZ), Projizierung der $h(x, \Delta a)$ -Verläufe übereinander

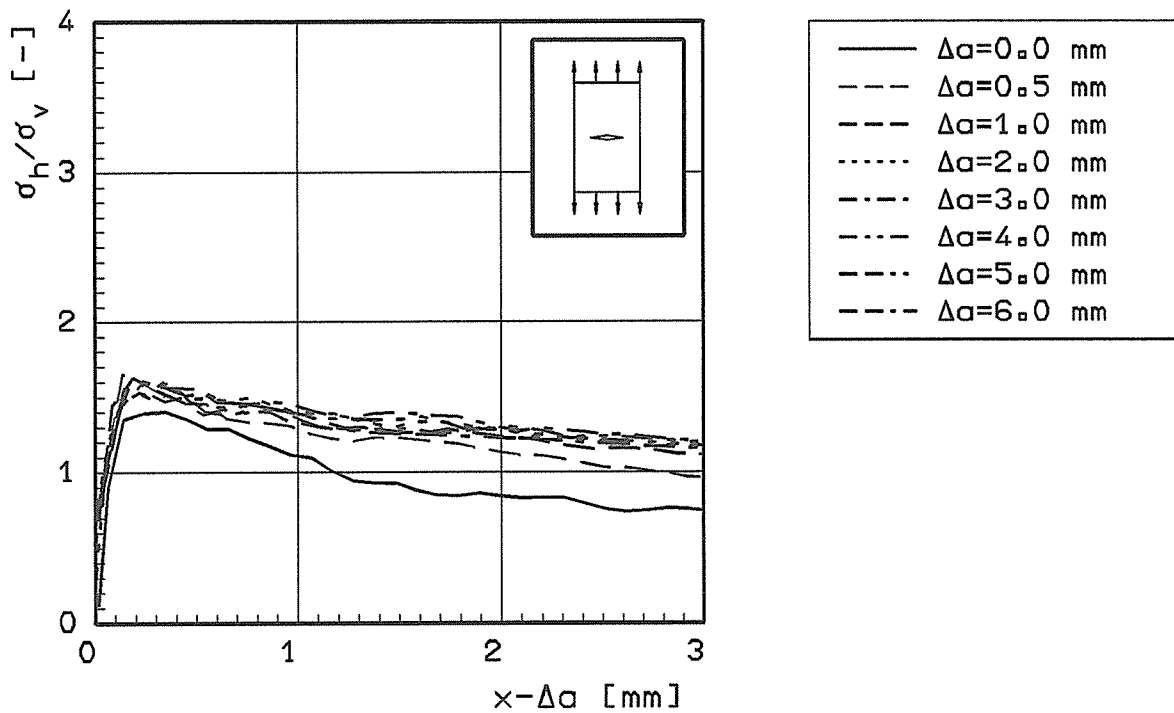


Bild 3.2.2.1-16:

Mehrachsigsigkeitsquotient $h = \sigma_h/\sigma_v$ im Ligament der M(T)-Probe (2D EVZ), Projizierung der $h(x, \Delta a)$ -Verläufe übereinander

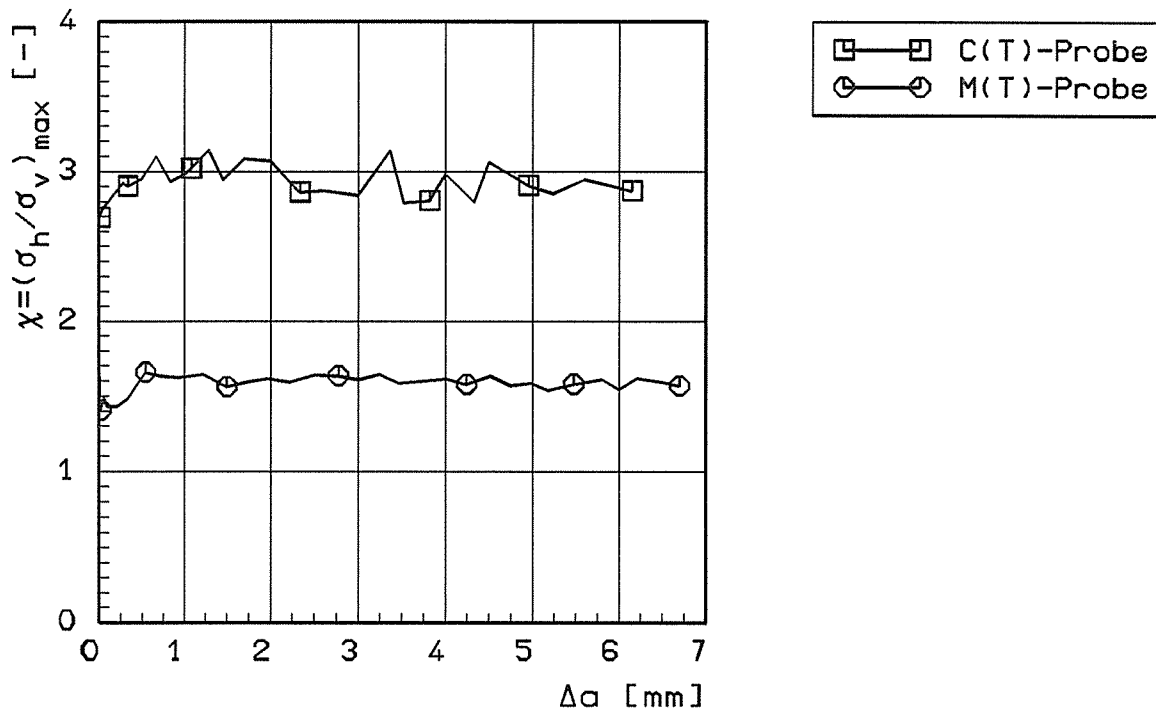


Bild 3.2.2.1-17:

Maximaler Mehrachsigenheitsquotient χ im Ligament während des stabilen Rißwachstums Δa für C(T)25- und M(T)25-Probe (2D EVZ)

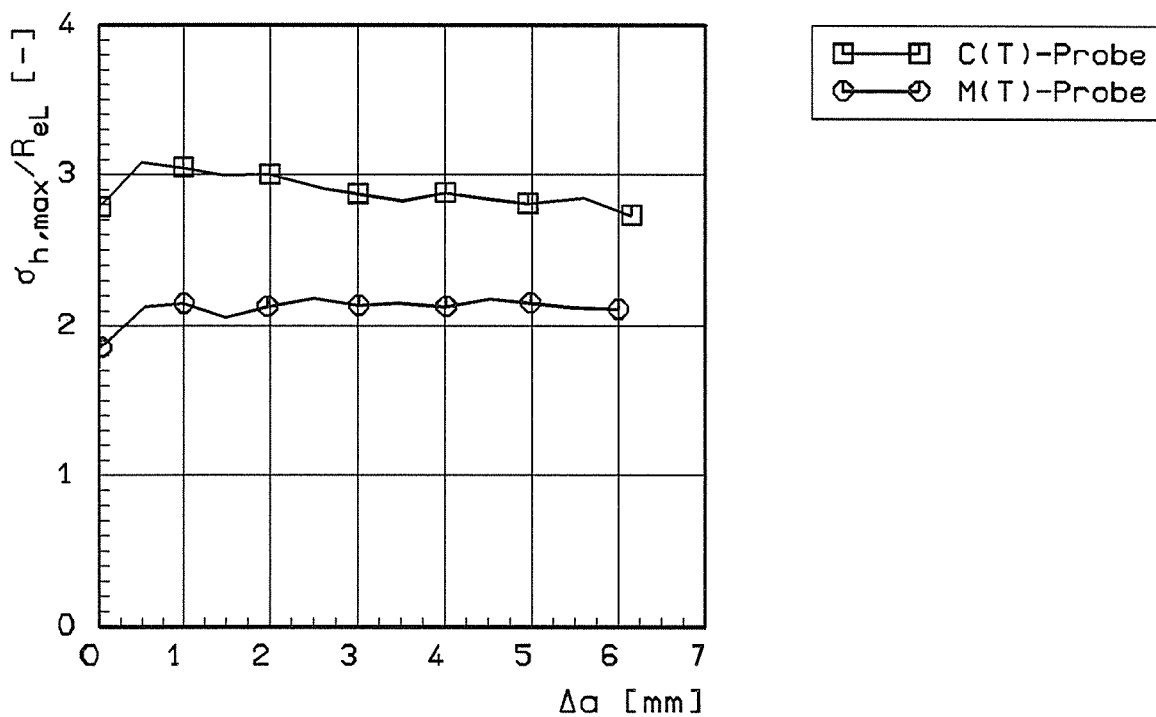


Bild 3.2.2.1-18:

Maximale Mittelspannung im Ligament für C(T)25- und M(T)25-Probe (2D EVZ)

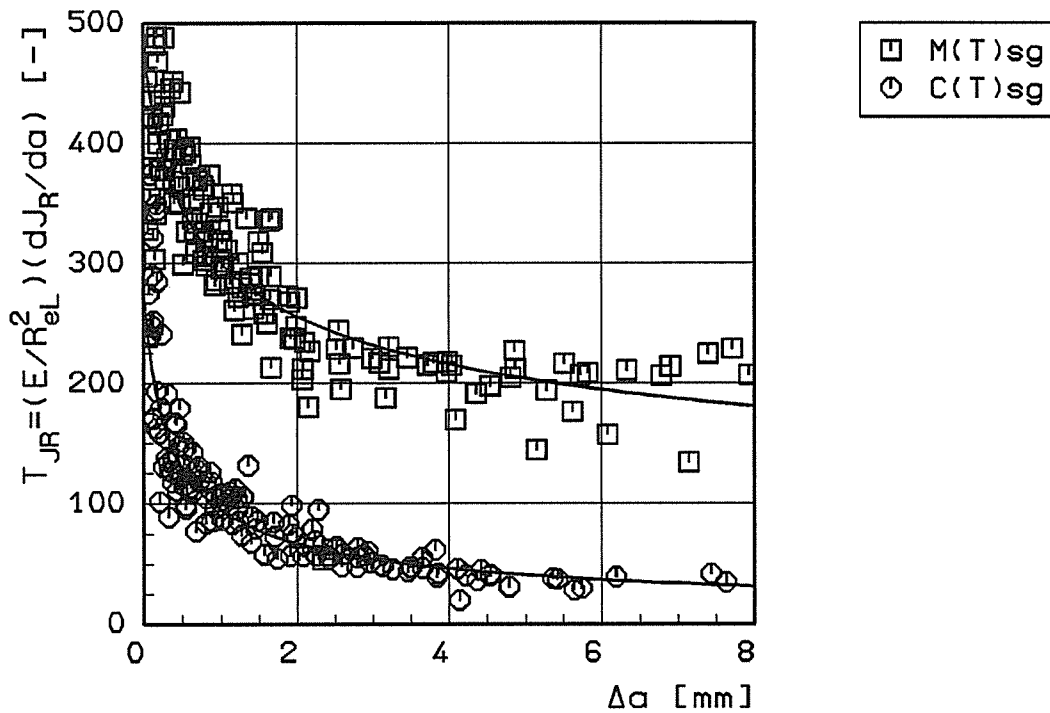


Bild 3.2.2.1-19:

J_R -Reißmodul T_{JR} für seltengekerbte C(T)- und M(T)-Proben des Stahls StE 460(3), experimentelle Werte mit Ausgleichskurven

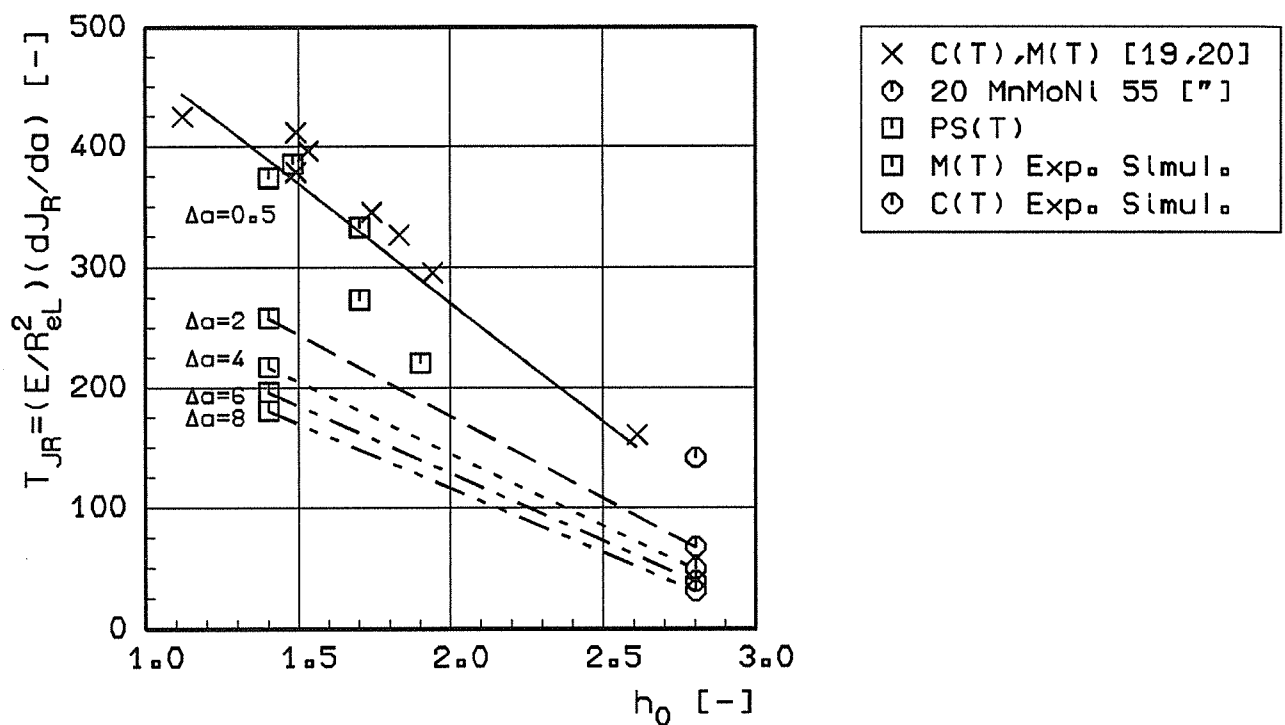


Bild 3.2.2.1-20:

J -Reißmodul T_{JR} über der Mehrachsigkeit h_0 , Abschätzung für wachsendes Δa mit Werten aus Experiment und Simulation, C(T)-, M(T)- (2D EVZ) und PS(T)-Probe, StE 460(3)

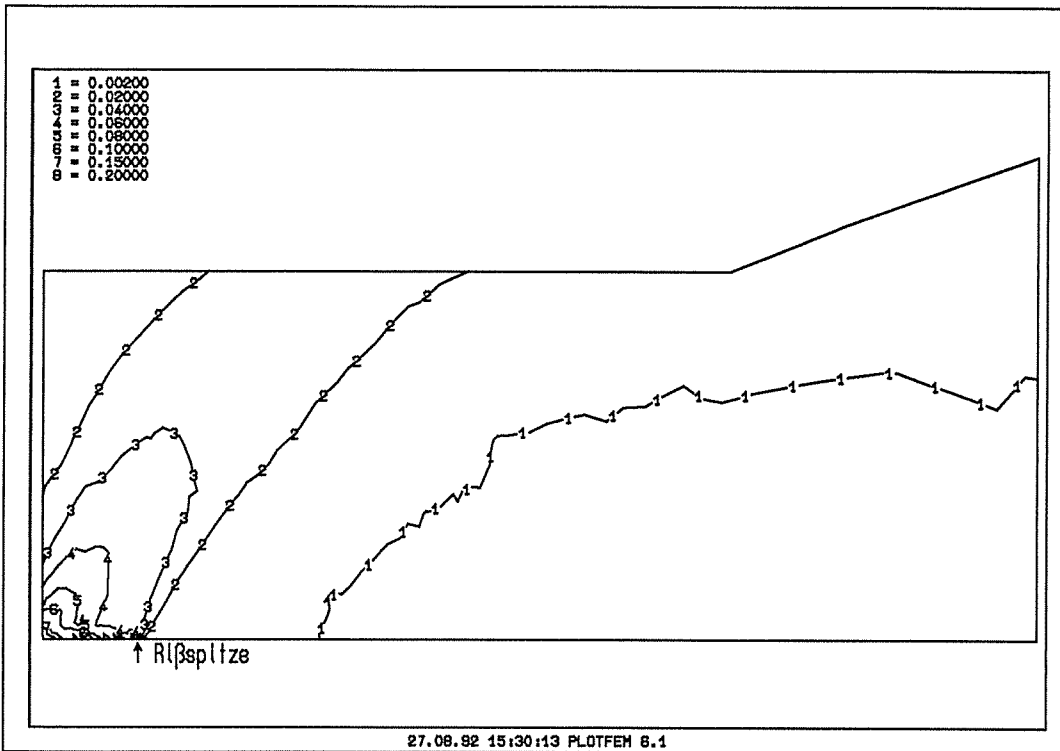


Bild 3.2.2.1-21:
Vergleichsdehnungen der C(T)-Probe (2D EVZ) nach 1 mm Rißfortschritt

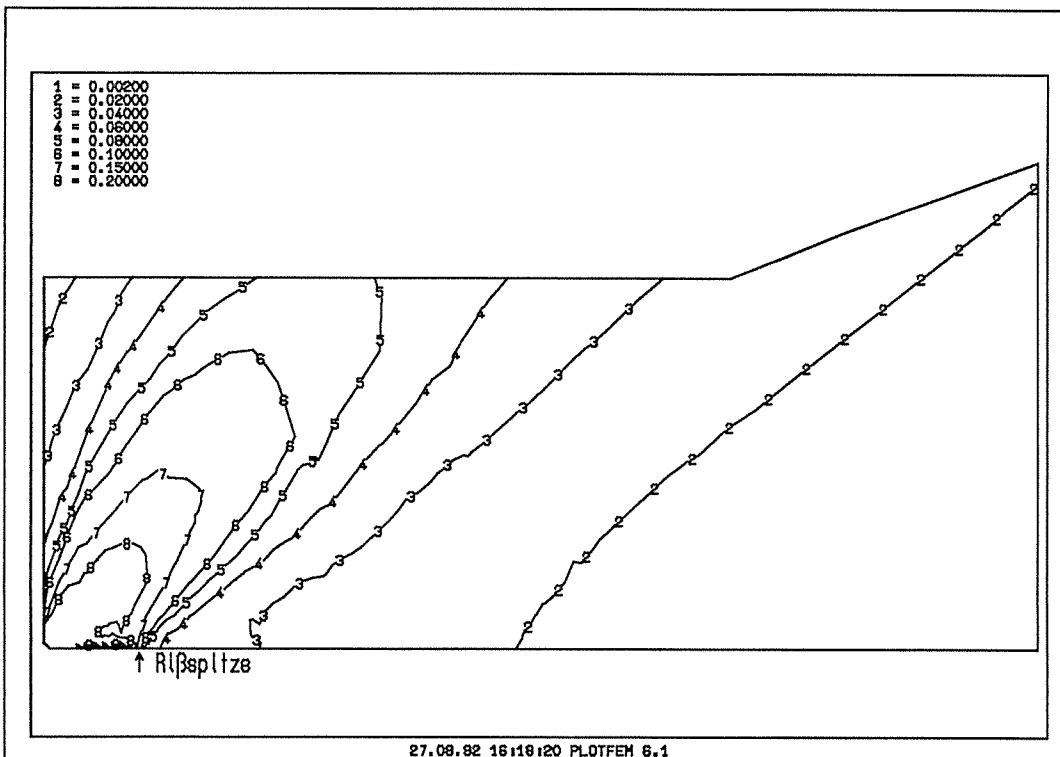


Bild 3.2.2.1-22:
Vergleichsdehnungen der M(T)-Probe (2D EVZ) nach 1 mm Rißfortschritt

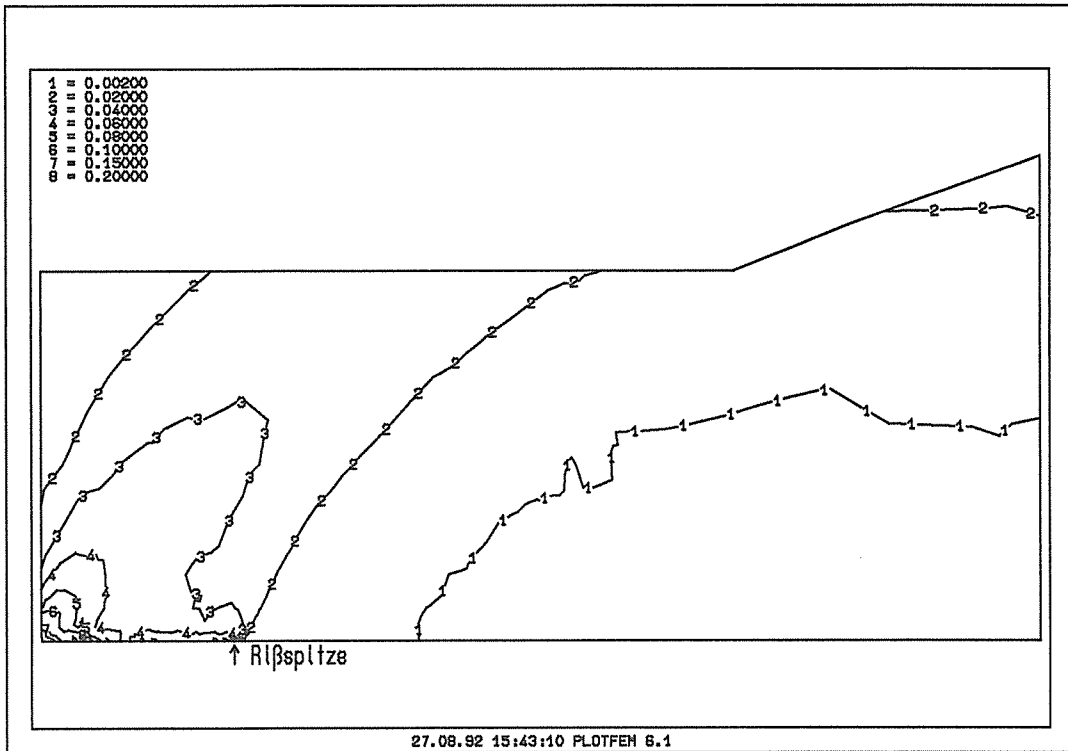


Bild 3.2.2.1-23:
Vergleichsdehnungen der C(T)-Probe (2D EVZ) nach 2 mm Rißfortschritt

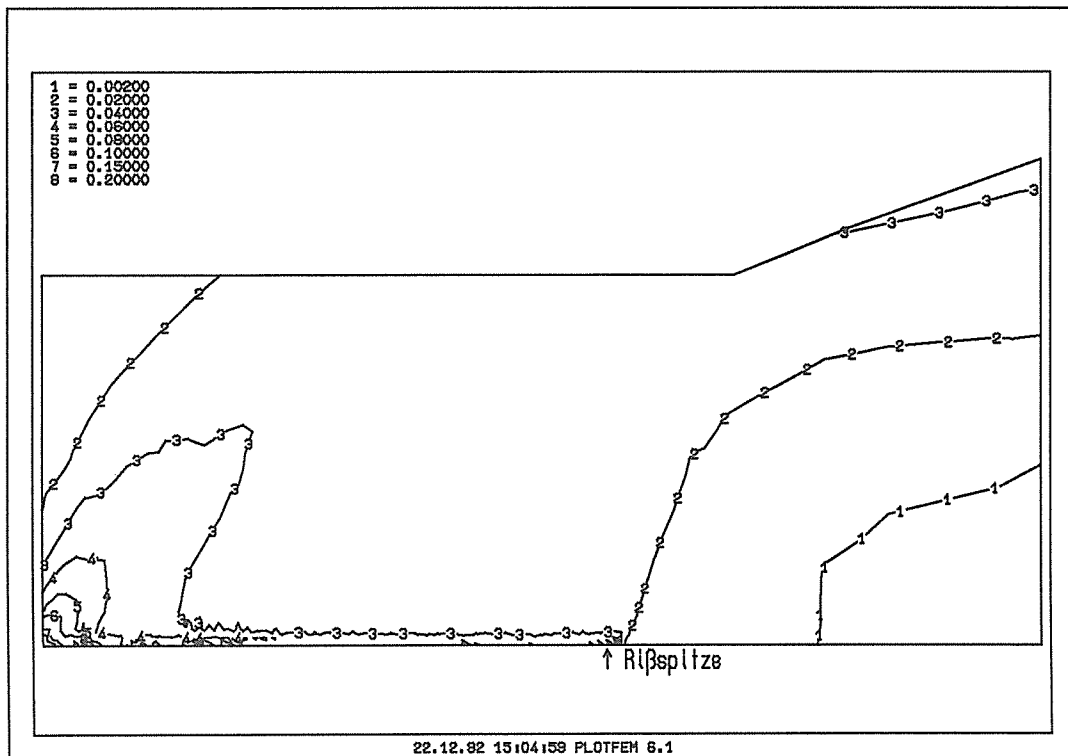


Bild 3.2.2.1-24:
Vergleichsdehnungen der C(T)-Probe (2D EVZ) nach 6 mm Rißfortschritt

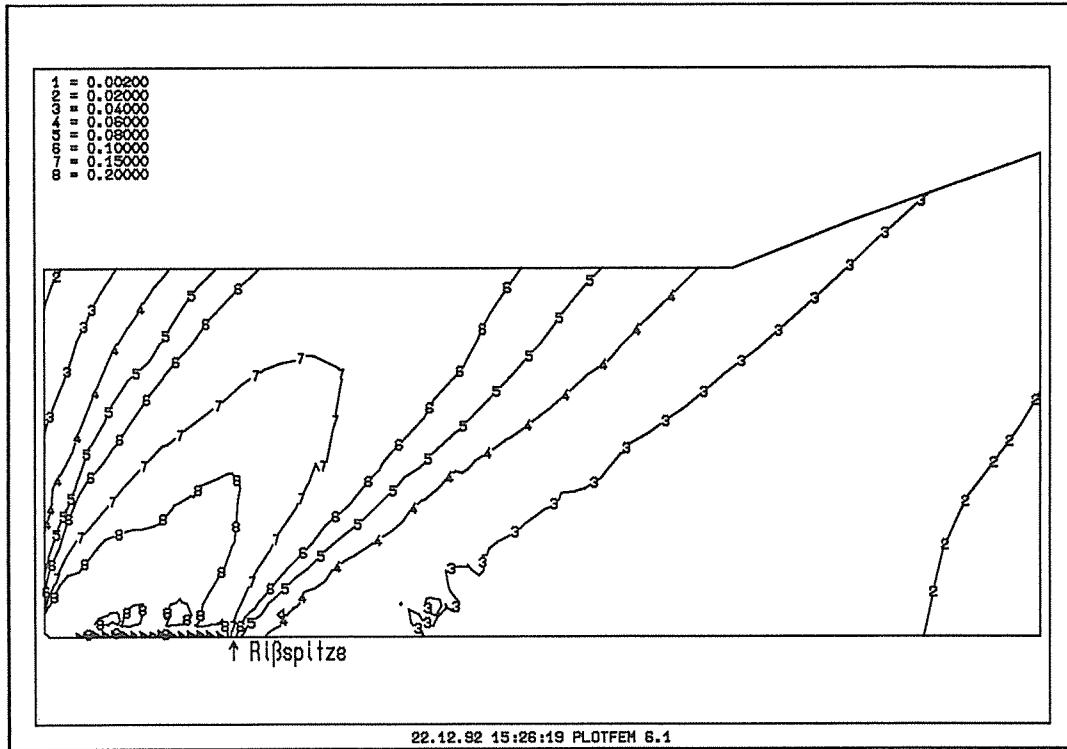


Bild 3.2.2.1-25:
 Vergleichsdehnungen der M(T)-Probe (2D EVZ) nach 2 mm Rißfortschritt

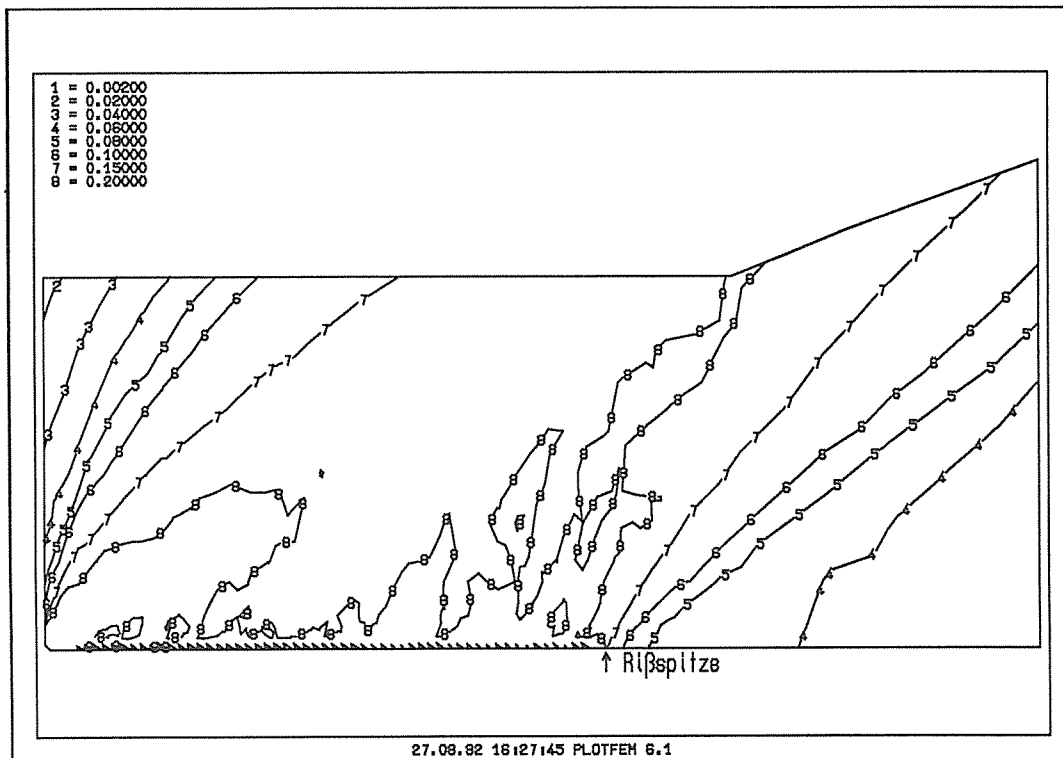


Bild 3.2.2.1-26:
 Vergleichsdehnungen der M(T)-Probe (2D EVZ) bei 6 mm Rißfortschritt

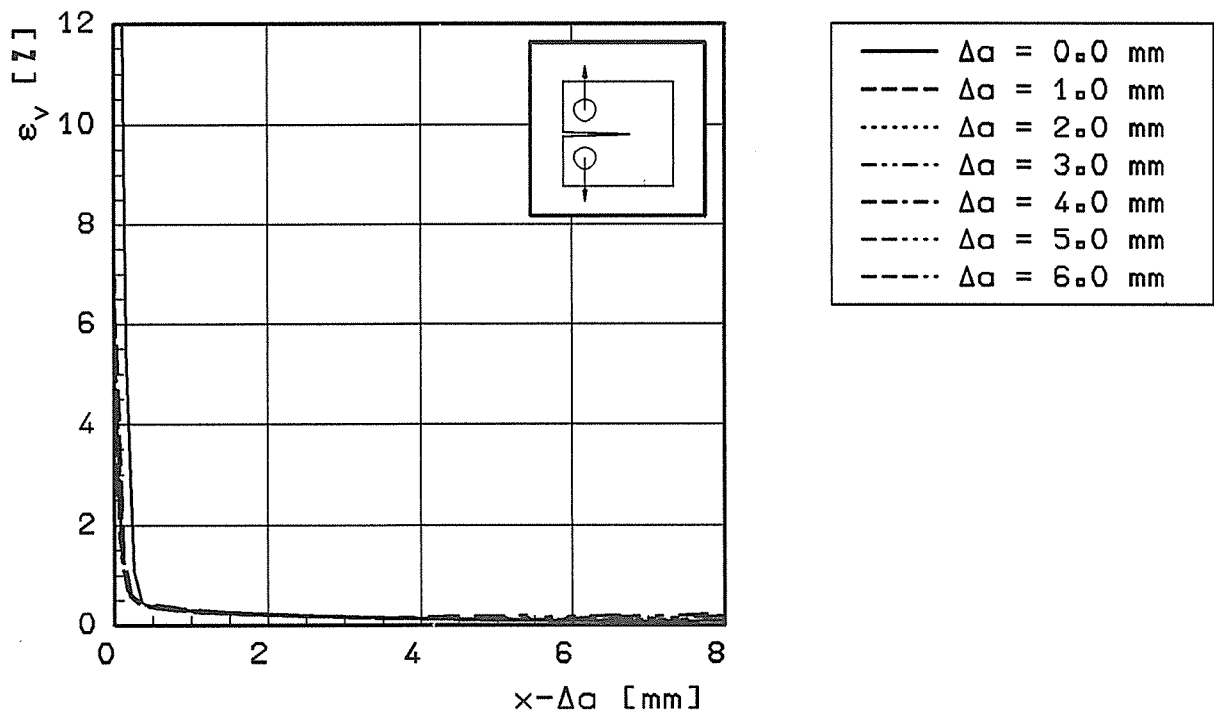


Bild 3.2.2.1-27:

Vergleichsdehnung $\varepsilon_v(x, \Delta a)$ im Ligament der C(T)-Probe
 Projektion der $\varepsilon_v(x, \Delta a)$ -Verläufe übereinander
 (2D EVZ)

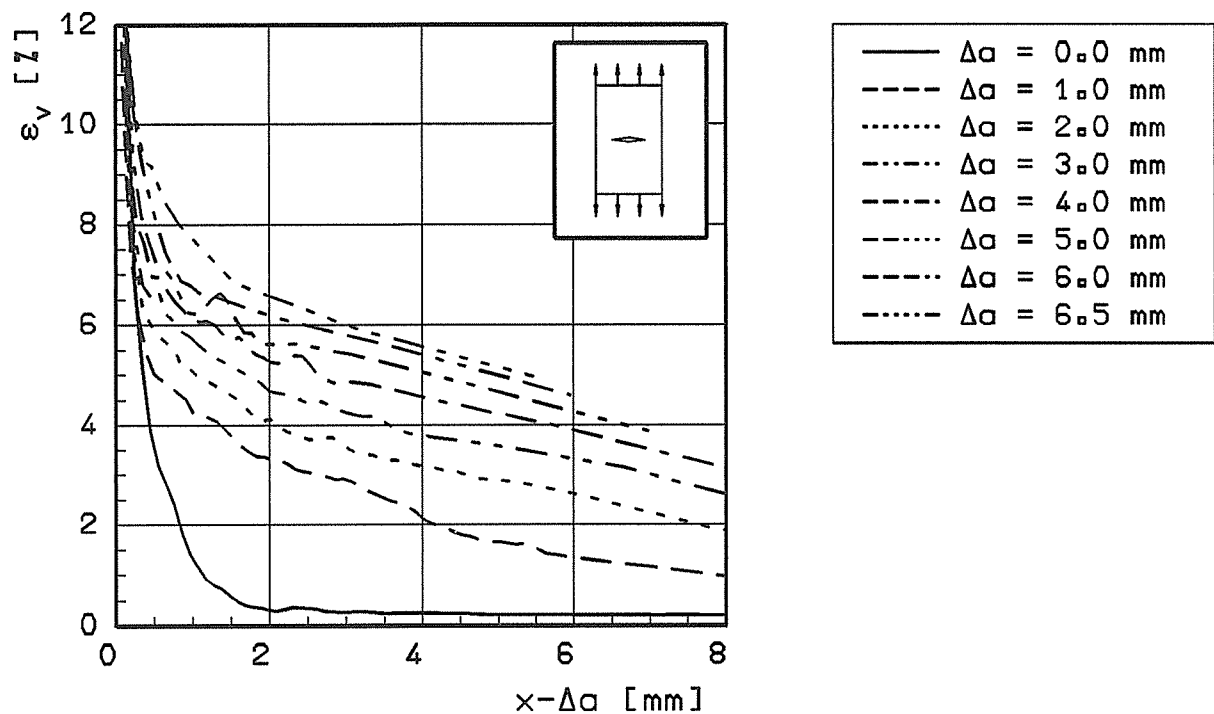


Bild 3.2.2.1-28:

Vergleichsdehnung $\varepsilon_v(x, \Delta a)$ im Ligament der M(T)-Probe
 Projektion der $\varepsilon_v(x, \Delta a)$ -Verläufe übereinander
 (2D EVZ)

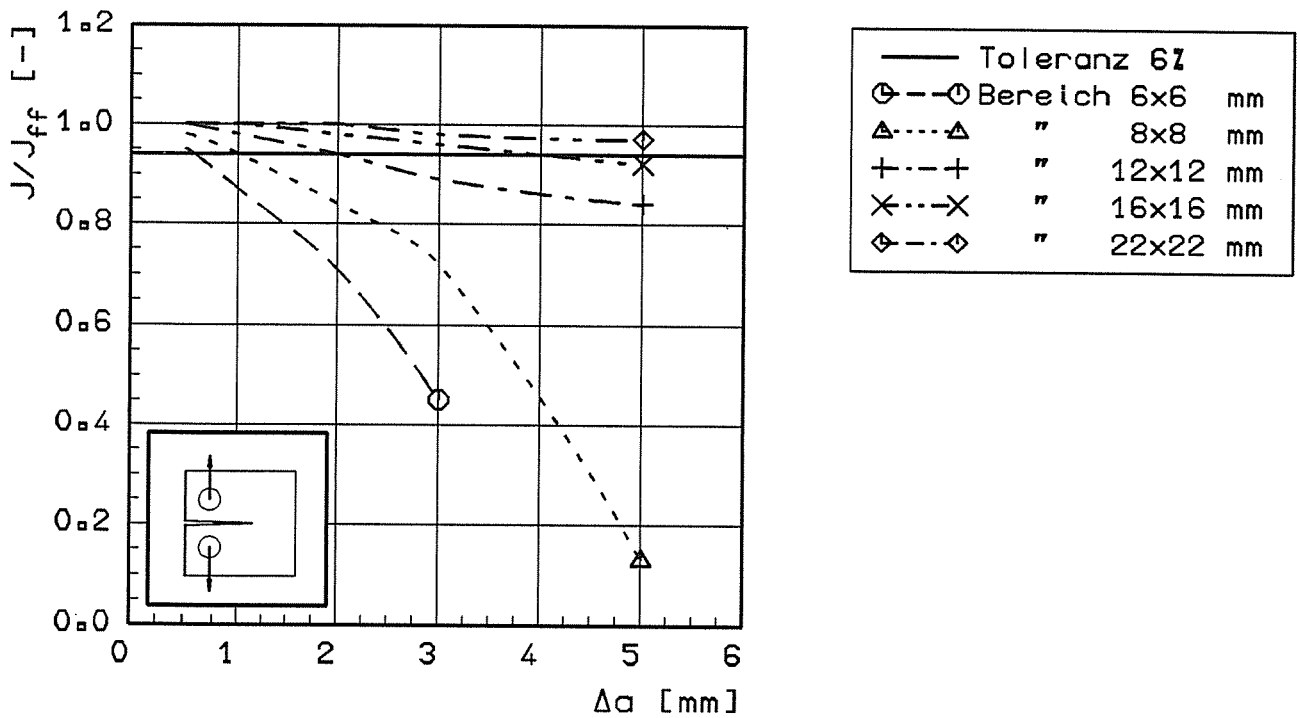


Bild 3.2.2.1-29:

Grenzwerte für Δa abhängig von der Bereichsgröße c für die J-Fernfeld-Bestimmung, C(T)-Probe, Fernfeld: ADINA, J-Nahfeld aus JINFEM, aktueller Rißspitzenknoten ist Bereichsmittelpunkt

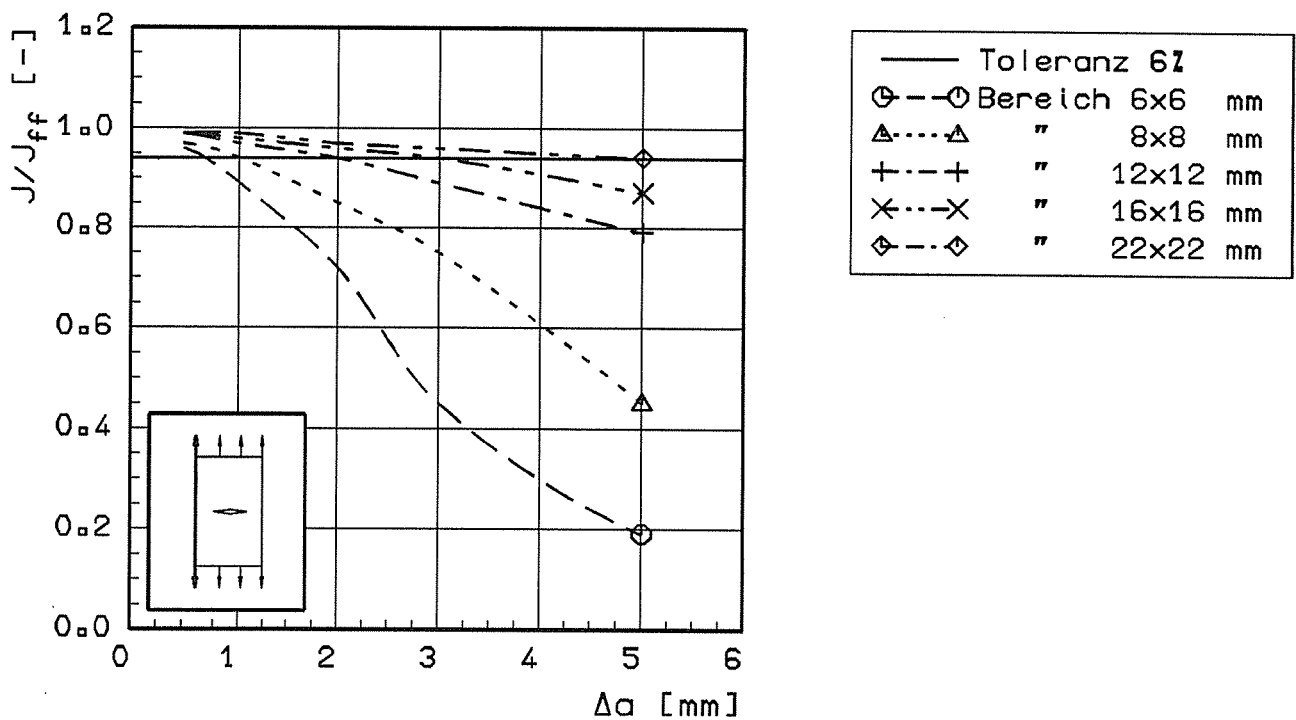


Bild 3.2.2.1-30:

Grenzwerte für Δa abhängig von der Bereichsgröße c für die J-Fernfeld-Bestimmung, M(T)-Probe, Fernfeld: ADINA, J-Nahfeld aus JINFEM, aktueller Rißspitzenknoten ist Bereichsmittelpunkt

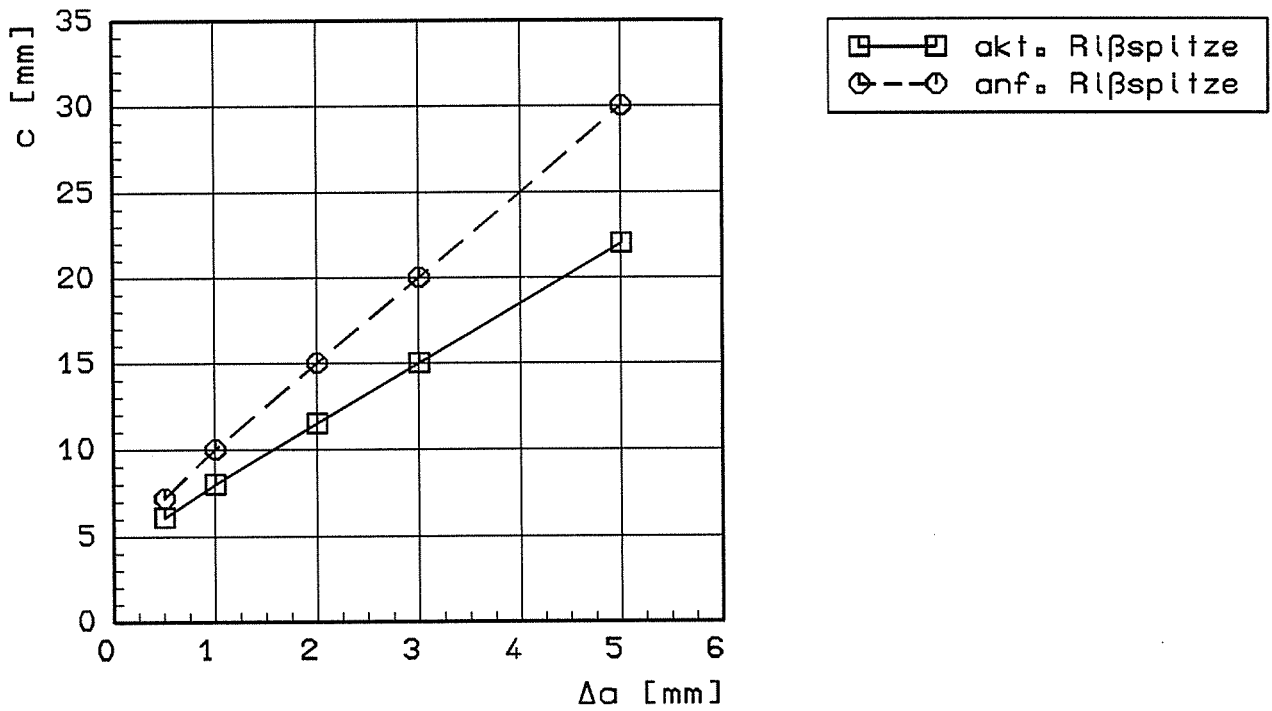


Bild 3.2.2.1-31:

Bereichsgröße c zur J-Fernfeldermittlung (6% Toleranz) in Abhängigkeit der Rißerweiterung, C(T)- und M(T)-Probe (2D EVZ) Bereiche um die jew. aktuelle bzw. anfängliche Rißspitze

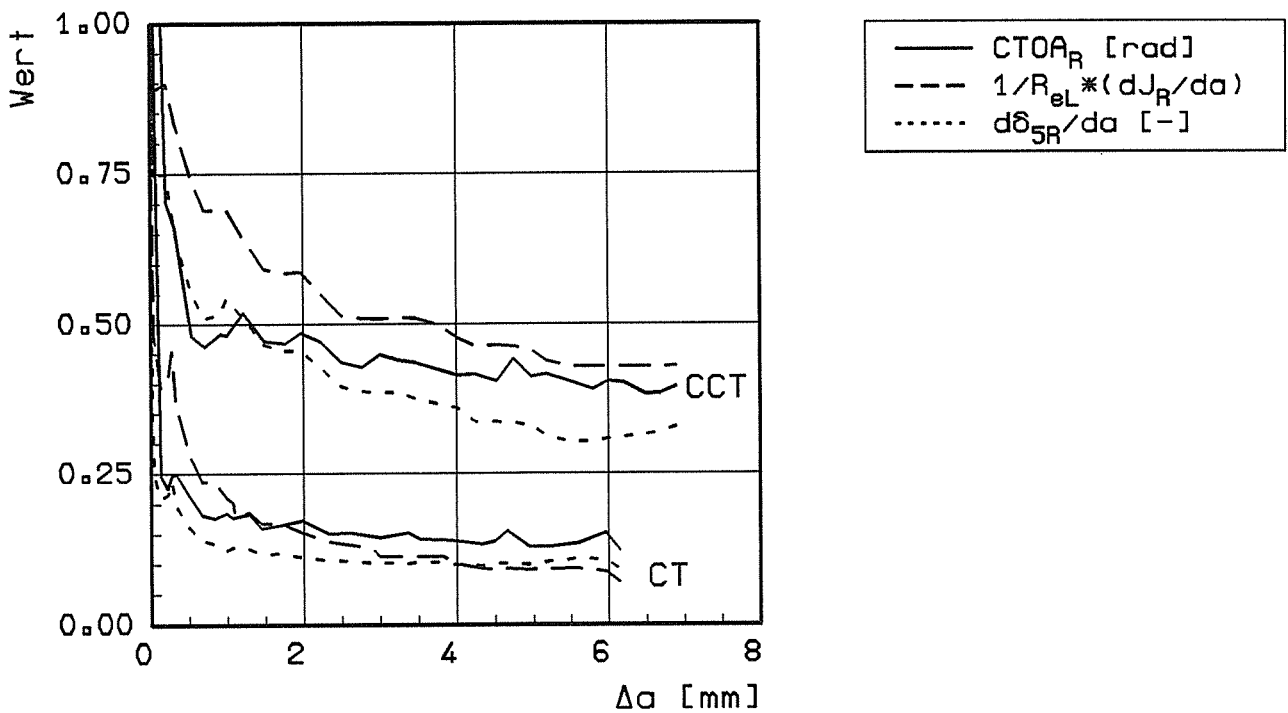


Bild 3.2.2.1-32:

Vergleich verschiedener Bruchmechanikparameter für C(T)- und M(T)-Probe (2D EVZ) in Abhängigkeit stabilen Rißwachstums Δa

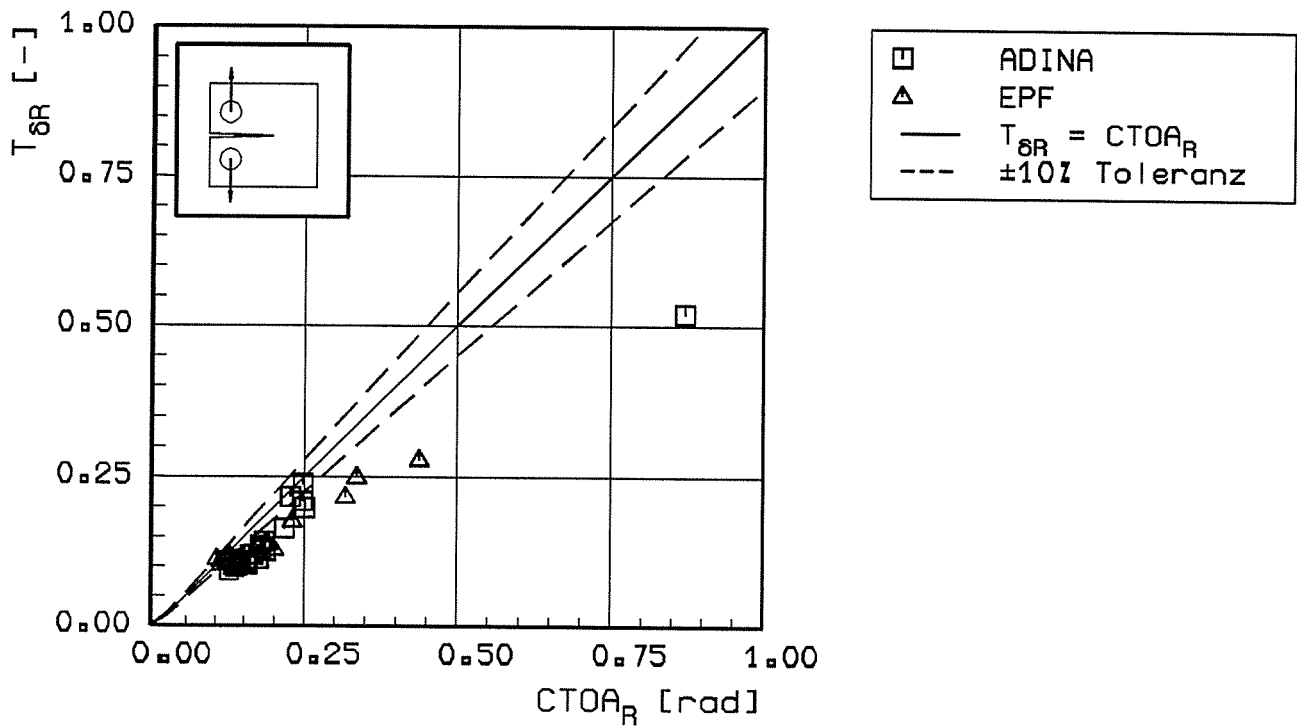


Bild 3.2.2.1-33:

Zusammenhang zwischen $CTOD_R$ -Reißmodul und $CTOA_R$ bei der C(T)-Probe (2D EVZ) mit ADINA (UL) und EPF (MNO)

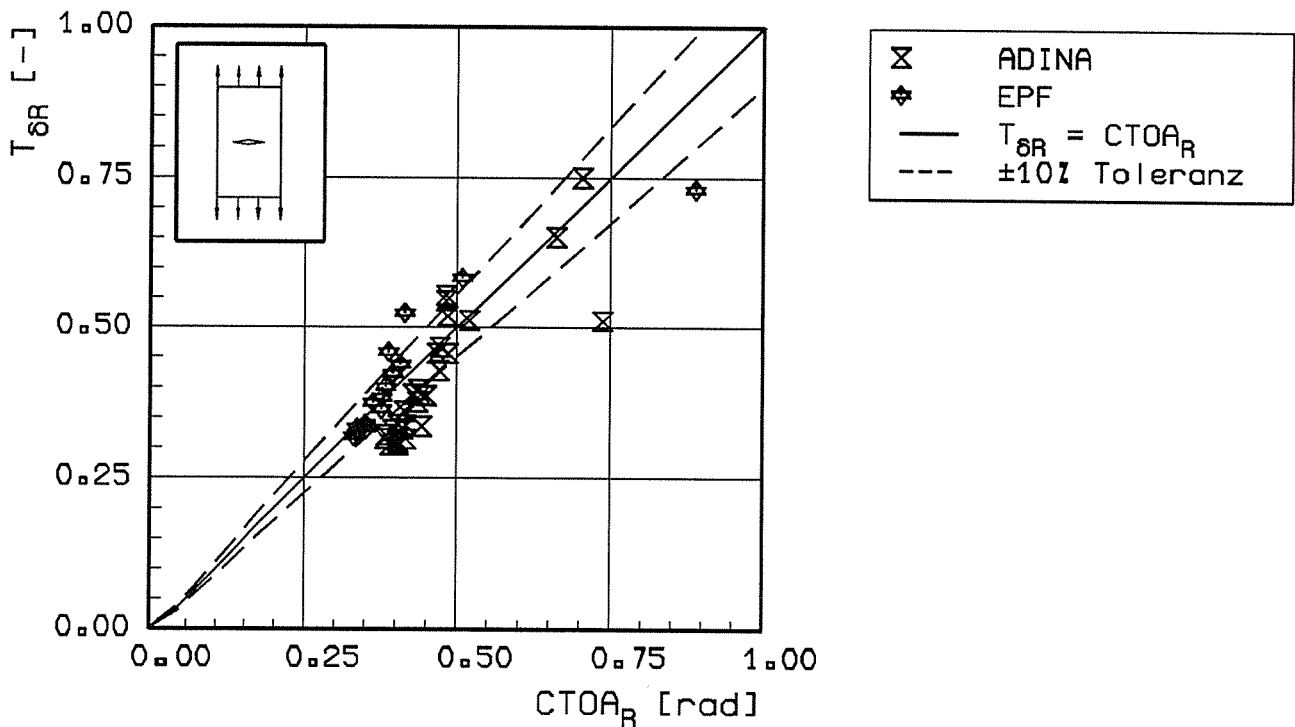


Bild 3.2.2.1-34:

Zusammenhang zwischen $CTOD_R$ -Reißmodul und $CTOA_R$ bei der M(T)-Probe (2D EVZ) mit ADINA (MNO) und EPF (MNO)

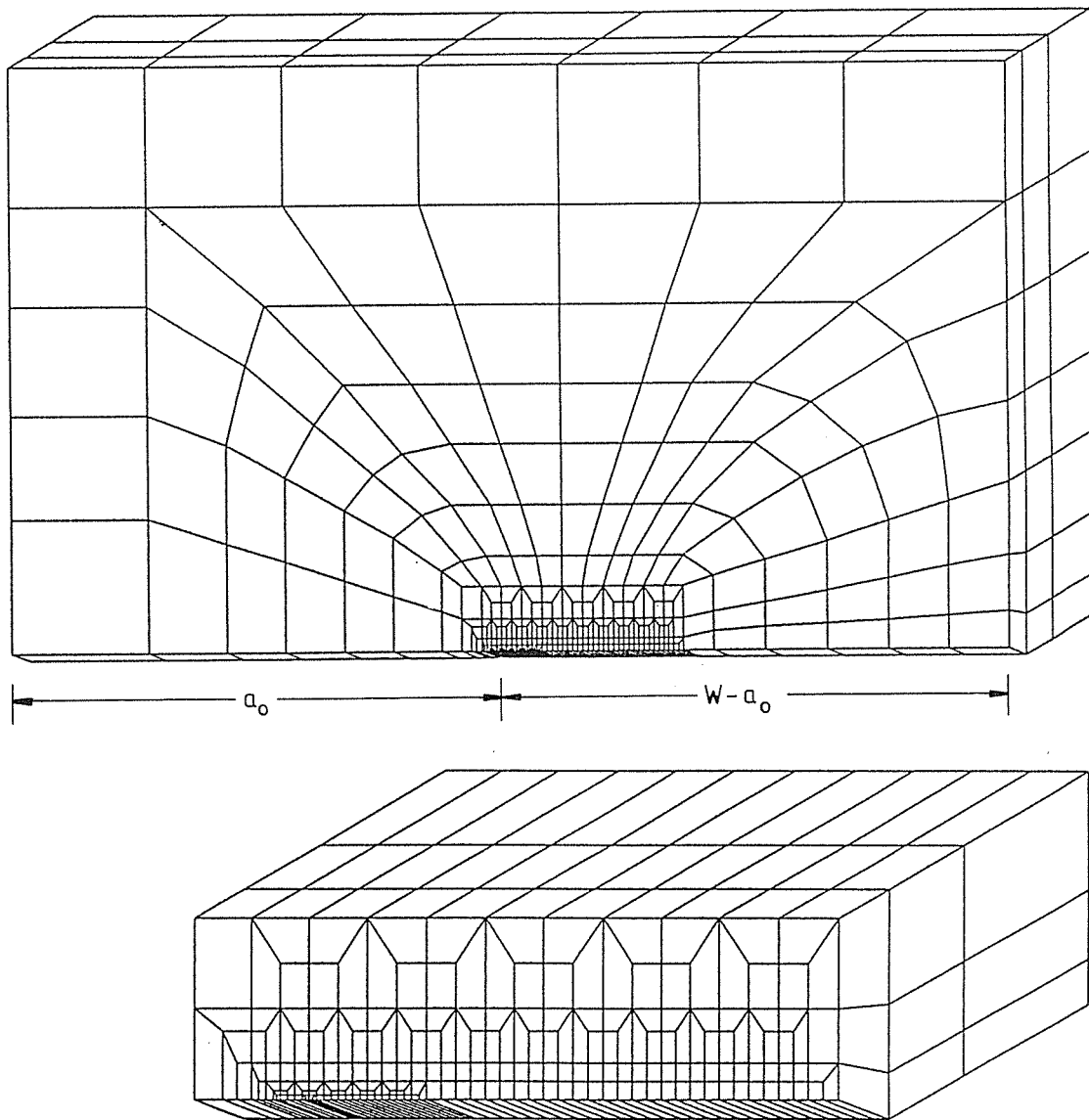


Bild 3.2.2.2-1:

Dreidimensionales FE-Netz der seltengekerbten M(T)-Probe,
 isoparametrische 20-Knoten-Elemente, 5871 Knoten

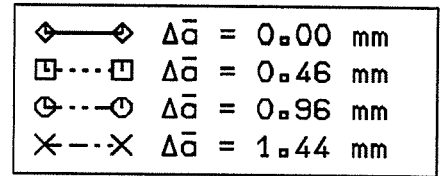
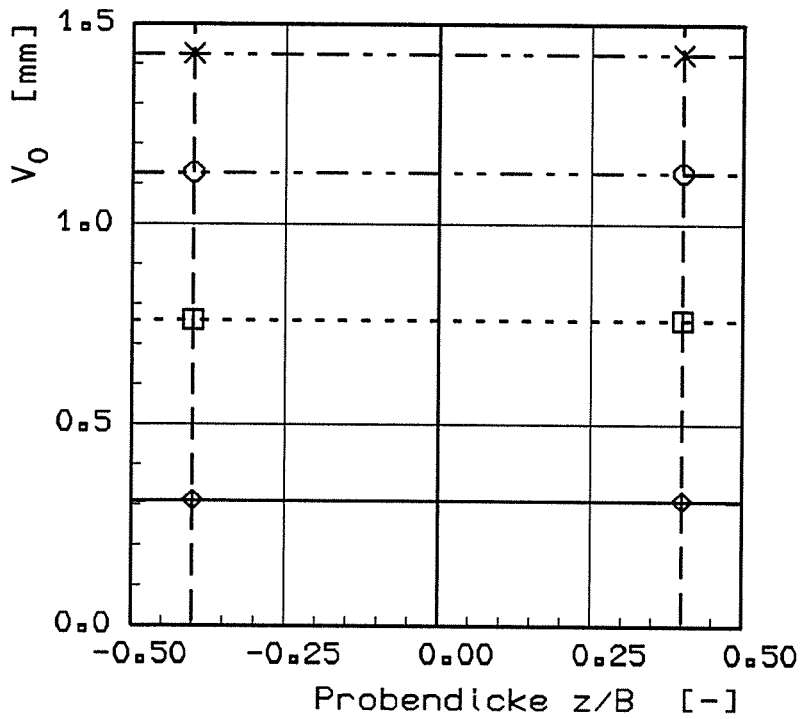


Bild 3.2.2.2-2:

V_0 -Verteilung über die Probendicke z
 M(T)-Probe (3D), ADINA, für über die Dicke gemittelt $\Delta \bar{a}$

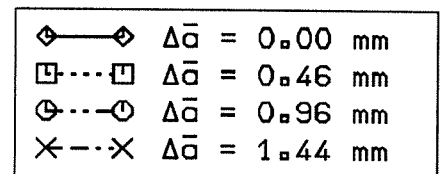
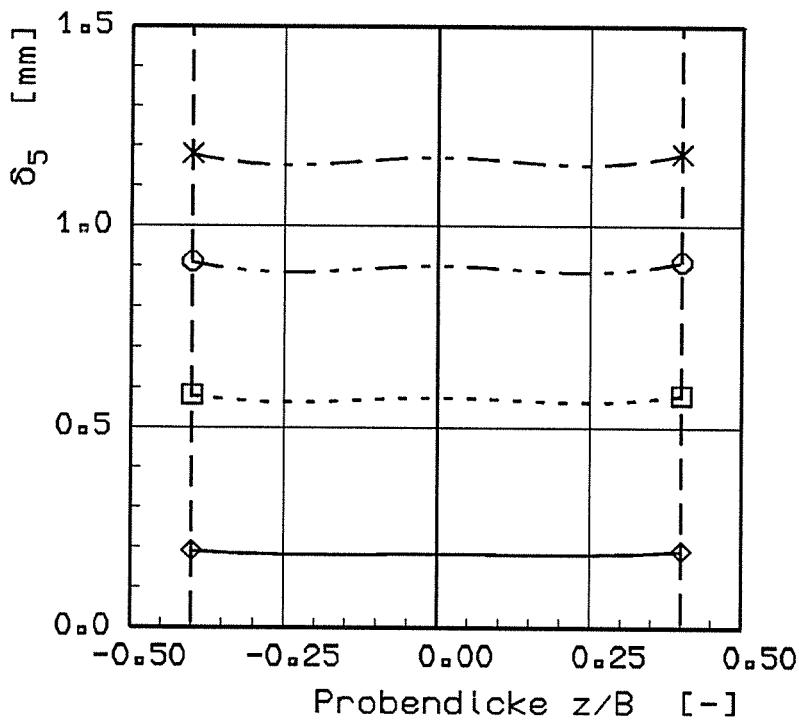


Bild 3.2.2.2-3:

Verlauf von δ_5 über die Probendicke z
 M(T)-Probe (3D), ADINA, für über die Dicke gemittelt $\Delta \bar{a}$

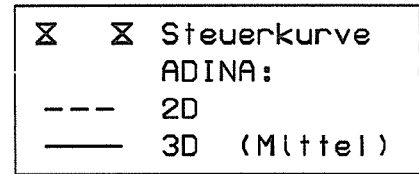
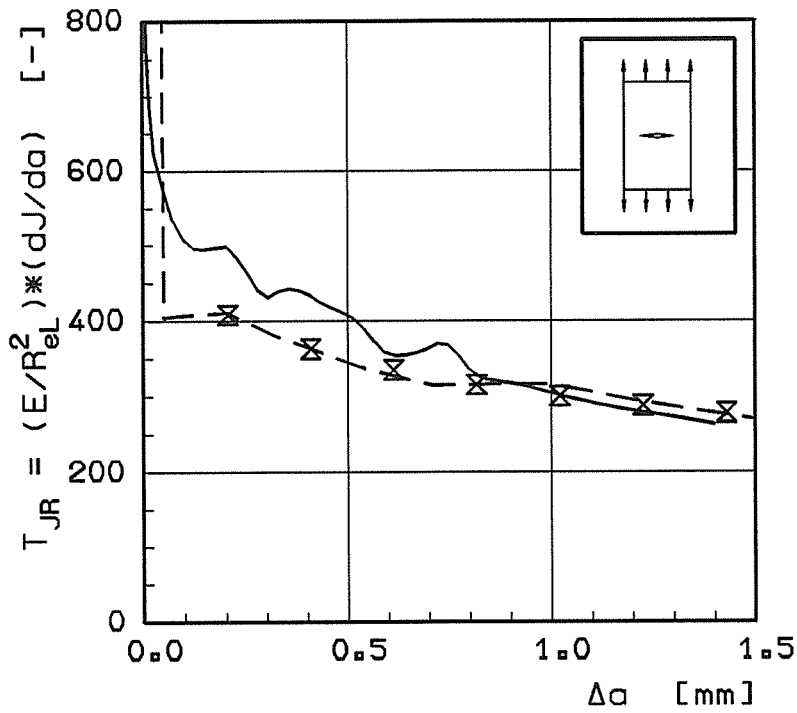


Bild 3.2.2.2-8:

J_R-Relβmodul
M(T)-Probe (2D EVZ,3D), ADINA

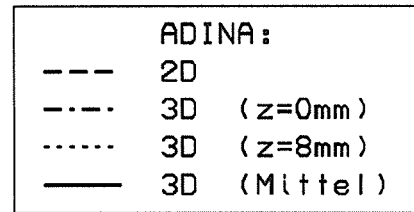
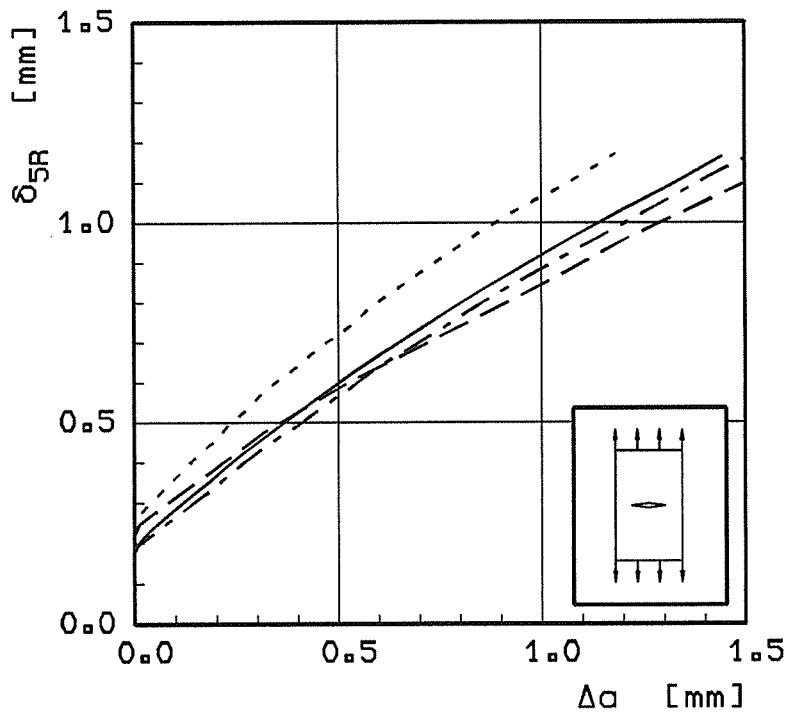
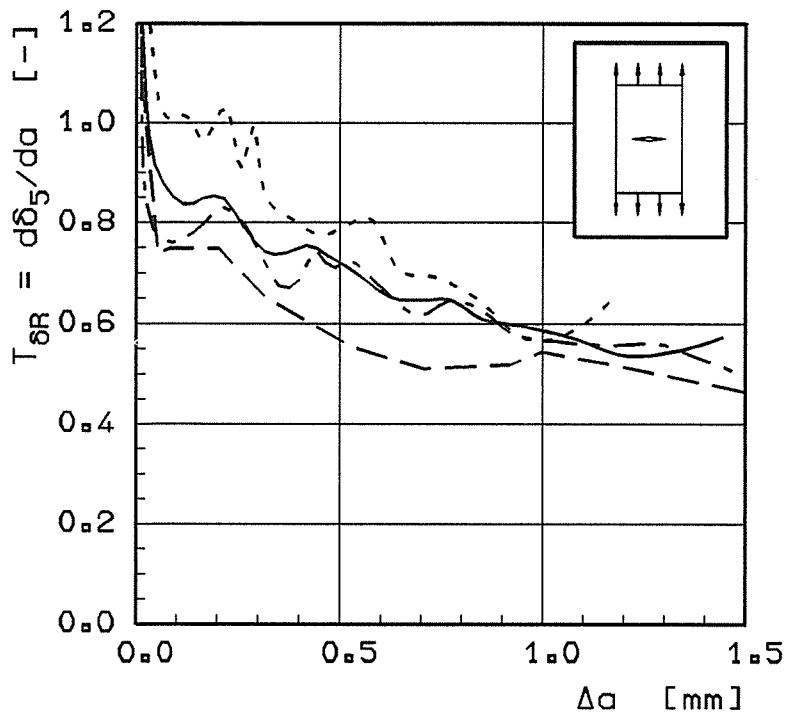


Bild 3.2.2.2-9:

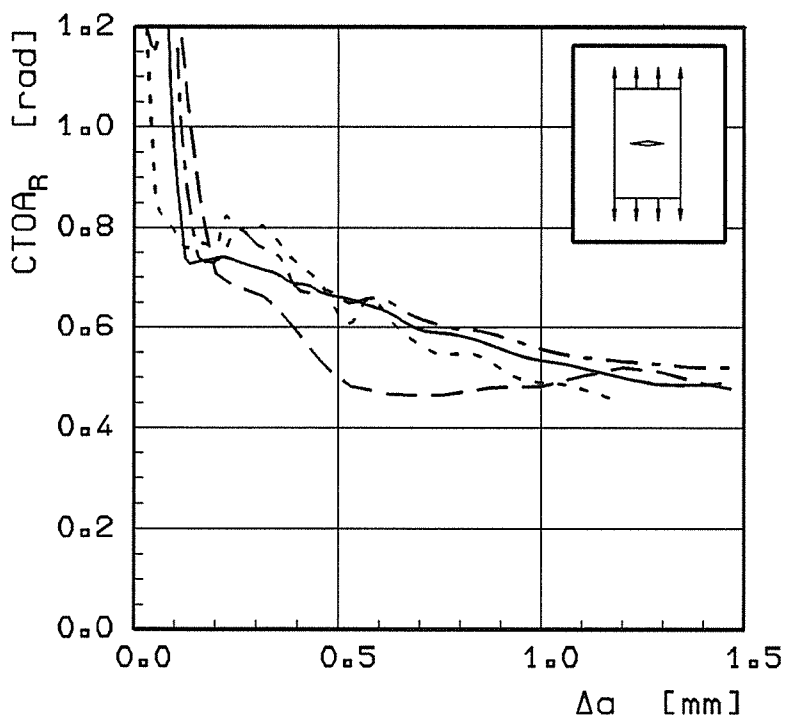
CTOD_R-Widerstandskurven
M(T)-Probe (2D EVZ,3D), ADINA



ADINA:	
---	2D
- · - · -	3D (z=0mm)
·····	3D (z=8mm)
—	3D (Mittel)

Bild 3.2.2.2-10:

CTOD_R-Relβmodull
M(T)-Probe (2D EVZ,3D), ADINA



ADINA:	
---	2D
- · - · -	3D (z=0mm)
·····	3D (z=8mm)
—	3D (Mittel)

Bild 3.2.2.2-11:

CTOA_R-Widerstandskurven
M(T)-Probe (2D EVZ,3D), ADINA

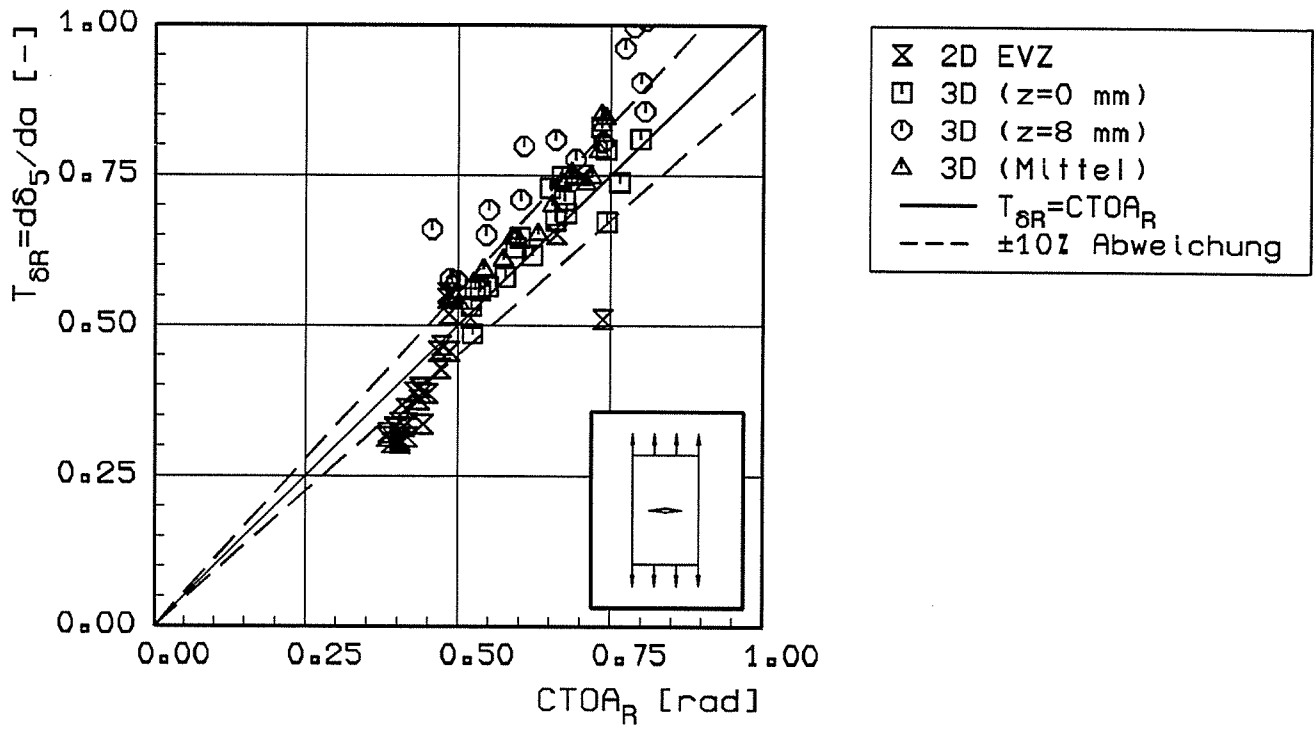
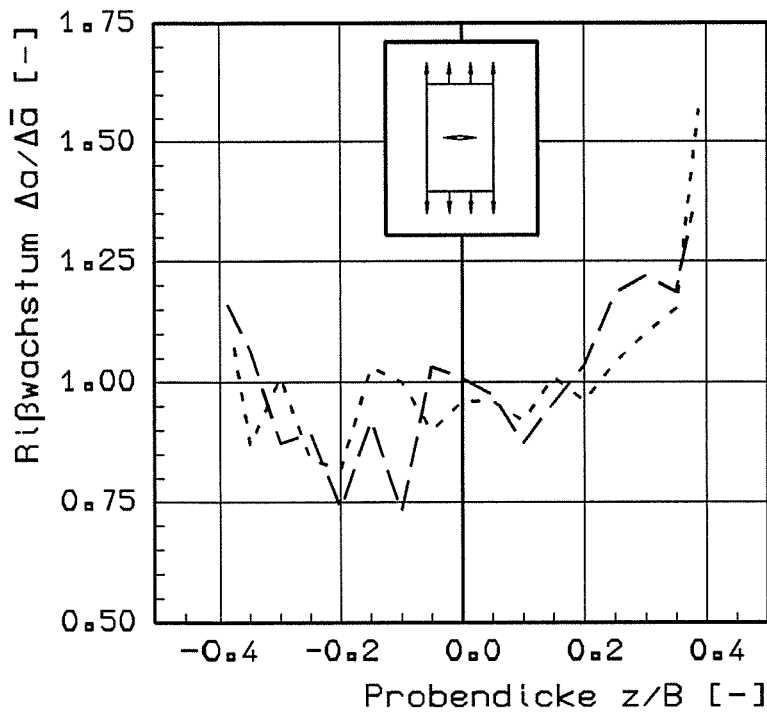


Bild 3.2.2.2-12:

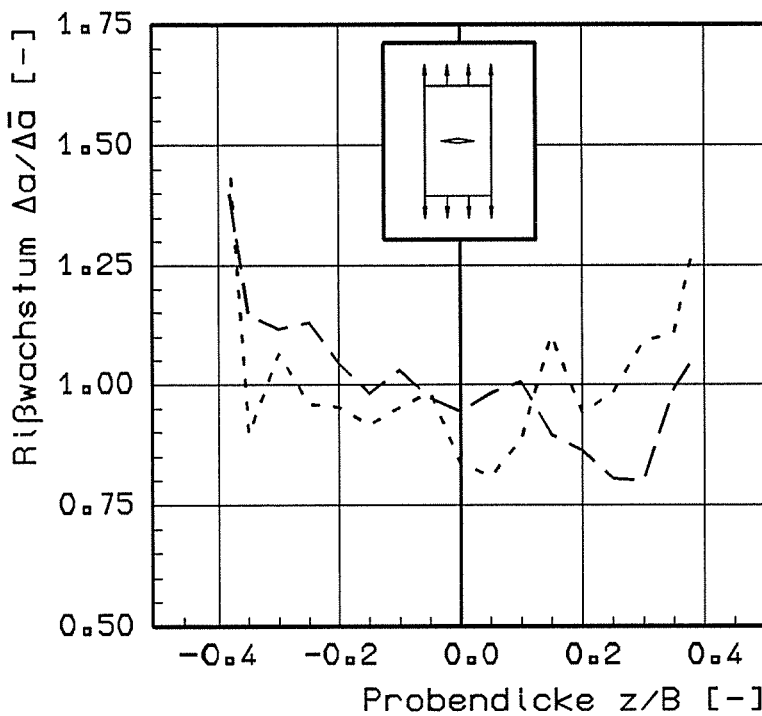
Zusammenhang zwischen $CTOD_R$ -Reißmodul und $CTOA_R$ für die M(T)-Probe, Vergleich von ADINA-2D-EVZ- und 3D-Analyse



Probe Nr. 10
 — — A: $\Delta a = 1.01$ mm
 - - - B: $\Delta a = 0.94$ mm

Bild 3.2.2.2-13:

Verlauf von Δa über die Probendicke nach der Einprobenmethode für beide Rißfronten A bzw. B der M(T)-Probe Nr. 10



Probe Nr. 13
 — — A: $\Delta a = 2.10$ mm
 - - - B: $\Delta a = 1.66$ mm

Bild 3.2.2.2-14:

Verlauf von Δa über die Probendicke nach der Einprobenmethode für beide Rißfronten A bzw. B der M(T)-Probe Nr. 13

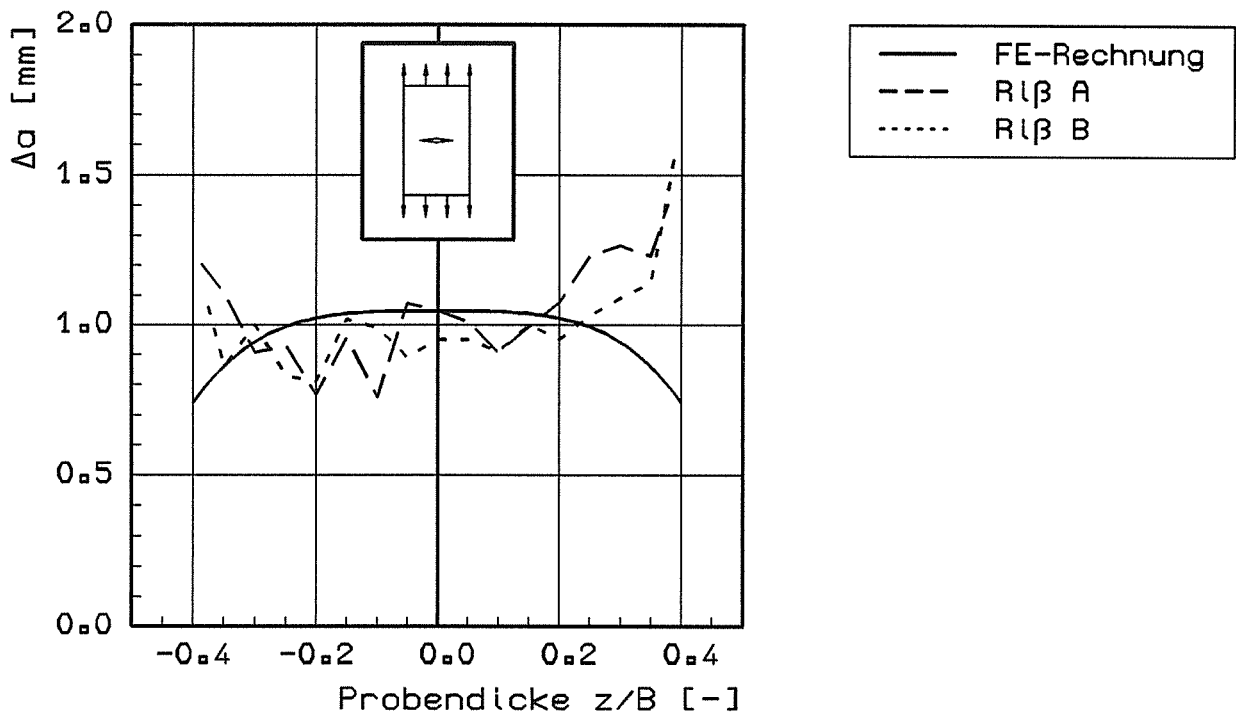


Bild 3.2.2.2-15:

Vergleich der Verläufe von Δa über die Probendicke zwischen Experiment und 3D FE-Rechnung M(T)-Probe

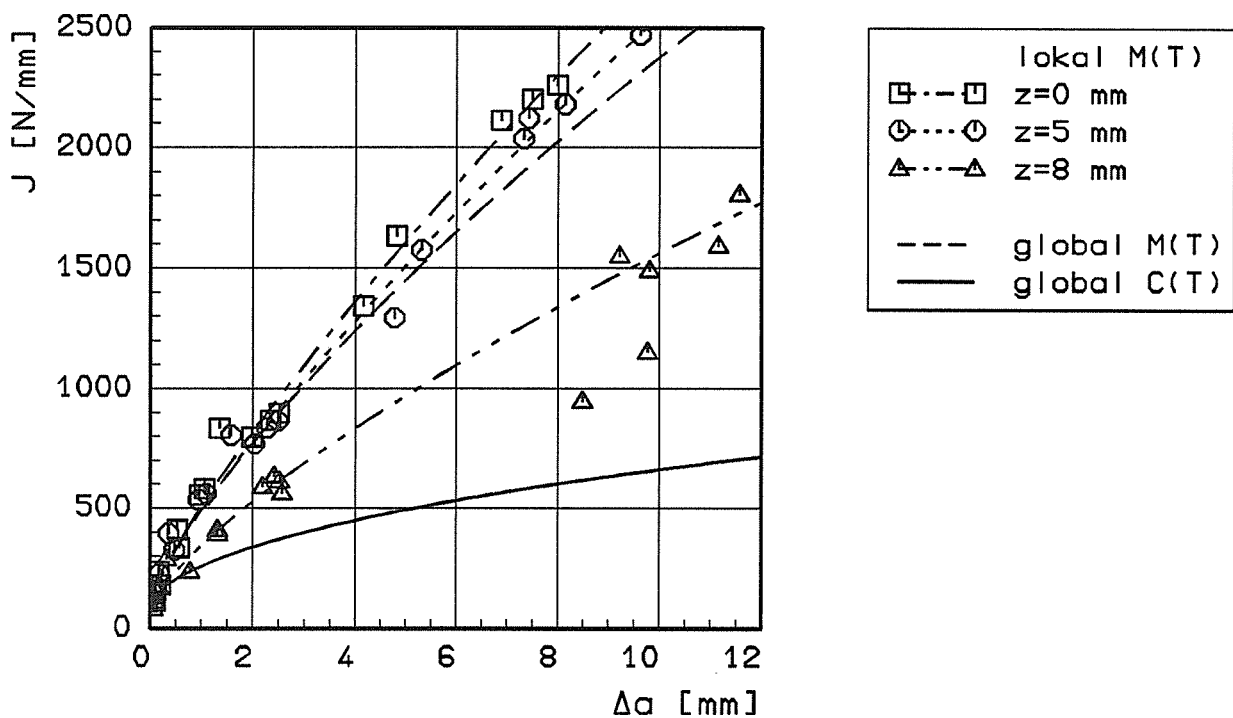


Bild 3.2.2.2-16:

Lokale Rißwiderstands-Kurven nach der Einprobenmethode (Symbole) mit Regressionsfunktionen der M(T)-Proben; Vergleich mit globalen Kurven der C(T)- und M(T)-Proben

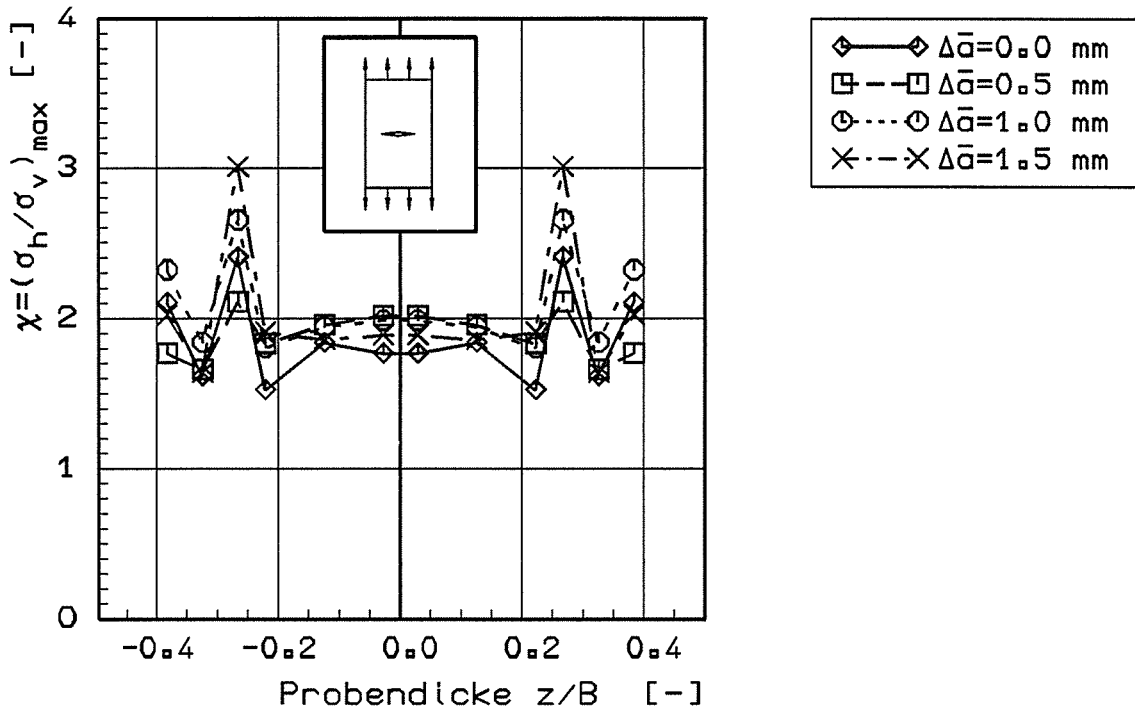


Bild 3.2.2.2-17:

Größte Mehrachsigkeit über die Probendicke bei wachsendem Riß, ADINA-3D-Analyse der M(T)-Probe

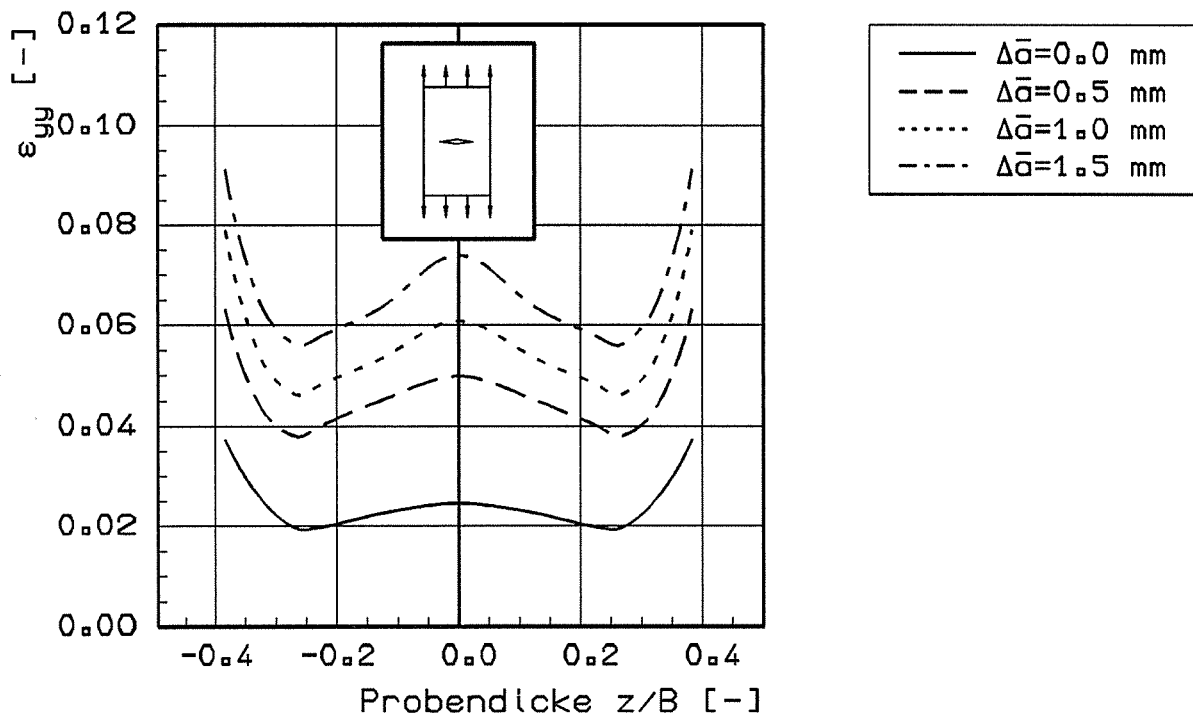


Bild 3.2.2.2-18:

Dehnungen ϵ_{yy} über die Dicke mit wachsendem Riß etwa 0.3 mm vor der Rißspitze, ADINA-3D-Analyse der M(T)-Probe

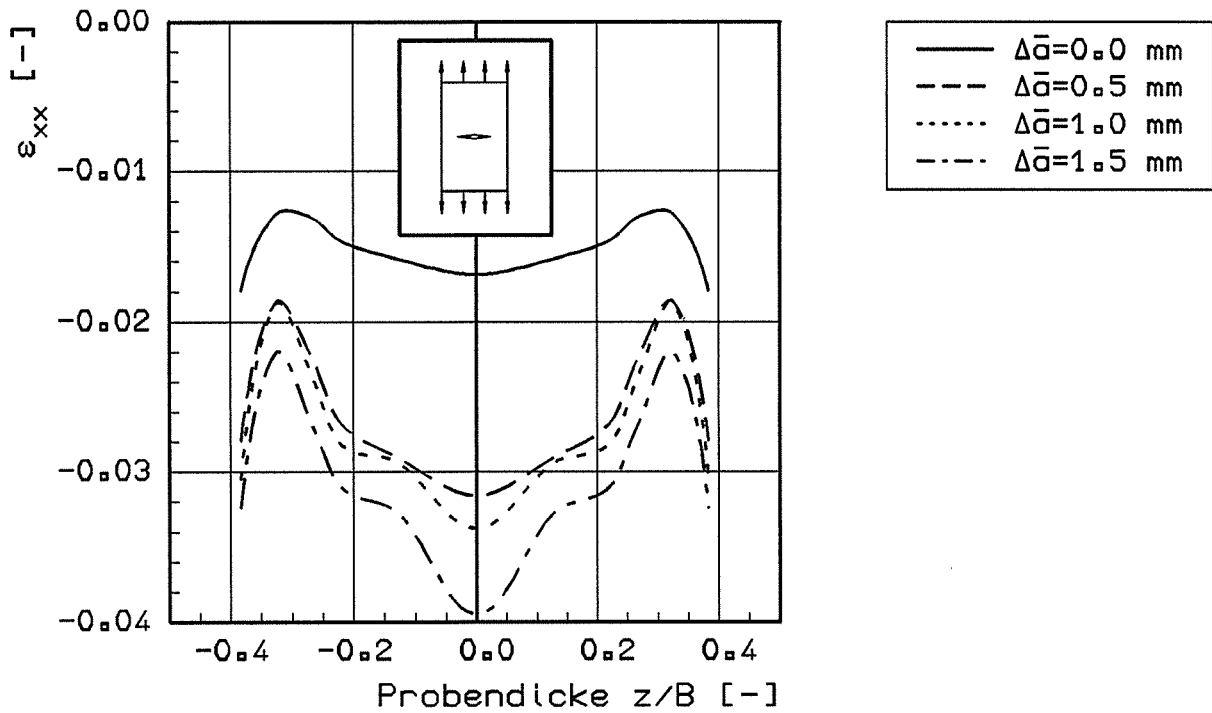


Bild 3.2.2.2-19:

Dehnungen ε_{xx} über die Dicke bei wachsendem Riß etwa 0.3 mm vor der Rißspitze, ADINA-3D-Analyse der M(T)-Probe

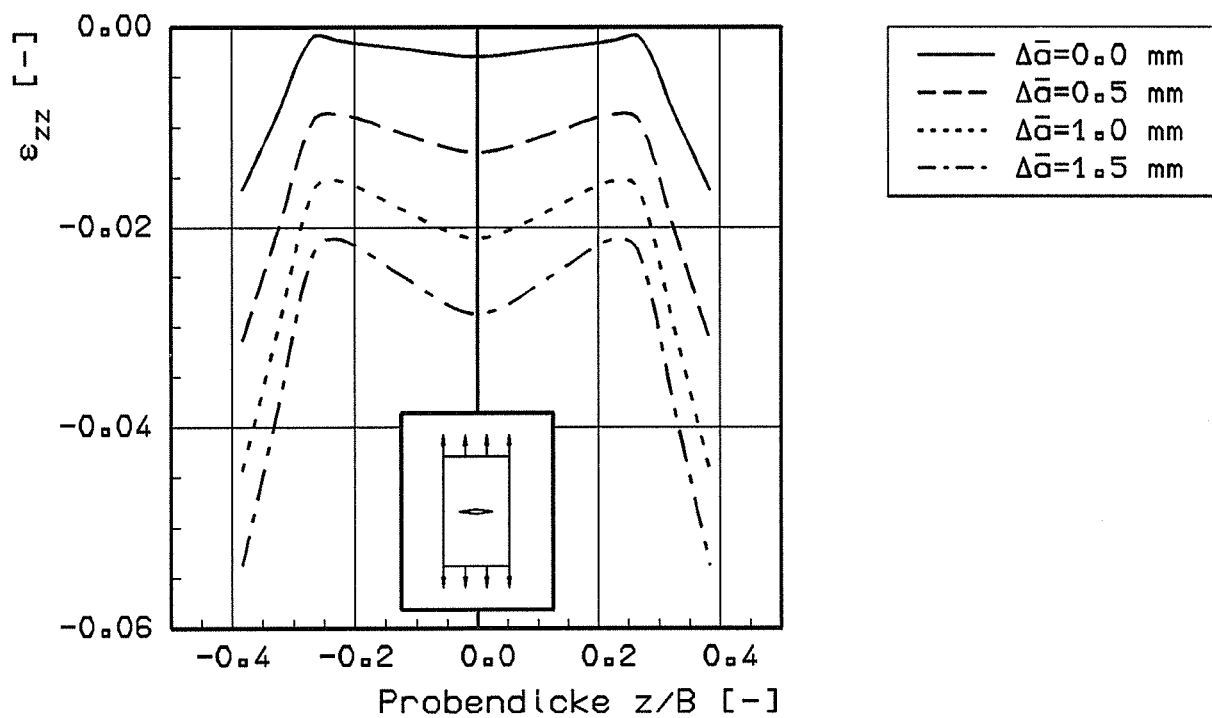


Bild 3.2.2.2-20:

Dehnungen ε_{zz} über die Dicke mit wachsendem Riß etwa 0.3 mm vor der Rißspitze, ADINA-3D-Analyse der M(T)-Probe

3.3 Rißspitzenfelder bei stationärem Rißwachstum

3.3.1 Theorie des stationären Rißwachstums

Zweck der Untersuchung

Die Kenntnis der Spannungs- und Verzerrungsfelder an der Rißspitze für elastisch-plastisches Material ist eine Kernfrage in der Bruchmechanik, da die Ermittlung des Rißwiderstandes während des Rißwachstums auf der Kenntnis der Spannungs- und Verzerrungsfelder basieren müsste. Für den stehenden Riß sind die Spannungs- und Verzerrungsfelder durch die bekannte HRR-Lösung [1, 2] beschreibbar, die die theoretische Grundlage in der elastisch-plastischen Bruchmechanik liefert. Für den wachsenden Riß gibt es wegen der Schwierigkeit der Formulierung der Feldgleichungen und der Inkonsistenz zwischen elastischen und plastischen Verzerrungsinkrementen keine allgemeingültige Lösung wie die HRR-Lösung für den stehenden Riß. Unter Voraussetzung des stationär wachsenden Risses existieren verschiedene Lösungen für unterschiedliche Materialien. Für elastisch-idealplastisches Material wurden die Lösungen von CHITALY & McCLINTOCK [3] für den Modus III und von DRUGAN, RICE & SHAM [4] für den Modus I bei ebenem Verzerrungszustand gefunden. Für linear verfestigendes Material wurde ein Spannungsfeld für den Modus III sowie für den Modus I bei ebenem Spannungszustand (ESZ) und ebenem Verzerrungszustand (EVZ) von AMAZIGO & HUTCHINSON [5] abgeleitet. Bei Berücksichtigung der Rückplastizierung hat CASTANEDA [6] die Untersuchung für gleiches Material durchgeführt und festgestellt, daß die Ergebnisse von ihm und AMAZIGO & HUTCHINSON fast identisch sind. Eine Untersuchung für potenzverfestigendes Material wurde von GAO & HWANG [7] durchgeführt. Das Problem für diese Lösung ist die Inkonsistenz der elastischen und plastischen Verzerrungsinkremente.

Die bereits existierenden Lösungen beziehen sich meistens nur auf die Feldsingularität und damit verbundene Probleme. Sie kommen nicht zu vollständigen Lösungen. Die Frage ist, wie die

vollständigen Lösungen aussehen und welches Verhältnis zwischen dem Amplitudenfaktor und der äußeren Belastung besteht.

Es wird die vollständige Beschreibung der Spannungs- und Verzerrungsfelder bei stationärem Rißwachstum für linear verfestigendes Material angestrebt. Die analytische Lösung soll mit den Ergebnissen aus einer Finite-Elemente-Simulation verglichen werden. Die Untersuchung soll zu Lösungen für den Modus I Belastungsfall, den ebenen Spannungszustand (ESZ) und den ebenen Verzerrungszustand (EVZ) bei kleinen Deformationen führen.

Theoretische Grundlage

Es wird ein kartesisches Koordinatensystem x - y Bild 3.3.1-1 eingeführt, das sich mit der Rißspitze fortbewegt. In der x - y -Ebene wird außerdem ein Polar-Koordinatensystem r - θ eingeführt, das zur Beschreibung der Feldgleichungen benutzt wird. Für die Untersuchung des stationären Rißwachstums ist die Rißwachstumsgeschwindigkeit konstant, so daß die materielle Zeitableitung durch

$$\frac{d}{dt} = -\dot{a} \frac{\partial}{\partial x} \quad (1)$$

zu ersetzen ist, wobei \dot{a} die Rißwachstumsgeschwindigkeit ist.

Die Spannungskomponenten müssen während des Rißwachstums ständig die Gleichgewichtsbedingungen erfüllen. Zur Lösung des vorliegenden Problems führen wir die AIRY'sche Spannungsfunktion ϕ ein, die stets die Gleichgewichtsbedingungen erfüllt. Dann sind die Spannungskomponenten im Polar-Koordinatensystem durch die AIRY'sche Spannungsfunktion dargestellt wie folgt:

$$\begin{aligned} \sigma_{rr} &= \frac{1}{r} \frac{\partial \phi}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \phi}{\partial \theta^2} , \\ \sigma_{\theta\theta} &= \frac{\partial^2 \phi}{\partial r^2} , \\ \sigma_{r\theta} &= -\frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{1}{r} \frac{\partial \phi}{\partial \theta} \right) . \end{aligned} \quad (2)$$

Es wird vorausgesetzt, daß der Rißspitzenbereich in eine Belastungszone und eine Entlastungszone aufgeteilt werden kann, Bild 3.3.1-2. Das Material soll sich elastisch-plastisch verhalten, die v. MISES'sche Fließbedingung erfüllen und sich linear verfestigen, Bild 3.3.1-3.

Das Materialgesetz lautet:

$$E_t \dot{\epsilon}_{ij} = \alpha [(1+\nu) \dot{\sigma}_{ij} - \nu \dot{\sigma}_{kk} \delta_{ij}] + \frac{3}{2} (1-\alpha) \frac{\dot{\sigma}_v}{\sigma_v} s_{ij}, \quad (\dot{\sigma}_v \geq 0), \quad (3)$$

$$E_t \dot{\epsilon}_{ij} = \alpha [(1+\nu) \dot{\sigma}_{ij} - \nu \dot{\sigma}_{kk} \delta_{ij}], \quad (\dot{\sigma}_v < 0),$$

wobei $\dot{\epsilon}_{ij}$ die Komponenten der Verzerrungsinkremente, $\dot{\sigma}_{ij}$ die der Spannungsinkremente sind und s_{ij} der Deviator ist. Die Verzerrungsinkremente sind nicht unabhängig voneinander und müssen noch die Kompatibilitätsbedingung

$$\frac{1}{r} \frac{\partial^2 \dot{\gamma}_{r\theta}}{\partial r \partial \theta} - \frac{\partial^2 \dot{\epsilon}_{\theta\theta}}{\partial r^2} - \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \dot{\epsilon}_{rr}}{\partial \theta^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \dot{\epsilon}_{rr}}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial \dot{\gamma}_{r\theta}}{\partial \theta} - \frac{2}{r} \frac{\partial \dot{\epsilon}_{\theta\theta}}{\partial r} = 0 \quad (4)$$

erfüllen, die die Bestimmungsgleichung für die AIRY'sche Spannungsfunktion ϕ ist.

Für die asymptotische Analyse werden die potenzfrmigen Ansatzfunktionen für die AIRY'sche Spannungsfunktion, die Spannungen und Verzerrungen wie folgt verwendet:

$$\begin{aligned} \phi(r, \theta) &= A \sigma_0 r^{-s+2} \bar{\phi}(\theta) \\ \sigma_{ij}(r, \theta) &= A \sigma_0 r^{-s} \bar{\sigma}_{ij}(\theta) \\ \epsilon_{ij}(r, \theta) &= A \epsilon_0 r^{-s} \bar{\epsilon}_{ij}(\theta) \end{aligned} \quad (5)$$

Durch Einsetzen der Gleichungen (5) in die Gleichungen (2), (3) und (4) sowie unter Berücksichtigung der verschwindenden Spannungskompo-

nenten σ_{xz} , σ_{yz} , σ_{zz} für ESZ und der verschwindenden Verzerrungskomponenten ϵ_{xz} , ϵ_{yz} , ϵ_{zz} für EVZ sowie durch Eliminieren des Amplitudenfaktors A und des Radius r entstehen eindimensionale Differentialgleichungen fünfter Ordnung,

$$\bar{\phi}^{(5)}(\theta) = F(\bar{\phi}^{(4)}, \bar{\phi}^{(3)}, \bar{\phi}''', \bar{\phi}', \bar{\phi}, \alpha, s, \theta_p, \theta)$$

$$ESZ \quad (6)$$

$$\bar{\phi}^{(5)}(\theta) = F(\bar{\phi}^{(4)}, \bar{\phi}^{(3)}, \bar{\phi}''', \bar{\phi}', \bar{\phi}, \alpha, s, \theta_p, \theta, \bar{\sigma}_{zz})$$

$$EVZ$$

Um diese Differentialgleichungen (6) lösen zu können, müssen die Randbedingungen und Symmetriebedingungen für den Modus I berücksichtigt werden. Sie lauten:

$$\bar{\phi}(\pi) = \bar{\phi}'(\pi) = \bar{\phi}'(0) = \bar{\phi}'''(0) = 0$$

$$\bar{\phi}^{(4)}(0) = F[\bar{\phi}(0), \bar{\phi}''(0), s, \alpha]$$

für den ESZ

$$\bar{\phi}^{(4)}(0) = F[\bar{\phi}(0), \bar{\phi}''(0), s, \alpha, \bar{\sigma}_{zz}] \quad (7)$$

für den EVZ

$$\bar{\sigma}_{zz}(0) = F_1[\bar{\phi}(0), \bar{\phi}''(0), s, \alpha]$$

für den EVZ

Die Differentialgleichungen (6) und die Randbedingungen (7) bilden ein homogenes Differentialgleichungssystem, so daß eine Normierungsbedingung

$$\bar{\sigma}_v(0) = 1 \quad (8)$$

eingeführt werden kann. Es müssen noch die Übergangsbedingungen zwischen der Belastungs- und der Entlastungszone an der Stelle θ_p berücksichtigt werden, nämlich

$$[\sigma_{ij}] = [\dot{\sigma}_{ij}] = [u_i] = [\dot{u}_i] = 0. \quad (9)$$

Das Differentialgleichungssystem (6) mit der

Normierung (8) sowie den Rand- und Übergangsbedingungen (7), (9) ist wegen des elastisch-plastischen Materials analytisch nicht lösbar und wurde deshalb mit einem numerischen Schießverfahren gelöst. Beim Integrieren der Gleichungen (3) wurden die Verzerrungen unter Berücksichtigung der Bedingungen (8) und (9) ermittelt. Als Kontrolle wurden die ermittelten Ergebnisse in die Kompatibilitätsbedingung

$$\frac{1}{r} \frac{\partial^2 \gamma_{r\theta}}{\partial r \partial \theta} - \frac{\partial^2 \epsilon_{\theta\theta}}{\partial r^2} - \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \epsilon_{rr}}{\partial \theta^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \epsilon_{rr}}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial \gamma_{r\theta}}{\partial \theta} - \frac{2}{r} \frac{\partial \epsilon_{\theta\theta}}{\partial r} = 0 ,$$

eingesetzt, die ständig erfüllt wurden. Eine genauere Beschreibung über die Formulierung der Feldgleichungen und das numerische Verfahren findet man in [8].

Ergebnisse der analytischen Lösungen

Im Bild 3.3.1-4 ist zu sehen, daß die Singularität s um so stärker abnimmt, je weniger verfestigend das Material ist. Sie fällt für den ebenen Spannungszustand (ESZ) und ebenen Verzerrungszustand (EVZ) nicht mehr zusammen wie in der HRR-Theorie für den stehenden Riß. Das Bild 3.3.1-5 zeigt die Verläufe des Entlastungswinkels θ_p . Der Entlastungswinkel für den ebenen Spannungszustand (ESZ) ist um so kleiner, je weniger verfestigend das Material ist. Im Gegensatz zum ESZ nimmt der Entlastungswinkel für den ebenen Verzerrungszustand (EVZ) mit schwächer werdender Verfestigung α zu.

Die Bilder 3.3.1-6 und 3.3.1-7 zeigen die Spannungsverteilungen um die Rißspitze für den ESZ und EVZ. Die Spannungen σ_{xx} , σ_v beim ESZ und σ_{xx} , σ_{zz} und σ_v beim EVZ haben nahe dem Rißufer sehr große Werte. Die Vergleichsspannung σ_v ist beim EVZ im Ligament im Vergleich zu anderen Komponenten sehr klein. In den Bildern 3.3.1-8 und 3.3.1-9 sind die Verzerrungsverteilungen um die Rißspitze dargestellt. Die Verzerrungskomponenten für den ESZ sind im Bereich $\theta=0^\circ-135^\circ$ fast konstant und lediglich die Kom-

ponenten ϵ_{yy} und ϵ_{zz} erreichen am Rißufer große Werte. Außerdem sind die Verzerrungskomponenten ϵ_{yy} und γ_{xy} für den EVZ am Rißufer ebenfalls sehr groß. Die Bilder 3.3.1-10 und 3.3.1-11 zeigen die Ligamentwerte der Spannungen und Verzerrungen in Abhängigkeit der Verfestigung α . Sie hängen in komplizierter Weise vom Materialverhalten ab.

Literatur zu 3.3.1:

- [1] HUTCHINSON, J. W.: Singular behavior at the end of a tensile crack in a hardening material. *J. Mech. Phys. Solids*, 16 (1968), 13-31.
- [2] RICE, J. R., ROSENGREN, G. F.: Plane strain deformation near a crack tip in a power law hardening material. *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 16 (1968), 1-12.
- [3] CHITALY, A. D., McCLINTOCK, F. A.: Elastic-plastic mechanics of steady state crack growth under anti-plane shear. *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 19 (1971), 147-163.
- [4] DRUGAN, W. J., RICE, J. R., SHAM, T. L.: Asymptotic analysis of growing plane strain tensile cracks in elastic-ideally plastic solids. *J. Mech. Phys. Solids*, 30 (1982), 447-473.
- [5] AMAZIGO, J. C., HUTCHINSON, J. W.: Crack tip fields in steady crack growth with strain hardening. *J. Mech. Phys. Solids*, 25 (1977), 81-97.
- [6] CASTANEDA, P. P.: Asymptotic fields in steady crack growth with linear strain hardening. *J. Mech. Phys. Solids*, 35 (1987), 227-268.
- [7] GAO, Y. C., HWANG, K. C.: Elastic-plastic fields in steady crack growth in a strain hardening material. *Proceedings of Fifth International Conference on Fracture*, Francois, D., Ed., Pergamon Press, New York, 2, 669-682.
- [8] GUO, T.: Untersuchung des singulären Rißspitzenfeldes bei stationärem Rißwachstum in verfestigendem Material. Bei der Fakultät für Maschinenbau der Ruhr-Universität Bochum eingereichte Dissertation, 1993.

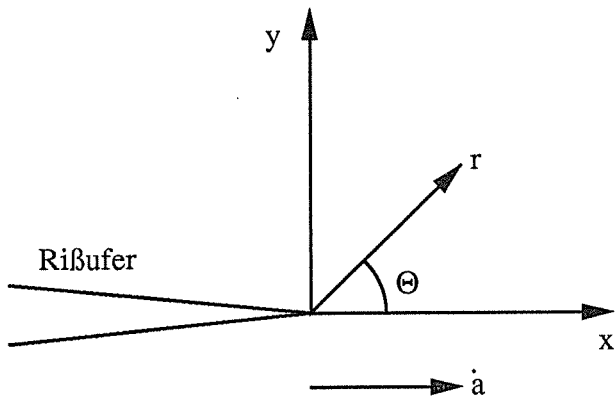


Bild 3.3.1-1:
Koordinatensystem

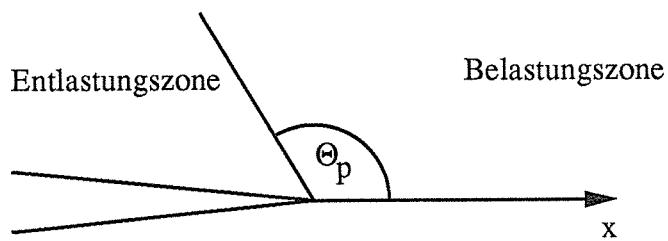


Bild 3.3.1-2:
Definition des Entlastungswinkels Θ_p

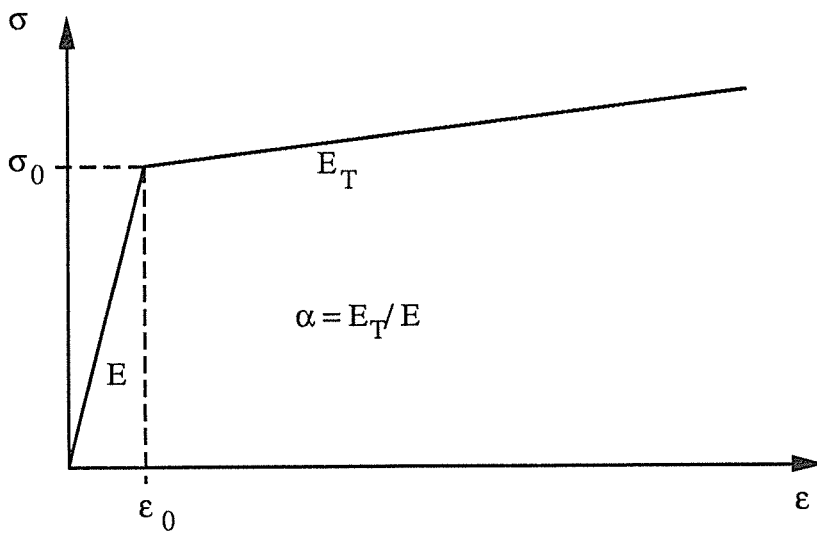


Bild 3.3.1-3:
Materialkennlinie für bilineares Materialverhalten

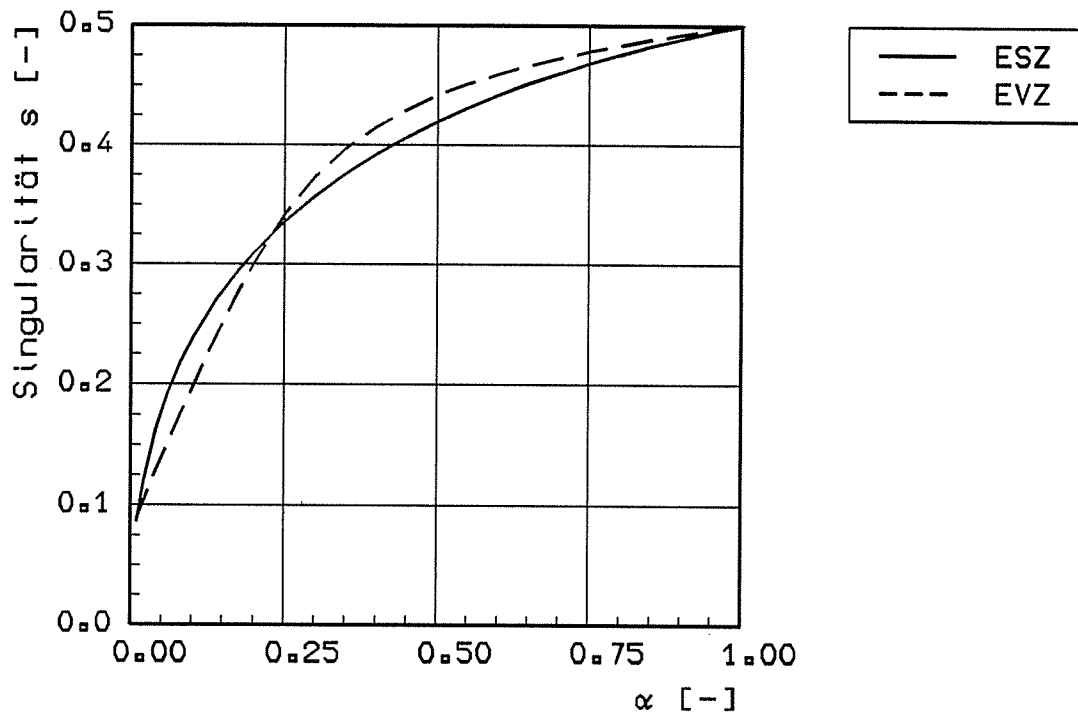


Bild 3.3.1-4:

Singularität in Abhängigkeit von der Verfestigung
 Bilineares Werkstoffverhalten, $\nu = 0.3$

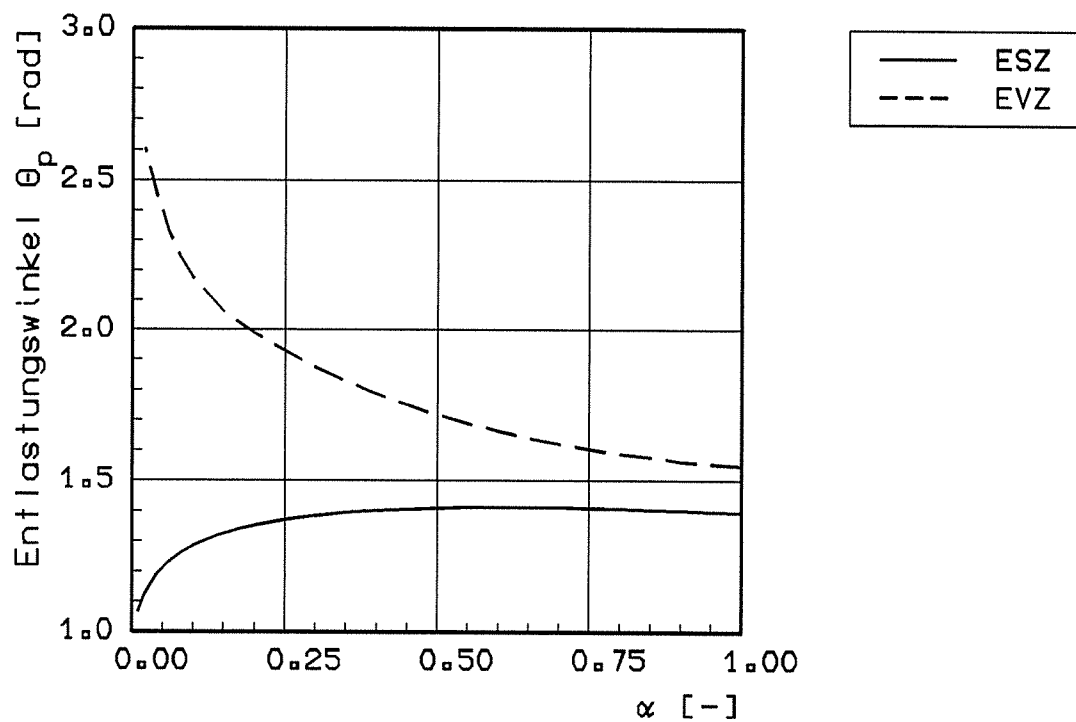


Bild 3.3.1-5:

Entlastungswinkel in Abhängigkeit von der Verfestigung
 Bilineares Werkstoffverhalten, $\nu = 0.3$

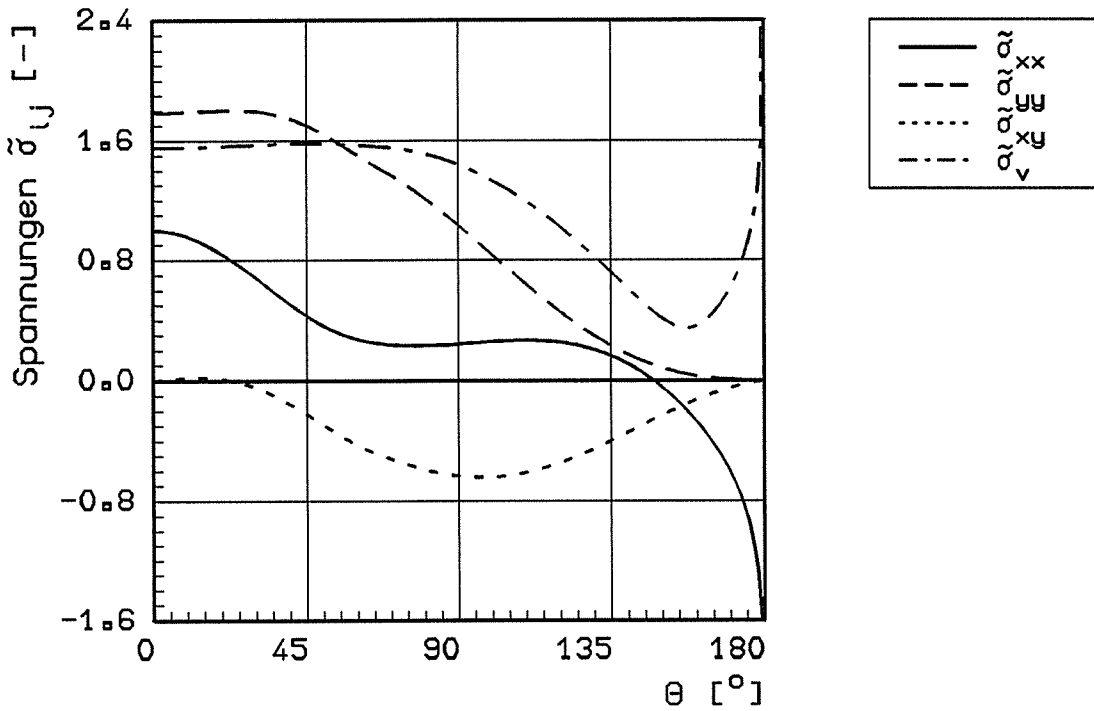


Bild 3.3.1-6:

Winkelfunktionen der Spannungen
 Bilineares Werkstoffverhalten (ESZ)
 $\alpha = 0.03$, $\nu = 0.3$, Normiert auf $\tilde{\sigma}_{xx}(0^\circ) = 1$

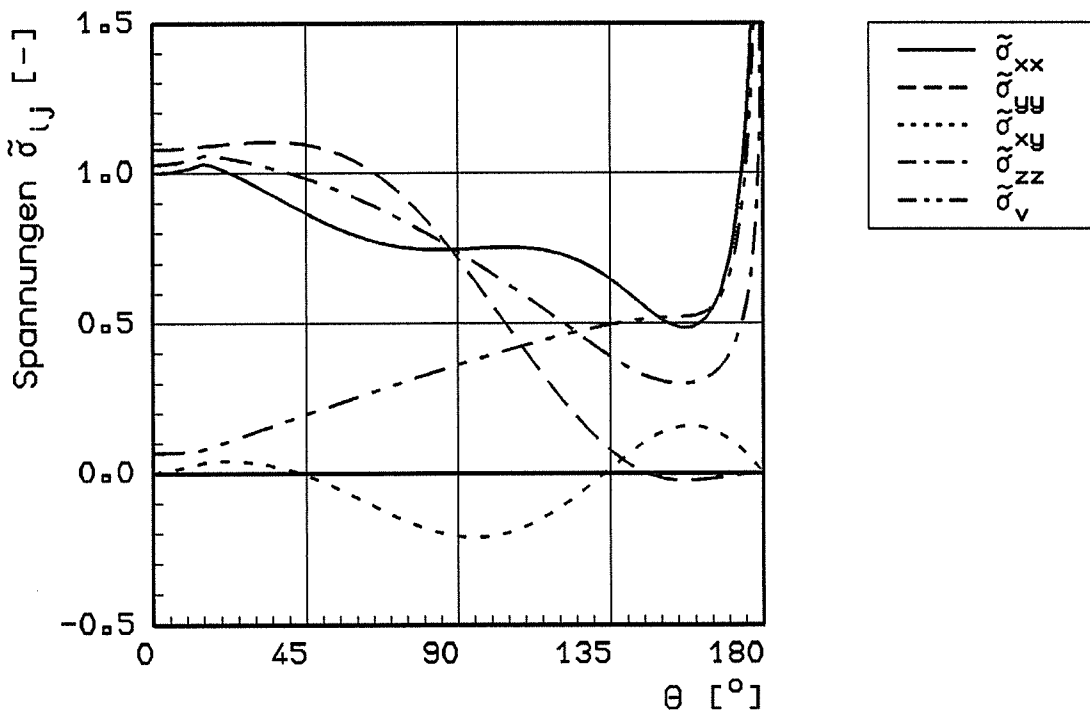


Bild 3.3.1-7:

Winkelfunktionen der Spannungen
 Bilineares Werkstoffverhalten (EVZ)
 $\alpha = 0.03$, $\nu = 0.3$, Normiert auf $\tilde{\sigma}_{xx}(0^\circ) = 1$

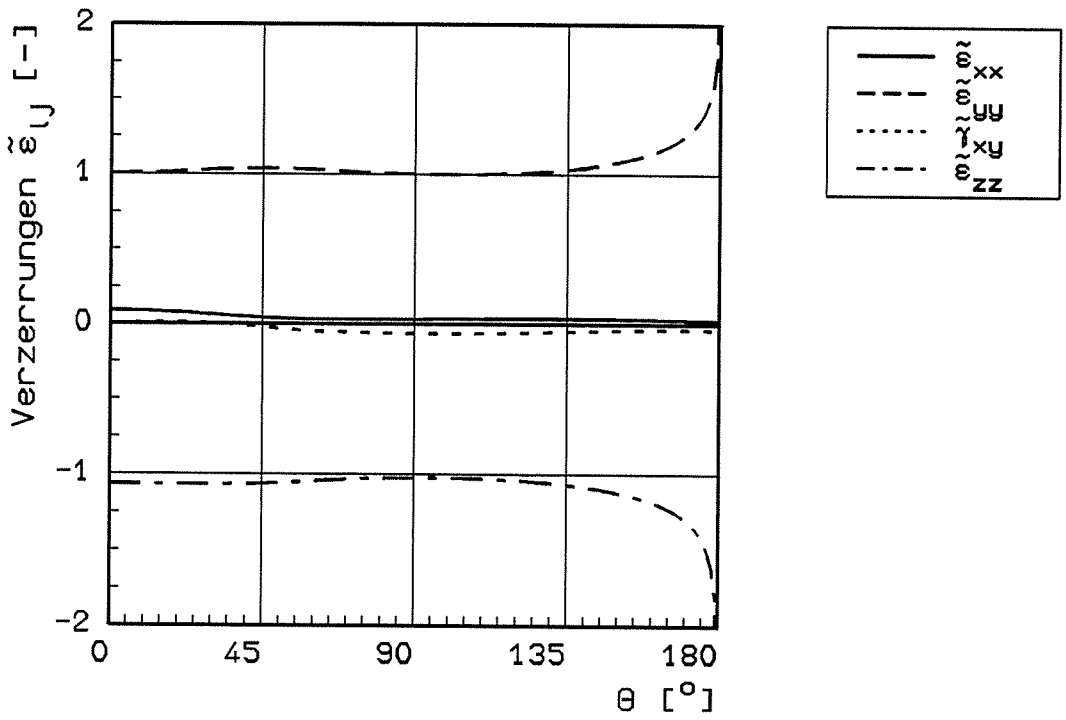


Bild 3.3.1-8:

Winkelfunktionen der Verzerrungen
 Bilineares Werkstoffverhalten (ESZ)
 $\alpha = 0.03, \nu = 0.3$, Normiert auf $\tilde{\epsilon}_{yy}(90^\circ) = 1$

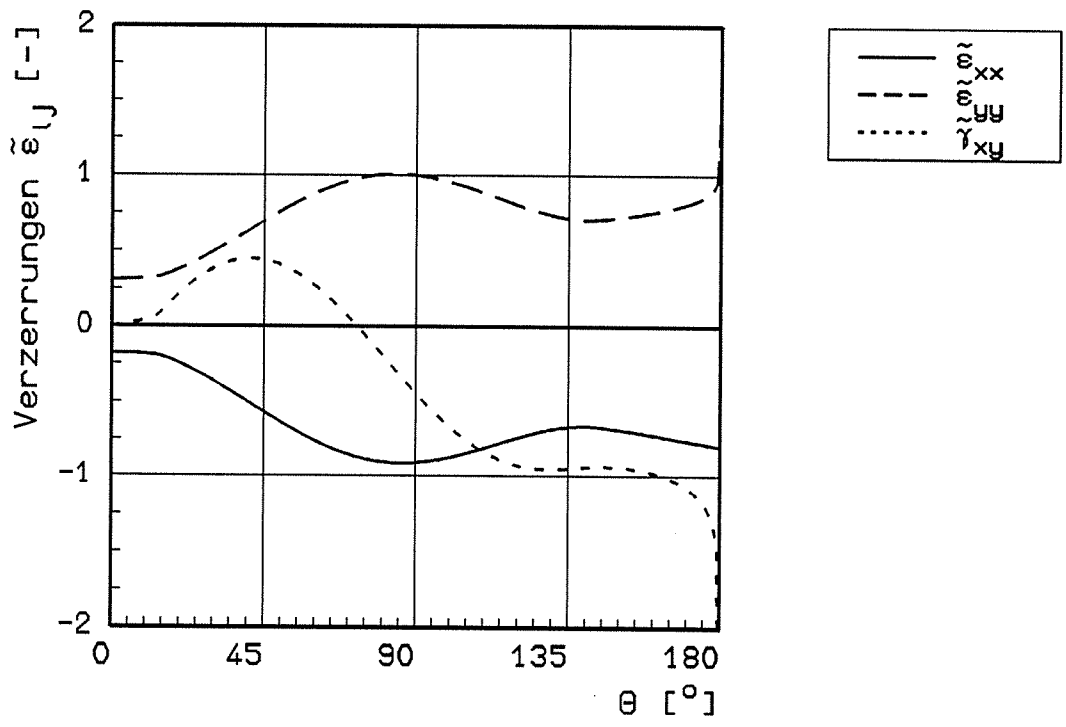


Bild 3.3.1-9:

Winkelfunktionen der Verzerrungen
 Bilineares Werkstoffverhalten (EVZ)
 $\alpha = 0.03, \nu = 0.3$, Normiert auf $\tilde{\epsilon}_{yy}(90^\circ) = 1$

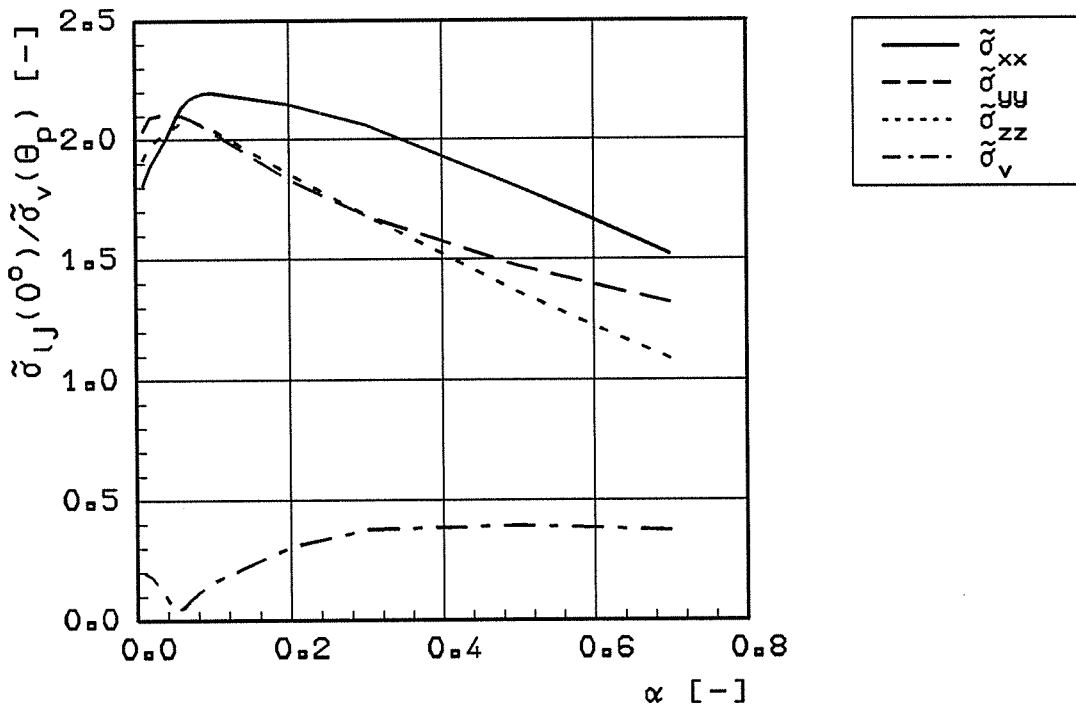


Bild 3.3.1-10:

Winkelfunktionen der Spannungen im Ligament (EVZ)
bilineares Werkstoffverhalten

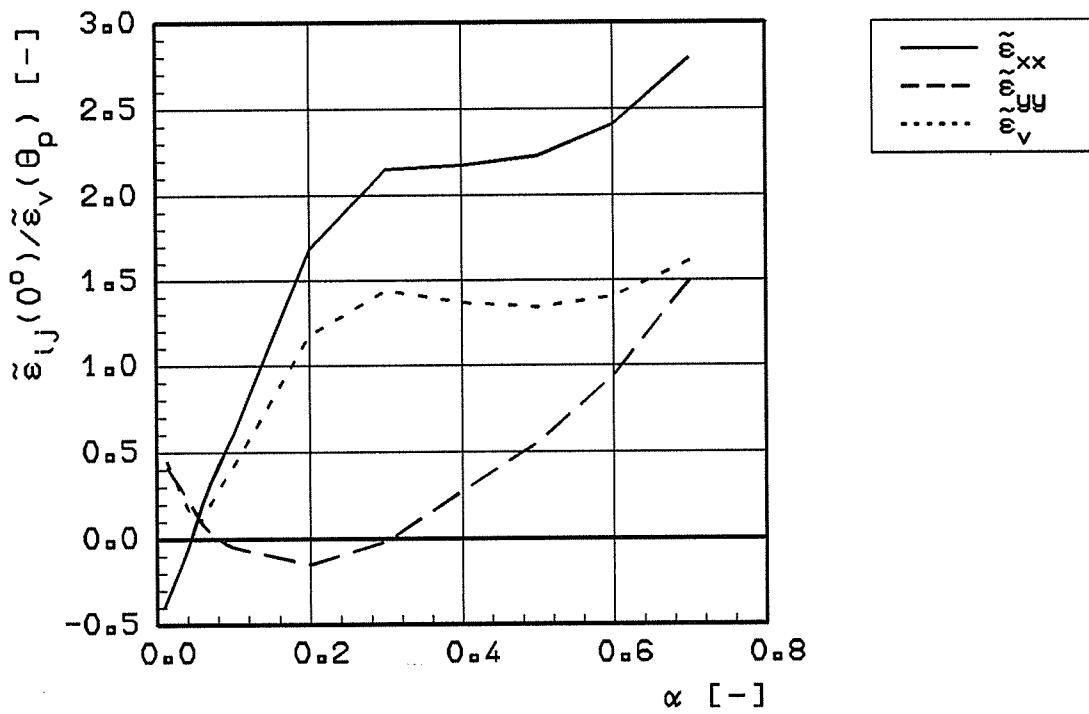


Bild 3.3.1-11:

Winkelfunktionen der Verzerrungen im Ligament (EVZ)
bilineares Werkstoffverhalten

3.3.2 Numerische Simulation des stabilen Rißwachstums bei bilinearem Materialverhalten

Vorgehensweise

Im Abschnitt 3.3.1 wurden die analytischen Nahfeldlösungen des stationär wachsenden Risses bereits ermittelt. Es stellt sich nun die Frage, inwieweit die analytischen Ergebnisse auf das reale Rißwiderstandsverhalten von bruchmechanischen Proben und Bauteilen übertragbar und anwendbar sind. Die Beantwortung dieser Frage ist nicht unmittelbar aus dem Experiment möglich, da diese Spannungen und Verzerrungen nicht direkt meßbar sind. Deshalb wurden numerische Simulationen der Versuche nach der Methode der finiten Elemente durchgeführt.

Die Finite Elemente Analysen [1] wurden mit dem FEM-Programm ADINA [2] Version 5.6 durchgeführt, in das die von SIEGELE und SCHMITT [3] entwickelten Rißfortschrittsroutinen "IWM-Crack" implementiert wurden. Diese simulieren das Rißwachstum durch eine Kombination von Knotenversetzungen und -freisetzungen. Für die Berechnungen wurde das elastisch-plastische Materialmodell mit der v. MISES'schen Fließbedingung und isotroper Verfestigung verwendet. Entsprechend den Ansätzen in der Theorie (vgl. Abschnitt 3.3.1) wurde lineares Verfestigungsverhalten berücksichtigt. Die verwendeten Materialeigenschaften sind in Tabelle 3.3.2-1 zusammengestellt.

Um die aus der numerischen Rißwachstumssimulation ermittelten Ergebnisse mit den analytischen Lösungen des stationären Rißwachstums vergleichen zu können, ist es notwendig, eine hinreichend feine Elementierung im Rißspitzenfeld vorzusehen. Deshalb wurden im Ligamentbereich isoparametrische, quadratische 8-Knoten-Elemente mit einer Seitenlänge von 0,05 mm verwendet. Um die Anzahl der Freiheitsgrade und damit den numerischen Aufwand in Grenzen zu halten, wurde ein Ausschnitt aus den im Abschnitt 3.2.2.1 beschriebenen Probenmodellen gewählt, Bild 3.3.2-1. Der Systemausschnitt und das damit maximal mögliche Rißwachstum wurde so groß

gewählt, daß stationäres Rißwachstum zu erwarten ist. Die Beanspruchung der FEM-Systemausschnitte erfolgte verschiebungsgesteuert über die Randknoten des Ausschnitts, die nur elastische Verschiebungen erfahren, Bild 3.3.2-1. Die Randknotenverschiebungen wurden den Simulationsrechnungen für die C(T)- und M(T)-Probenmodelle aus Abschnitt 3.2.2.1 entnommen. Das stabile Rißwachstum wurde über die Verschiebungs(u)-Rißfortschritts(Δa)-Kurve mit der Rißöffnungsverschiebung u_y des linken oberen Eckknotens der Ausschnitte gesteuert.

Ergebnisse aus den FEM-Simulationen

Die Bilder 3.3.2-2a bis 3.3.2-6b zeigen die Spannungs- und Verzerrungsverläufe aus verschiedenen Lastschritten im Ligament. Sie sind an die jeweilige aktuelle Rißspitze vorgeschoben, um zu prüfen, ob das Rißspitzenfeld stationär ist. Dabei zeigt sich, daß das Rißspitzenfeld für die C(T)-Probe bereits nach wenigen Lastschritten stationär wird, während der stationäre Prozeß für die M(T)-Probe später und hier nur näherungsweise auftritt. Das bedeutet, daß für die M(T)-Probe ein größeres stabiles Rißwachstum erforderlich ist, um ein stationäres Rißspitzenfeld zu erreichen. Es ist außerdem zu beobachten, daß sowohl die Spannungen, Bilder 3.3.2-2a bis 3.3.2-4b, als auch die Verzerrungen, Bilder 3.3.2-5a bis 3.3.2-6b, der C(T)-Probe deutlich niedriger liegen als die Spannungen und Verzerrungen der M(T)-Probe, was mit der im vorangegangenen Abschnitt 3.3.1 beschriebenen Theorie übereinstimmt. Die Verzerrungskomponente ϵ_{xx} für die C(T)-Probe im Ligament, Bild 3.3.2-6a, verläuft von negativen Werten bis zu positiven Werten, während in der Theorie nur negative Werte auftreten. Dies könnte dadurch verursacht werden, daß der Systemausschnitt relativ klein und das Ligament nicht lang genug ist, wodurch der Systemausschnittsrand sich störend auf die Rechnung auswirken könnte.

Die Bilder 3.3.2-7a und 3.3.2-7b zeigen die doppellogarithmischen Darstellungen der Spannungen und Verzerrungen für die C(T)-Probe und die M(T)-Probe im Ligament. Die Kurven verlaufen fast parallel, unabhängig von den Spannungs- und

Verzerrungskomponenten und auch unabhängig vom Probenotyp. Lediglich die Kurven von σ_{xx} für die M(T)-Probe und von σ_{zz} und ϵ_{yy} für die C(T)-Probe zeigen etwas größere Abweichungen. Die Steigung der Kurven ist die Singularität s der Ansatzfunktionen nach Abschnitt 3.3.1 Gl.(5). Ihr Wert beträgt etwa 0,14 und stimmt mit dem Wert der Theorie von 0,12 gut überein.

In den Bildern 3.3.2-8a bis 3.3.2-9d sind die Spannungen und Verzerrungen längs zweier ausgewählter Radien um die Rißspitze dargestellt. Sie sind so normiert, daß die Spannungs- und Verzerrungsverläufe um die Rißspitze nur einen Winkelanteil zeigen wie in der Theorie mit den Ansatzfunktionen im Abschnitt 3.3.1 nach Gl.(5). Daraus geht hervor, daß die Winkelfunktionen der Spannungen und Verzerrungen nicht nur unabhängig von den gewählten Radien, sondern auch unabhängig vom Probenotyp sind. Die Kurven für die Spannungen und Verzerrungen stimmen im Bereich von $\theta=0^\circ-135^\circ$ gut überein. Abweichungen treten sowohl für Spannungen als auch für Verzerrungen nahe dem Rißufer auf. Außerdem haben die Spannungen σ_{xx} , σ_y und die Verzerrungen ϵ_{yy} , γ_{xy} am Rißufer große Werte, wie das nach der Theorie zu erwarten ist, siehe Bilder 3.3.1-6 und 3.3.1-7.

Die Bilder 3.3.2-10a bis 3.3.2-11e stellen den Amplitudenfaktor A aus den Spannungen und Verzerrungen im Ligament dar. Der Amplitudenfaktor A ist im Bereich von $x-\Delta a=0,2-0,8$ mm, wo die asymptotische Lösung gültig ist, etwa konstant und näherungsweise unabhängig von den Spannungs- und Verzerrungskomponenten. Für die M(T)-Probe ergibt sich ein größerer Amplitudenfaktor A von etwa 4,5 als für die C(T)-Probe mit einem A von etwa 2,6.

Literatur zu 3.3.2:

- [1] FRICKE, St.: Numerische Analyse des Spannungsfeldes bei stationärer Rißausbreitung in duktilem Werkstoff. Diplomarbeit der Technischen Universität Berlin, 1991.
- [2] BATHE, K.-J.: ADINA, a finite element program for automatic dynamic incremental nonlinear analysis. Report ARD 87-10, ADINA Engineering Inc., Watertown/MA, 1987.
- [3] SIEGELE, D., SCHMITT, W.: Determination and Simulation of stable crack growth in ADINA. Computer & Structures 17 (1983), 697-703.

Tabelle 3.3.2-1
Materialeigenschaften

E	= 210 000 MPa	Elastizitätsmodul
α	= $E_T/E = 0.03$	Verfestigungsparameter
ν	= 0.3	Querkontraktion
σ_0	= 460 MPa	Fließspannung

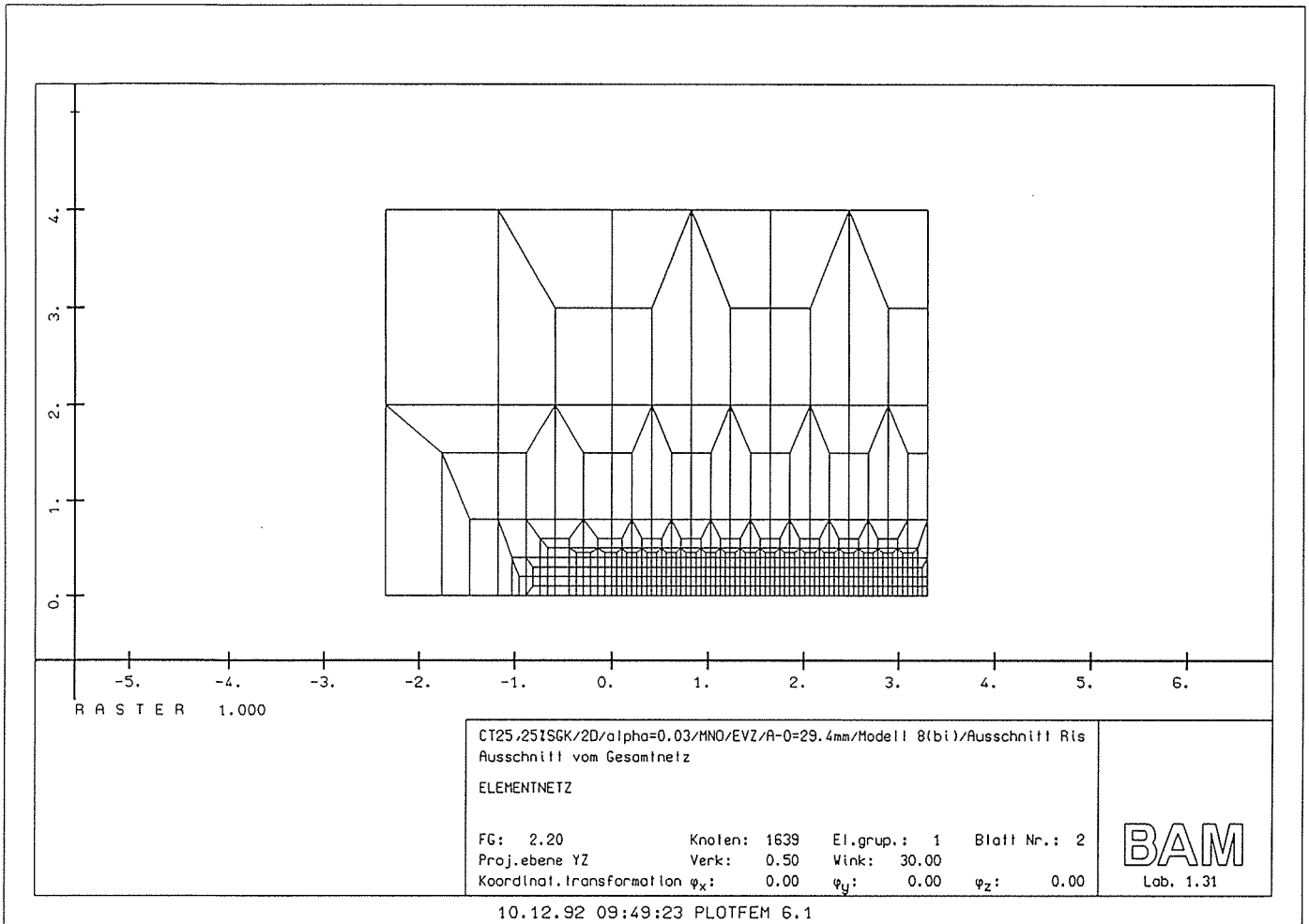


Bild 3.3.2-1

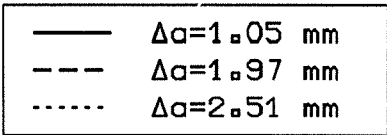
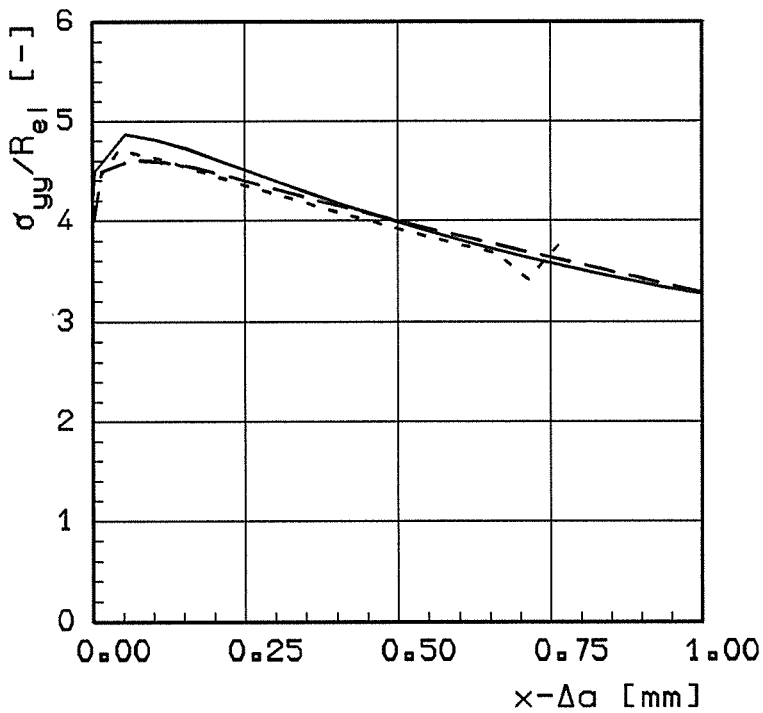


Bild 3.3.2-2a:

Spannungen im Ligament
 FE-Simulation für C(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$

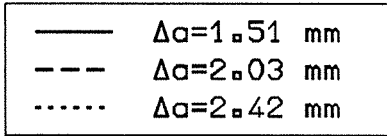
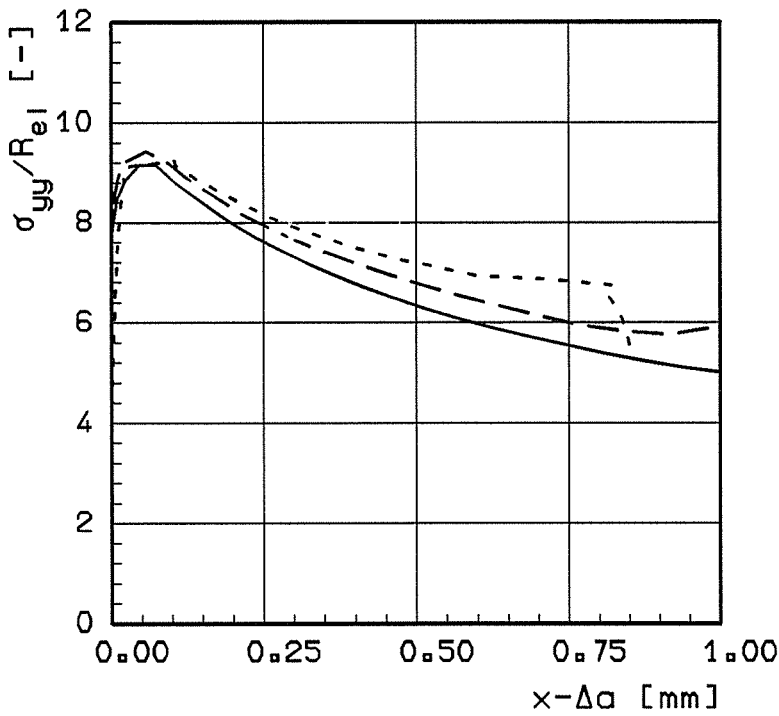


Bild 3.3.2-2b:

Spannungen im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$

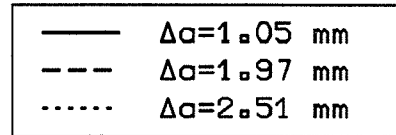
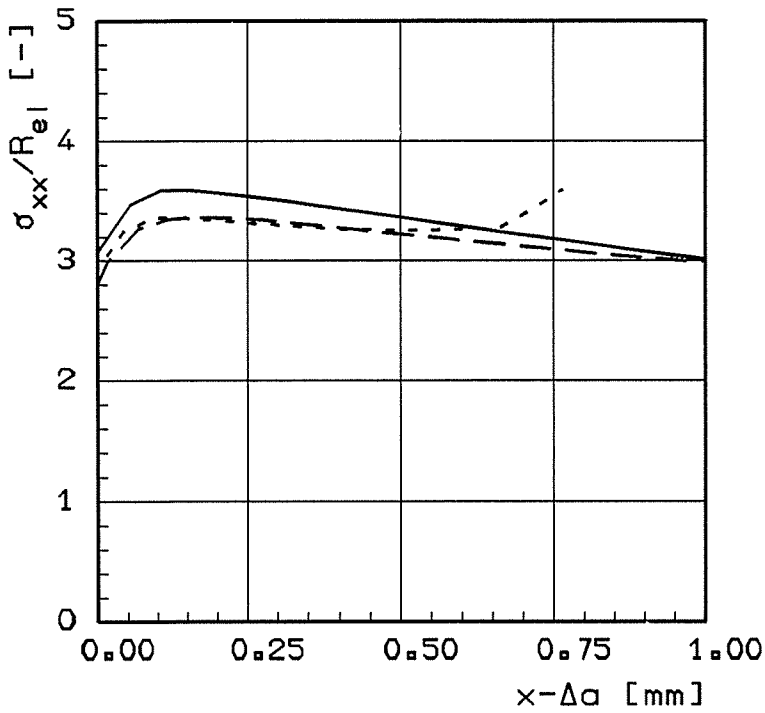


Bild 3.3.2-3a:

Spannungen im Ligament
 FE-Simulation für C(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$

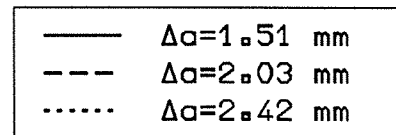
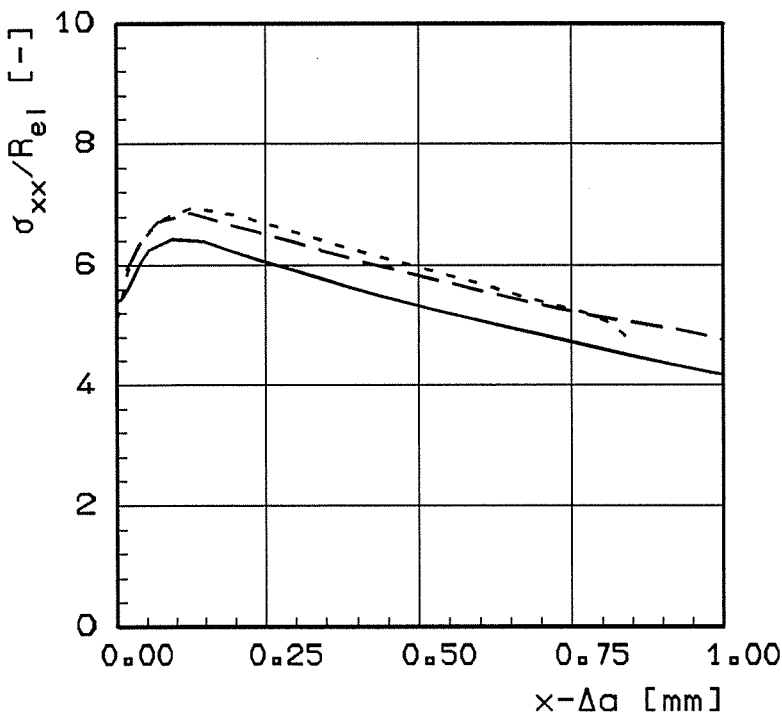


Bild 3.3.2-3b:

Spannungen im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$

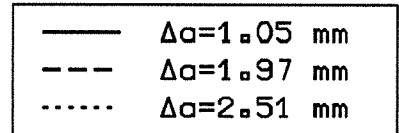
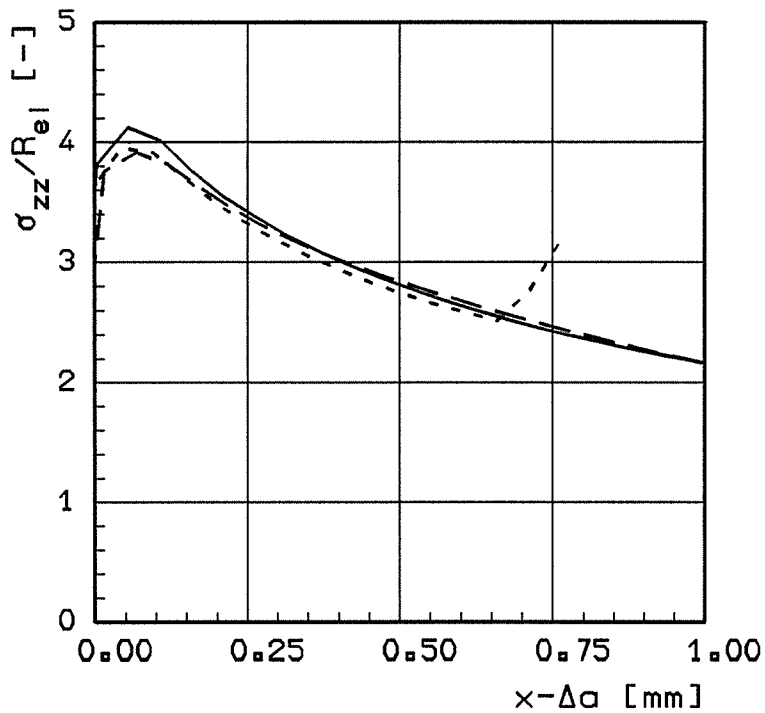


Bild 3.3.2-4a:

Spannungen im Ligament
 FE-Simulation für C(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$

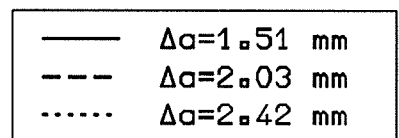
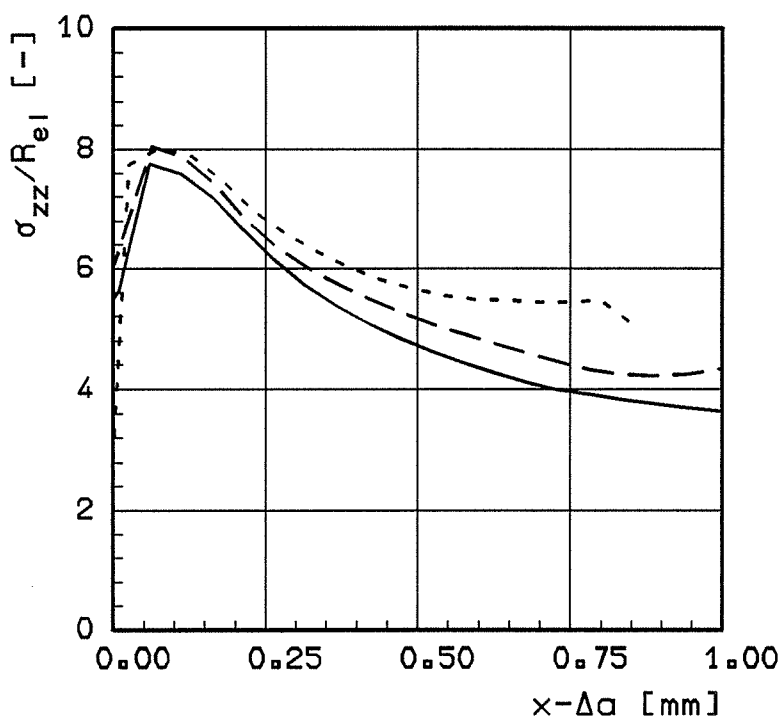


Bild 3.3.2-4b:

Spannungen im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$

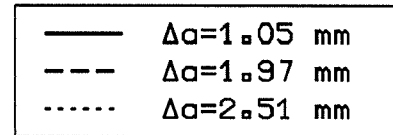
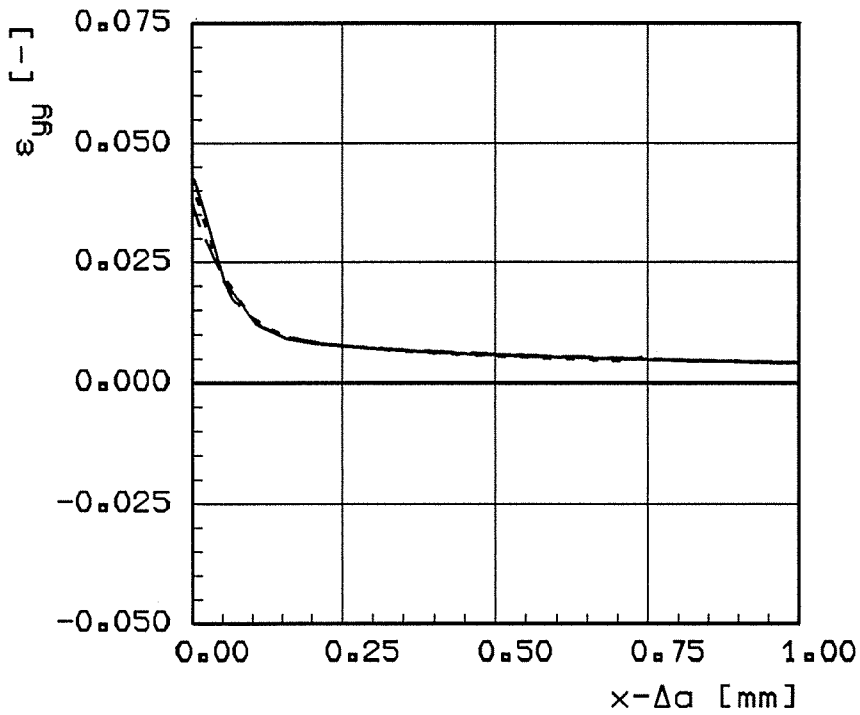


Bild 3.3.2-5a:

Verzerrungen im Ligament
 FE-Simulation für C(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$

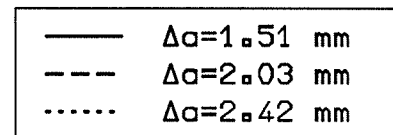
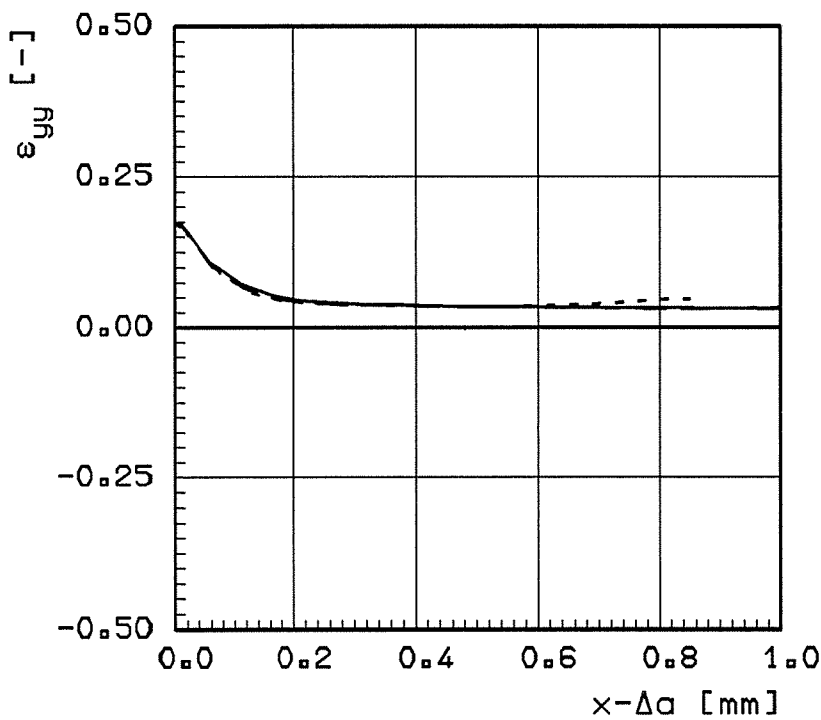


Bild 3.3.2-5b:

Verzerrungen im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$

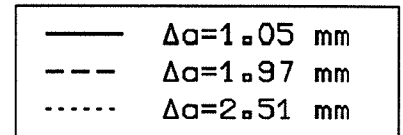
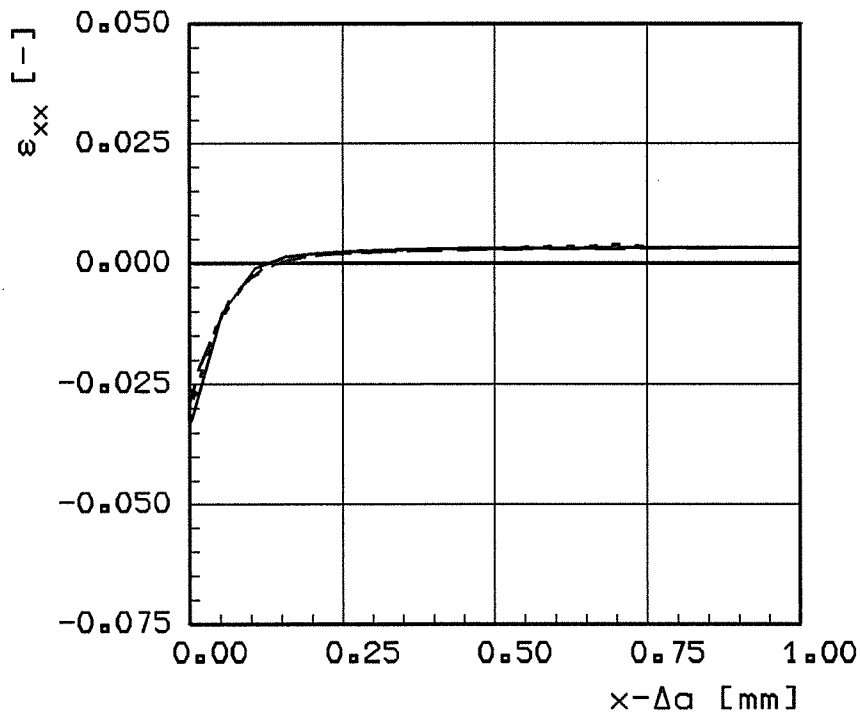


Bild 3.3.2-6a:

Verzerrungen im Ligament
 FE-Simulation für C(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$

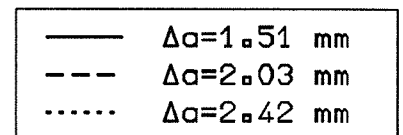
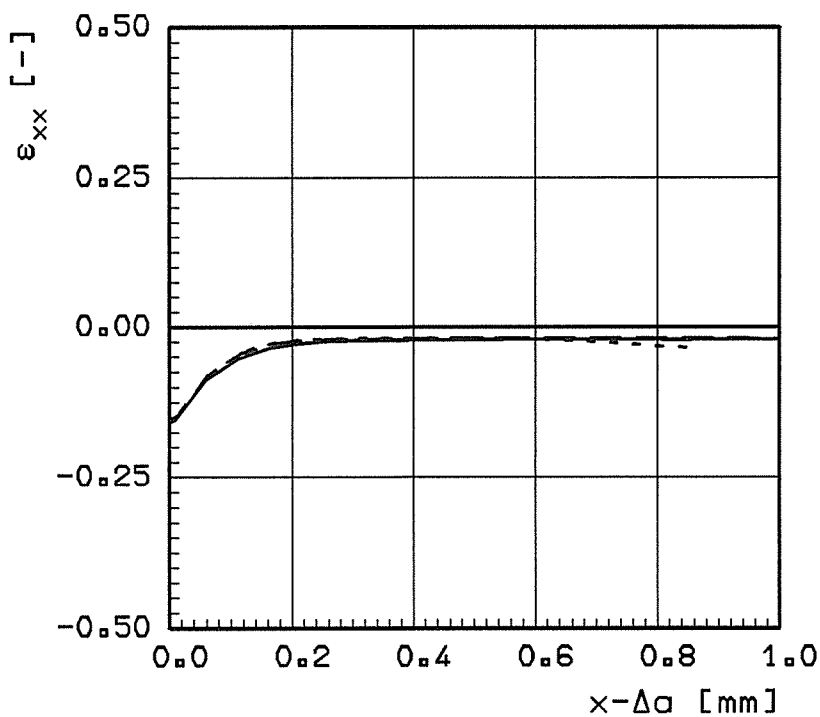


Bild 3.3.2-6b:

Verzerrungen im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$

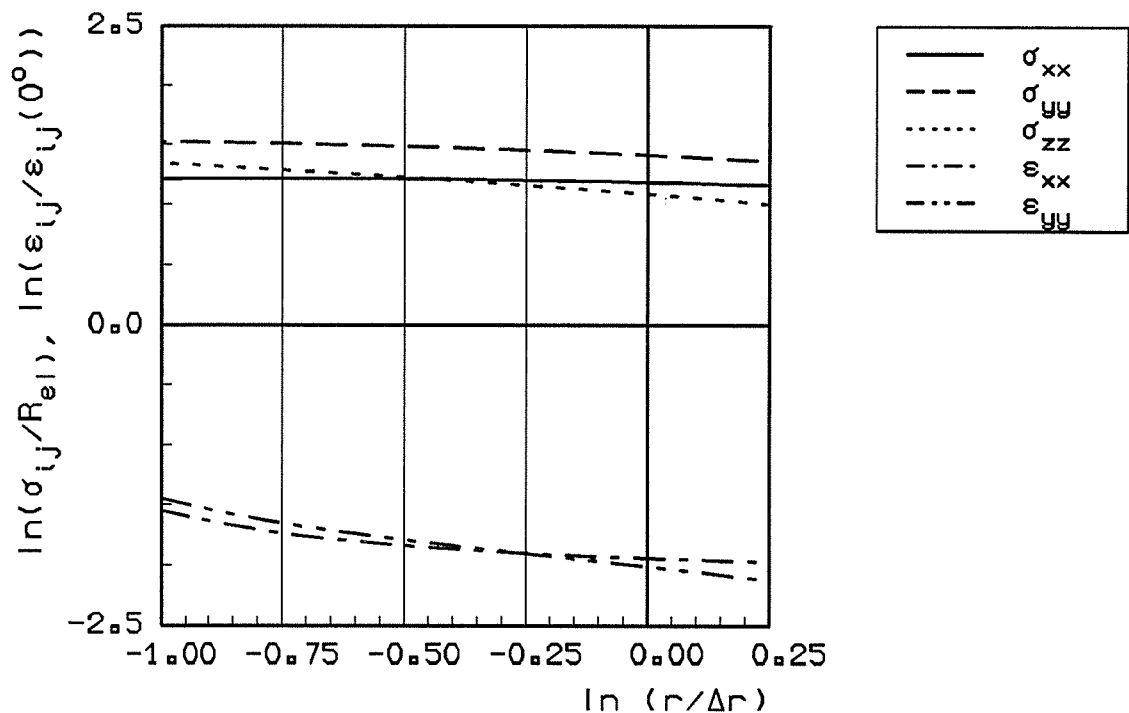


Bild 3.3.2-7a:

Bestimmung der Singularität im Ligament
 FE-Simulation für C(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$
 $\Delta a = 2\text{mm}$, $\Delta r = 0.5\text{mm}$

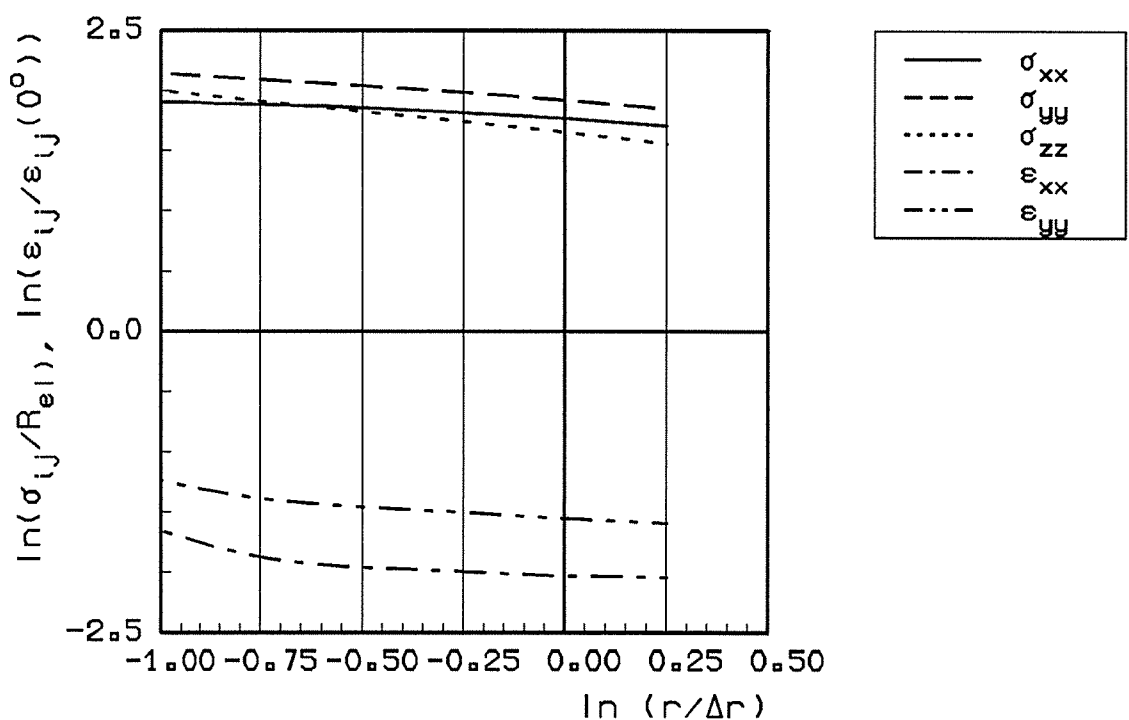


Bild 3.3.2-7b:

Bestimmung der Singularität im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$
 $\Delta a = 2\text{mm}$, $\Delta r = 0.5\text{mm}$

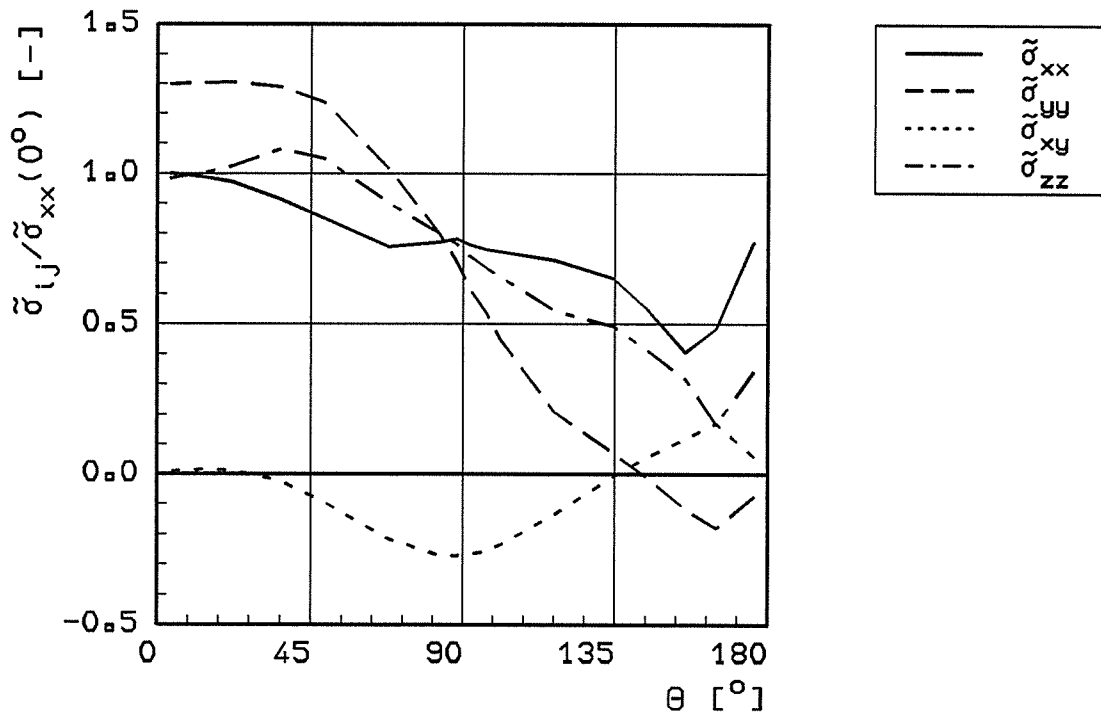


Bild 3.3.2-8a:

Winkelfunktionen der Spannungen
 FE-Simulation für C(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$ (EVZ)
 $\Delta a = 2\text{mm}$, $r = 0.31\text{mm}$

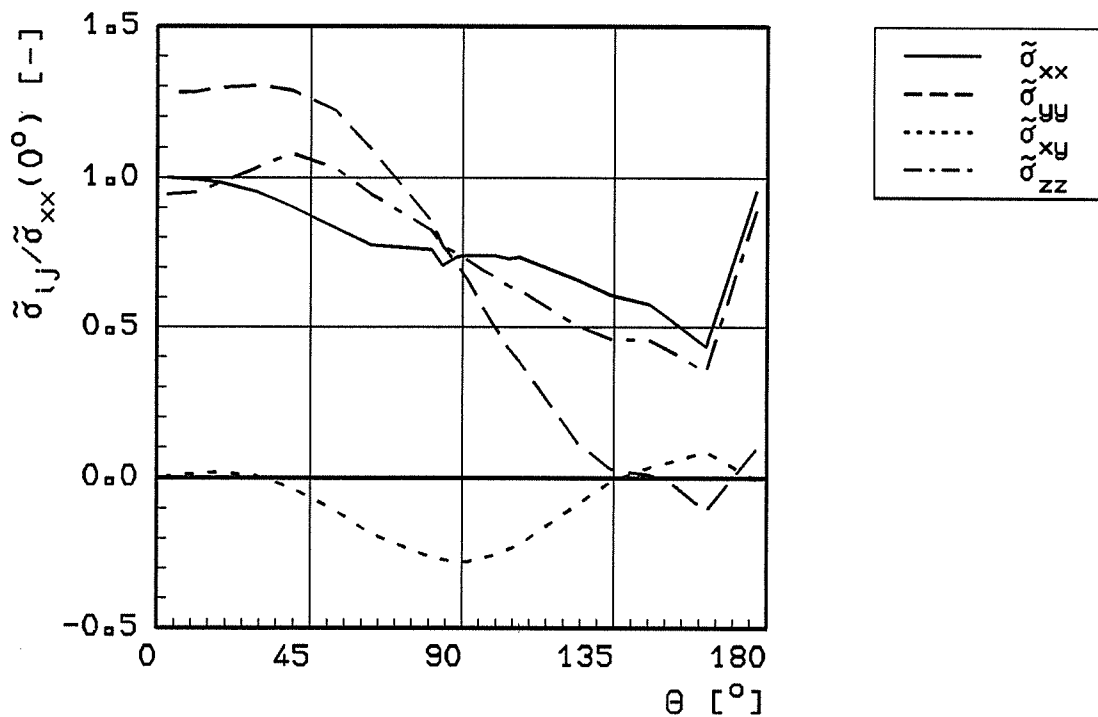


Bild 3.3.2-8b:

Winkelfunktionen der Spannungen
 FE-Simulation für C(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$ (EVZ)
 $\Delta a = 2\text{mm}$, $r = 0.41\text{mm}$

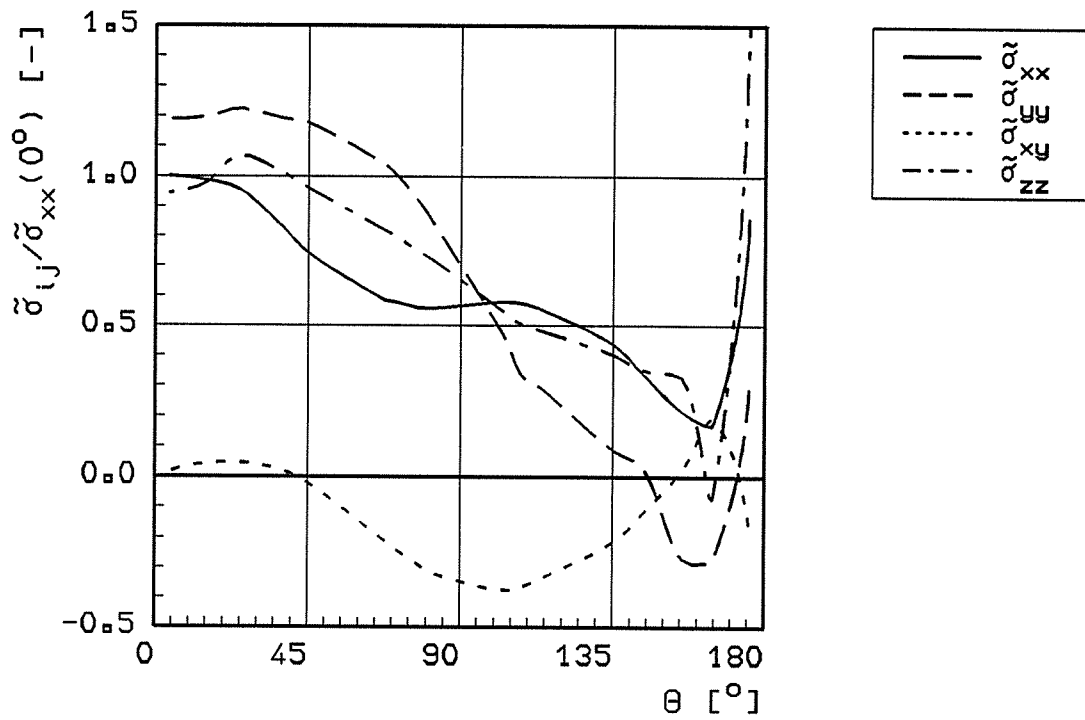


Bild 3.3.2-8c:

Winkelfunktionen der Spannungen
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$ (EVZ)
 $\Delta a = 2\text{mm}$, $r = 0.30\text{mm}$

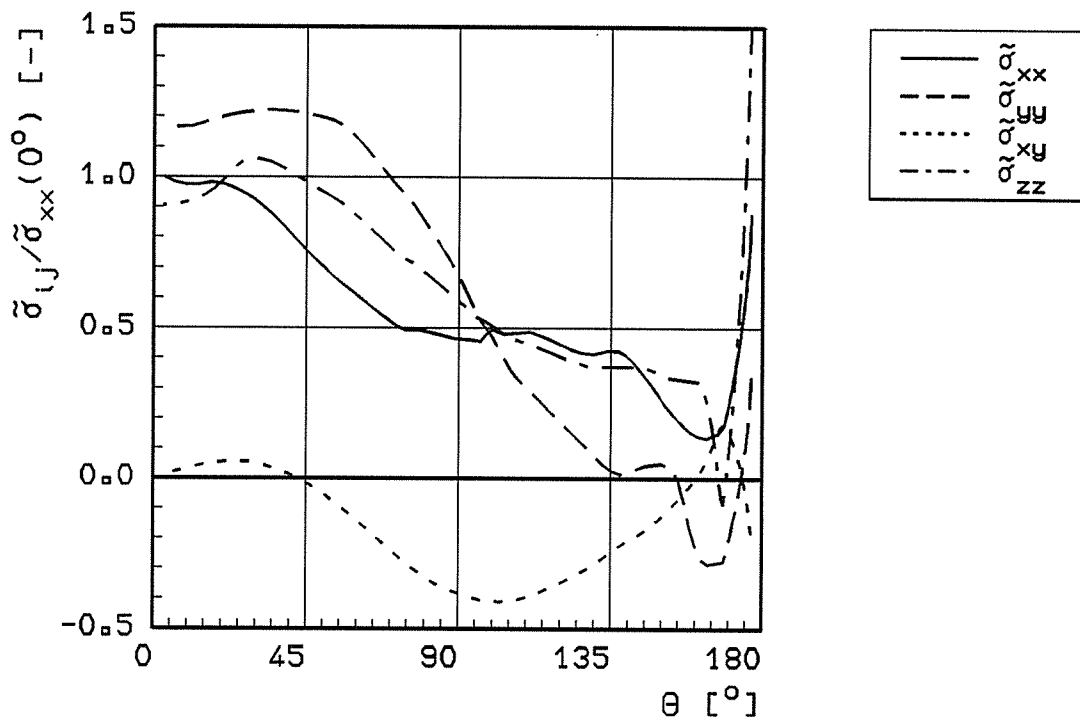


Bild 3.3.2-8d:

Winkelfunktionen der Spannungen
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$ (EVZ)
 $\Delta a = 2\text{mm}$, $r = 0.41\text{mm}$

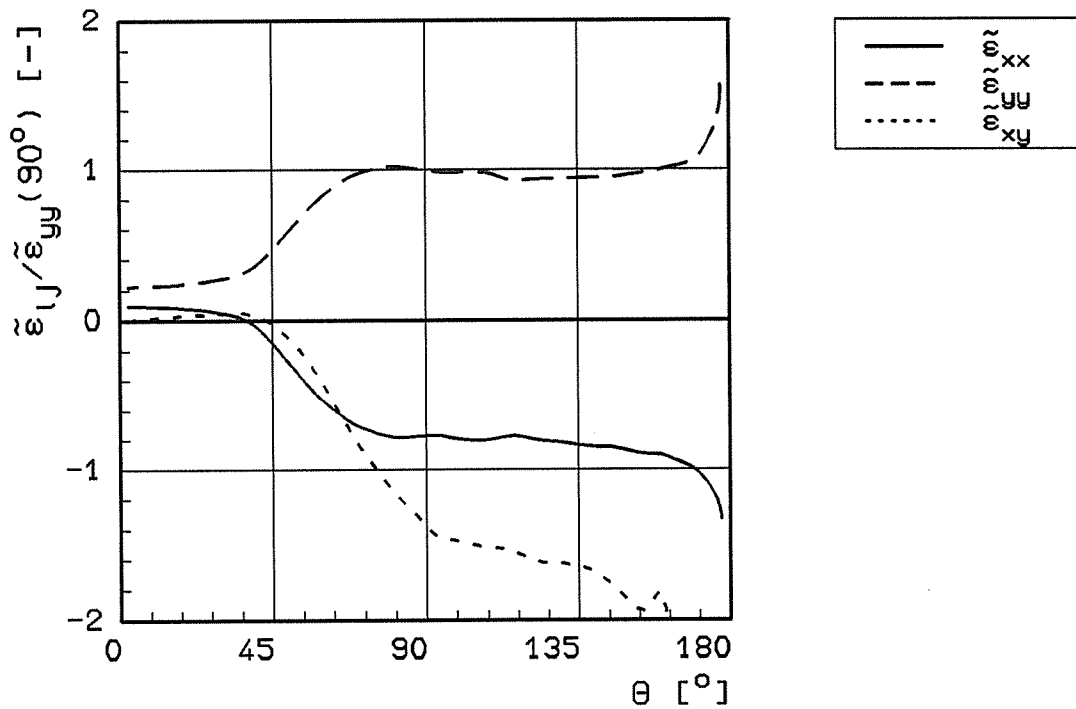


Bild 3.3.2-9a:

Winkelfunktionen der Verzerrungen
 FE-Simulation für C(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$ (EVZ)
 $\Delta a = 2$ mm, $r = 0.31$ mm

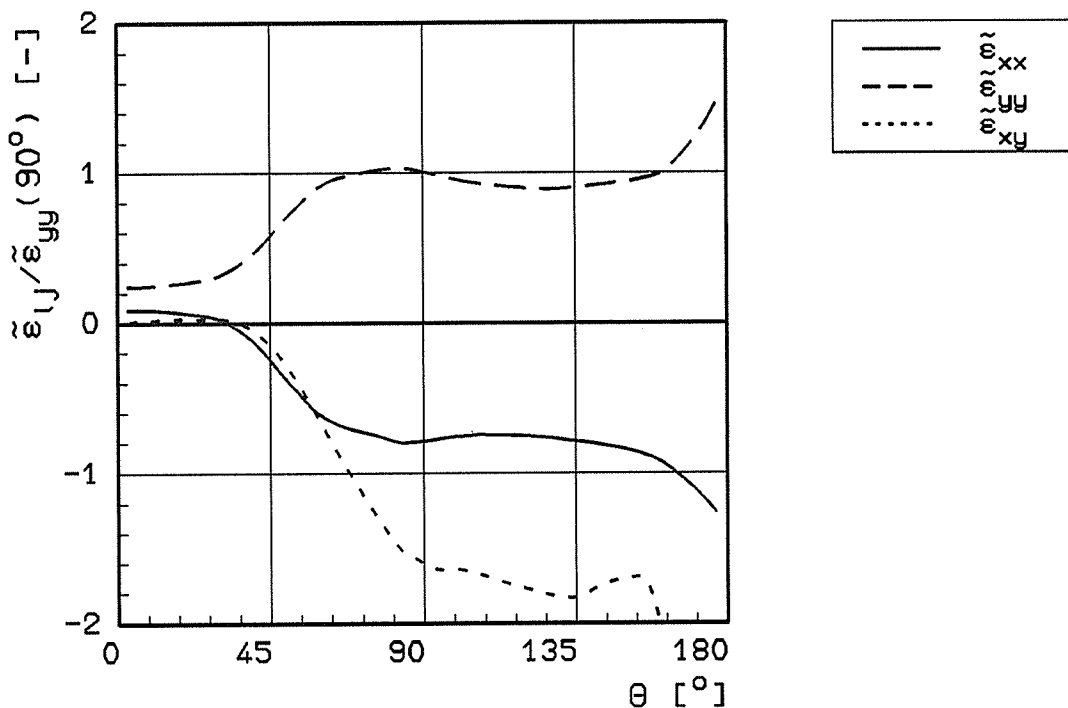


Bild 3.3.2-9b:

Winkelfunktionen der Verzerrungen
 FE-Simulation für C(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$ (EVZ)
 $\Delta a = 2$ mm, $r = 0.41$ mm

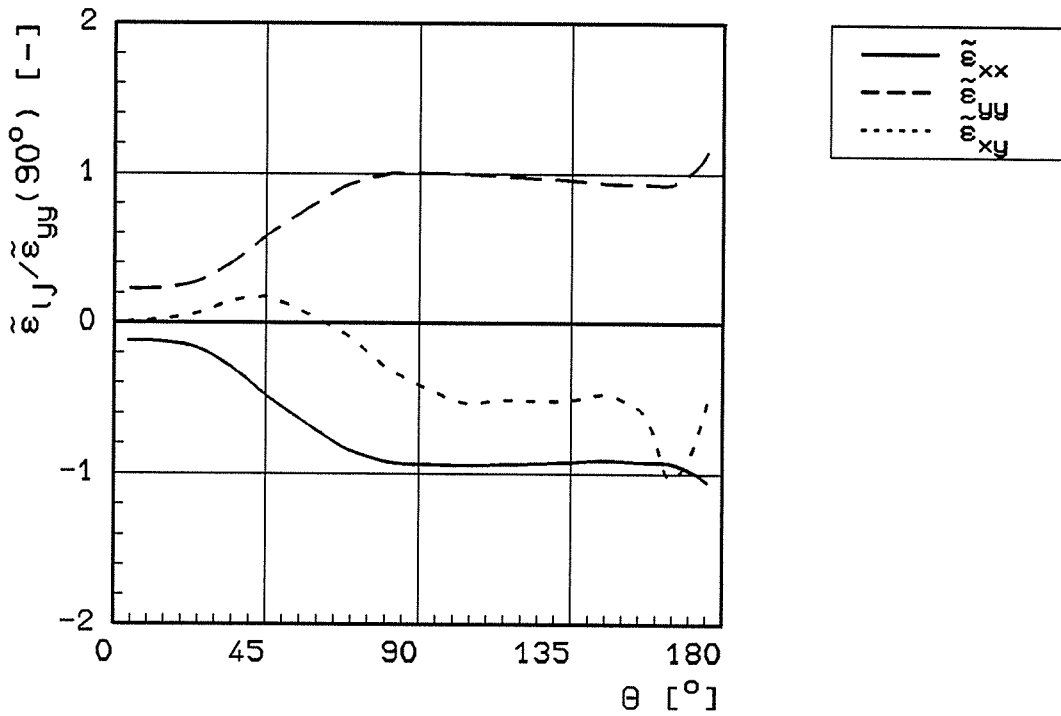


Bild 3.3.2-9c:

Winkelfunktionen der Verzerrungen
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$ (EVZ)
 $\Delta a = 2$ mm, $r = 0.30$ mm

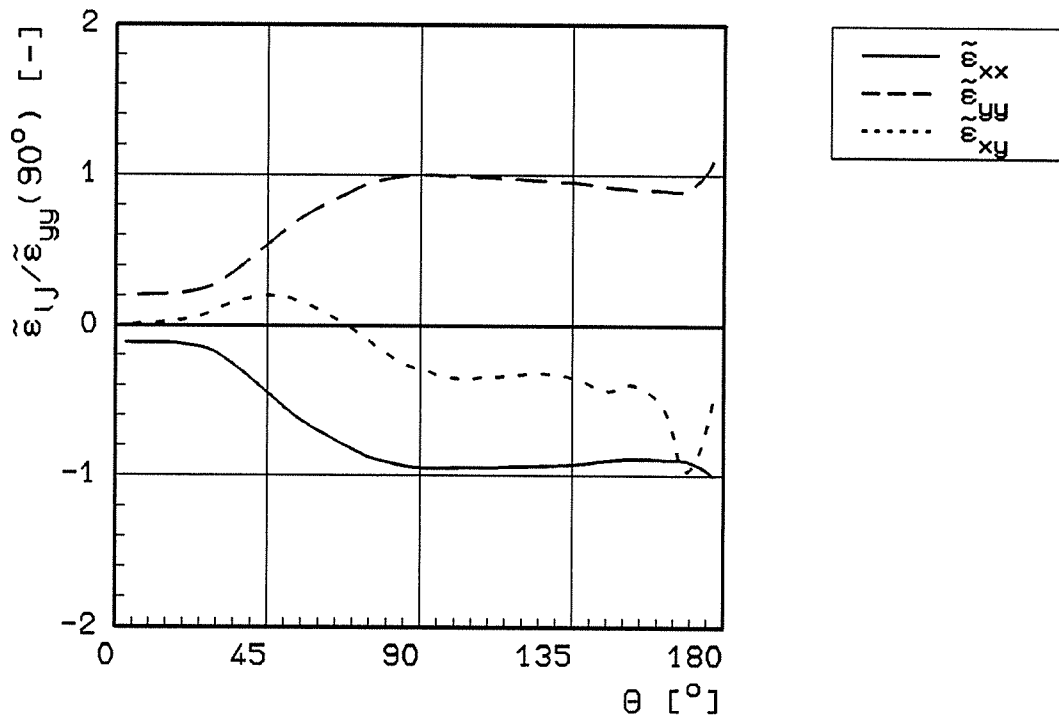


Bild 3.3.2-9d:

Winkelfunktionen der Verzerrungen
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$ (EVZ)
 $\Delta a = 2$ mm, $r = 0.41$ mm

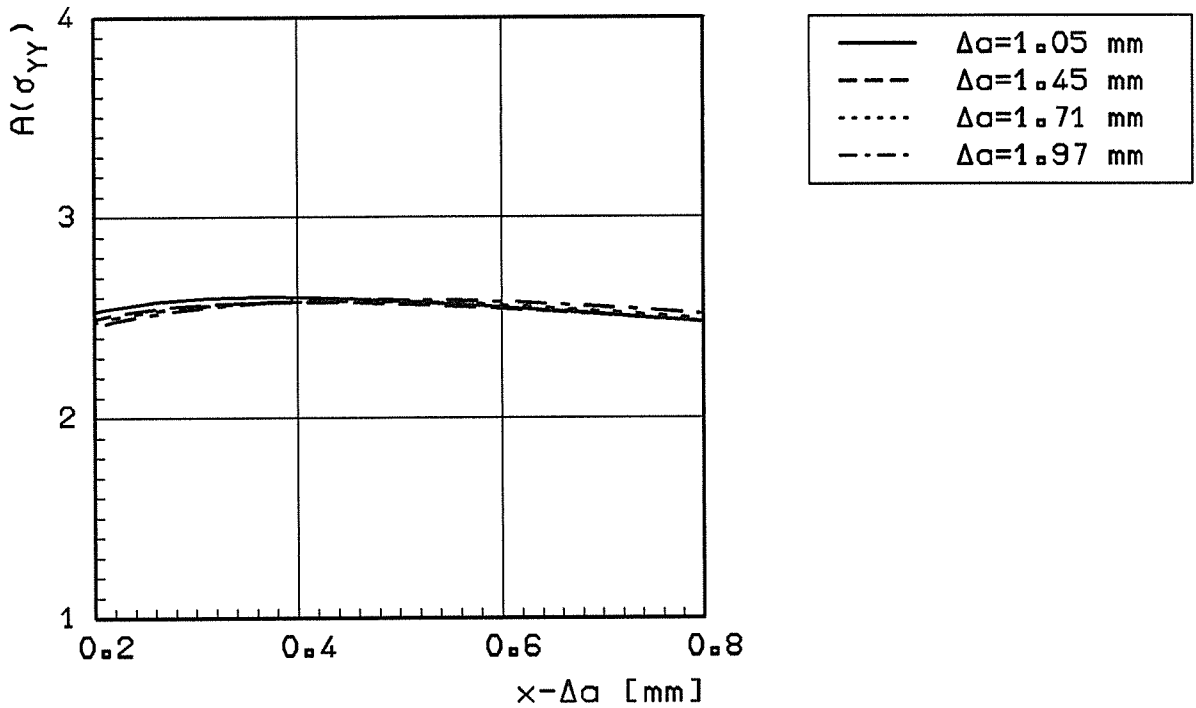


Bild 3.3.2-10a:

Amplitudenfaktor im Ligament
 FE-Simulation für C(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$ (EVZ)

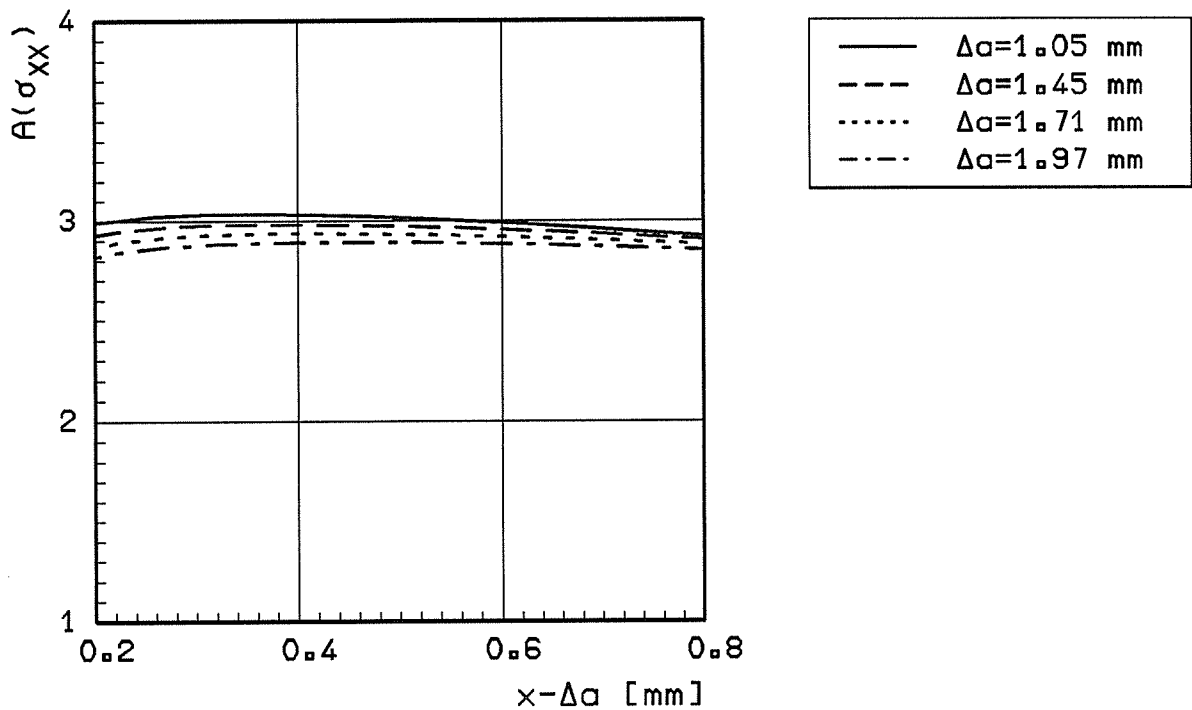


Bild 3.3.2-10b:

Amplitudenfaktor im Ligament
 FE-Simulation für C(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$ (EVZ)

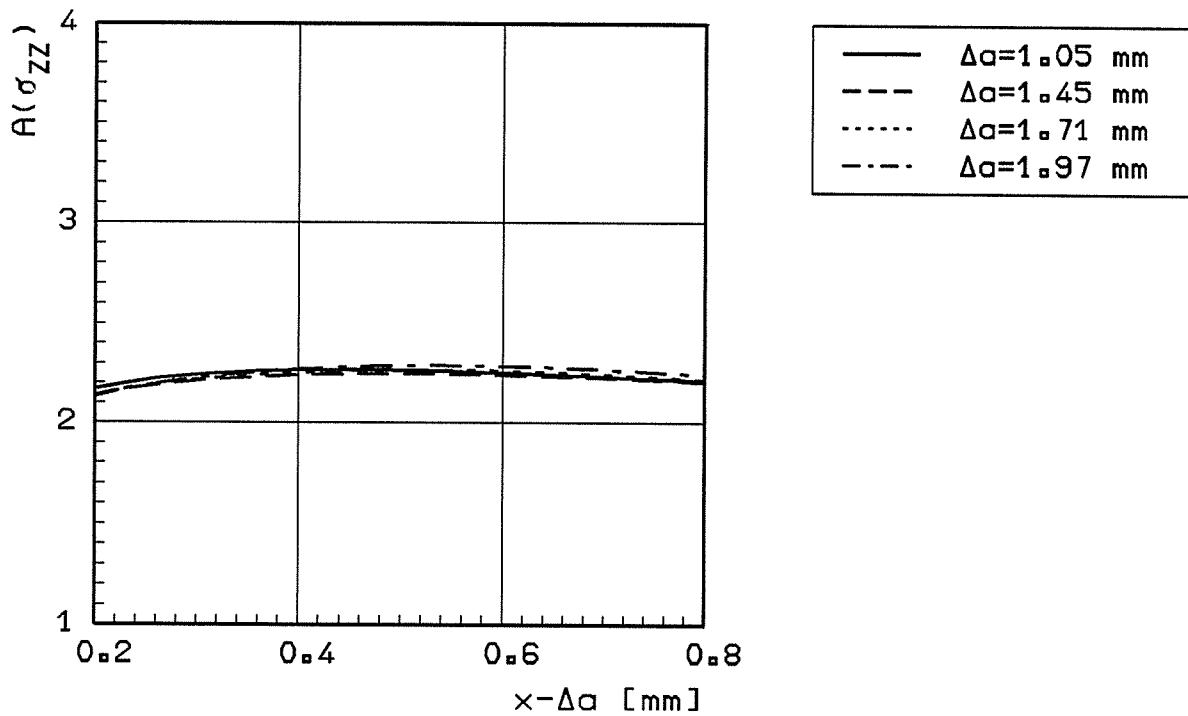


Bild 3.3.2-10c:

Amplitudenfaktor im Ligament
 FE-Simulation für C(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$ (EVZ)

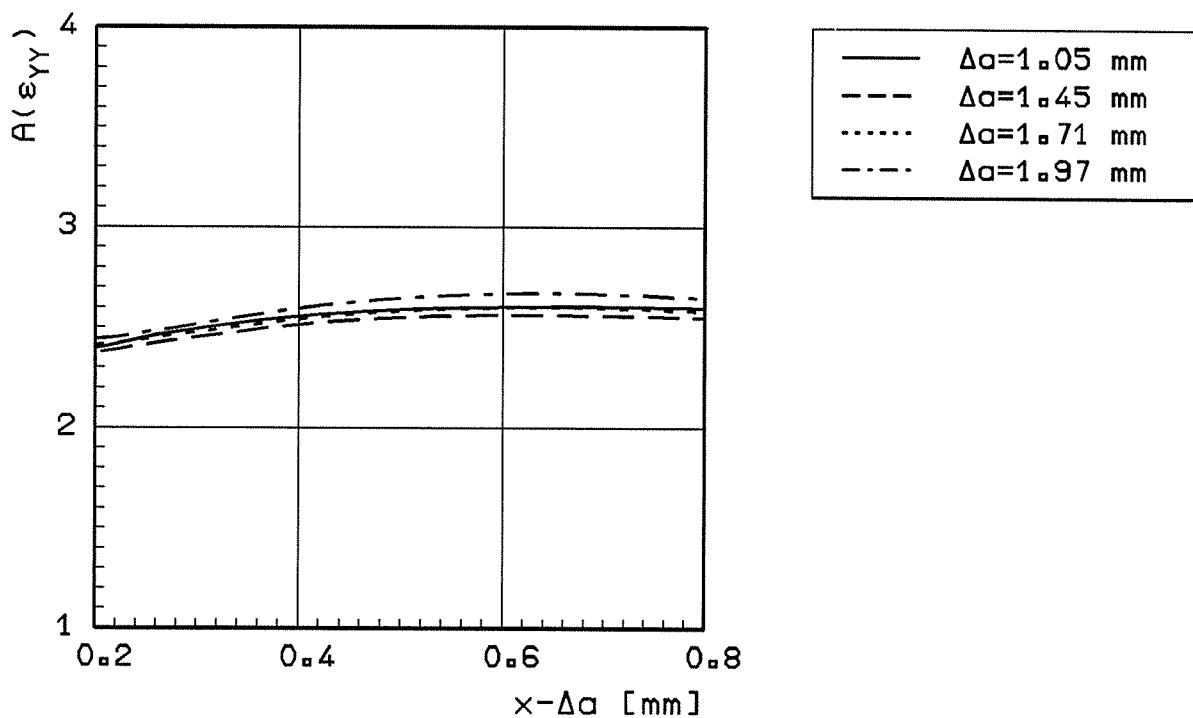


Bild 3.3.2-10d:

Amplitudenfaktor im Ligament
 FE-Simulation für C(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$ (EVZ)

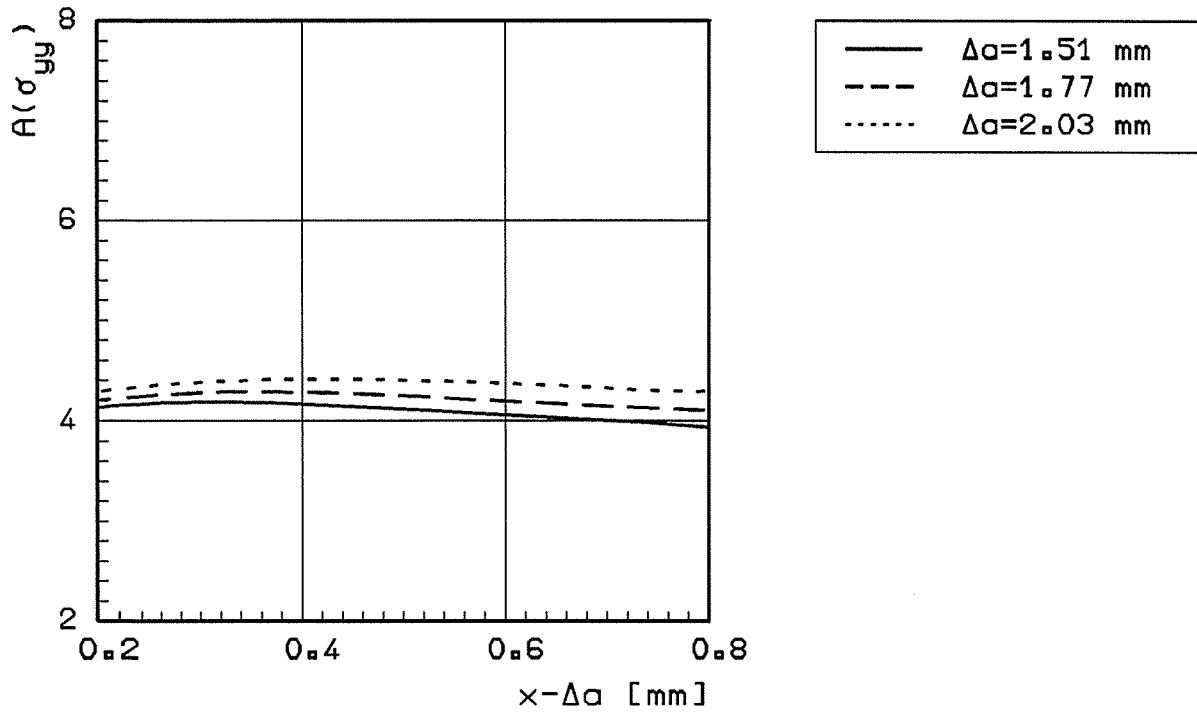


Bild 3.3.2-11a:

Amplitudenfaktor im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$ (EVZ)

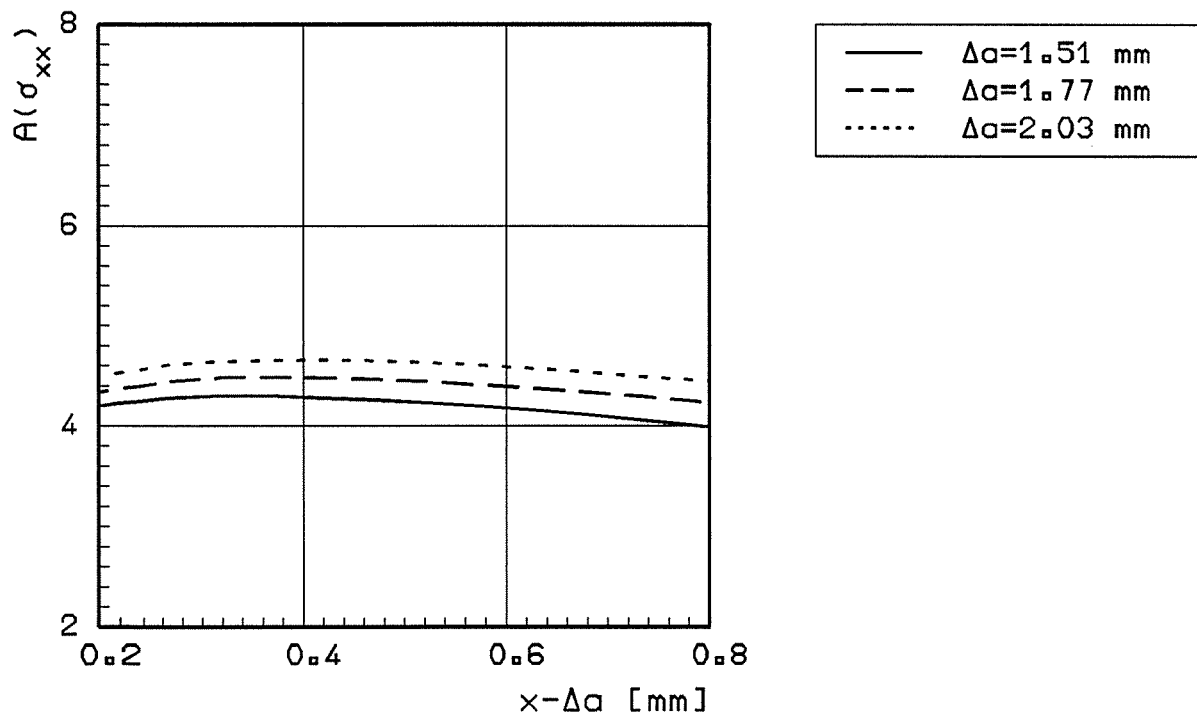


Bild 3.3.2-11b:

Amplitudenfaktor im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$ (EVZ)

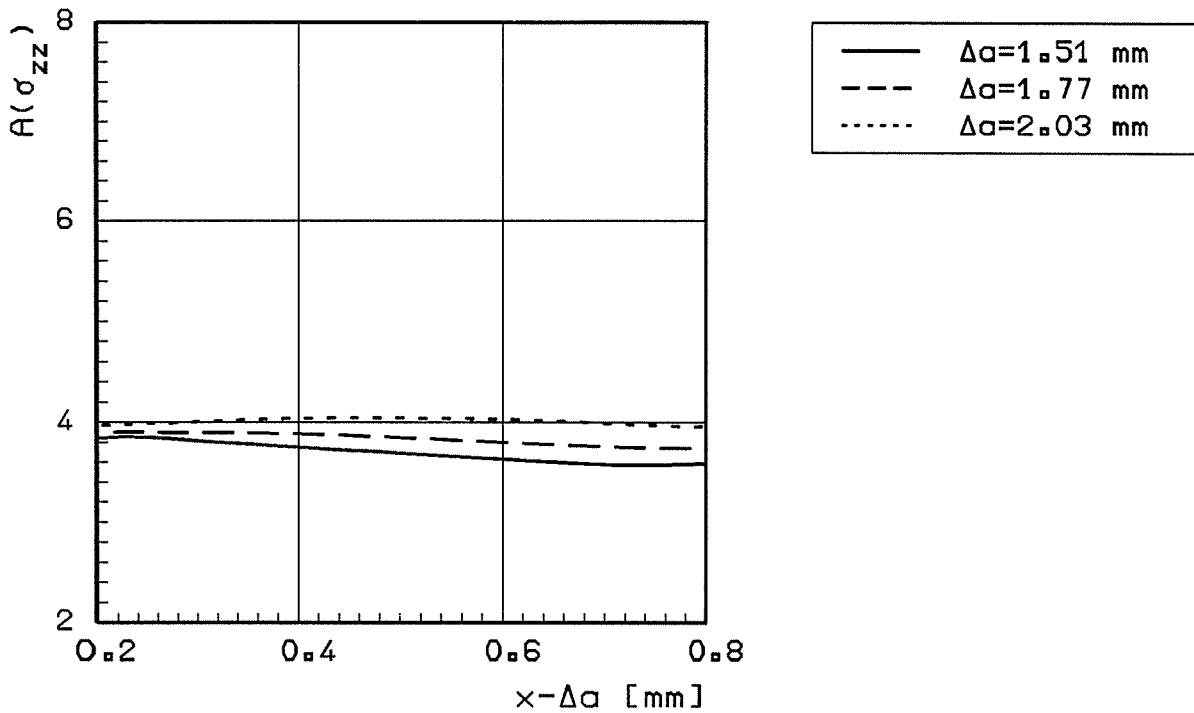


Bild 3.3.2-11c:

Amplitudenfaktor im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$ (EVZ)

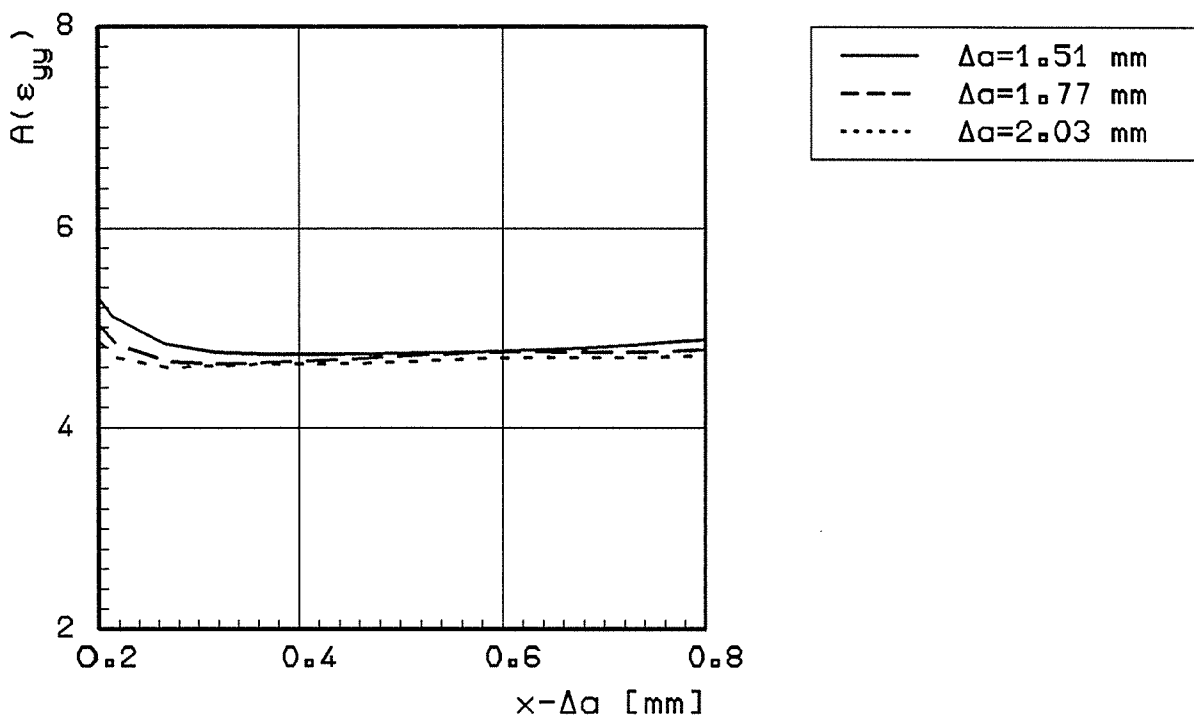


Bild 3.3.2-11d:

Amplitudenfaktor im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$ (EVZ)

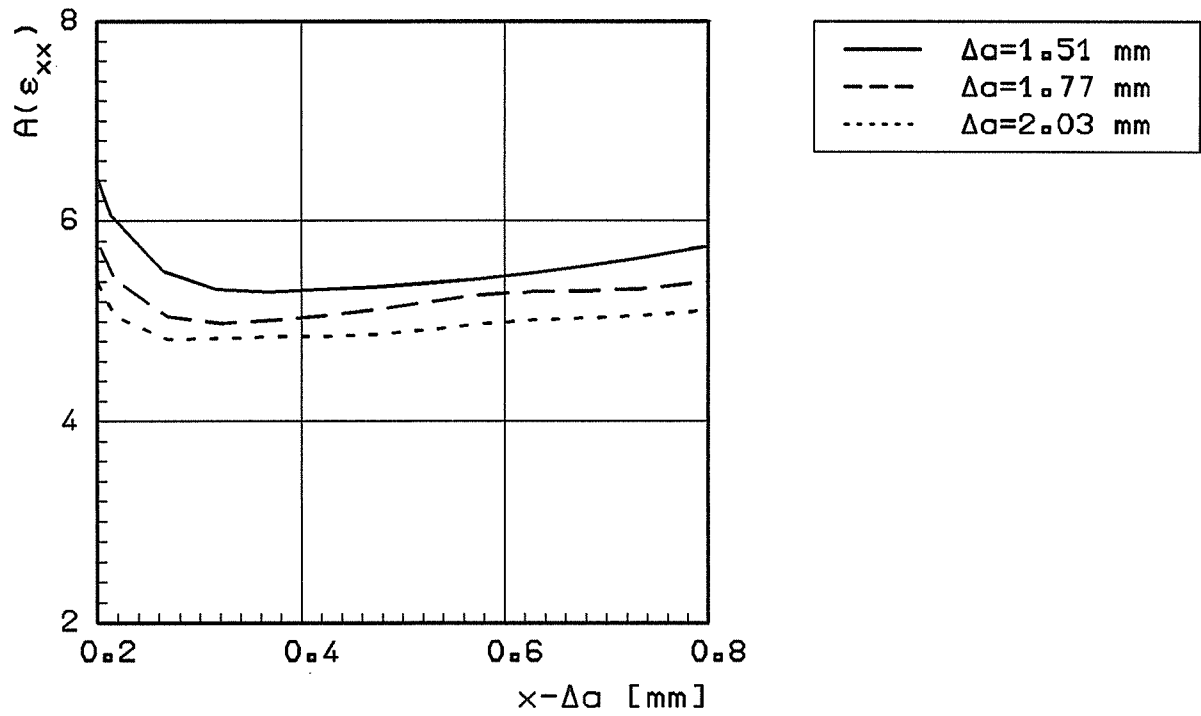


Bild 3.3.2-11e:

Amplitudenfaktor im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$ (EVZ)

3.3.3 Vergleich der Ergebnisse aus der stationären RiBwachstumstheorie und den numerischen Simulationen

Vergleich der analytischen und numerischen Ergebnisse bei bilinearem Materialverhalten

Im vorangegangenen Abschnitt 3.3.1 wurde die theoretische Beschreibung des stationär wachsenden Risses behandelt und das vollständige RiBspitzenfeld ermittelt sowie graphisch dargestellt. Anschließend wurde im Abschnitt 3.3.2 die numerische Untersuchung des stabilen RiBwachstums mit Hilfe der Finite Elemente Methode erläutert und durchgeführt. Es stellt sich nun die Frage, ob die analytisch ermittelten Ergebnisse auf die realen Proben bzw. Bauteile übertragbar und anwendbar sind. Die Beantwortung dieser Frage umfaßt zwei Teilaspekte. Zunächst ist zu prüfen, ob das RiBspitzenfeld durch einen einzigen Parameter, hier den Amplitudenfaktor A , charakterisiert wird. Das wird durch die numerischen Ergebnisse in den Bildern 3.3.2-10a bis 3.3.2-11e bestätigt. Die Bilder zeigen, daß der Amplitudenfaktor A aus den Spannungen und Verzerrungen näherungsweise gleich groß ist, aber für unterschiedliche Proben unterschiedliche Werte besitzt. Als zweites ist zu prüfen, ob die analytischen Ergebnisse mit den durch die FEM-Simulation erzielten Ergebnissen vergleichbar sind. Die Beantwortung wird durch folgende graphische Darstellungen erfolgen:

- die Gegenüberstellung der Winkelfunktionen der Spannungen und Verzerrungen der analytischen Lösungen und der numerischen Ergebnisse für die C(T)-Probe und die M(T)-Probe
- Vergleich der RiBöffnungsprofile zwischen den analytischen Lösungen und den numerischen Ergebnissen für die C(T)-Probe und die M(T)-Probe.

In den Bildern 3.3.3-1a bis 3.3.3-2b ist zu sehen, daß die Winkelfunktionen der Spannungskomponenten σ_{xx} , σ_{zz} und der Verzerrungskomponenten ϵ_{yy} und γ_{xy} am RiBufer sehr groß sind. Das tritt sowohl bei den analytischen Lösungen als auch bei den numerischen Ergebnissen auf und ist

in dem mathematischen RiBmodell begründet, [8] des Abschnitts 3.3.1. Außerdem zeigen die Kurven zwischen den analytischen und numerischen Ergebnissen nicht nur für die Spannungen sondern auch für die Verzerrungen sehr gute Übereinstimmung. Größere Abweichungen zwischen den analytischen und numerischen Ergebnissen ergeben sich nur in der Nähe des RiBufer. Die analytischen Lösungen haben sehr große Werte am RiBufer, während die numerischen Ergebnisse nur begrenzte Werte liefern. Dies könnte dadurch verursacht werden, daß die Finite Elemente Methode durch entsprechende Approximationen die großen Gradienten nicht mehr abbilden kann. Sonst weist die Schubverzerrung γ_{xy} zwischen den analytischen und numerischen Ergebnissen die größere Abweichung auf, insbesondere hat die Schubverzerrung γ_{xy} für die M(T)-Probe am RiBufer eine umgekehrte Tendenz im Vergleich zum analytischen Wert.

In den Bildern 3.3.3-3a und 3.3.3-3b sind die analytischen und numerischen RiBöffnungsprofile für die C(T)-Probe und die M(T)-Probe gegenübergestellt. Das analytische RiBöffnungsprofil wurde so ermittelt, daß es mit dem im Kapitel 3.3.2 dargestellten Ergebnissen, nämlich dem Mittelwert des Amplitudenfaktors der Spannungen und Verzerrungen, Bilder 3.3.2-10a bis 3.3.2-11e, zusammen mit den analytischen Ergebnissen theoretisch gerechnet wurde. Die Vergleiche zeigen an, daß sie nicht nur qualitativ sondern auch quantitativ sehr gut miteinander übereinstimmen.

Erweiterung auf sich multilinear verhaltendes Material

Nachdem der Vergleich der analytischen Lösungen mit den FEM-Ergebnissen für bilineares Materialverhalten zu einer guten Übereinstimmung führte, interessiert nunmehr die Frage, ob die bei multilinearem Materialverhalten aus der FEM-Analyse sich ergebenden RiBspitzenfelder ebenfalls näherungsweise mit den Parametern der Theorie für stationäres RiBwachstum dargestellt werden können. Dazu wurden die FEM-Ergebnisse für die EVZ-Modelle der C(T)- und M(T)-Proben aus Abschnitt 3.2.2.1 ausgewertet.

Die in den Bildern 3.3.3-4a bis 3.3.3-5b für das M(T)-Modell dargestellten Spannungs- und Verzerrungsverläufe führen zu vergleichbaren Singularitäten wie der etwa parallele Verlauf der Kurven in der doppellogarithmischen Darstellung in Bild 3.3.3-6 ergibt ($s \approx 0,12$). Die Ermittlung der Winkelfunktionen für die Radien $r=0,3$ und $0,41$ mm in den Bildern 3.3.3-7a und 3.3.3-7b für die Spannungskomponenten und in den Bildern 3.3.3-8a und 3.3.3-8b für die Verzerrungskomponenten ergibt, wie nach der Theorie zu erwarten ist, eine gute Übereinstimmung. Der Vergleich mit den Ergebnissen für bilineares Materialverhalten in den Bildern 3.3.2-8c und 3.3.2-8d für die Spannungskomponenten zeigt qualitativ ähnliche Verläufe. Es fällt jedoch auf, daß die Werte für das Ligament ($\theta=0^\circ$) bei multilinemem Materialverhalten weiter auseinander liegen als bei bilinearem Materialverhalten. Das gleiche Verhalten ist beim Vergleich der Winkelfunktionen in den Bildern 3.3.2-9a und 3.3.2-9b mit den Bildern 3.3.3-8a und 3.3.3-8b für die Winkelfunktionen der Verzerrungskomponenten zu beobachten.

Auch die Auswertung der FEM-Rechnung zur Ermittlung des Amplitudenfaktors A aus den Spannungs- und Verzerrungskomponenten zeigt, daß der Aussage der Theorie entsprechend der Amplitudenfaktor A für alle Komponenten annähernd gleich ist, wie das die Bilder 3.3.3-9a bis 3.3.3-9e belegen. Die Werte liegen mit Ausnahme der Ergebnisse für $A(\sigma_{yy})$ mit etwa 2,5 alle zwischen 1,5 und 1,8.

Für die C(T)-Probe konnte lediglich die im Ab-

schnitt 3.2.2 beschriebene Rechnung für die gesamte Probe mit größerer Elementierung ausgewertet werden. Die Darstellung der Winkelfunktionen für die Spannungen in den Bildern 3.3.3-10a und 3.3.3-10b sowie für die Verzerrungen in den Bildern 3.3.3-11a und 3.3.3-11b zeigt, daß die Ergebnisse gut mit denen bei bilinearem Materialverhalten übereinstimmen.

Der Vergleich der Ergebnisse für die σ_{ij} -Verläufe mit den Funktionen für die M(T)-Probe in den Bildern 3.3.3-7a und 3.3.3-7b ergibt qualitative Unterschiede im Ligamentbereich ($\theta=0^\circ$) und in der Nähe des Rißufers ($\theta=180^\circ$). Während die Unterschiede im Bereich um $\theta=180^\circ$ auch bei bilinearem Materialverhalten beobachtet werden (vgl. Bilder 3.3.2-8a bis 3.3.2-8d), scheint der wesentlich größere Unterschied der Werte bei $\theta=0^\circ$ für das C(T)-Probenmodell zu liegen, Bilder 3.3.3-10a und 3.3.3-10b.

Die Vergleiche mit den FEM-Ergebnissen zeigen, daß die analytischen Lösungen das reale Rißspitzenfeld richtig beschreiben können. Insbesondere tritt auch der starke Anstieg der Spannungskomponente σ_{xx} am freien Rißufer in der FEM-Lösung auf. Verfeinerte FEM-Simulationen auf der Grundlage von Versuchsdaten erscheinen erforderlich, um quantitative Aussagen über die Größe der Zone machen zu können, in der das hier hergeleitete Nahfeld dominiert. Wie bei entsprechenden Untersuchungen des HRR-Feldes bei stehendem Rissen sollte man auch hier erwarten, daß dieser Bereich von der Probengeometrie abhängen wird.

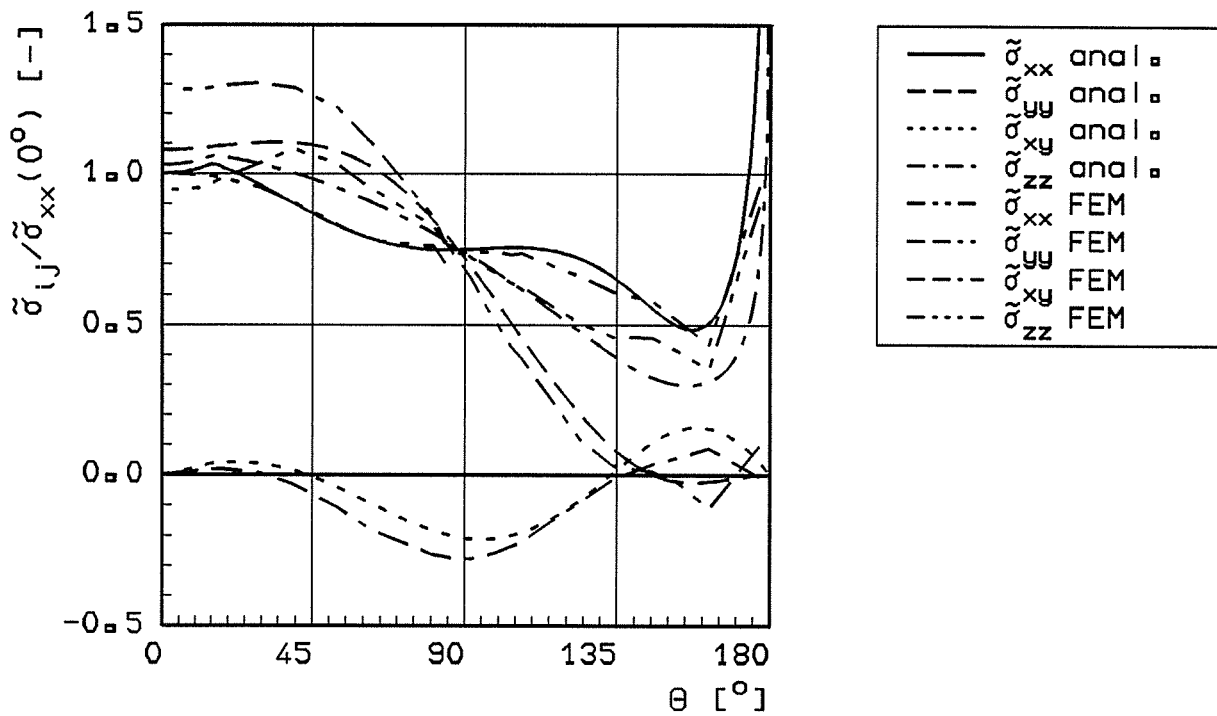


Bild 3.3.3-1a:

Vergleich der analytischen und FE-Ergebnisse (C(T)25-Probe)
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$, $\nu = 0.3$

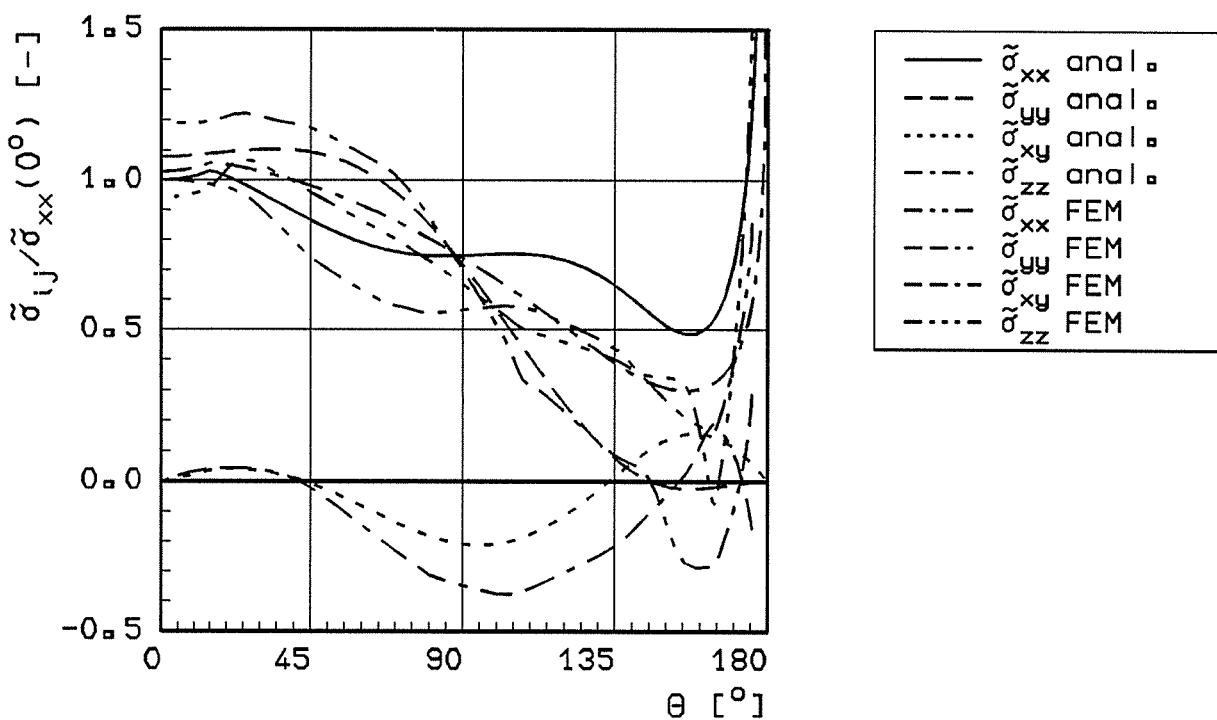


Bild 3.3.3-1b:

Vergleich der analytischen und FE-Ergebnisse (M(T)25-Probe)
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$, $\nu = 0.3$

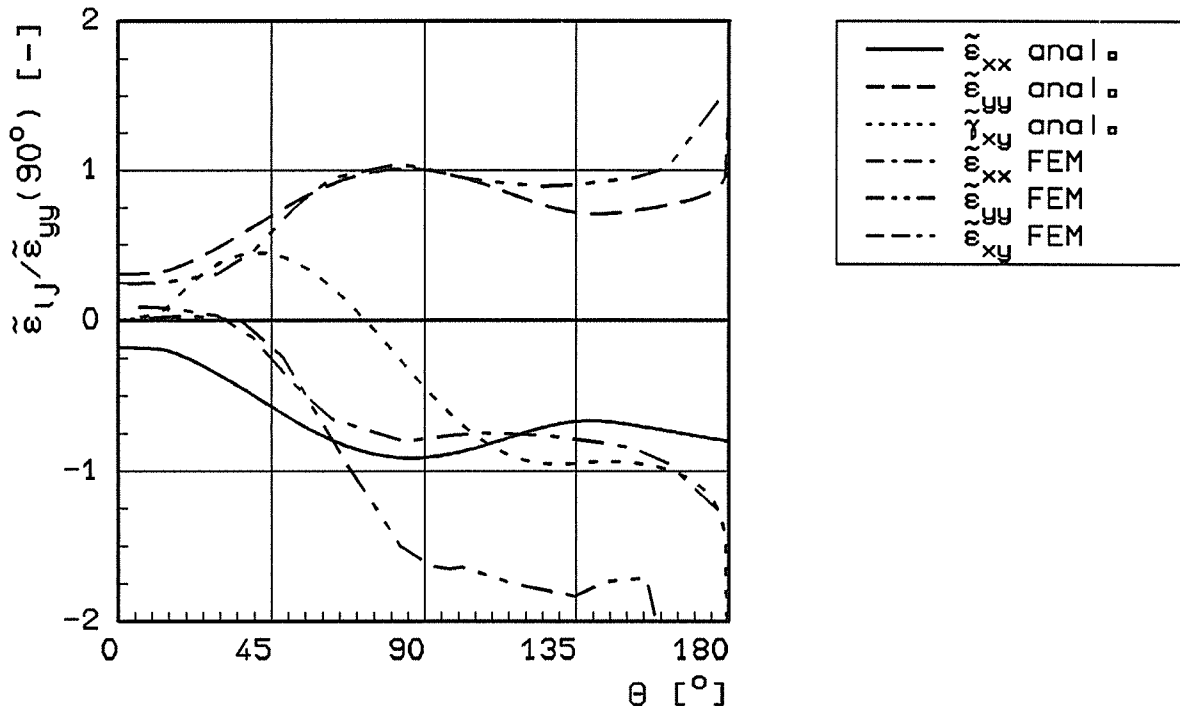


Bild 3.3.3-2a:

Vergleich der analytischen und FE-Ergebnisse (C(T)25-Probe)
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$, $\nu = 0.3$

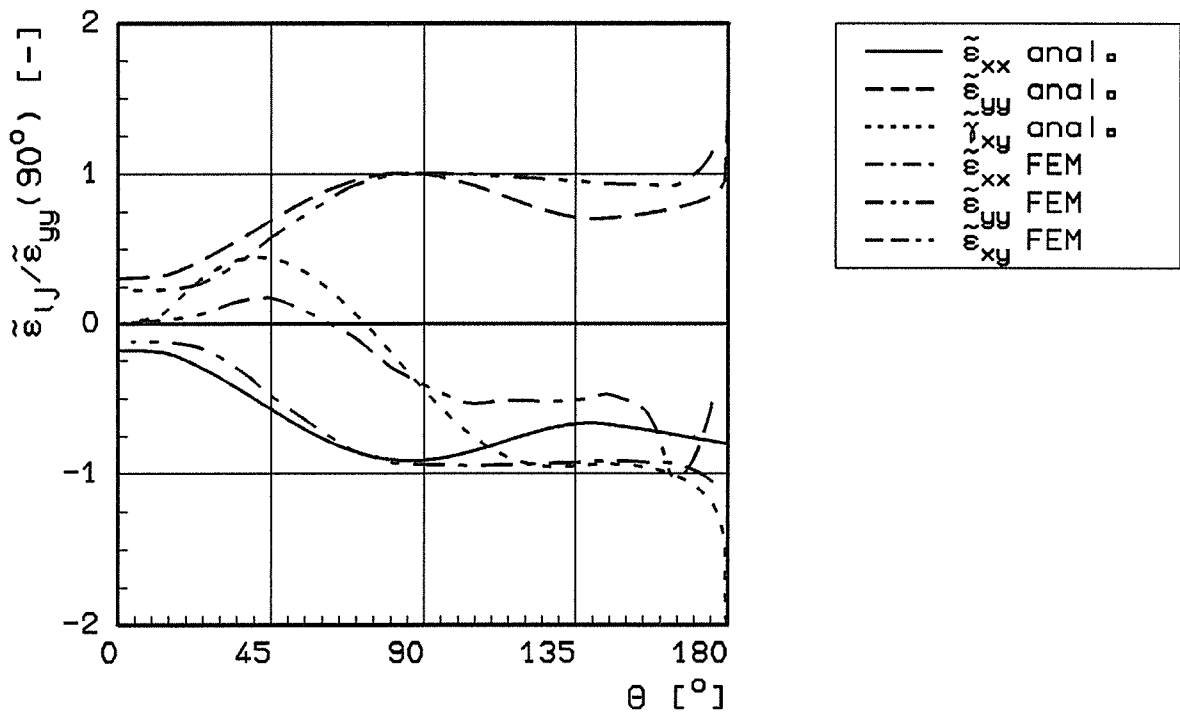


Bild 3.3.3-2b:

Vergleich der analytischen und FE-Ergebnisse (M(T)25-Probe)
 bilineares Werkstoffverhalten $\alpha = 0.03$, $\nu = 0.3$

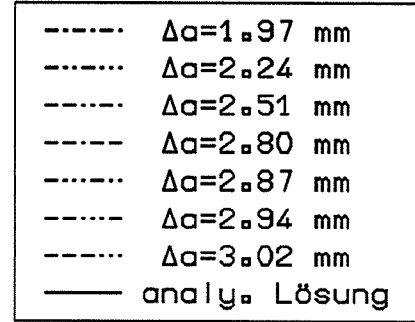
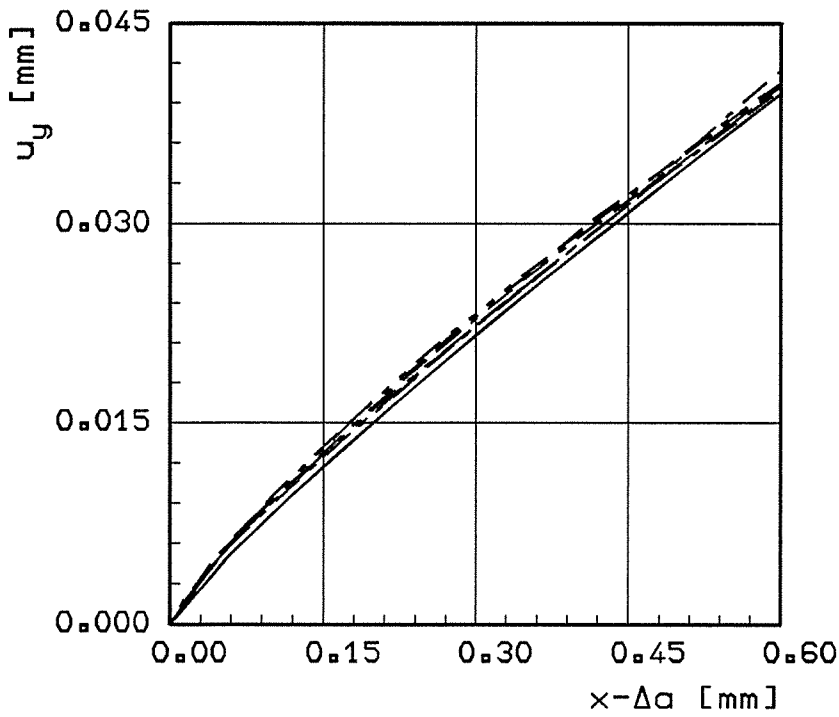


Bild 3.3.3-3a:

Rissprofile aus verschiedenen Lastschritten
 C(T)25-Probe, bilineares Werkstoffverhalten mit $\alpha = 0.03$

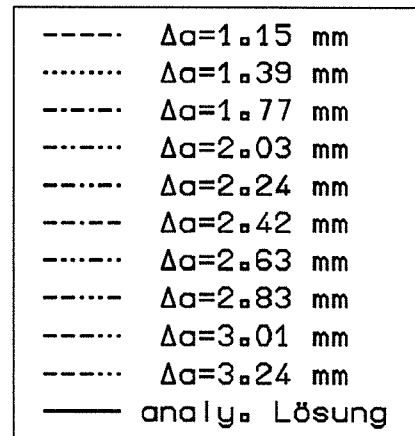
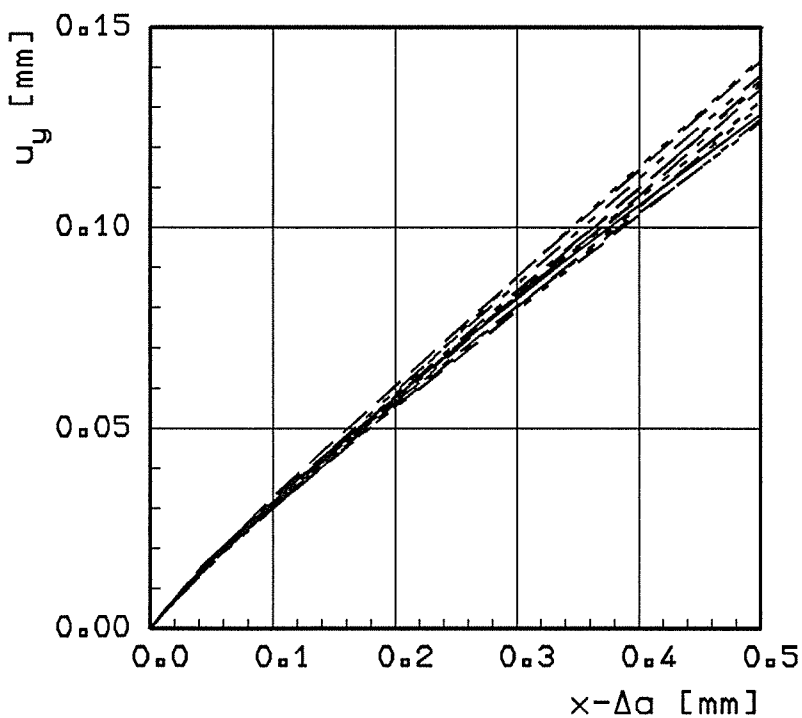
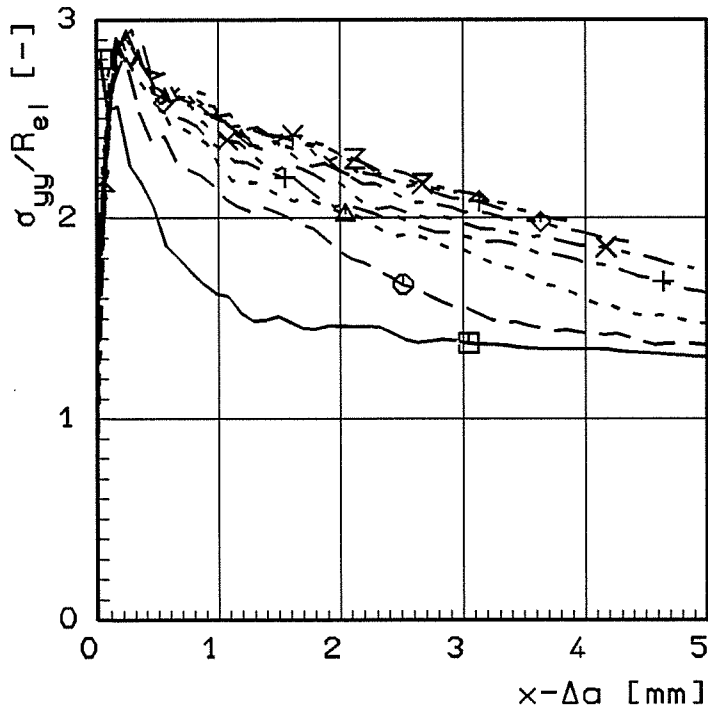


Bild 3.3.3-3b:

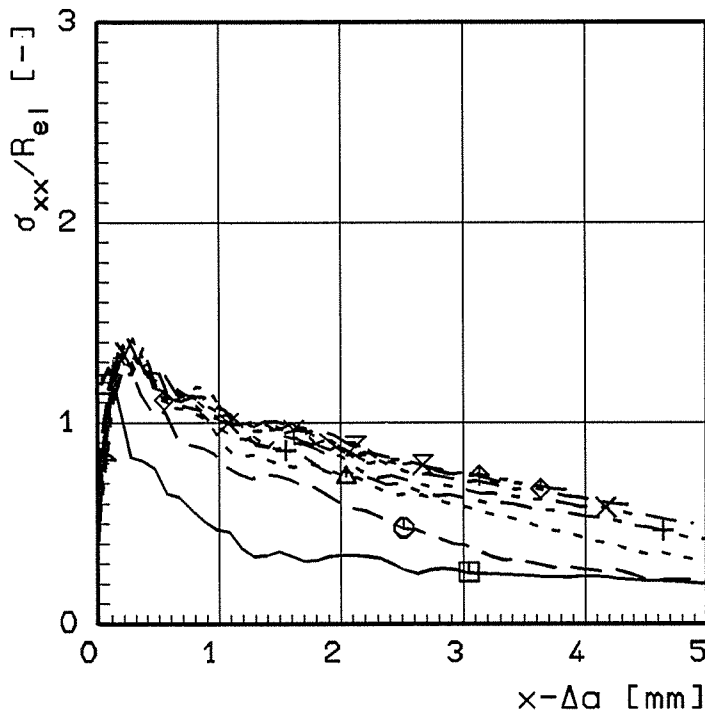
Rissprofile aus verschiedenen Lastschritten
 M(T)25-Probe, bilineares Werkstoffverhalten mit $\alpha = 0.03$



□—□	$\Delta a = 0.00$ mm
⊙---⊙	$\Delta a = 0.53$ mm
△····△	$\Delta a = 1.00$ mm
+---+	$\Delta a = 1.49$ mm
×····×	$\Delta a = 1.97$ mm
◇····◇	$\Delta a = 2.50$ mm
⋈---⋈	$\Delta a = 3.01$ mm
⋈····⋈	$\Delta a = 3.49$ mm
⋈····⋈	$\Delta a = 4.01$ mm
⋈····⋈	$\Delta a = 4.52$ mm

Bild 3.3.3-4a:

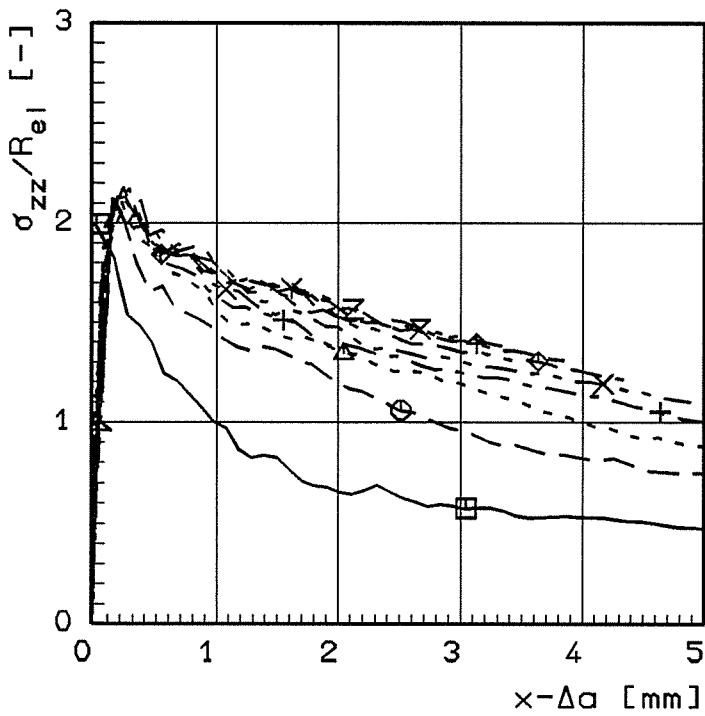
Spannungen im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 multilinelares Werkstoffverhalten StE 460



□—□	$\Delta a = 0.00$ mm
⊙---⊙	$\Delta a = 0.53$ mm
△····△	$\Delta a = 1.00$ mm
+---+	$\Delta a = 1.49$ mm
×····×	$\Delta a = 1.97$ mm
◇····◇	$\Delta a = 2.50$ mm
⋈---⋈	$\Delta a = 3.01$ mm
⋈····⋈	$\Delta a = 3.49$ mm
⋈····⋈	$\Delta a = 4.01$ mm
⋈····⋈	$\Delta a = 4.52$ mm

Bild 3.3.3-4b:

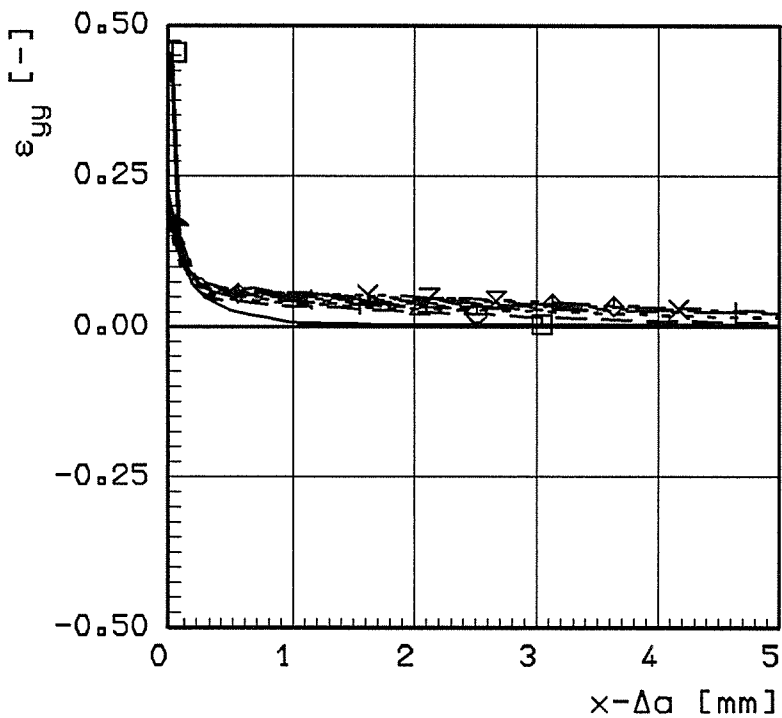
Spannungen im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 multilinelares Werkstoffverhalten StE 460



□—□	$\Delta a = 0.00$ mm
⊖---⊖	$\Delta a = 0.53$ mm
△····△	$\Delta a = 1.00$ mm
+····+	$\Delta a = 1.49$ mm
×····×	$\Delta a = 1.97$ mm
◇····◇	$\Delta a = 2.50$ mm
⋈····⋈	$\Delta a = 3.01$ mm
⋈····⋈	$\Delta a = 3.49$ mm
Z····Z	$\Delta a = 4.01$ mm
Y····Y	$\Delta a = 4.52$ mm

Bild 3.3.3-4c:

Spannungen im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 multilinesares Werkstoffverhalten StE 460



□—□	$\Delta a = 0.00$ mm
⊖---⊖	$\Delta a = 0.53$ mm
△····△	$\Delta a = 1.00$ mm
+····+	$\Delta a = 1.49$ mm
×····×	$\Delta a = 1.97$ mm
◇····◇	$\Delta a = 2.50$ mm
⋈····⋈	$\Delta a = 3.01$ mm
⋈····⋈	$\Delta a = 3.49$ mm
Z····Z	$\Delta a = 4.01$ mm
Y····Y	$\Delta a = 4.52$ mm

Bild 3.3.3-5a:

Verzerrungen im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 multilinesares Werkstoffverhalten StE 460

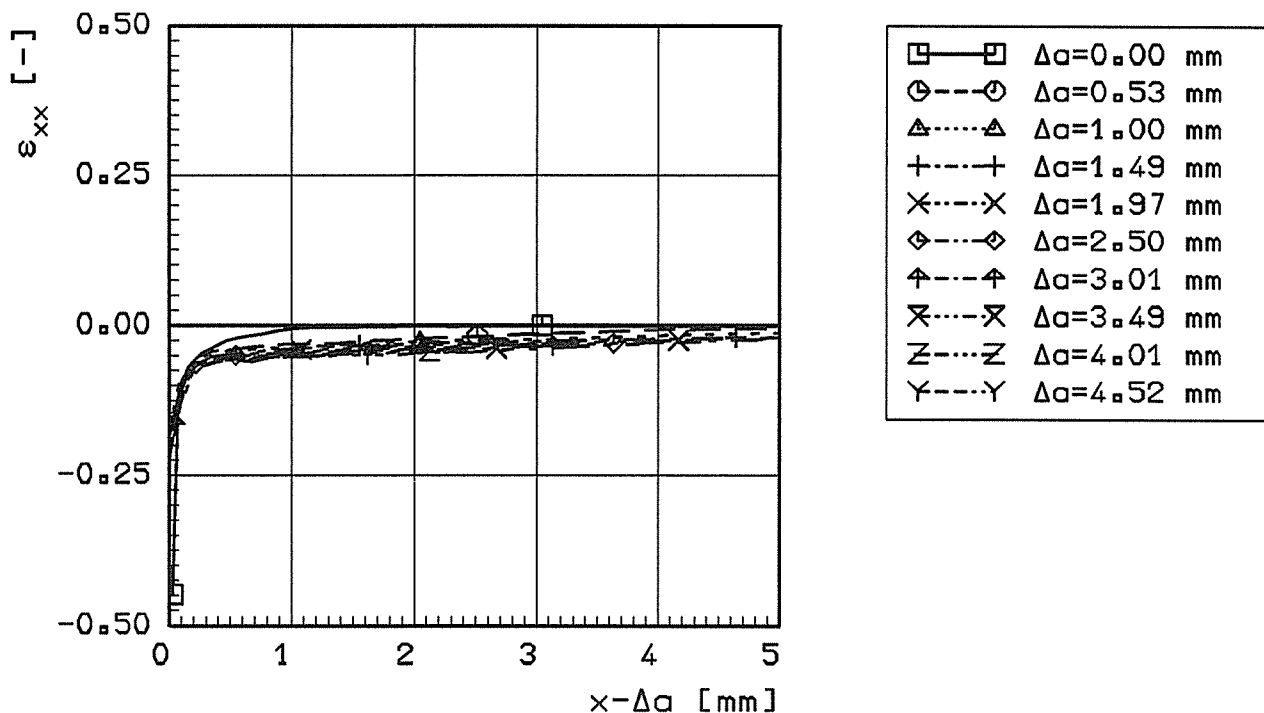


Bild 3.3.3-5b:

Verzerrungen im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 multilinesares Werkstoffverhalten StE 460

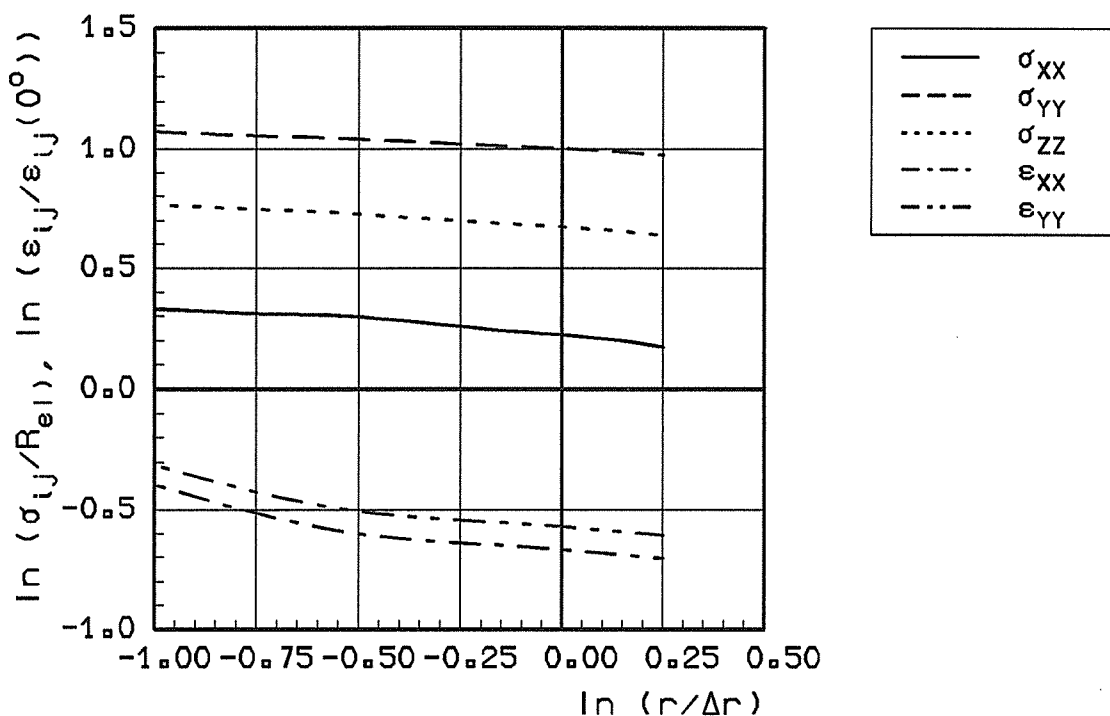


Bild 3.3.3-6:

Bestimmung der Singularität im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 multilinesares Werkstoffverhalten StE 460
 $\Delta a = 2 \text{ mm}$, $\Delta r = 0.5 \text{ mm}$

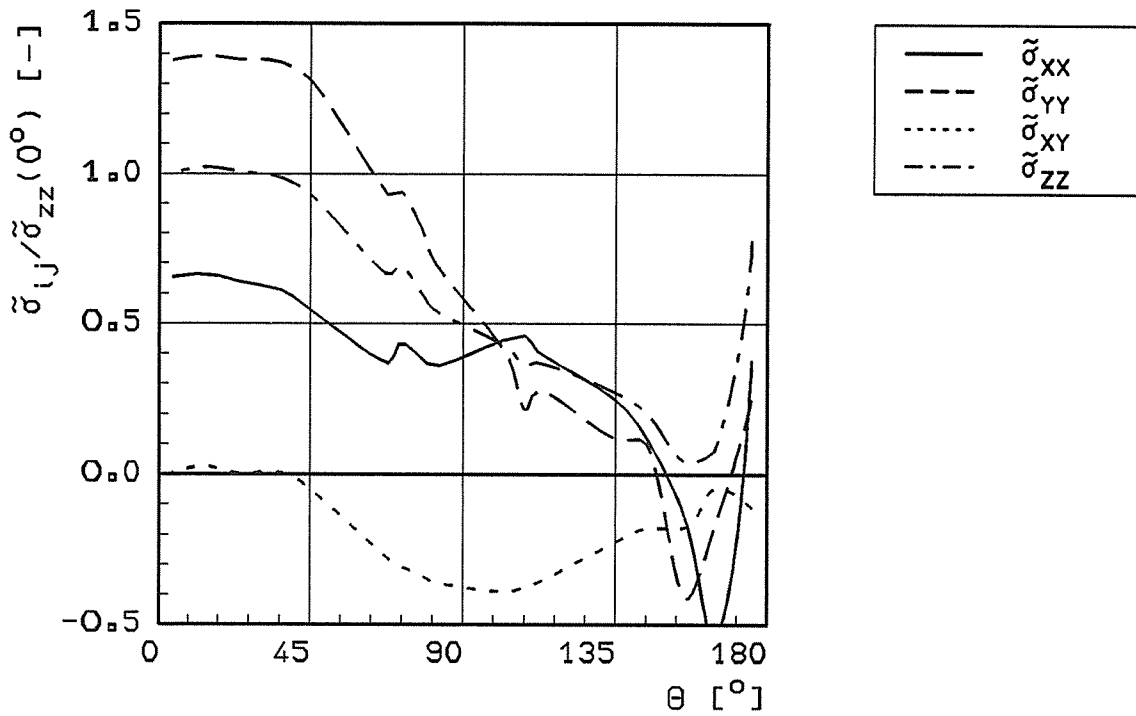


Bild 3.3.3-7a:

Winkelfunktionen der Spannungen
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 multilineares Werkstoffverhalten StE 460
 $\Delta a = 2 \text{ mm}$, $r = 0.3 \text{ mm}$

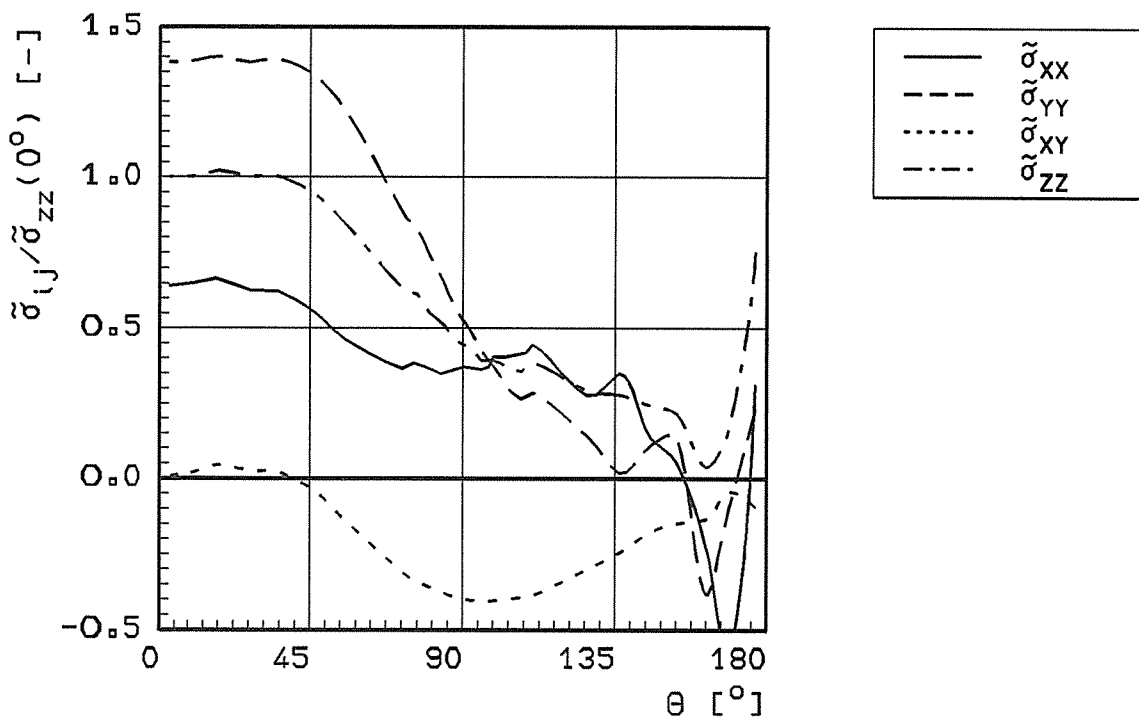


Bild 3.3.3-7b:

Winkelfunktionen der Spannungen
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 multilineares Werkstoffverhalten StE 460
 $\Delta a = 2 \text{ mm}$, $r = 0.41 \text{ mm}$

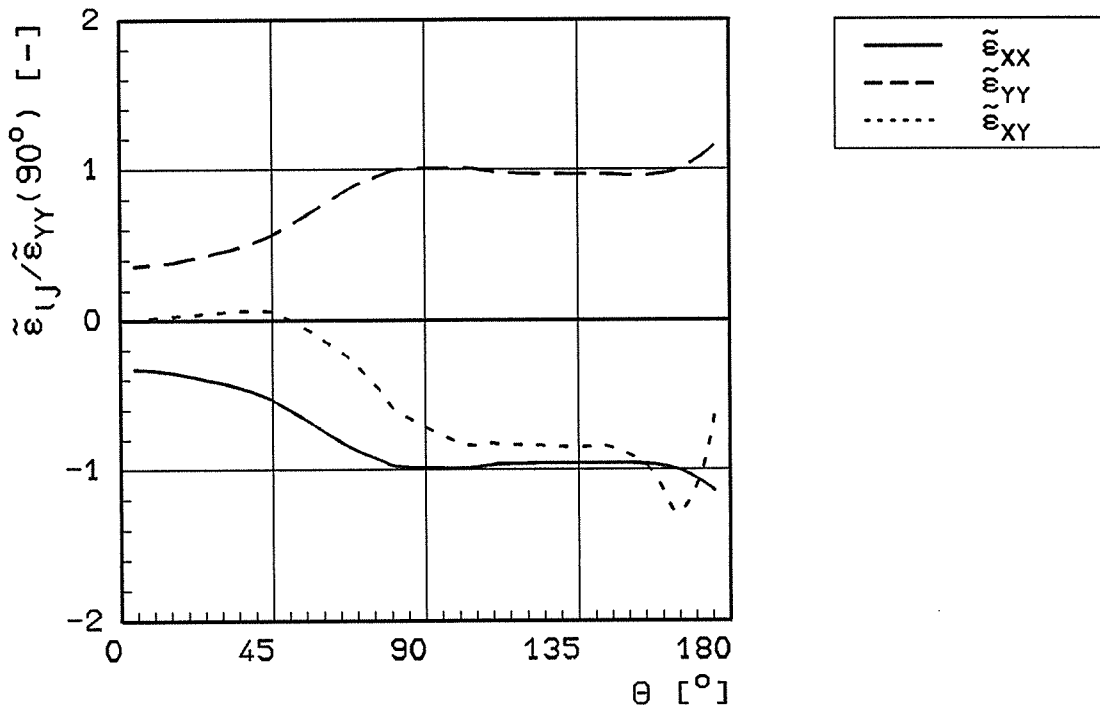


Bild 3.3.3-8a:

Winkelfunktionen der Verzerrungen
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 multilinesares Werkstoffverhalten StE 460
 $\Delta a = 2$ mm, $r = 0.3$ mm

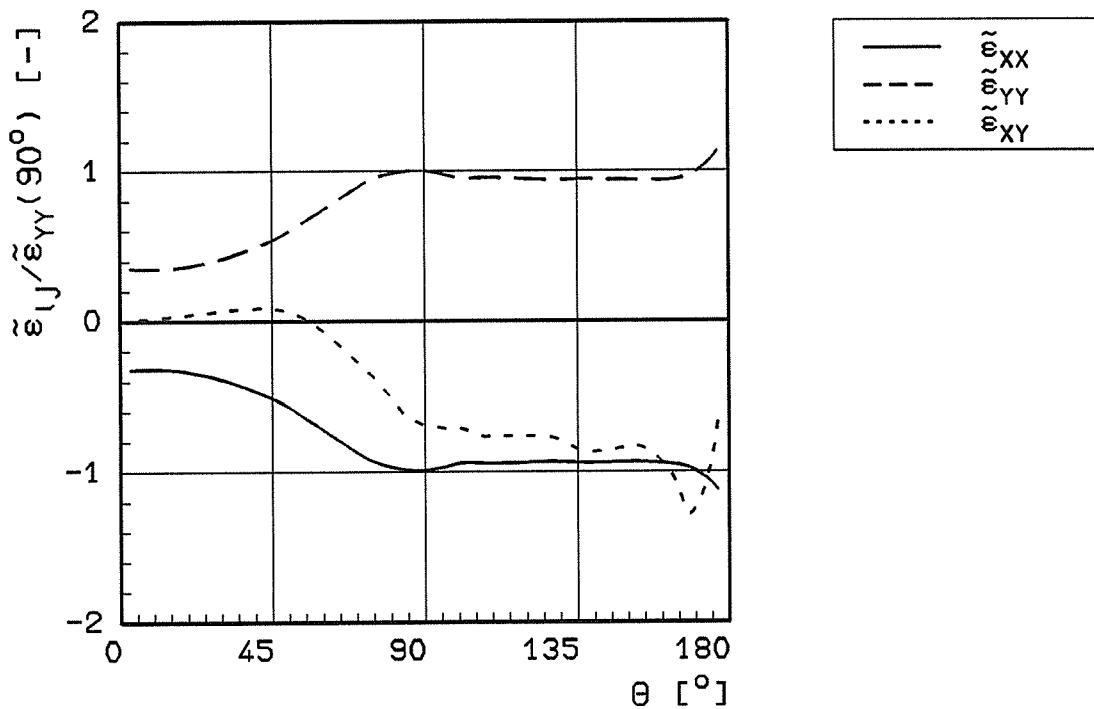


Bild 3.3.3-8b:

Winkelfunktionen der Verzerrungen
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 multilinesares Werkstoffverhalten StE 460
 $\Delta a = 2$ mm, $r = 0.41$ mm

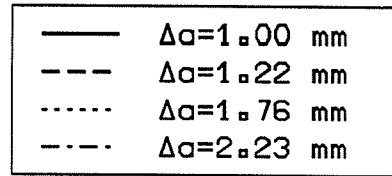
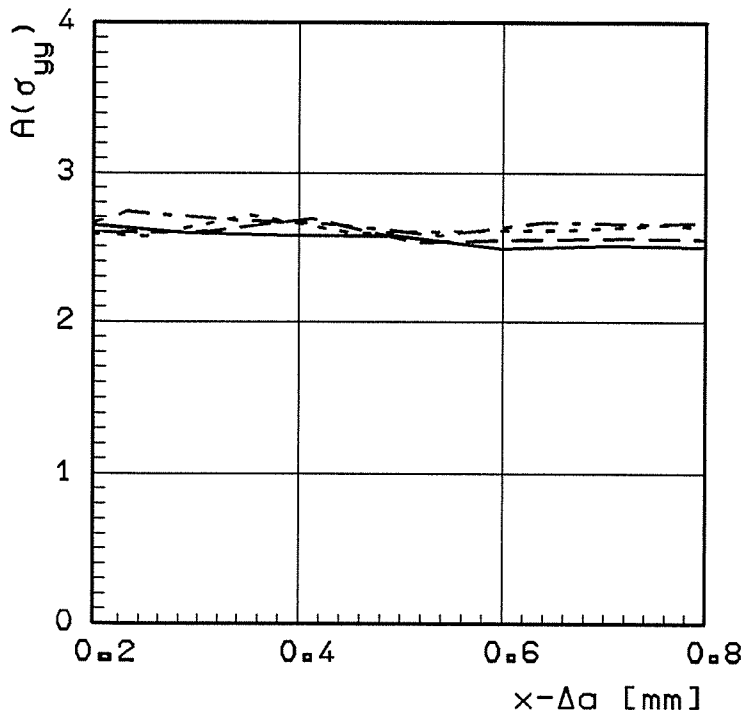


Bild 3.3.3-9a:

Amplitudenfaktor im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 multilinearer Werkstoff STE 460

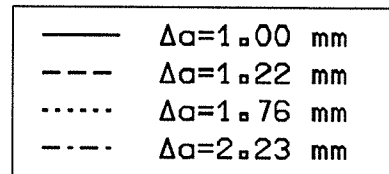
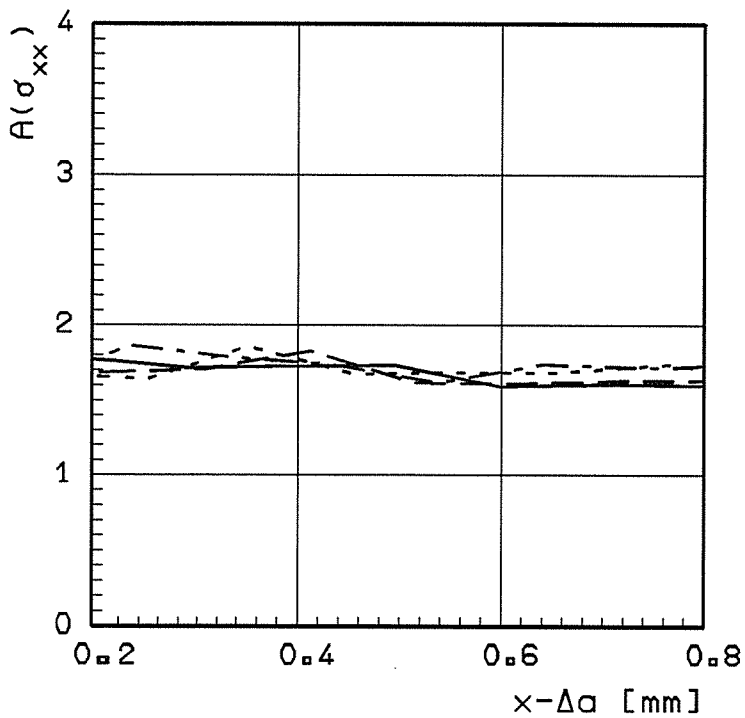


Bild 3.3.3-9b:

Amplitudenfaktor im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 multilineares Werkstoffverhalten StE 460

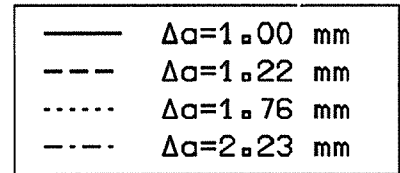
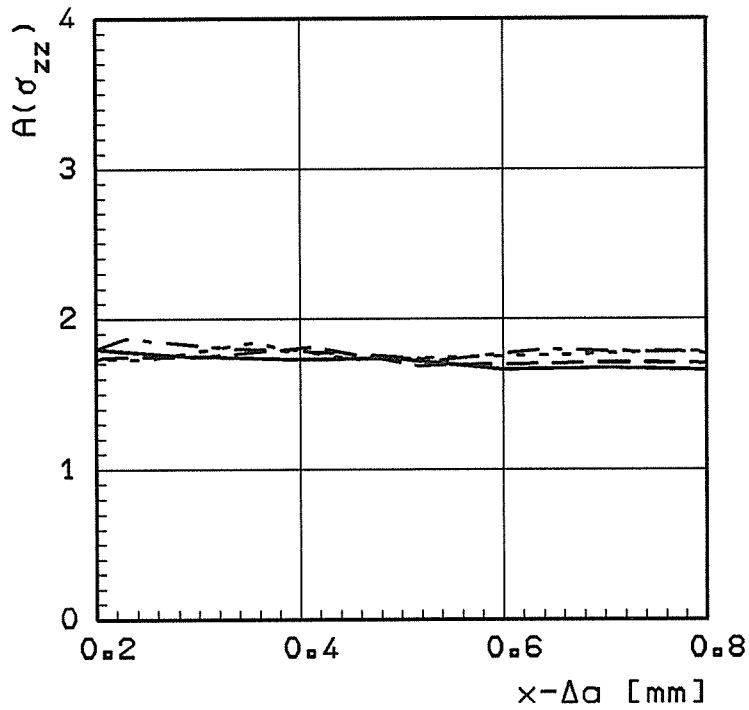


Bild 3.3.3-9c:

Amplitudenfaktor im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 multilinelares Werkstoffverhalten StE 460

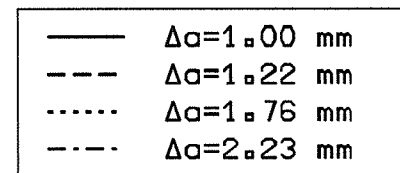
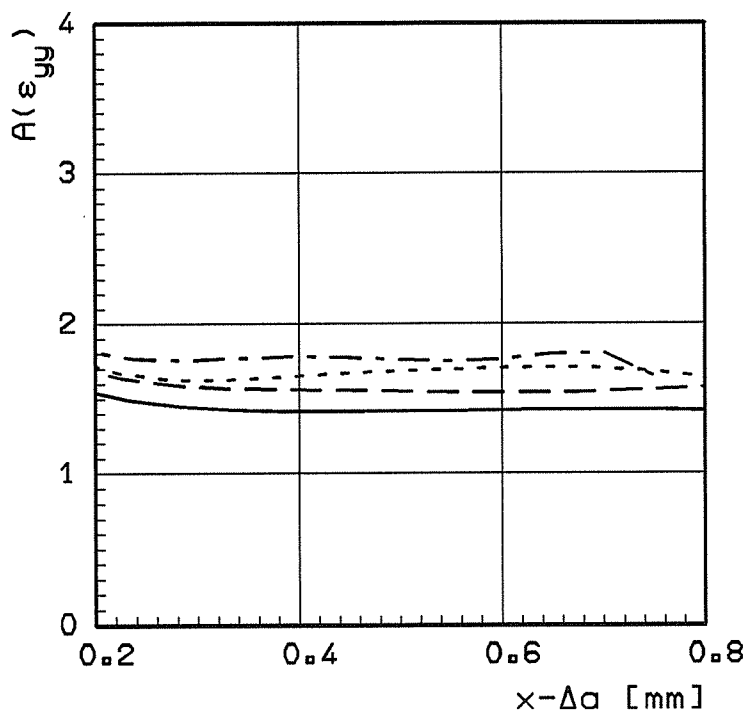


Bild 3.3.3-9d:

Amplitudenfaktor im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 multilinelares Werkstoffverhalten StE 460

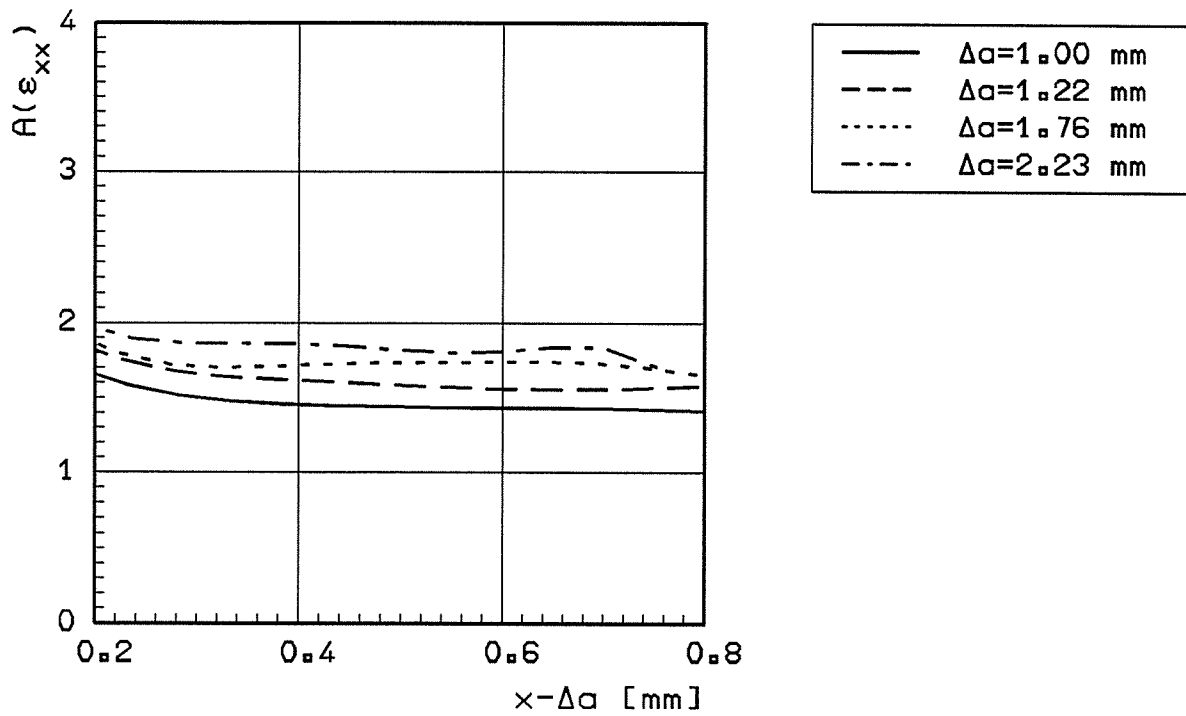


Bild 3.3.3-9e:

Amplitudenfaktor im Ligament
 FE-Simulation für M(T)25-Probe
 multilinesares Werkstoffverhalten StE 460

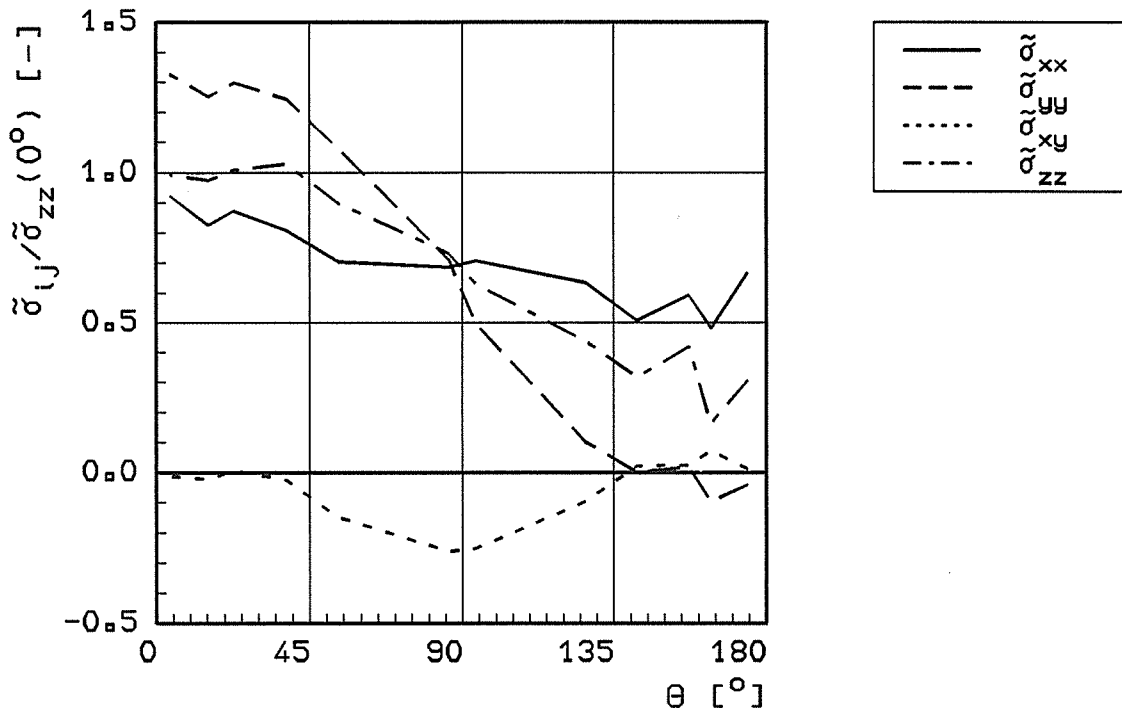


Bild 3.3.3-10a:

Winkelfunktionen der Spannungen
 FE-Simulation für C(T)25-Probe
 multilinesares Werkstoffverhalten StE 460
 $\Delta a = 3 \text{ mm}$, $r = 0.3 \text{ mm}$

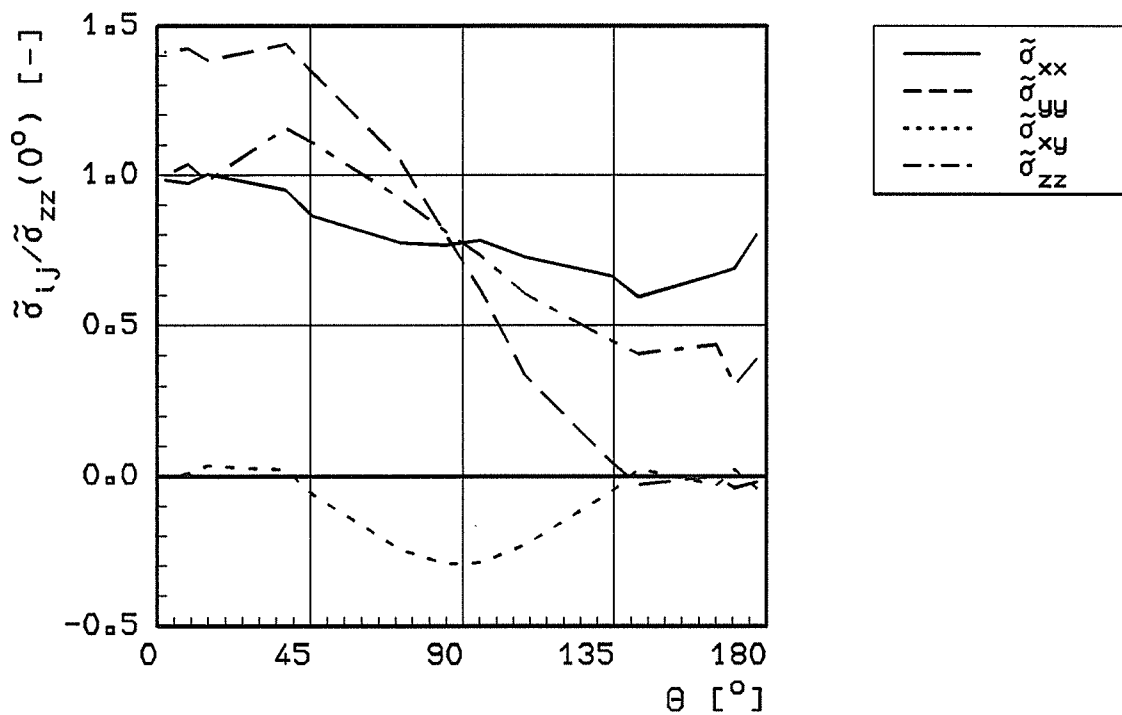


Bild 3.3.3-10b:

Winkelfunktionen der Spannungen
 FE-Simulation für C(T)25-Probe
 multilinesares Werkstoffverhalten StE 460
 $\Delta a = 3 \text{ mm}$, $r = 0.5 \text{ mm}$

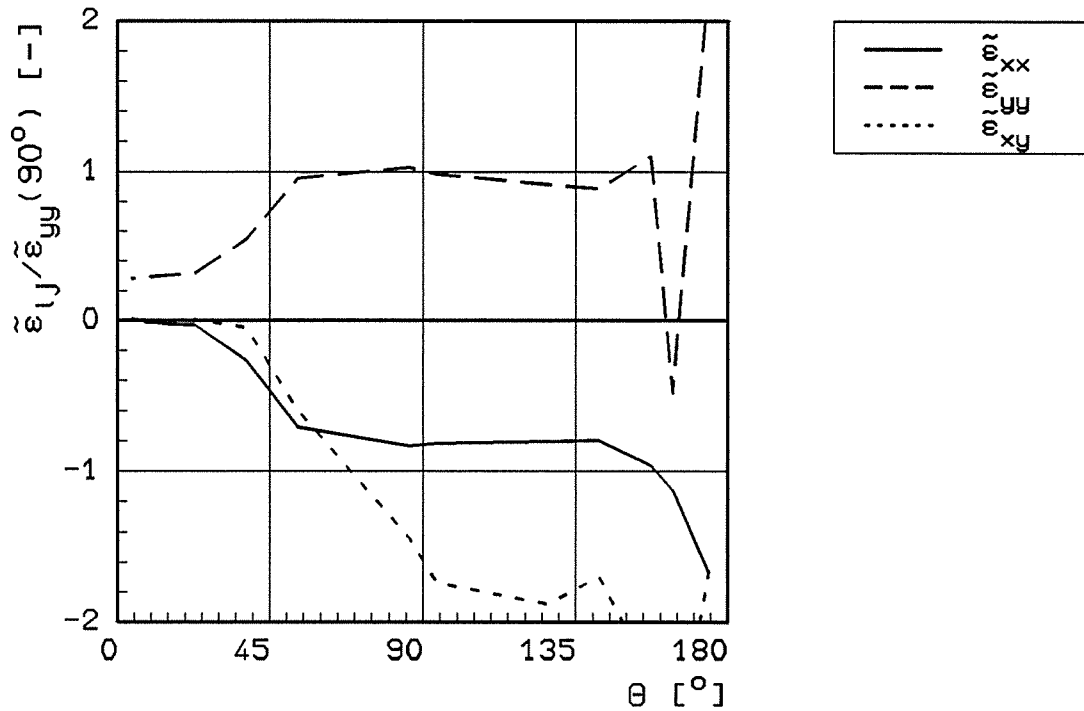


Bild 3.3.3-11a:

Winkelfunktionen der Verzerrungen
 FE-Simulation für C(T)25-Probe
 multilinesares Werkstoffverhalten StE 460
 $\Delta a = 3$ mm, $r = 0.3$ mm

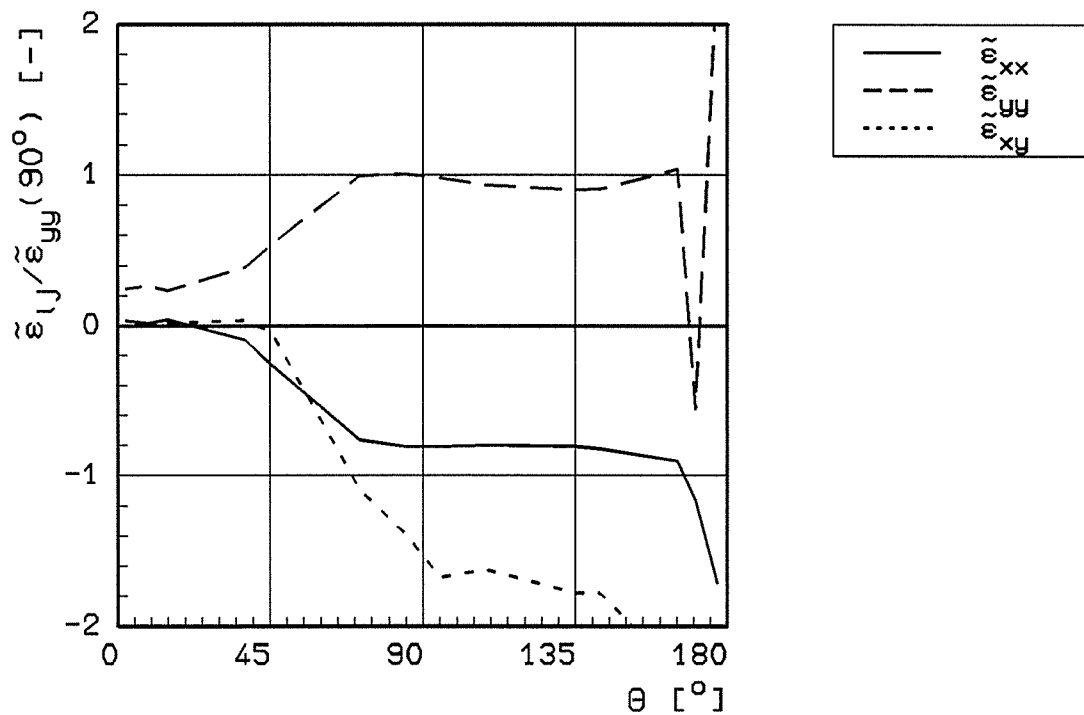


Bild 3.3.3-11b:

Winkelfunktionen der Verzerrungen
 FE-Simulation für C(T)25-Probe
 multilinesares Werkstoffverhalten StE 460
 $\Delta a = 3$ mm, $r = 0.5$ mm

3.4 Notwendigkeit eines zweiparametrischen Bruchmechanik-Konzeptes zur Analyse des stabilen Rißwachstums in Bauteilen und Vorgehensweise

Frühere Untersuchungen vor allem des IWM und der BAM an Bruchmechanikproben mit FEM-Analysen am stehenden Riß und für kleines Rißwachstum [1-3] haben ergeben, daß die im Versuch ermittelte Abhängigkeit der Rißwiderstandskurve $J_R(\Delta a)$ von der Probengeometrie und Belastungsart auf unterschiedliche Constraint-Bedingungen in den Proben nahe der Rißspitze zurückzuführen ist. Das bedeutet, daß zur Beschreibung des Rißwiderstandsverhaltens und damit auch zur Analyse des stabilen Rißwachstums von komplexen Rißgeometrien in Bauteilen ein zweiparametrisches Bruchmechanik-Konzept erforderlich ist. Von den verschiedenen Vorschlägen für einen geeigneten Constraint-Parameter wie K_{op} [1], d_n^{-1} [4] und h (Abschnitt 3.2.2.1, Gl.4) haben sich der Maximalwert χ des Mehrachsigenparameters h (Abschnitt 3.2.2.1, Gl.5) bzw. der Extrapolationswert zur Rißspitze hin h_0 (Abschnitt 3.2.2.1, Gl.7) als empfindlichste Parameter erwiesen [5]. Eine physikalische Bedeutung erfährt h dadurch, daß es nach der Theorie des duktilen Versagens durch Hohlraumwachstum die Schädigung durch Vergrößerung des Hohlraumvolumens wesentlich beeinflusst [6-8]. Die Berücksichtigung des zweiparametrischen Konzeptes zur Analyse des stabilen Rißwachstums eines axialen Außenoberflächenfehlers in einem Druckbehälter [9-11] zeigte, daß die im Versuch ermittelte duktile Rißausbreitung qualitativ und quantitativ besser durch von der Mehrachsigen abhängige Rißwiderstandskurven als durch ein einparametrisches J -kontrolliertes Rißwachstumskriterium beschrieben werden kann.

In Fortführung der Untersuchungen wurden parallel zueinander vom IWM und der BAM Rißfortschrittsanalysen mit verschiedenen Simulationsverfahren für verschiedene Werkstoffe durchgeführt. Die für den Stahl StE 460 mit ADINA und IWM-CRACK (vgl. Abschnitt 3.2.2) und für den Stahl A 710 mit ADINA unter Anwendung des GURSON-Modells [8] für EVZ-Modelle von seitengekerbten C(T)- und M(T)-Proben ermittelten h -Verläufe lassen sich werkstoffunabhängig

für die beiden Probentypen plausibel einander zuordnen und zeigen, daß h mit wachsendem Δa und insbesondere das Maximum von h , χ , nahe der Rißspitze zunimmt, Bild 3.4-1 und 3.4-2, obwohl beide Stähle stark unterschiedliche R_{eL} -Werte von 460 MPa (StE 460) und 619 MPa (A 710) haben [12, 13]. Bei der C(T)-Probe wächst χ bis etwa 3 und bei der M(T)-Probe nur bis etwa 1,8 an. Die Bestimmung des J_R -Reißmoduls T_{JR} (Abschnitt 3.2.2.1, Gl.6) in Abhängigkeit des Mehrachsigenquotienten h_0 für die beiden Stähle läßt erkennen, daß im Bereich der Initiierung ein linearer Zusammenhang zwischen T_{JR} und h_0 besteht, Bild 3.4-3. Dabei erfolgt der Abfall von T_{JR} über h_0 beim A 710 wesentlich steiler als beim StE 460. Aus dem Verlauf der beiden Geraden zueinander folgt, daß bei dem hochzähnen A 710 die J_R -Kurven im Initiierungsbereich wesentlich steiler verlaufen als bei dem niedrigeren StE 460 aber die Steigung der J_R -Kurven mit zunehmender Mehrachsigen h_0 stärker abfällt als beim StE 460.

Die zusätzliche Eintragung der T_{JR} -Werte entlang der Rißfront beim Rißwachstum des Oberflächenrisses in der Scheibe aus Bild 3.1.3-7b im Abschnitt 3.1.3 in Bild 3.4-3 bestätigt die mit den EVZ-Modellen erhaltenen Ergebnisse für StE 460. Bei Berücksichtigung aller Werte wird die Näherungsgerade dann geringfügig parallel nach unten verschoben. Die unter den gegebenen Bedingungen gute Übereinstimmung der an Bruchmechanikproben über den Einfluß der Geometrie auf den Spannungszustand ermittelten Abhängigkeit des Rißwiderstands von der Mehrachsigen mit dem beim Rißwachstum des Oberflächenrisses direkt dem lokalen Spannungszustand gegenüberstellbaren lokalen Rißwiderstand zeigt:

- Nach zwei verschiedenen Methoden die Abhängigkeit des Rißwiderstands von der lokalen Mehrachsigen des Spannungszustandes und
- den Schlüssel für die Anwendung der an Bruchmechanikproben ermittelten Rißwiderstandswerte zur Analyse des stabilen Rißwachstums von Rissen mit komplexer Rißfrontgeometrie in Bauteilen.

Die erfolgreiche Anwendbarkeit des Konzepts wird weiter bestätigt durch parallel durchgeführte Rißfortschrittsanalysen bei Oberflächenrissen in Zugscheiben und Rohren [14, 15] durch die Steuerung der numerischen Simulation mit in Abhängigkeit der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes modifizierten J_R -Kurven.

Bei größerem Rißwachstum verliert die lineare Beziehung zwischen T_{JR} und h_0 ihre Gültigkeit in einem Übergangsbereich $\Delta a > 1$ mm, weil bei näherungsweise konstantem h_0 T_{JR} mit wachsendem Δa kleiner wird. Ein neuer eindeutiger gegebenenfalls auch linearer Zusammenhang zwischen T_{JR} und h_0 oder auch χ ist zu erwarten, wenn mit dem Erreichen von quasistationärem Rißwachstum T_{JR} näherungsweise konstant wird, Bild 3.2.2.1-20 in Abschnitt 3.2.2.1. Es besteht also auch im Bereich von stationärem stabilem Rißwachstum eine eindeutige Abhängigkeit des Rißwiderstands von der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes. Daraus geht hervor, daß insbesondere bei der Analyse von größerem Rißwachstum bei Rissen mit komplexer Rißfrontgeometrie in Bauteilen der Einfluß der Mehrachsigkeit auf den Rißwiderstand zu berücksichtigen ist, damit beispielsweise im Rahmen einer Leck-vor-Bruch-Analyse ein realistischer Rißfrontverlauf, speziell der "Kanu"-Effekt bei halbelliptischen Oberflächenrissen, richtig erfaßt wird.

Für die Anwendung des zweiparametrischen Bruchmechanik-Konzeptes, beispielsweise mit dem J-Integral als lokalem Beanspruchungsparameter und dem Mehrachsigkeitsparameter χ , ist zunächst die experimentelle Ermittlung von J_R -Kurven für verschiedene Probengeometrien bzw. -größen, beispielsweise für seitengekerbte C(T)-, SE(T)- und M(T)-Proben erforderlich. Dazu ist durch die numerische Simulation des stabilen Rißwachstums in EVZ-Modellen dieser Proben mit genügend feiner Elementierung im Ligamentbereich die den Probengeometrien zugeordneten Spannungs-Verzerrungs-Zustände und die Mehrachsigkeitsquotienten, z. B. χ oder h_0 , zu berechnen. Mit der Zuordnung der J_R -Kurven zu den Mehrachsigkeitsquotienten ist die Übertragung des mit den Proben ermittelten Rißwiderstandsverhaltens auf Fehler in Bauteilen möglich und

dort das lokale Rißwachstum von Rissen mit komplexer Rißfrontgeometrie analysierbar. Für die Berechnung der lokalen J-Werte und der dazugehörigen Mehrachsigkeitsparameter am Riß im Bauteil in Abhängigkeit der äußeren Beanspruchung ist für das Bauteil ebenfalls eine FEM-Rechnung mit Rißfortschrittssimulation durchzuführen. Das Ergebnis ist die Darstellbarkeit des lokalen Rißwachstums mit wachsender äußerer Beanspruchung beispielsweise durch eine Innendrucksteigerung oder eine Thermoschockbeanspruchung in einem Druckbehälter.

Wie Bild 3.2.2.1-20 in Abschnitt 3.2.2.1 zeigt, nimmt die Erhöhung des Rißwiderstands pro Längeneinheit Rißfortschritt, dJ_R/da , in einem Übergangsbereich von der Initiierung bis zum Eintreten eines stationären Zustands ab, wobei der Änderungsbetrag mit abnehmender Mehrachsigkeit h_0 - von der C(T)- zur M(T)-Probe - ansteigt. Im Bereich des näherungsweise stationären Rißwachstums bei StE 460 nach etwa $\Delta a = 8$ mm, stellt sich zwischen dJ_R/da und h_0 eine etwa gleichbleibende Beziehung ein. Wie dazu aus Bild 3.2.2.1-32 in Abschnitt 3.2.2.1 hervorgeht, erreichen auch die Bruchmechanik-Parameter $CTOAR$ und $d\delta_{5R}/da$ stationäre Werte.

Im stationären Zustand ändert sich der lokale Spannungszustand kaum noch und damit auch das lokale Rißwiderstandsverhalten. Es genügt also, in diesem Bereich die Elementierung im Ligament nur so fein zu wählen, daß der zur Steuerung der Rißfortschrittssimulation verwendete Bruchmechanikparameter in Abhängigkeit der Last genügend genau berechnet werden kann.

Von den klassischen Bruchmechanikparametern hat das J-Integral den Nachteil, daß die notwendige Berechnung seines Fernfeldwertes (vgl. Abschnitt 3.2.2.1) mit wachsendem Riß und dadurch kleiner werdendem Ligament einen größer werdenden Berechnungsbereich benötigt, wie Bild 3.2.2.1-31 beispielsweise für die C(T)- und die M(T)-Probe zeigt. Das hat zur Folge, daß bei größerem Rißwachstum der verbleibende Ligamentabschnitt nicht mehr ausreicht, um den Fernfeldwert des J-Integrals zu erhalten. Unter diesen Umständen muß dann ein anderer Bruchmecha-

nik-Parameter, beispielsweise CTOA, zur Steuerung der Rißfortschrittssimulation verwendet werden. Da diese Situation wahrscheinlich erst im Bereich des stabilen Rißwachstums eintreten wird, kann aus einer J-gesteuerten Simulation der CTOA-Wert für stabiles Rißwachstum im stationären Bereich bestimmt und dann zur weiteren Steuerung der Simulation herangezogen werden.

Der Vergleich der analytischen Lösungen aus der Theorie des stationären Rißwachstums mit FEM-Ergebnissen für EVZ-Modelle von Bruchmechanikproben in Abschnitt 3.3.3 zeigt, daß bei Werkstoffen mit linearer Verfestigung die aus der FEM-Rechnung berechneten Verschiebungen, Spannungen und Verzerrungen im Gültigkeitsbereich der Theorie durch die analytischen Lösungen richtig beschrieben werden. Dabei hat der Materialparameter α Einfluß auf die Singularität s und die Winkelfunktionen $\bar{\sigma}_{ij}$, $\bar{\epsilon}_{ij}$ und \bar{u}_i . Der Einfluß der Geometrie, beispielsweise beim Vergleich von C(T)- und M(T)-Proben-Modell, auf das Rißspitzenfeld wirkt sich jedoch erwartungsgemäß nur auf den Amplitudenfaktor A aus. Es konnte außerdem nachgewiesen werden, daß auch bei multilinearem Verfestigungsverhalten beispielsweise beim StE 460 das Rißspitzenfeld ebenfalls mit den Parametern der Theorie beschrieben werden kann. Hier wirkt sich die Geometrieänderung der Probenform beim Übergang von der C(T)- zur M(T)-Probe jedoch auch auf den Materialparameter α aus, da vermutlich in Abhängigkeit der geometriebedingten unterschiedlich großen Verformungen während des stationären Rißwachstums eine Approximation des multilinearen Verfestigungsverhaltens mit einer Anpassung der linearen Verfestigung in verschiedenen Verformungsbereichen erfolgt und so beispielsweise sich für die C(T)-Probe ein größeres α (kleinere Verformung) als für die M(T)-Probe (größere Verformungen) ergeben sollte, Bild 3.4-4. Der Geometrieinfluß auf das Rißspitzenfeld erfolgt hier also sowohl über den Amplitudenfaktor A als auch über die Singularität $s(\alpha)$, wirksam auch bei den Winkelfunktionen $\bar{\sigma}_{ij}(s)$, $\bar{\epsilon}_{ij}(s)$, $\bar{u}_i(s)$, indem bei multilinearem Materialverhalten α durch den Verformungszustand - Größe von ϵ_v - in Rißspitzennähe bestimmt wird.

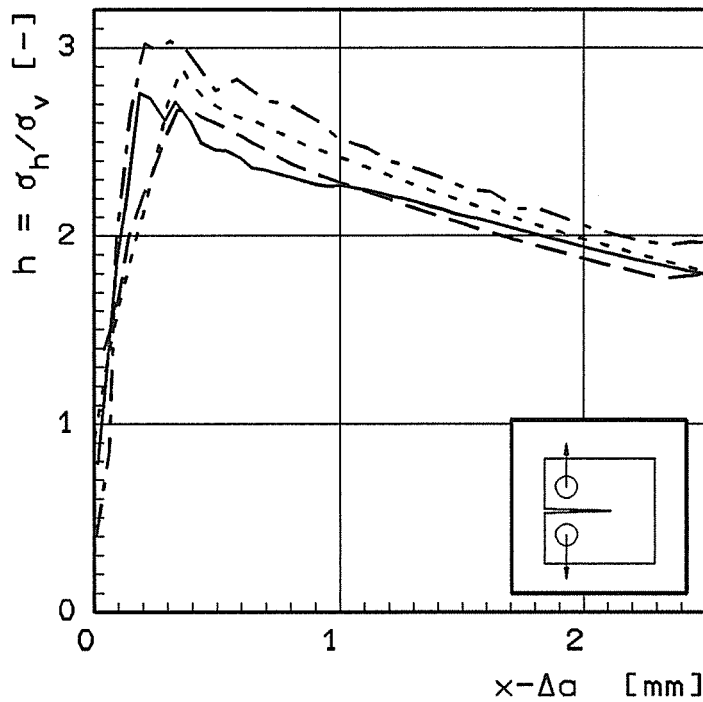
Bild 3.4-4 entsprechend bedeutet der Übergang von der C(T)-Probe zur M(T)-Probe ein Abnehmen des Materialparameters $\alpha = E_T/E$. Nach Bild 3.3.2-4 folgt daraus ein höherer s -Wert für das Feld in der C(T)- als in der M(T)-Probe. Da die Anpassung des Tangentenmoduls E_T an die multilineare Materialkurve, Bild 3.4-4, bei Stählen zu α -Werten kleiner als 0,05 führt, fallen die $\bar{\sigma}_{ij}$ -Werte nach Bild 3.4-5 mit kleiner werdendem α , also mit dem Übergang von der C(T)- zur M(T)-Probe, ab und die $\bar{\epsilon}_{ij}$ -Werte nehmen nach Bild 3.4-6 in ihren Absolutwerten zu. Das bedeutet nach der Theorie, daß bei Approximation des multilinearen Materialverhaltens durch den Werkstoffparameter α in Abhängigkeit des in Nähe der Rißspitze auftretenden Verformungsbereichs beim Übergang von der C(T)- zur M(T)-Probe die sich einstellenden Spannungskomponenten abnehmen sollten. Das aber gerade ergibt die FEM-Analyse, Bilder 3.2.2.1-15, 3.2.2.1-16, 3.2.2.1-27 und 3.2.2.1-28. Mit den Lösungen der Theorie des stationären Rißwachstums für bilineares Materialverhalten ist also auch das Verhalten der Rißspitzenfelder in EVZ-Modellen der C(T)- und M(T)-Probe für das tatsächlich multilineare Materialverhalten zu beschreiben.

Wenn es in weiteren Untersuchungen gelingt auch die entlang eines halbelliptischen Oberflächenrisses sich lokal einstellenden Rißspitzenfelder bei stationärem Rißwachstum mit den Parametern der Theorie zu beschreiben, so bietet die Theorie die Möglichkeit für eine objektive Definition und Bestimmung von Mehrachsigeitsparametern und Bruchmechanik-Kenngrößen für die Analyse von großem stabilem Rißwachstum in Bauteilen mit komplexer Rißfrontgeometrie.

Literatur zu 3.4:

- [1] AURICH, D., u. a.: Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von Forschungsergebnissen auf dem Gebiet der Komponentensicherheit, Teilvorhaben: Werkstoffmechanik. BAM-Forschungsbericht 137, Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung Berlin, 1987.

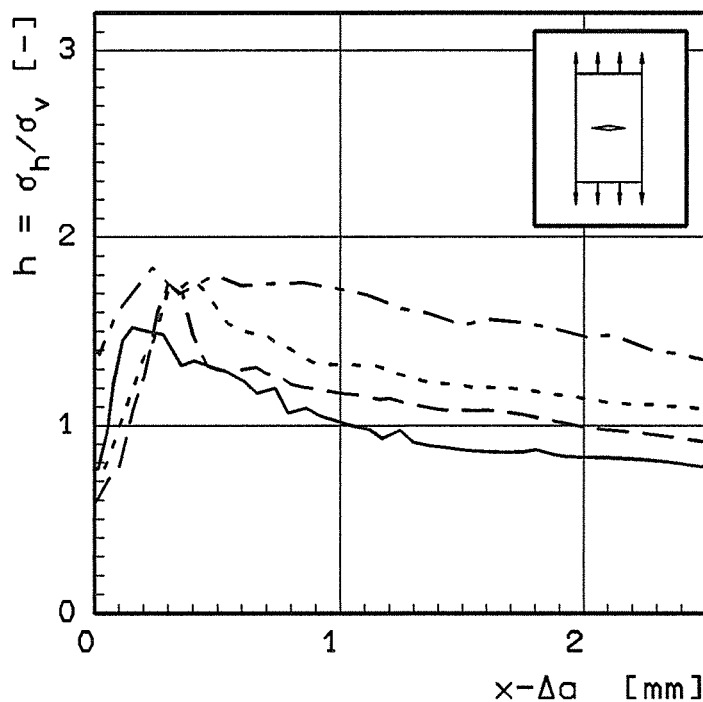
- [2] KORDISCH, H., SOMMER, E., SCHMITT, W.: Einfluß der Mehrachsigkeit auf das stabile Rißwachstum. *Berichtsband 13. MPA-Seminar, Bd. 1, Staatliche Materialprüfungsanstalt Stuttgart, 1987, 7.1-7.17.*
- [3] BROCKS, W., KÜNECKE, G., NOACK, H.-D., VEITH, H.: Zur Übertragbarkeit von Bruchmechanikparametern von Proben auf Bauteile aufgrund von FEM-Analysen. *Berichtsband 13. MPA-Seminar, Bd. 1, Staatliche Materialprüfungsanstalt Stuttgart, 1987, 3.1-3.24.*
- [4] STEENKAMP, P. A. J. M.: Investigations into the validity of J-based methods for the prediction of ductile tearing and fracture. *Dissertation, Technische Universität Delft, 1986.*
- [5] AURICH, D., u.a.: Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte. *BAM-Forschungsbericht 174. Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin, 1990.*
- [6] McCLINTOCK, F. A.: A criterion for ductile fracture by the growth of holes. *Trans. ASME, J. Appl. Mech.* 35 (1968), 363-371.
- [7] RICE, J. R., TRACEY, D. M.: On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields. *J. Mech. Phys. Solids.* 17 (1969), 201-217.
- [8] GURSON, A. L.: Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I - Yield criteria and flow rules for porous ductile media. *J. Engng. Mat. Tech* 99 (1977), 2-15.
- [9] BROCKS, W., KÜNECKE, G.: Elastisch-plastische Bruchmechanikanalyse eines Behälters mit axialem Außenoberflächenfehler. *Berichtsband 14. MPA-Seminar, Bd. 2, Staatliche Materialprüfungsanstalt Stuttgart, 1988, 42.1-42.19.*
- [10] BROCKS, W., KÜNECKE, G., WOBST, K.: Stable Crack Growth of Axial Surface Flaws in Pressure Vessels. *Int. J. Pres. Ves. and Piping* 40 (1989), 77-90.
- [11] BROCKS, W., VEITH, H., WOBST, K.: Experimental and Numerical Investigations of Stable Crack Growth of an Axial Surface Flaw in a Pressure Vessel. *K. Kußmaul (Hg), Fracture Mechanics Verification by Large-Scale Testing. IAEA Specialists' Meeting on Large-Scale Testing. London, Mechanical Engineering Publication LTD., 1991, 151-169.*
- [12] BROCKS, W., SCHMITT, W.: The role of crack tip constraint for ductile tearing. *D. Firrao (Hg), Fracture Behaviour and Design of the 8th European Conference on Fracture, Warley: Engineering Materials Advisory Services Ltd, (1990), Vol. II (1990), 1023-1032.*
- [13] BROCKS, W., SCHMITT, W.: Quantitative Assessment of the Role of Crack Tip Constraint on Ductile Tearing, *ASTM Symposium on Constraint Effects in Fracture, Indianapolis (1991), im Druck.*
- [14] MEMHARD, D., KLEMM, W.: Numerische und experimentelle Untersuchungen zum Verhalten von Oberflächenrissen in Zugscheiben und Rohren aus ferritischen und austenitischen Stählen. *Bericht W4/89 Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik, Freiburg i. B., 1989.*
- [15] SIEGELE, D.: Analyse einer Zugscheibe mit halb elliptischem Oberflächenfehler. *Bericht Z 17/91, Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik, Freiburg i. B., 1991.*



BAM: StE460, v. Mises
 — $\Delta a = 0.00$ mm
 - · - $\Delta a = 1.48$ mm
 FhIWM: A710, Gurson
 - - - $\Delta a = 0.08$ mm
 · · · $\Delta a = 0.76$ mm

Bild 3.4-1:

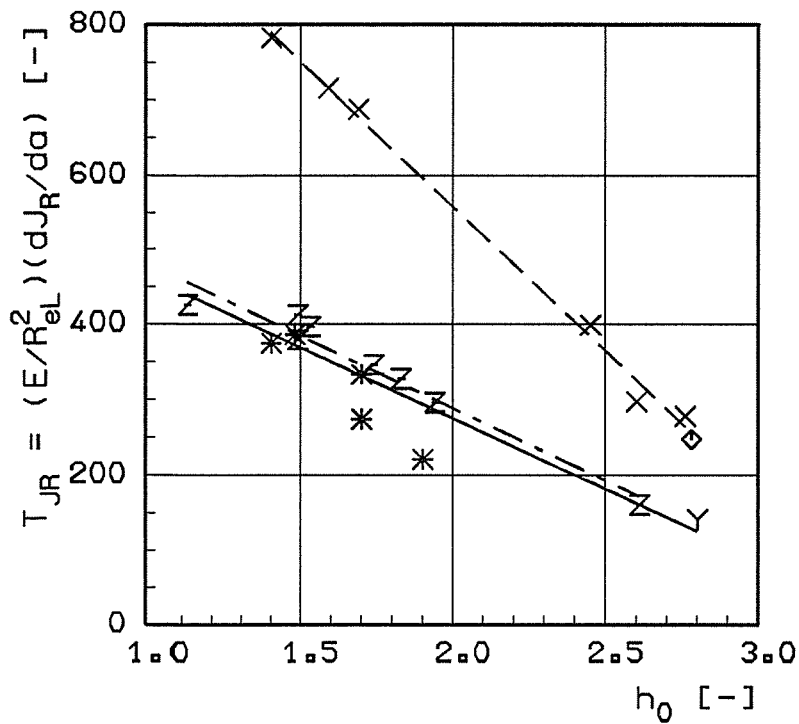
Verlauf des Mehrachsigsigetsquotienten h im Ligament mit zunehmendem Rißfortschritt Δa für eine seltengekerbte C(T)25-Probe nach [12,13]



BAM: StE460, v. Mises
 — $\Delta a = 0.00$ mm
 - · - $\Delta a = 2.45$ mm
 FhIWM: A710, Gurson
 - - - $\Delta a = 0.20$ mm
 · · · $\Delta a = 0.78$ mm

Bild 3.4-2:

Verlauf des Mehrachsigsigetsquotienten h im Ligament mit zunehmendem Rißfortschritt Δa für eine seltengekerbte M(T)25-Probe nach [12,13]



* StE 460, Scheibe
mit Oberflächenriß

nach [12,13]:
Z StE 460
Y 20 MnMoNi 5 5
X A 710
◇ weld mat

--- nach [12,13]
— alle Ergebnisse

Bild 3.4-3:

J-Reißmodul T_{JR} in Abhängigkeit des
Mehrachsigkeitsquotienten h_0

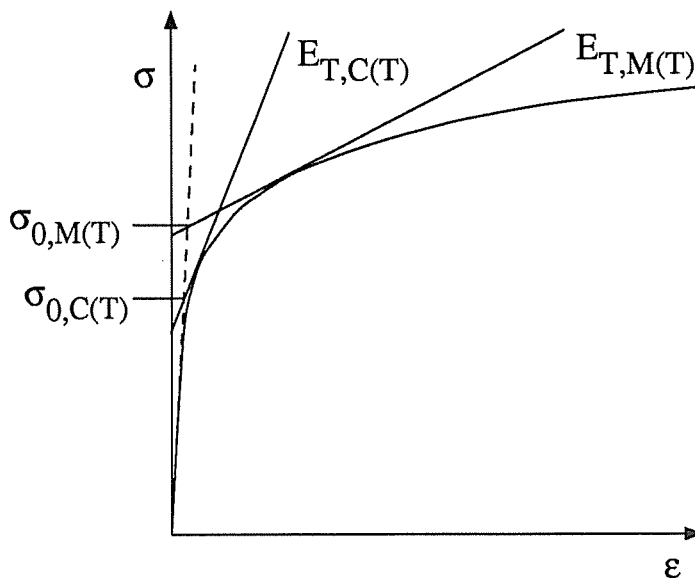


Bild 3.4-4:

Abhängigkeit des Verfestigungsmoduls E_T vom
Verformungsbereich nahe der Rißspitze bei C(T)- und M(T)-Probe

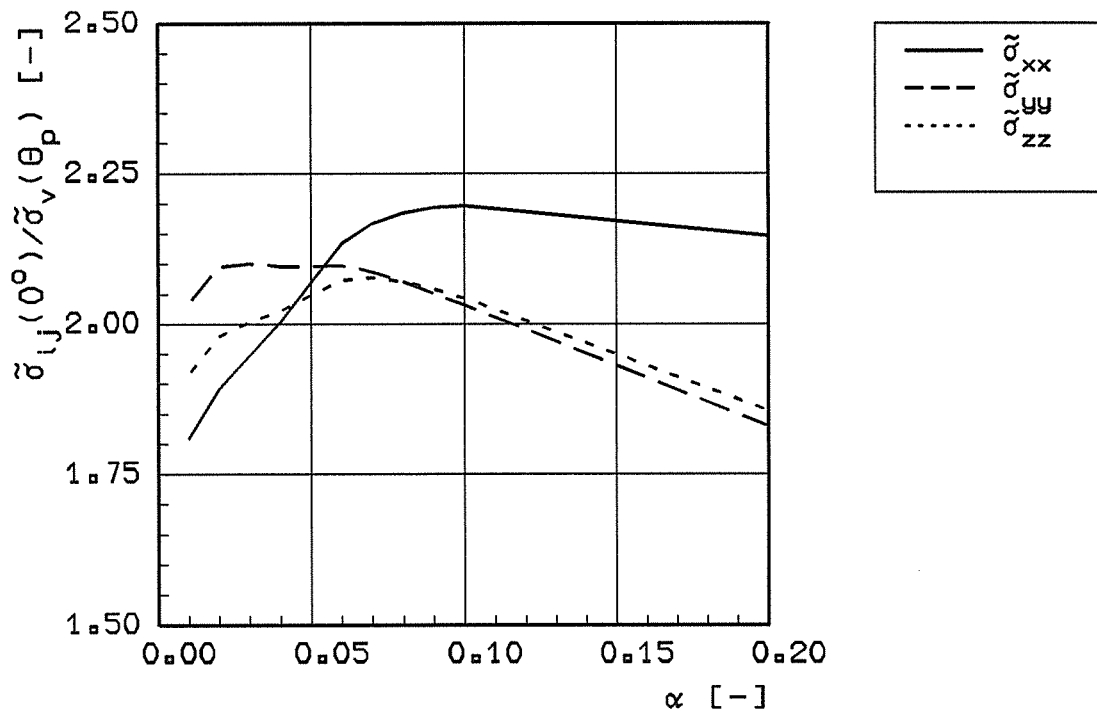


Bild 3.4-5:

Ausschnitt aus der Winkelfunktionen $\tilde{\sigma}_{ij}(0^\circ)$
 in Abhängigkeit des Materialparameters α

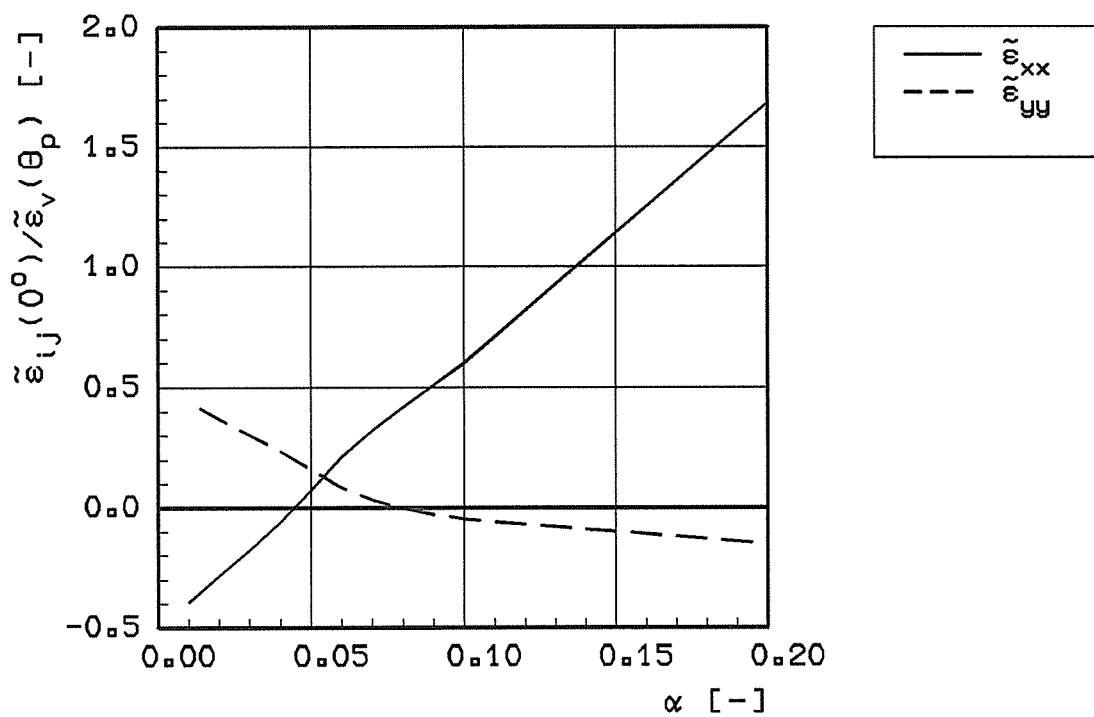


Bild 3.4-6:

Ausschnitt aus der Winkelfunktionen $\tilde{\epsilon}_{ij}(0^\circ)$
 in Abhängigkeit des Materialparameters α

4 Ermittlung bruchmechanischer Kennwerte aus dem Kerbschlagversuch

4.1 Ausgangssituation

Im vorausgegangenen Vorhaben [2] konnte gezeigt werden, daß zwischen dem Reißwiderstand von dynamisch sowie quasistatisch geprüften ISO-V-Proben und dem von C(T)-Proben ein annähernd linearer Zusammenhang, (Bild 4.1-1) entsprechend der Beziehung

$$(\Delta J)_{ISO-V} = K_i \cdot (\Delta J)_{C(T)} \quad (1)$$

besteht [1]. Der ermittelte Proportionalitätsfaktor wies nicht unerhebliche Streuungen auf. Unter Vernachlässigung dieser Streuungen wurde ein halbempirisches Verfahren entwickelt, mit dem Reißwiderstandskurven von C(T)25-Proben aufgrund der Kerbschlagarbeit abgeschätzt werden können.

4.2 Lösungsweg

Von weiteren Werkstoffen sollten Reißwiderstandskurven von beiden Probenarten ermittelt werden. Die ISO-V-Probe sollte aufgrund des aus der FEM-Analyse ermittelten Spannungszustandes in die Darstellung der Funktion $dJ_R/da=f(\sigma_h/\sigma_v)$ mit $\sigma_h/\sigma_v=h$ eingebunden werden, um die ISO-V-Probe in die Rangreihenfolge der Probenarten einordnen zu können. Schließlich war zu klären, welche Nebenbedingungen in die Beziehungen zwischen den Reißwiderstandskurven verschiedener Probenarten eingehen.

4.3 Versuchswerkstoffe

Tabelle 4.3.1 gibt einen Überblick über die mechanischen Eigenschaften der zusätzlich untersuchten Stähle. Die Daten der übrigen in die Untersuchung einbezogenen Stähle sind dem vorausgegangenen Bericht zu entnehmen [2].

Weiterhin wurden für die Werkstoffe 20 MnMo Ni 55 (KS 15), 22 NiMoCr 37 (KS 01) und 22 NiMoCr 37 (hochzäh) die Schweißsimulationszustände A1 (Einfachzyklus) und B4 (Zweifach-

zyklus) in das Untersuchungsprogramm aufgenommen.

4.4 Versuchsdurchführung und Versuchsauswertung

Die Versuchsdurchführung erfolgte für die ISO-V-Proben analog zu den vorausgegangenen Untersuchungen [2]. Die Versuche an dem schweißsimulierend behandelten KS 15 (Zyklus A1) mußten sowohl bei den C(T)-Proben als auch bei den statisch geprüften ISO-V-Proben bei +80 °C durchgeführt werden, um stabiles Reißwachstum zu erhalten. Die Ermittlung des stabilen Reißfortschritts und der Reißwiderstandskurven aus den Arbeitswerten wurde für alle Probenarten gemäß DVM-Merkblatt 002 durchgeführt.

Bei den ISO-V-Proben wurde anders als in den vorausgegangenen Untersuchungen, bei denen ein modifiziertes Einprobenverfahren zum Einsatz kam, das Mehrprobenverfahren zur Bestimmung der Reißwiderstandswerte angewendet. Auch die früheren Untersuchungen wurden auf diese Weise ausgewertet, um diese in die weitere Analyse der Ergebnisse einbeziehen zu können.

4.5 Ergebnisse

Vorab ist festzustellen, daß es bei den Schweißsimulationszuständen nicht gelang, bei dynamischer Beanspruchung der ISO-V-Proben im Übergangsbereich vom Spaltbruch zum Gleitbruch eine für die Erstellung einer Reißwiderstandskurve ausreichende Variation der Beträge des stabilen Reißwachstums zu erhalten. Um den Bereich sehr niedriger Werkstoffzähigkeit besser belegen zu können, wurden mit ISO-V-Proben des KS 15, der entsprechend dem A1-Zyklus schweißsimulierend behandelt war, neben den Versuchen mit C(T)-Proben statische Dreipunkt-Biegeversuche durchgeführt, weil bei niedriger Beanspruchungsgeschwindigkeit entsprechend einer Durchbiegungsgeschwindigkeit \dot{f} von 0,01 mm/s noch stabiles Reißwachstum bis zu Beträgen von 1 bis 2 mm erhalten werden konnte. Die weiteren Untersuchungen beziehen sich auf die drei oben erwähnten, neu in das Programm aufgenommenen Stähle sowie die früheren Ergebnisse [2].

Im Hinblick auf den Vergleich von Rißwiderstandskurven unterschiedlicher Probenarten war zu entscheiden, mit welcher Funktion die Meßpunkte approximiert werden. Entsprechend ASTM E 813 und DVM-Merkblatt 002 war in früheren Untersuchungen eine Potenzfunktion der Art

$$J_R = A \cdot \Delta a^B \quad (2)$$

verwendet worden. Diese Funktion war nur im Hinblick auf ihre Eignung zur einfachen und fehlerarmen Approximation der Meßpunkte durch einen Kurvenzug ausgewählt worden. Ein Bezug zum mikromechanischen Ablauf des Rißfortschritts besteht nicht. Neuere Erkenntnisse aus eigenen Untersuchungen (s. Abschnitt 3.3) sowie aus dem IWM lassen den Schluß zu, daß das stabile Rißwachstum in drei Phasen abläuft (Bild 4.5-1):

- Phase 1: Blunting und Initiierung,
- Phase 2: Übergangsbereich, gekennzeichnet durch abnehmendes dJ_R/da ,
- Phase 3: stationäres Rißwachstum mit konstantem Rißöffnungswinkel CTOA und konstantem dJ_R/da .

Vor dem Hintergrund dieser Ergebnisse erschien es sachdienlich, eine Approximationsfunktion auszuwählen, die diesem Ablauf des stabilen Rißwachstums besser Rechnung trägt als Gleichung 2, um detailliertere Informationen über den Einfluß von Probengeometrie und Werkstoffzähigkeit auf den Verlauf der Rißwiderstandskurve gewinnen zu können:

$$J_R = C_1 + C_2 \cdot \arctan(3 \cdot \Delta a / \Delta a_0) + C_3 \cdot \Delta a \quad (3)$$

Läßt man die Rißwiderstandskurve erst nach dem Blunting beginnen, so ist dies durch die Konstante C_1 entsprechend J_i zu berücksichtigen. Da der Übergangsbereich zumindest bei Biegeproben nach rd. 1 mm stabilem Rißwachstum durchlaufen ist, wurde zu dessen Beschreibung die oben angegebene arctan-Funktion gewählt, die bei $\Delta a = 1$ mm 80% ihres Maximalwertes erreicht hat. Δa_0 ist eine Konstante mit dem Wert 1 mm. Der

stationäre Bereich wird durch den Term $C_3 \cdot \Delta a$ beschrieben. Die Konstanten C_1 , C_2 und C_3 wurden mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate ermittelt.

Zunächst wurden die Konstanten K_1 für Gleichung 1 für eine Reihe von Werkstoffen in der Form

$$K_1 = \frac{[J_R - (J_R)_{\Delta a=0,2mm}]_{ISO-V}}{[J_R - (J_R)_{\Delta a=0,2mm}]_{C(T)}} \quad (4)$$

ermittelt. Bild 4.5-2 zeigt als Beispiel das Ergebnis für den Werkstoff 20 MnMoNi 55 in der Darstellung entsprechend Gleichung 1. In Bild 4.5-3 ist K_1 in Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage für einige der untersuchten Werkstoffe dargestellt.

Die Streuungen von K_1 sind unverändert vorhanden. Eine der Ursachen ist in einigen Fällen die geringe Zahl der verfügbaren Meßpunkte für die Rißwiderstandskurven der ISO-V-Proben und deren Streuung. Abhilfe kann zu diesem Punkt die unten beschriebene Prüfvorrichtung für das Abfangen dynamischer Versuche im Pendelschlagwerk schaffen, so daß die Ermittlung der Rißwiderstandskurven jeweils bei konstanter Prüftemperatur erfolgen kann. Dennoch ist eine Abnahme von K_1 mit zunehmender Kerbschlagarbeit-Hochlage zweifelsfrei erkennbar. Im folgenden wird aus Gründen der Vereinfachung der Begriff "Zähigkeit" synonym zum Begriff "Kerbschlagarbeit-Hochlage" verwendet.

Bei genauerer Betrachtung ist Bild 4.1-1 zu entnehmen, daß die Bandbreite von K_1 von etwa 1 bis 4 reicht. Unabhängig von vorhandenen Streuungen besteht möglicherweise noch ein Einfluß der Werkstoffzähigkeit auf den Zusammenhang zwischen den Rißwiderstandskurven von C(T)- und ISO-V-Proben. In Bild 4.5-4 sind die jeweils bei Initiierung beginnenden Rißwiderstandskurven von drei Stählen unterschiedlicher Hochlagenzähigkeit gegenübergestellt. Da das Blunting bei Initiierung bei den ISO-V-Proben nicht gemessen werden konnte, wurde es bei allen Rißwider-

standskurven unterdrückt. Während die Reißwiderstandskurven des niederzähigen Stahls von C(T)-Proben einerseits und ISO-V-Proben andererseits vergleichsweise eng zusammen liegen und wenig divergieren, laufen sie bei dem Werkstoff mittlerer Zähigkeit weit auseinander. Bei dem hochzähigen Werkstoff sind dagegen die Abweichungen zwischen den Reißwiderstandskurven wieder geringer. Die ausgewählten Beispiele sind keine Sonderfälle, sondern sind repräsentativ für die unterschiedlichen Zähigkeitsklassen.

Detailliertere Hinweise auf die Ursachen liefert die Analyse der Parameter C_1 bis C_3 . Im Hinblick auf die allgemeine Zielsetzung dieser Untersuchung ist es naheliegend, als Maß für die Werkstoffzähigkeit zunächst die Kerbschlagarbeit-Hochlage A_{vH} zu verwenden. In den Bildern 4.5-5 bis 4.5-7 ist der Parameter C_1 der das Initiierungsverhalten charakterisiert, in Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage dargestellt. Während bei den C(T)-Proben der Anstieg der C_1 -Werte mit zunehmender Kerbschlagarbeit noch klar erkennbar ist, ist der Verlauf der C_1 -Werte in Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage insbesondere bei den dynamisch geprüften ISO-V-Proben von Streuungen ziemlich stark überdeckt. Die Streuungen sind darauf zurückzuführen, daß die Initiierung bei den ISO-V-Proben verfahrensbedingt nicht mit der Genauigkeit ermittelt werden konnte, wie dies bei den C(T)-Proben möglich war. Dennoch zeichnet sich ab, daß die Initiierungskennwerte bei den gekerbten Proben weniger stark von der Werkstoffzähigkeit abhängig sind als bei den angeschwungenen Proben.

Die Bilder 4.5-8 bis 4.5-10 geben den Verlauf von C_2 als Parameter, der den Übergang von der Initiierung zum stationären Reißwachstum kennzeichnet, in Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage wieder. Obwohl die Einzelwerte nicht unerheblich streuen, wird deutlich, daß C_2 zunächst mit zunehmender Kerbschlagarbeit-Hochlage ansteigt, jedoch nach Durchlaufen eines Maximums zu höheren Zähigkeiten hin wieder abfällt. Am ausgeprägtesten wird dieser Verlauf bei den C(T)-Proben und den dynamisch geprüften ISO-V-Proben sichtbar.

In Bild 4.5-11 ist die Abhängigkeit von C_3 als Parameter, der das stationäre Reißwachstum charakterisiert, von der Kerbschlagarbeit-Hochlage für die untersuchten Probenarten zusammengefaßt. Während C_3 bei den ISO-V-Proben von kleinen Zähigkeitswerten beginnend kontinuierlich zunimmt, ist bei den C(T)-Proben bis ca. 160 J Kerbschlagarbeit-Hochlage eine verhältnismäßig geringe Zunahme zu beobachten, danach jedoch ein steiler Anstieg auf Werte, die denen der ISO-V-Proben ziemlich nahe kommen.

Da bei den C(T)-Proben der Parameter C_3 erst bei höheren Zähigkeiten stärker zunimmt, durchlaufen die Quotienten dieser Parameter von ISO-V- und C(T)-Proben ein Maximum bei mittleren Zähigkeitswerten (Bild 4.5-12). Da der Parameter C_3 bei Δa -Werten >1 mm den Reißwiderstand maßgeblich beeinflusst, ist dieses Ergebnis ein erster Hinweis auf die Ursache für die Änderung von K_1 mit der Werkstoffzähigkeit.

Da die Initiierungswerte wie oben erwähnt in Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage stark streuen, wurde untersucht, ob mit einem Offset-Kennwert, der ein geringes Reißwachstum von $\Delta a=0,1$ mm einschließt, eine aussagefähigere Information gewonnen werden kann. Als Offset-Kennwert wurde deshalb

$$(J_R^*)_{\Delta a=0,1mm} = J_{0,1}^* = C_1 + C_2 \arctan\left(\frac{3 \cdot 0,1}{\Delta a_0}\right) \quad (5)$$

definiert, wofür man mit $\Delta a_0=1$ mm

$$J_{0,1}^* = C_1 + 0,29 \cdot C_2 \quad (6)$$

erhält. Dieser Kennwert ist in den Bildern 4.5-13 bis 4.5-15 in Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage für die untersuchten Probenarten dargestellt. Während bei C(T)-Proben ein ausgeprägter Anstieg von $J_{0,1}^*$ auch in dieser Darstellung zu beobachten ist, zeigen die statisch geprüften ISO-V-Proben noch einen geringen Anstieg. Bei den dynamisch geprüften ISO-V-Proben ist dagegen $J_{0,1}^*$ von der Kerbschlagarbeit-Hochlage nahezu unabhängig. Die Ursachen für diesen Effekt sind noch nicht geklärt. In Betracht zu

ziehen sind eine stärkere Dominanz geometrischer Einflüsse bei gekerbten Proben gegenüber angeschwungenen Proben sowie Genauigkeitsgrenzen bei dynamischer Versuchsführung in Pendelschlagwerken.

Das Zusammenwirken der Parameter C_1 bis C_3 in Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage zeigen die Bilder 4.5-16 bis 4.5-18 für $\Delta a=1$ mm. C_1 und C_2 wurden zu dem Wert

$$(J_R^*)_{\Delta a=1mm} = J_1^* = C_1 + C_2 \arctan\left(\frac{3 \cdot 1}{\Delta a_0}\right) \quad (7)$$

zusammengefaßt, wofür man mit $\Delta a_0=1$ mm

$$J_1^* = C_1 + 1,25 \cdot C_2 \quad (8)$$

erhält. Dieser Wert kennzeichnet das Initiierungsverhalten und den Übergang zum stationären Rißwachstum. Der Anteil des stationären Rißwachstums wird durch C_3 - ($\Delta a=1$ mm) dargestellt. Als Summe aus beiden Anteilen erhält man

$$(J_R)_{\Delta a=1mm} = J_1^* + C_3 \cdot (\Delta a=1mm). \quad (9)$$

Während J_1^* bei allen untersuchten Probenarten ein Maximum durchläuft, steigt C_3 mit zunehmender Zähigkeit an. Als Summe beider Anteile erhält man dennoch für diese Probenarten einen kontinuierlichen Anstieg von $(J_R)_{\Delta a=1mm}$. Bei niedrigen bis mittleren Zähigkeitswerten wird folglich der Rißwiderstand bei $\Delta a=1$ mm durch das Initiierungs- und Übergangsverhalten dominiert, während bei hohen Zähigkeiten der Rißwiderstand bei dieser Rißverlängerung bereits sehr stark durch das stationäre Rißwachstum geprägt wird.

4.6 Bewertung der Ergebnisse

Die Ergebnisse können wie folgt zusammengefaßt werden:

Initiierungsbereich:

- C_1 : streut ziemlich stark, ausgeprägte Zunahme mit der Zähigkeit bei der C(T)-Probe, bei den ISO-V-Proben wenig ausgeprägter Zähigkeitseinfluß.
- Offset-Wert $J_{0,1}^*$: Maximum in Abhängigkeit von der Zähigkeit bei der C(T)-Probe, geringe Zunahme bei den statisch geprüften ISO-V-Proben, annähernd konstante Werte in Abhängigkeit von der Zähigkeit.

Übergangsbereich:

- C_2 : durchläuft in Abhängigkeit von der Zähigkeit ein Maximum bei mittleren Zähigkeitswerten

Stationäres Rißwachstum

- C_3 : nimmt mit zunehmender Zähigkeit zu, bei den C(T)-Proben verstärkte Zunahmen jenseits 160 J Kerbschlagarbeit-Hochlage.
- Die Quotienten der Parameter C_3 von ISO-V und C(T)-Proben durchlaufen ein Maximum bei mittleren Zähigkeitswerten infolge der erst bei höheren Zähigkeiten verstärkten Zunahme des Parameters C_3 bei den C(T)-Proben.

Soweit die Ergebnisse im Initiierungsbereich die ISO-V-Proben betreffen, ist aufgrund der bisher durchgeführten Versuche eine Interpretation der geringen Abhängigkeit von der Zähigkeit nicht möglich. Hierzu sind weitere Untersuchungen notwendig.

Folgt man den bisherigen Erkenntnissen über die Ursachen des Einflusses der Probengeometrie auf die Steigung der Rißwiderstandskurve, so sollte der Spannungszustand eine wesentliche Einflußgröße sein. Grundsätzlich nimmt die Steigung der Rißwiderstandskurve bei ein und demselben Werkstoff mit abnehmendem Constraint zu. Alle Parameter, die den Spannungszustand in der Umgebung der Rißspitze beeinflussen, verändern dadurch auch die Steigung der Rißwiderstandskurve. Die für die Analyse des Einflusses des Spannungszustandes erforderlichen FEM-Analysen wurden bisher nur für Werkstoffe mittlerer

Zähigkeit durchgeführt. Das Bild 4.6-1 zeigt die Einordnung der Steigung der Reißwiderstandskurve der ISO-V-Probe im Bereich der Initiierung und für $\Delta a=1$ mm in das Datenfeld verschiedener Proben der Stähle StE 460 und 20 MnMoNi 55.

Für die Ermittlung von h_0 im Initiierungszustand wurden die h -Werte aus einer 2D-FEM-Analyse der gekerbten Probe im Ligament zwischen $r=0,5$ bis $r=2$ mm innerhalb des dort befindlichen, sehr flachen Maximums gemittelt. Bedingt durch den Übergang vom Kerb zum Riß ist mit einem Anstieg von h_0 zu rechnen. Da für die ISO-V-Probe für $\Delta a=1$ mm h_0 -Werte noch nicht vorliegen, wurde als Ersatz der h_0 -Wert einer C(T)12,5 Probe für $\Delta a=0$ mm verwendet, der aus einer 2D-FEM-Analyse entsprechend dem Verfahren von BROCKS und SCHMITT [3] bestimmt wurde. Die ISO-V-Probe paßt sich sehr gut in das Datenfeld der übrigen Proben ein. Bild 4.6-2 liefert dazu den Vergleich der entsprechenden Reißwiderstandskurven mit Beginn bei Initiierung.

Bemerkenswert ist die Beobachtung, daß die Initiierungswerte der ISO-V-Proben sich nicht wesentlich von denen der C(T)- und M(T)-Proben unterscheiden (Bild 4.6-2). Dies ist nur zu verstehen, wenn man davon ausgeht, daß sich der Spannungszustand und dessen Verlauf in Ligamentrichtung vor der ISO-V-Probe nicht wesentlich von dem vor einer C(T)- oder M(T)-Probe nach erfolgtem Reißabstumpfen unterscheidet. Dies ist jedoch nur denkbar, wenn der annähernd zweiachsige Spannungszustand unmittelbar in Kerbgrundnähe in Verbindung mit der dort wirksamen starken Dehnungskonzentration die Initiierung auslöst. Bei den verschiedenen Probenarten dürfte sich der Spannungszustand in unmittelbarer Kerbgrundnähe kaum unterscheiden. Er ist in allen Fällen gekennzeichnet durch $\sigma_3=0$, und $\sigma_2=0,5\sigma_1$. Erst infolge des Reißwachstums wird der Riß angeschärft mit der Konsequenz eines steileren Dehnungsgradienten und der Beteiligung von Bereichen der Prozeßzone, in denen die Dehnung zwar geringer ist, aber der Spannungszustand eine höhere Mehrachsigkeit aufweist, so daß dann der Einfluß von höheren Mehrachsigkeitswerten zum Tragen kommt [4].

Eine genauere Untersuchung zu diesem Problem wurde vom Institut für Eisenhüttenkunde der RWTH Aachen durchgeführt [5]. Diese bestätigen, daß der Initiierungsprozeß nahe der Reißspitze abläuft, wo zwar hohe Dehnungskonzentrationen auftreten, die Mehrachsigkeit des Spannungszustandes aber, wie oben erwähnt, eher gering ist. Obwohl für den Übergangsbereich detaillierte Untersuchungen noch nicht vorliegen, kann schon aus den bisherigen FEM-Analysen (Bilder 3.2.2.1-15, -16, -27 und -28) geschlossen werden, daß während des weiteren Reißwachstums infolge des Anschärfen des Risses vor diesem die Spannungen steiler ansteigen und die Vergleichsdehnung abnimmt, so daß der Prozeß in Bereichen abläuft, in dem höhere Mehrachsigkeiten, aber kleinere Dehnungen auftreten. Dies führt solange zu weiteren Spannungsumlagerungen bis sich ein stationärer Zustand eingestellt hat. Bis dahin reicht offensichtlich der Übergangsbereich. Für Proben, bei denen die Initiierung aus einem Kerb heraus erfolgt, gelten diese Überlegungen erst recht.

Bisher wurden FEM-Analysen unter Berücksichtigung von Reißfortschritt wie oben erwähnt nur für Werkstoffe mittlerer Zähigkeit durchgeführt. Da solche Analysen für Werkstoffe niedriger und sehr hoher Zähigkeit bisher nicht vorliegen, kann derzeit nur versucht werden, Analogieschlüsse zu ziehen. Bei niedriger Zähigkeit ist die erreichbare Vergleichsdehnung vor der Reißspitze (Dehnungsintensität) von vornherein geringer. Demzufolge bewirkt das Anschärfen des Risses geringere Spannungsumlagerungen. Das weitere Vorantreiben der Risses erfordert demzufolge auch keine wesentlich geringeren Dehnungskonzentrationen. Ist der Parameter C_2 ein Maß für den Unterschied der Dehnungskonzentration im Übergangsbereich, so bliebe dieser in diesem Fall niedrig.

Für sehr hohe Zähigkeitsniveaus sind Abschätzungen des Prozeßablaufes und seiner Auswirkungen auf die Spannungsumlagerungen nur schwer möglich. Zweifellos wird die Dehnungskonzentration vor der Reiß- bzw. Kerbspitze wesentlich größer sein. Insgesamt ist aber schon bei der Prüfung solcher Werkstoffe zu beobachten, daß selbst bei

seitengekerbten C(T)-Proben derart große makroskopische plastische Verformungen auftreten, daß davon ausgegangen werden kann, daß das Constraint in den Proben weiträumig zusammenbricht, was nicht ohne Auswirkungen auf die Prozeßzone bleiben kann, so daß auch der angeschärfte Riß einen Spannungszustand sieht, der eine geringere Mehrachsigkeit aufweist, als bei einem Werkstoff niedriger oder mittlerer Zähigkeit. Im Vergleich zum Initiierungsprozeß sind immer noch sehr hohe Dehnungskonzentrationen erforderlich, um den Rißfortschrittsprozeß voranzutreiben. In diesem Fall wäre bei obiger Interpretation von C_2 wieder mit einem kleineren Wert zu rechnen. Das in den Bildern 4.5-8 bis 4.5-10 auftretende Maximum von C_2 wäre somit verständlich.

Vor diesem Hintergrund könnte auch der Verlauf von C_3 in Abhängigkeit von der Zähigkeit bei den verschiedenen Probenarten verständlich werden: Der Parameter C_3 kennzeichnet das stationäre Rißwachstum, das jenseits des Übergangsbereiches der dominierende Prozeß ist. Der Riß ist in diesem Bereich angeschärft und sieht eine je nach Werkstoffzähigkeit mehr oder weniger verminderte Dehnungsintensität gegenüber dem Initiierungszustand, so daß der Rißwachstumsprozeß bei einer entsprechend erhöhten Mehrachsigkeit des Spannungszustandes abläuft. Allgemein dürfte die Dehnungsintensität, die sich vor dem stationär wachsenden Riß einstellt, mit zunehmender Werkstoffzähigkeit anwachsen. Höhere Dehnungsintensitäten vor der Rißspitze gehen jedoch einher mit einer zunehmenden Fernfeldplastizierung, die eine Abnahme des Constraints auch in der Umgebung der Rißspitze nach sich zieht. Die Seitenkerben an den C(T)-Proben steuern dem Constraintzusammenbruch entgegen, so daß dieser gegenüber den nicht seitengekerbten ISO-V-Proben zunächst erheblich zurückbleibt und der Rißwiderstand der C(T)-Proben in Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage sehr moderat zunimmt. Erst bei Zähigkeiten von mehr als 150 bis 160 J werden die seitengekerbten C(T)25-Proben derart durchgreifend plastiziert, daß die Wirkung der Seitenkerben die der Plastizierung nicht mehr zu kompensieren vermag. Dies ist schon anhand der makroskopischen Probenverformung erkennbar.

Dieser "verzögerte" Anstieg von C_3 bei den C(T)-Proben ist als Ursache für das Maximum der Quotienten der Parameter C_3 von ISO-V- und C(T)-Proben in Bild 4.5-12 anzusehen.

In der Schreibweise von Gleichung 4 als

$$K_1 = \frac{(C_2)_{ISOV} \cdot [\arctan(3 \cdot \Delta a) - \arctan(3 \cdot 0,2)] + (C_3)_{ISOV} \cdot [\Delta a - 0,2]}{(C_2)_{C(T)} \cdot [\arctan(3 \cdot \Delta a) - \arctan(3 \cdot 0,2)] + (C_3)_{C(T)} \cdot [\Delta a - 0,2]}$$

bzw.

$$K_1 = \frac{(C_2)_{ISOV} \cdot [\arctan(3 \cdot \Delta a) - 0,54] + (C_3)_{ISOV} \cdot [\Delta a - 0,2]}{(C_2)_{C(T)} \cdot [\arctan(3 \cdot \Delta a) - 0,54] + (C_3)_{C(T)} \cdot [\Delta a - 0,2]} \quad (10)$$

wird der Einfluß der Parameter C_2 und C_3 deutlich. Deren Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage bewirkt, daß auch K_1 in Abhängigkeit von der Werkstoffzähigkeit ein Maximum durchläuft. Aufgrund der Ergebnisse dieser Analyse ist für die Ermittlung von Rißwiderstandskurven aus der Kerbschlagarbeit eine ganze Reihe von Ansätzen zu finden, die in einem weiteren Vorhaben Verwendung finden werden.

4.7 Zusammenfassung

- Die ermittelten Rißwiderstandswerte können durch eine Funktion approximiert werden, die den Anteil des stationären Rißwachstums am Rißwiderstand sowohl für C(T)- als auch für M(T)- und ISO-V-Proben separieren kann.
- Der näherungsweise lineare Zusammenhang zwischen den Rißwiderstandskurven verschiedener Probenarten jenseits $\Delta a = 0,2$ mm wurde bestätigt.
- Der Proportionalitätsfaktor wird von der Werkstoffzähigkeit beeinflusst. Dieser Einfluß ist wahrscheinlich auf die Abnahme des Constraints in den C(T)25-Proben bei hochzählen Werkstoffen zurückzuführen.
- Der Spannungszustand in der ISO-V-Probe steuert den Verlauf der Steigung der Rißwiderstandskurve in gleicher Weise wie dies bei anderen Probenarten der Fall ist.

- Die Initiierungswerte der ISO-V-Probe unterscheiden sich nicht wesentlich von denen der C(T)- und M(T)-Probe.
- Zur genaueren Ermittlung von Reißwiderstandskurven von ISO-V-Proben unter dynamischer Beanspruchung wurde eine Zusatzvorrichtung zu einem Norm-Pendelschlagwerk entwickelt, mit der Proben bis zu wählbaren Durchbiegungen beansprucht werden können.

4.8 Ausblick

Um zu einer genaueren Methode zur Ermittlung der Reißwiderstandskurven von ISO-V-Proben zu gelangen, erschien es notwendig, die zukünftigen Messungen ausschließlich im Hochlagenbereich durchzuführen. Die Versuche müssen dabei nach unterschiedlichen Beträgen des stabilen Reißwachstums abgebrochen werden. Hierzu bietet sich die sogenannte "stop-block"-Methode an, bei der die Probendurchbiegung durch eine geeignete Vorrichtung gestoppt wird. Dieses Verfahren beansprucht jedoch das Schlagwerk in nicht unerheblichem Maße. Um diese Beanspruchung zu vermeiden, wurde eine Vorrichtung entwickelt. Bild 4.8-1 zeigt eine Prinzipskizze. Bei dieser Vorrichtung sitzt das Widerlager auf einem Schlitten, der sich nach Erreichen einer vorgegebenen Durchbiegung zusammen mit Pendel und Probe verschieben kann, so daß von dieser Durchbiegung an die Kraft abfällt. Die Probendurchbiegung bleibt auf diesen Wert begrenzt. Durch Variation der Probendurchbiegung kann der Betrag des stabilen Reißwachstums variiert werden. Um einen vorgegebenen Betrag des stabilen Reißwachstums zu erreichen, ist mit ansteigender Werkstoffzähigkeit die Vorgabe einer größer werdenden Durchbiegungen erforderlich. Die Proben werden nach dem Versuch auf die Temperatur des flüssigen Stickstoffs abgekühlt und durch Spaltbruch aufgebrochen, so daß

das stabile Reißwachstum deutlich vom nachfolgenden Spaltbruch abgegrenzt werden kann. Bild 4.8-2 zeigt als Beispiel die Ergebnisse eines Versuches, der bis zu einer Durchbiegung von 4 mm durchgeführt wurde: Aufgetragen sind die Kraft, die Arbeit und der Weg des Schlittens in Abhängigkeit von der Probendurchbiegung. Die Ergebnisse dieses Teilprojektes haben zur Konzipierung eines neuen Vorhabens geführt, das inzwischen bewilligt wurde.

Literatur zu 4:

- [1] AURICH, D., KÜHN, H. J., THIEMICH, K.-D., WOBST, K.: Abschätzung von Reißwiderstandskurven aufgrund der Kerbschlagarbeit-Hochlage. Vorträge der Tagung Werkstoffprüfung 1988. DVM, Berlin 1988.
- [2] AURICH, D., u. a.: Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte. BAM-Forschungsbericht 174. Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin, 1990.
- [3] BROCKS, W., SCHMITT, W.: Quantitative Assessment of the Role of Crack Tip Constraint on Ductile Tearing. ASTM Symposium on Constraint Effects in Fracture, Indianapolis, 1991, im Druck.
- [4] SOMMER, E., AURICH, D.: On the Effect of Constraint on Ductile Fracture. Blauel, J. G., Schwalbe, K.-H. (Hrsg.): Defect Assessment in Components-Fundamentals and Applications.ESIS/EGF Publication 9. Mechanical Engineering Publications, London 1991.
- [5] DAHL, W.: Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte. Schwerpunkt: Lokale Analyse der Schädigung im Übergangsbereich der Zähigkeit. Abschnitt 2.1 Ergebnisse des abgelaufenen Vorhabens. Tischvorlage bei GRS vom 14.09.1992.

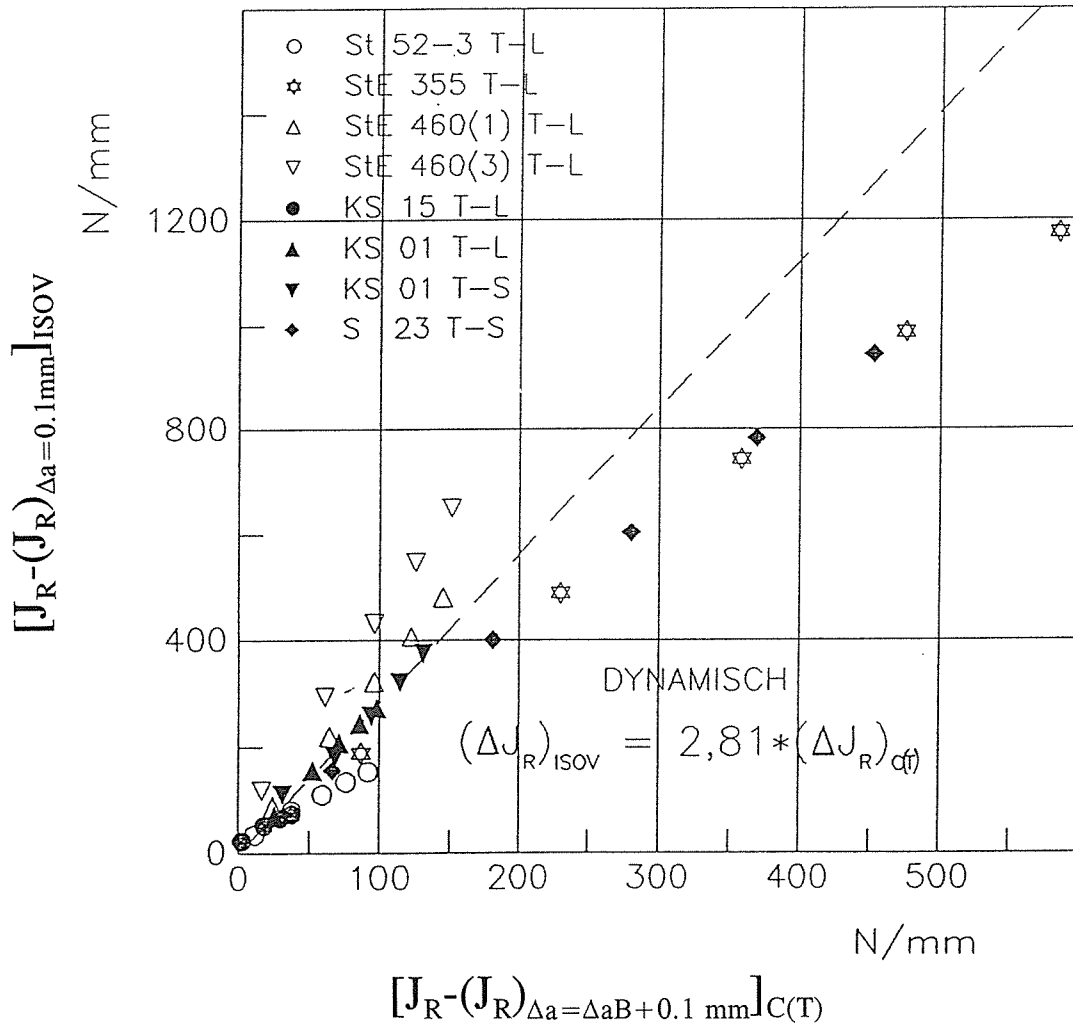


Bild 4.1-1:

Rißwiderstand von ISO-V-Proben in Abhängigkeit vom Rißwiderstand von C(T)-Proben bis $\Delta a = 1.0$ mm

Tabelle 4.3-1

Mechanische Eigenschaften der untersuchten Werkstoffe

Werkstoff	R_{eL}	R_m	A_{10}	A_{vH}
	MPa	MPa	%	J
15 Mo 3	317	483	21,6	162
20 MnMoNi 55	459	604	17,0	77
15 NiCuMoNb 5	579	695	13,6	157

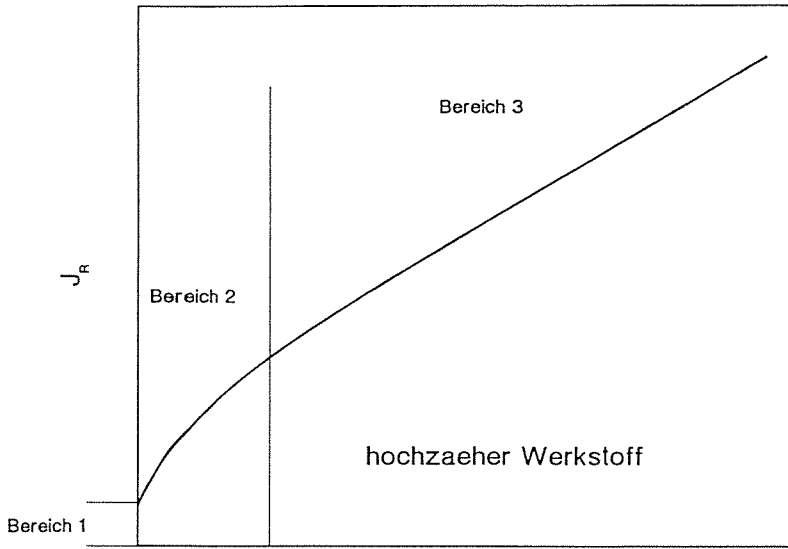


Bild 4.5-1:
Bereiche der
Risswiderstandskurve

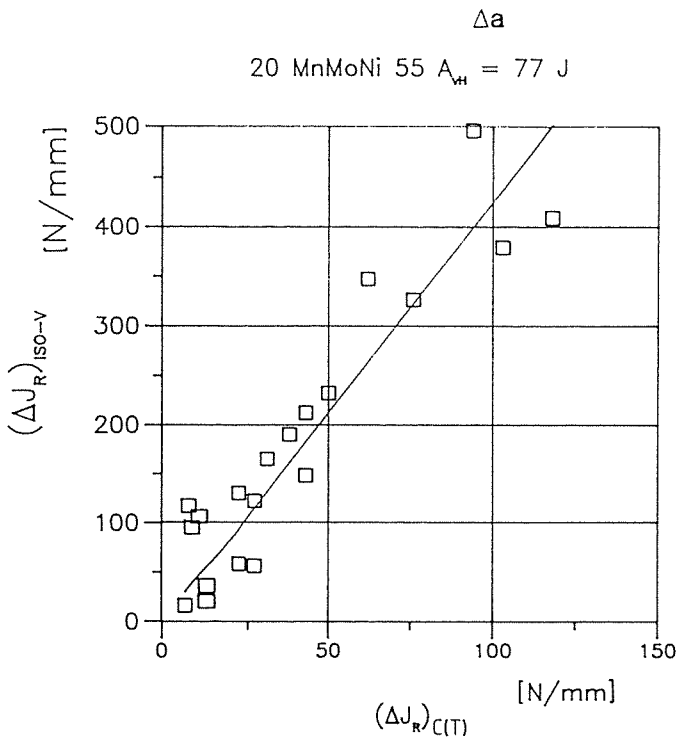


Bild 4.5-2:
Lineare Abhängigkeit der
Risswiderstandsdifferenz der
ISO-V-Probe
von der Risswiderstandsdifferenz
der C(T)-Probe

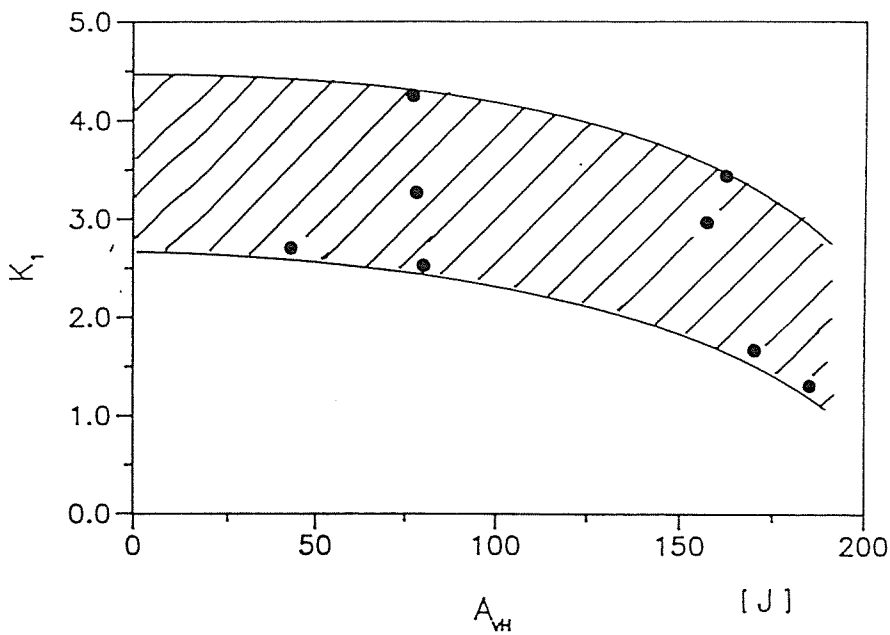


Bild 4.5-3:
 K_1 -Werte für verschiedene
Werkstoffe in Abhängigkeit
von der Kerbschlagarbeit-
Hochlage

20 MnMoNi 55 $A_{vH} = 43 \text{ J}$

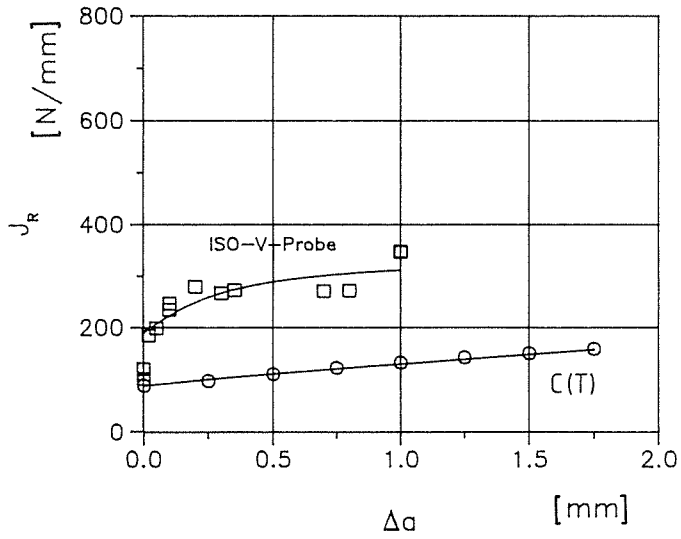
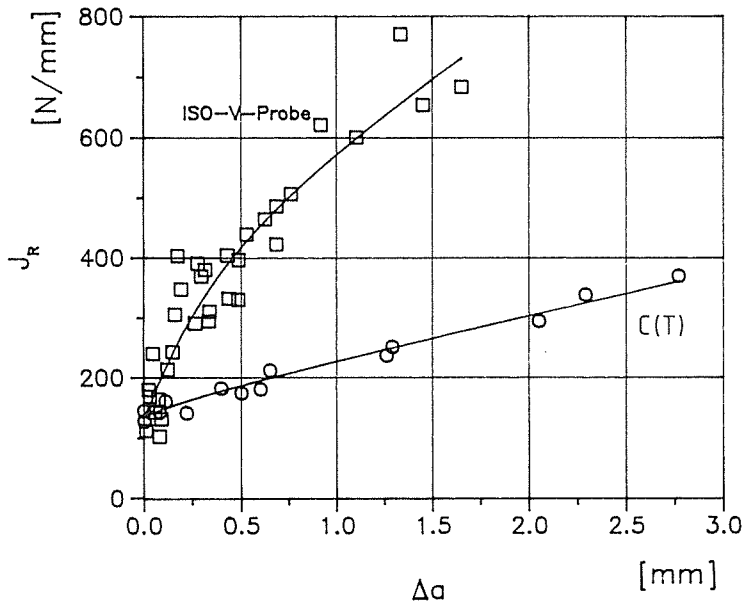


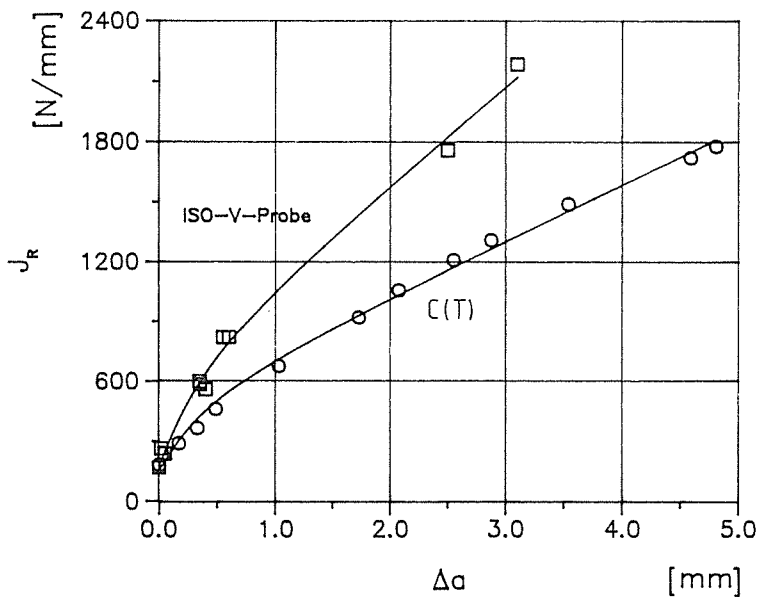
Bild 4.5-4:

Gegenüberstellung der Rißwiderstandskurven der dynamische geprüften ISO-V-Probe und der C(T)-Probe für drei Werkstoffe unterschiedlicher Zähigkeit

20 MnMoNi 55 $A_{vH} = 77 \text{ J}$



22 NiMoCr 37 $A_{vH} = 170 \text{ J}$



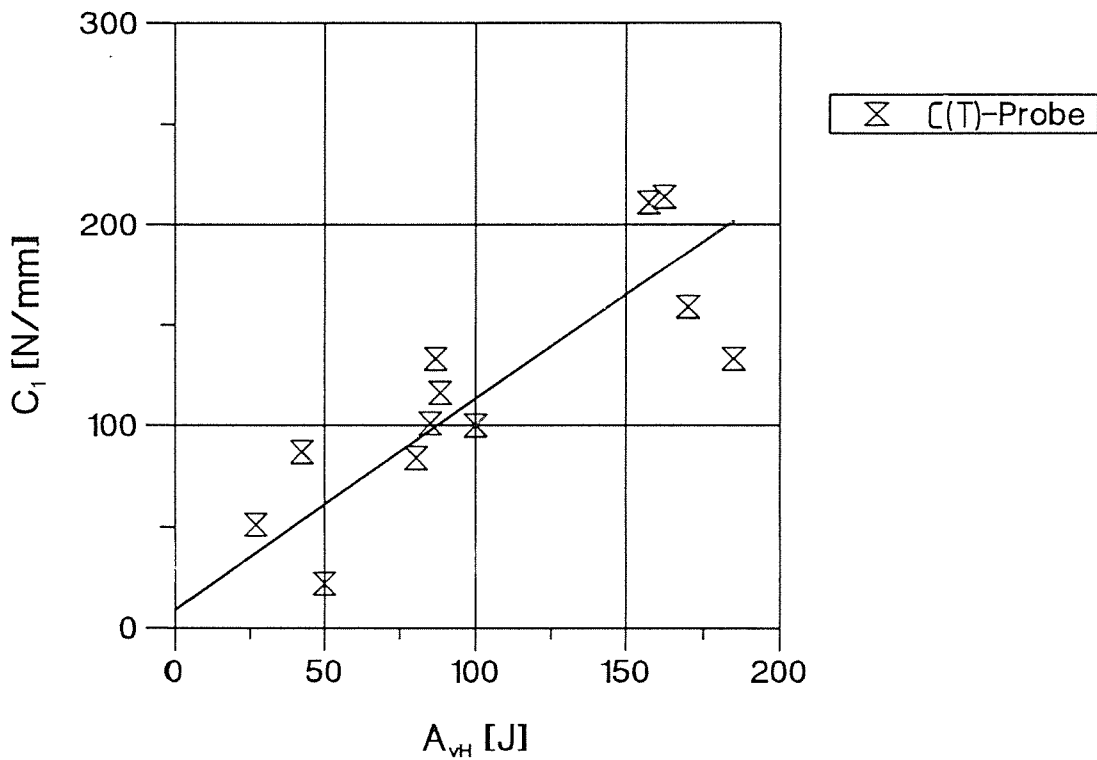


Bild 4.5–5:

Parameter C_1 der C(T)-Proben in Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage

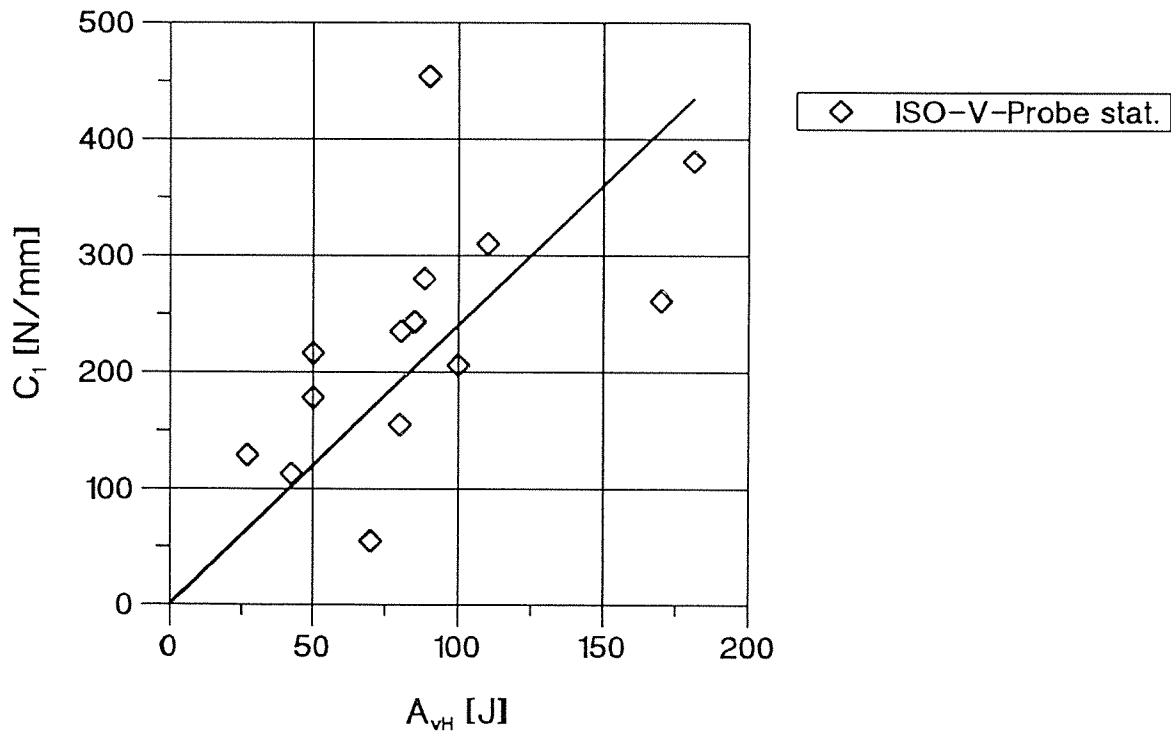


Bild 4.5–6:

Parameter C_1 der statisch geprueften ISO-V-Proben in Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage

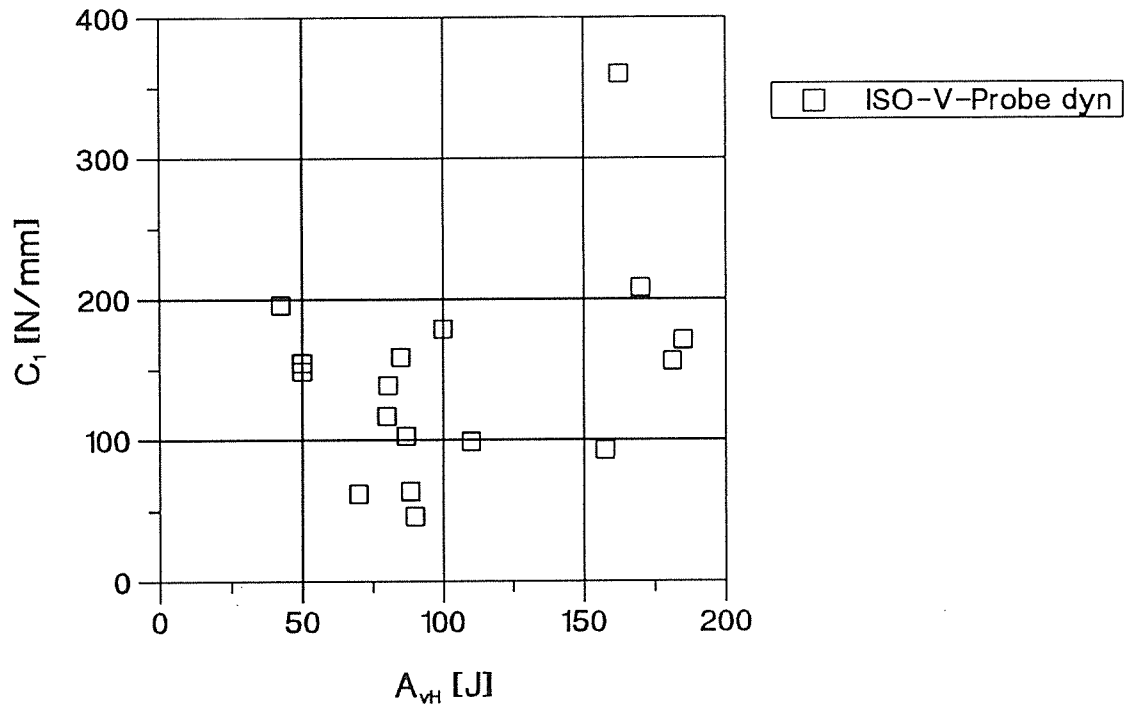


Bild 4.5-7:

Parameter C_1 der dynamisch geprueften ISO-V-Proben in Abhaengigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage

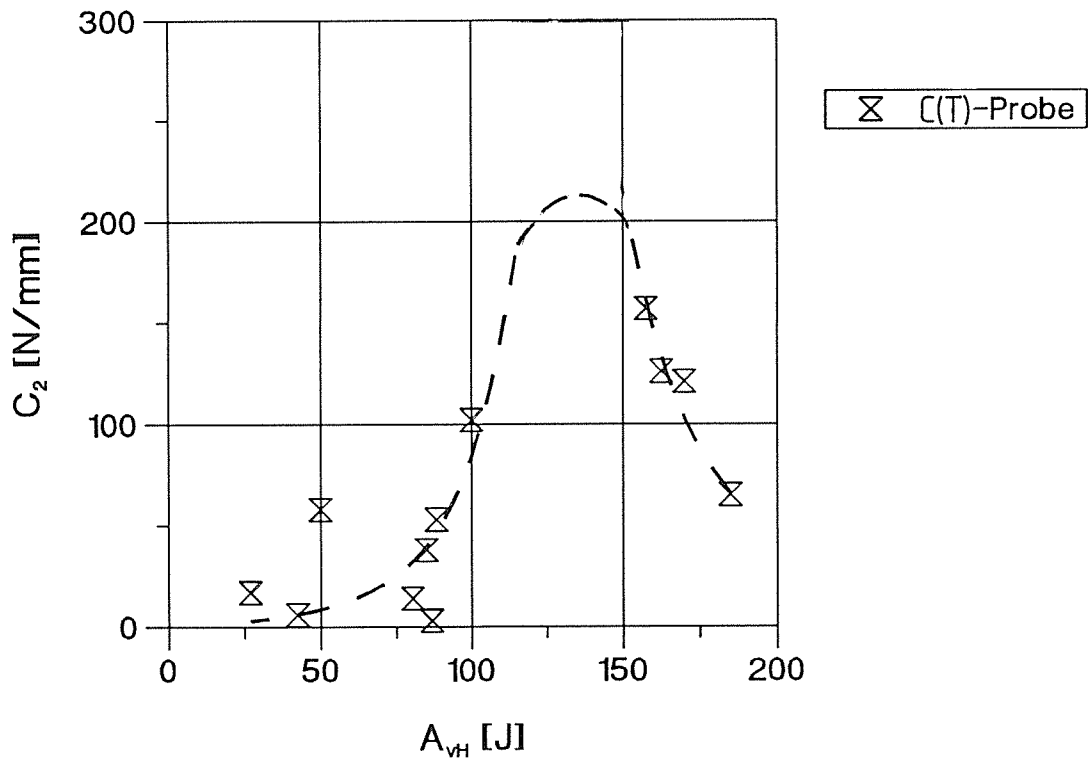


Bild 4.5-8:

Parameter C_2 der C(T)-Proben in Abhaengigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage

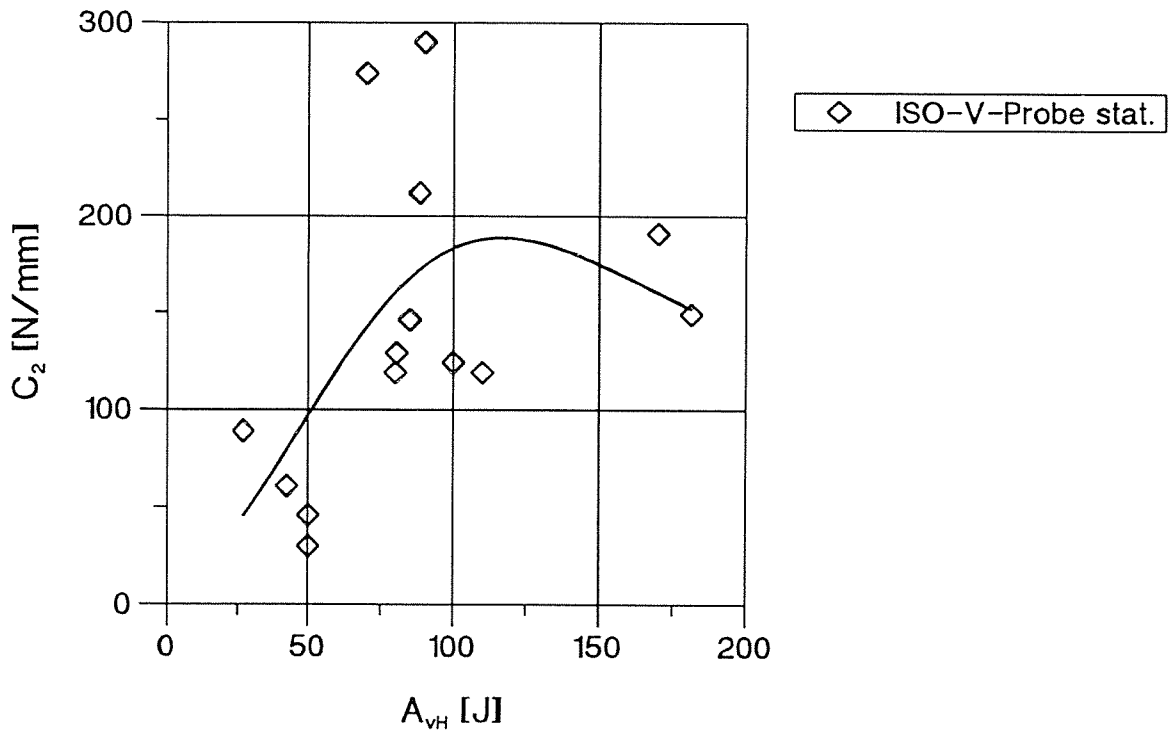


Bild 4.5-9:

Parameter C_2 der statisch geprueften ISO-V-Proben in Abhaengigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage

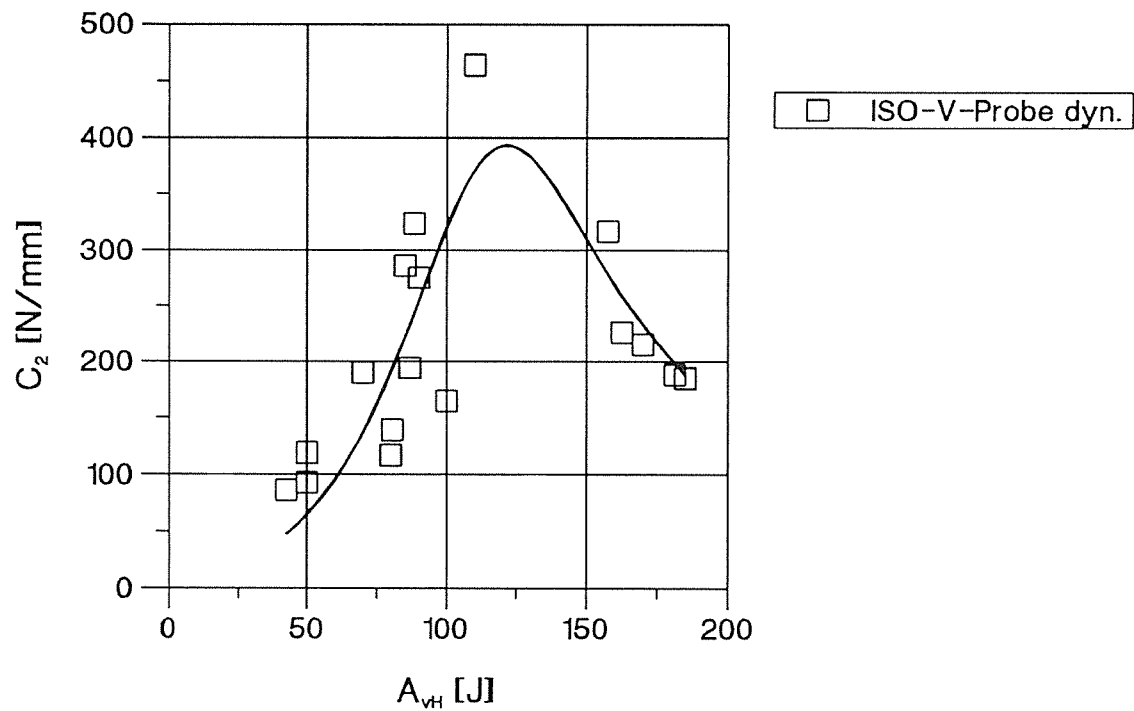


Bild 4.5-10:

Parameter C_2 der dynamisch geprueften ISO-V-Proben in Abhaengigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage

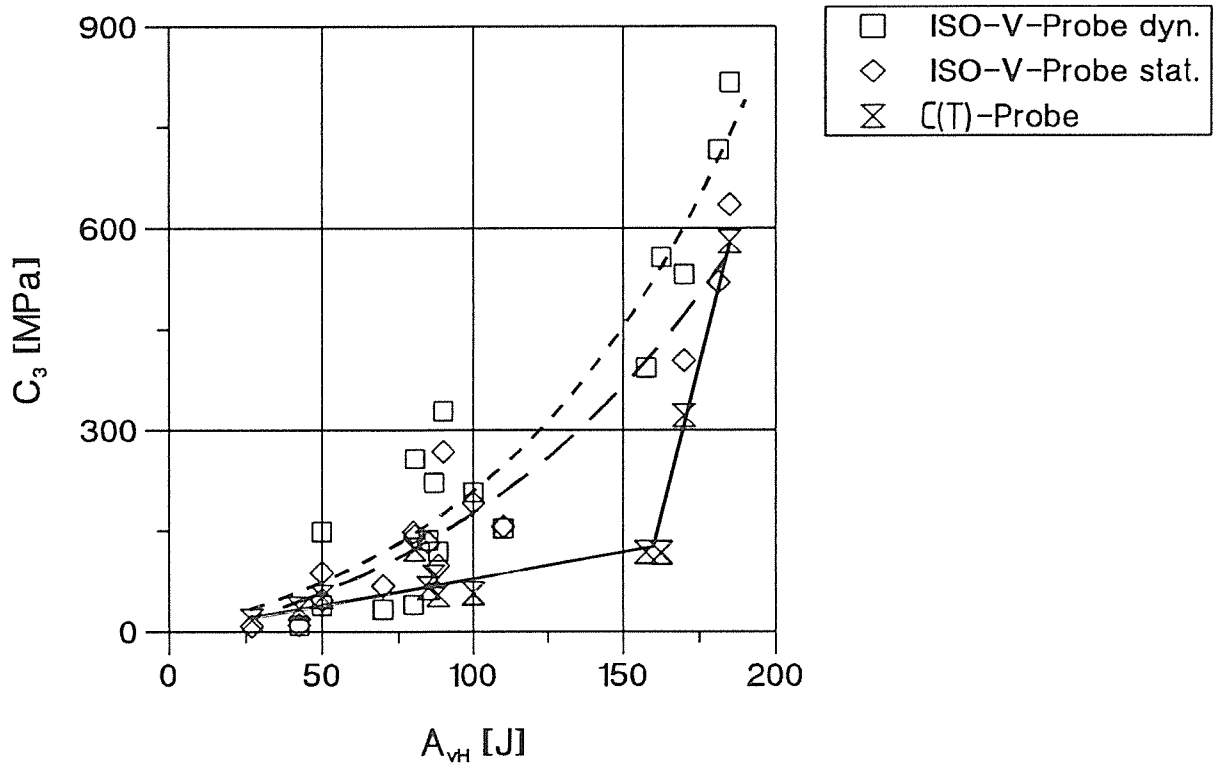


Bild 4.5-11:
Parameter C_3 in Abhängigkeit
von der Kerbschlagarbeit-Hochlage

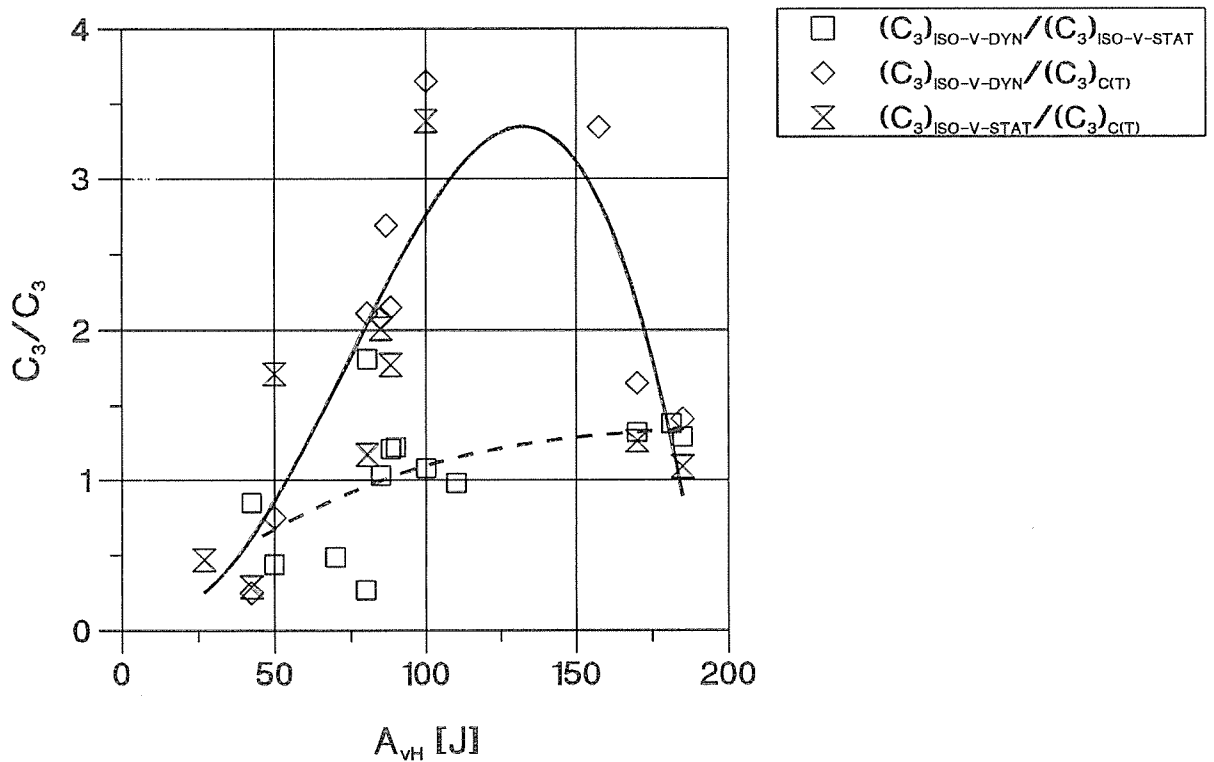


Bild 4.5-12:
Quotient der Parameter C_3 in Abhängigkeit
von der Kerbschlagarbeit-Hochlage

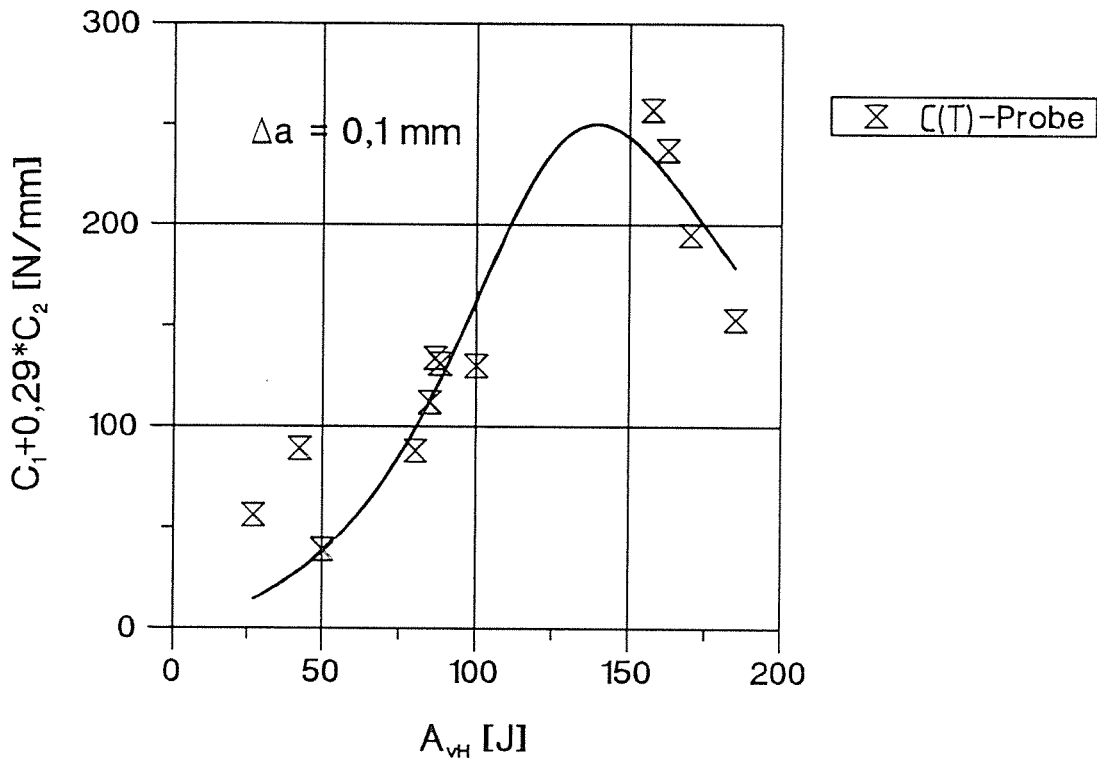


Bild 4.5-13:

$J_{0,1}^*$ der C(T)-Proben in Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage

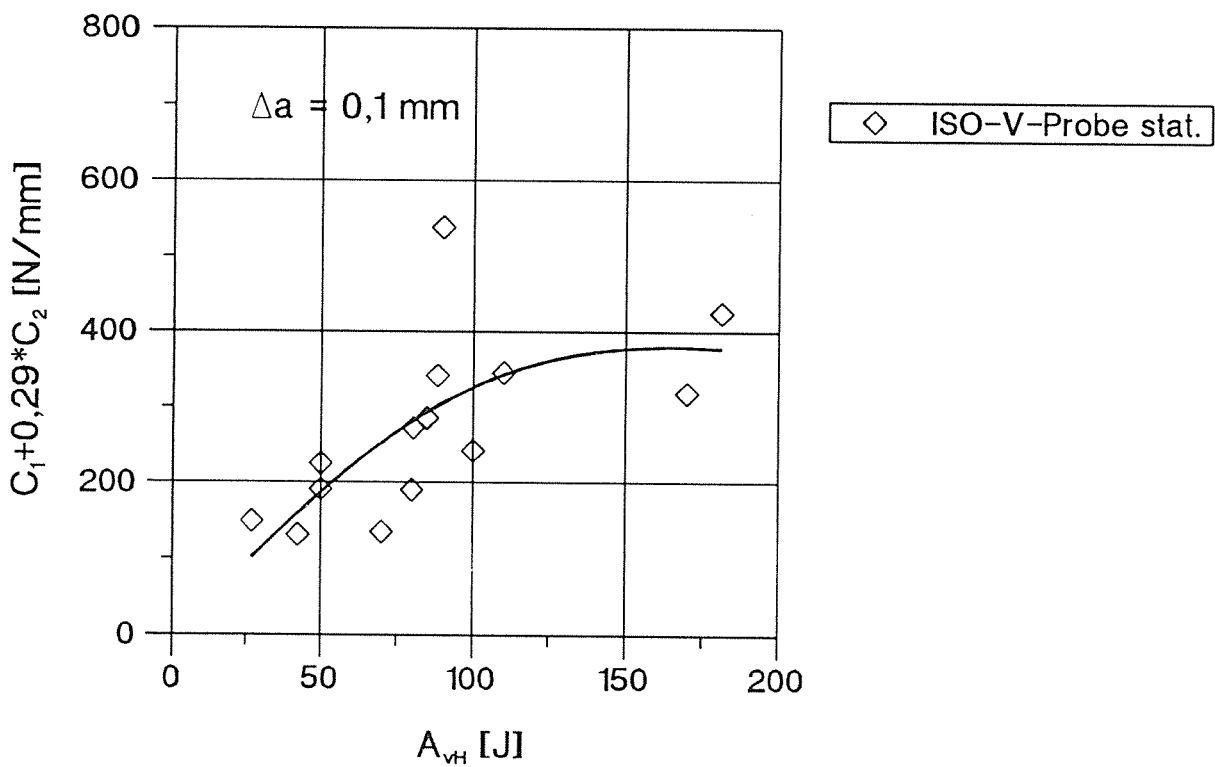


Bild 4.5-14:

$J_{0,1}^*$ der statisch geprueften ISO-V-Proben in Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage

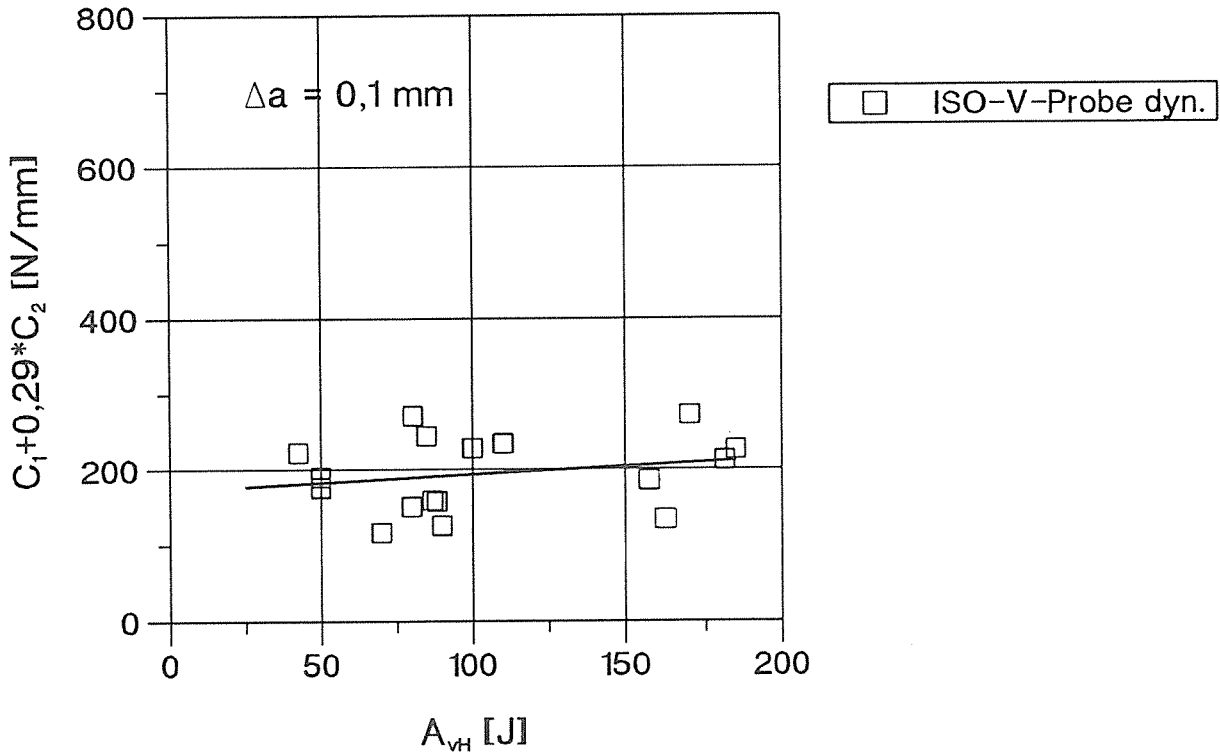


Bild 4.5-15:

$J_{0,1}^*$ der dynamisch geprueften ISO-V-Proben in Abhaengigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage

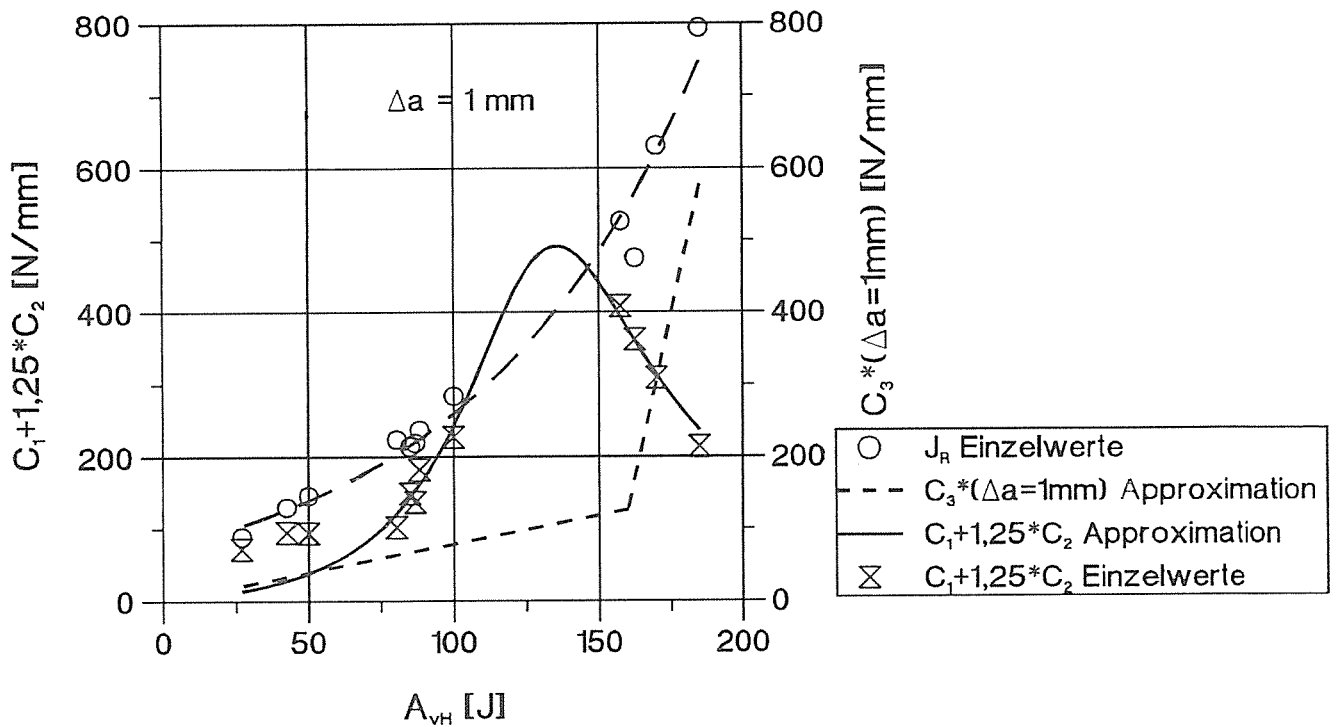


Bild 4.5-16:

J_1^* der C(T)-Proben in Abhaengigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage

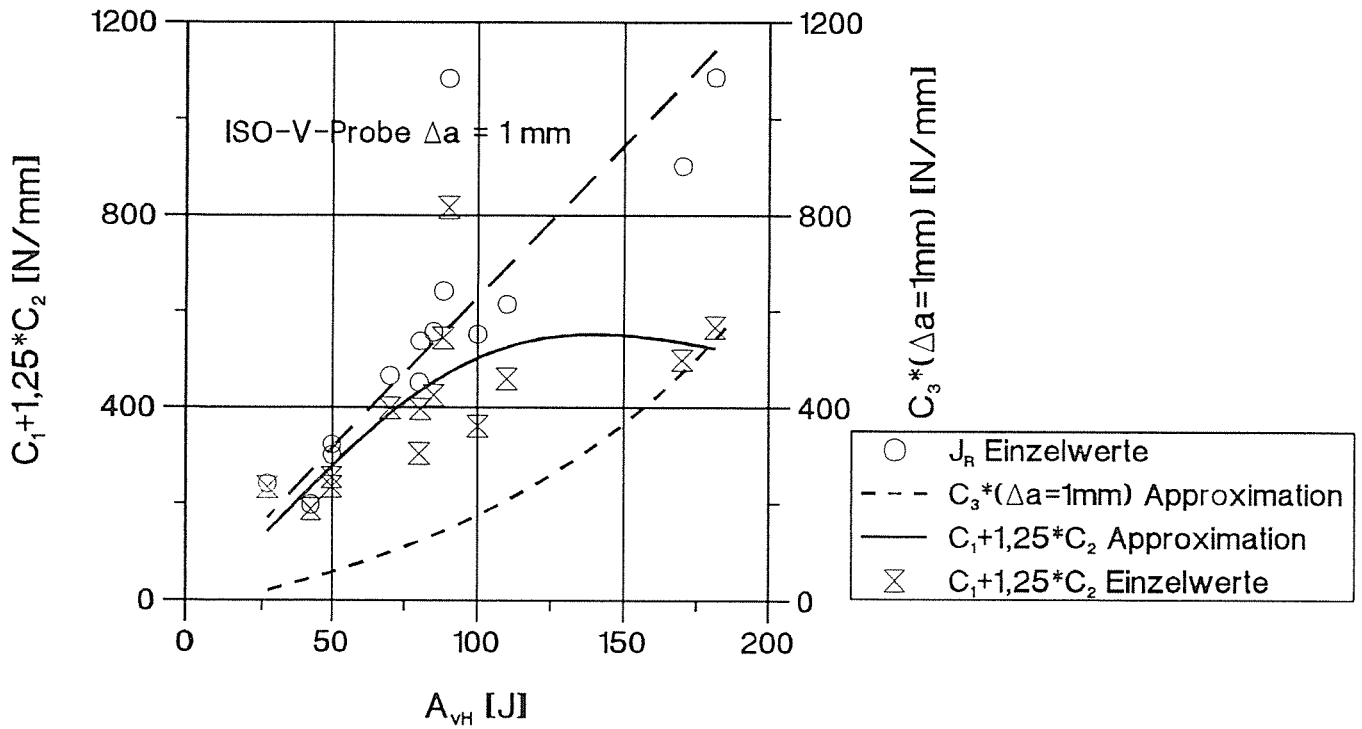


Bild 4.5-17:

J_1^* der statisch geprueften ISO-V-Proben in Abhaengigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hoehlage

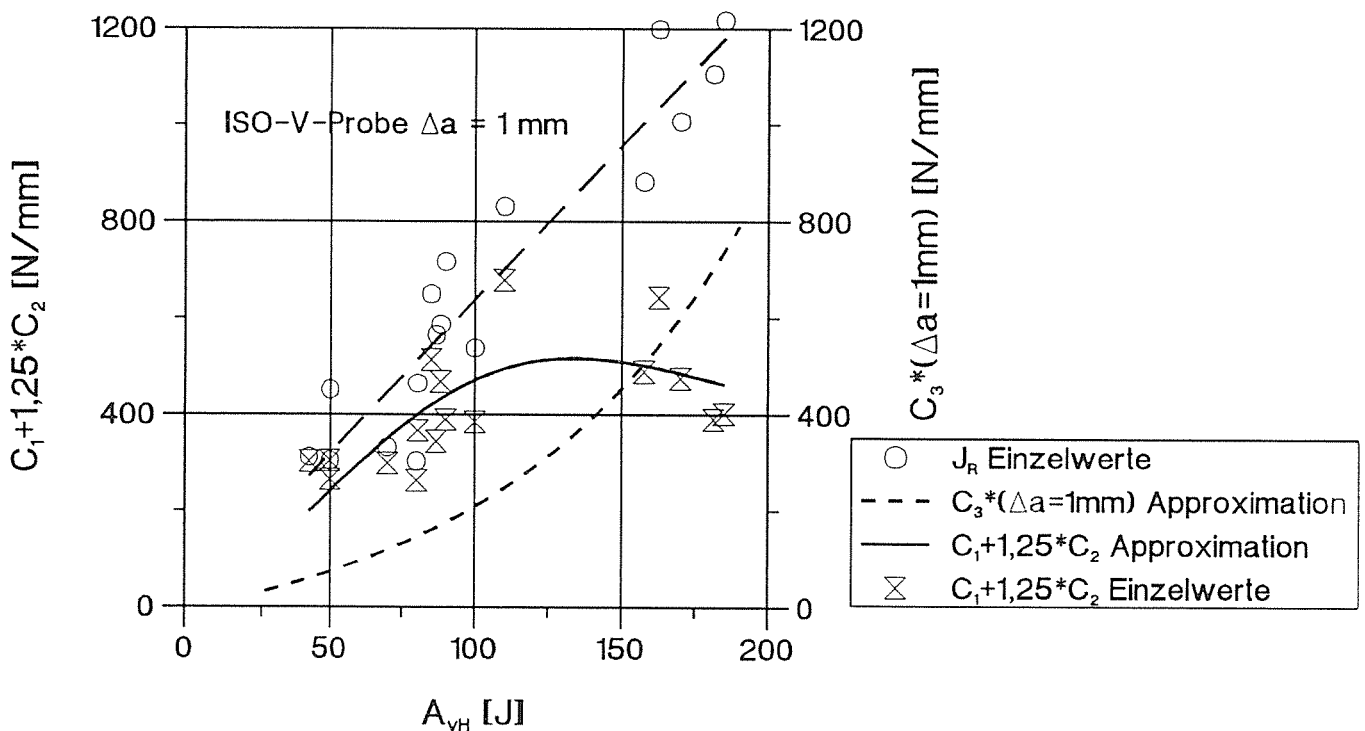
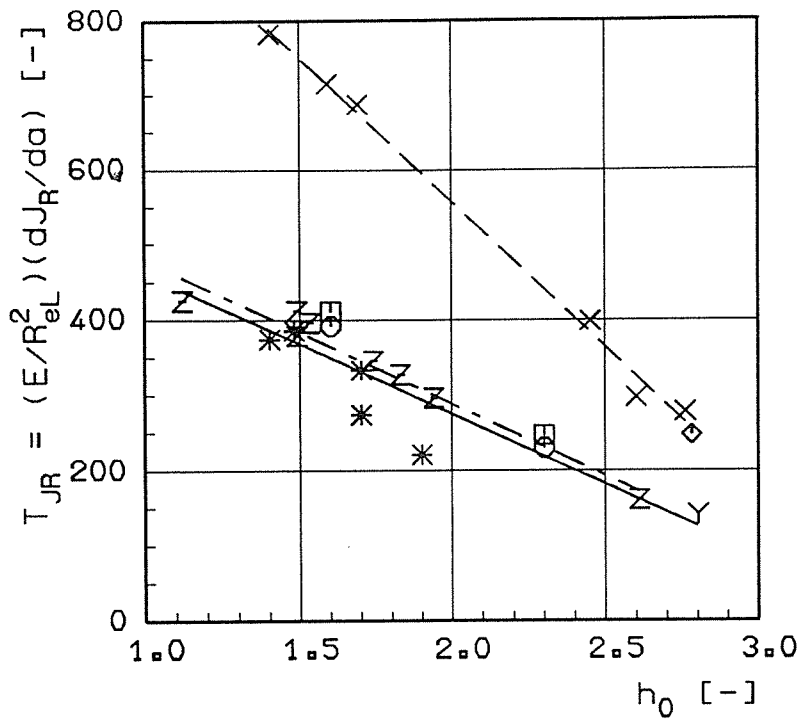


Bild 4.5-18:

J_1^* der dynamisch geprueften ISO-V-Proben in Abhaengigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hoehlage

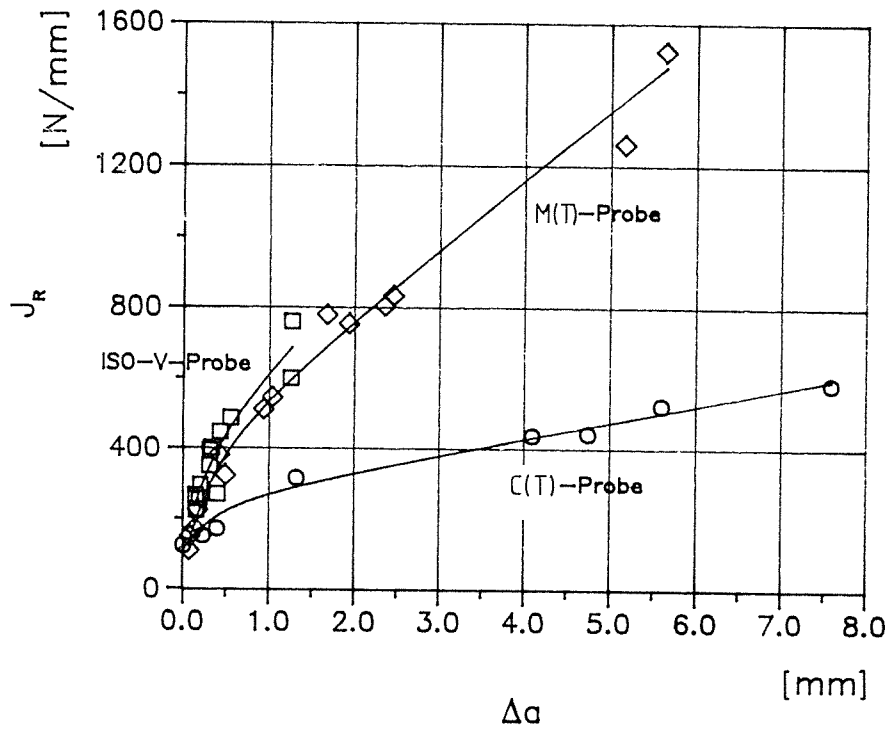


- * StE 460, Scheibe mit Oberflächenriß
- ISO-V-Proben
- StE 460
- 20 MnMoNi 5 5
- nach [12,13] in 3.4
- Z StE 460
- Y 20 MnMoNi 5 5
- X A 710
- ◇ weld mat
- nach [12,13]
- [12,13] und (*)

Blld 4.6-1:

J-Relaxmodul T_{JR} in Abhängigkeit des Mehrachsigeigenschaftsquotienten h_0

StE 460 $A_{vH} = 78 \text{ J}$



20 MnMoNi 55 $A_{vH} = 77 \text{ J}$

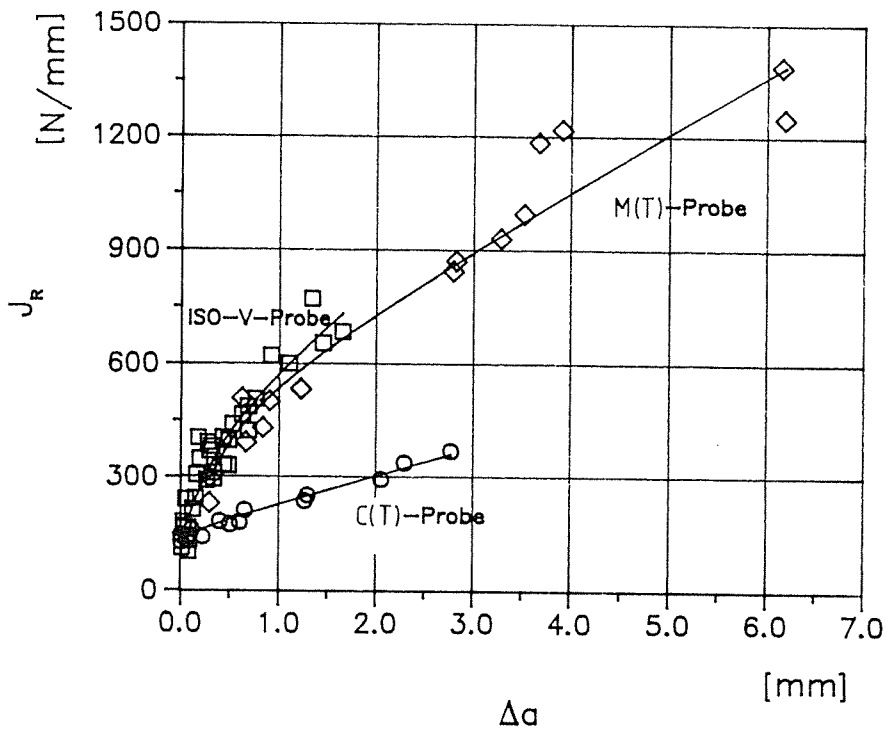


Bild 4.6-2:

Vergleich der Rißwiderstandskurven von ISO-V-Probe, M(T)-Probe und C(T)-Probe für zwei verschiedene Werkstoffe

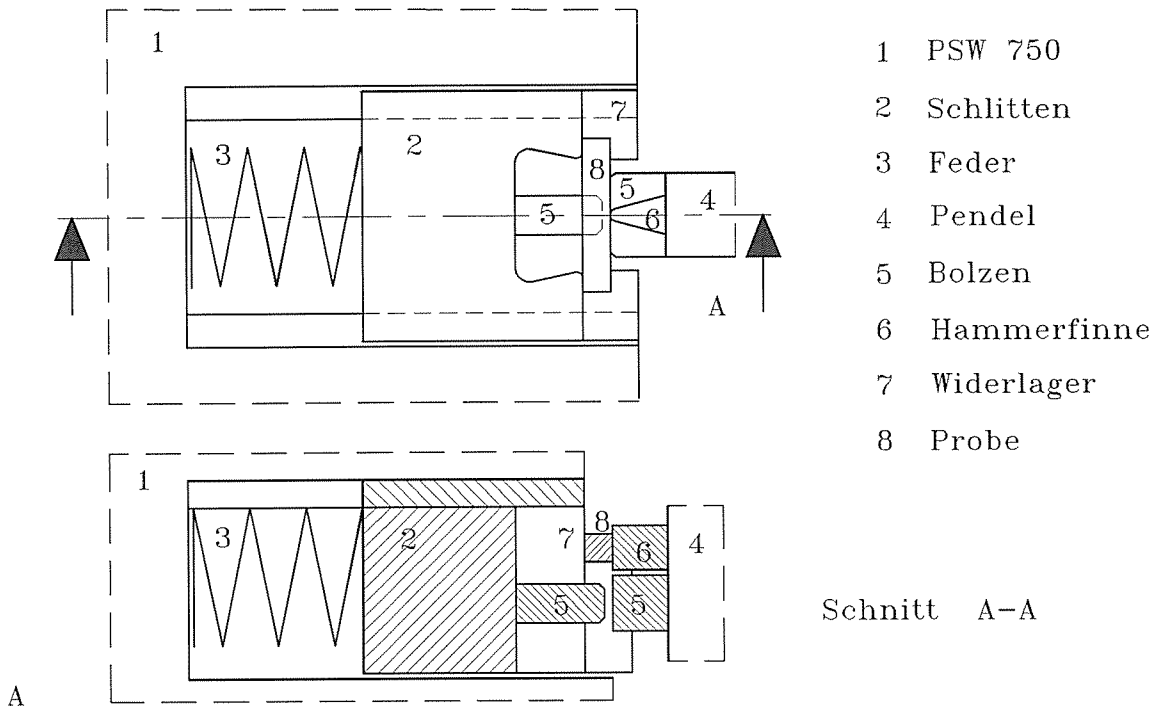


Bild 4.8-1:
 Prinzipskizze einer Vorrichtung für das Abfangen von Kerbschlagproben im Pendelschlagwerk nach vorgegebenen Durchbiegungswerten

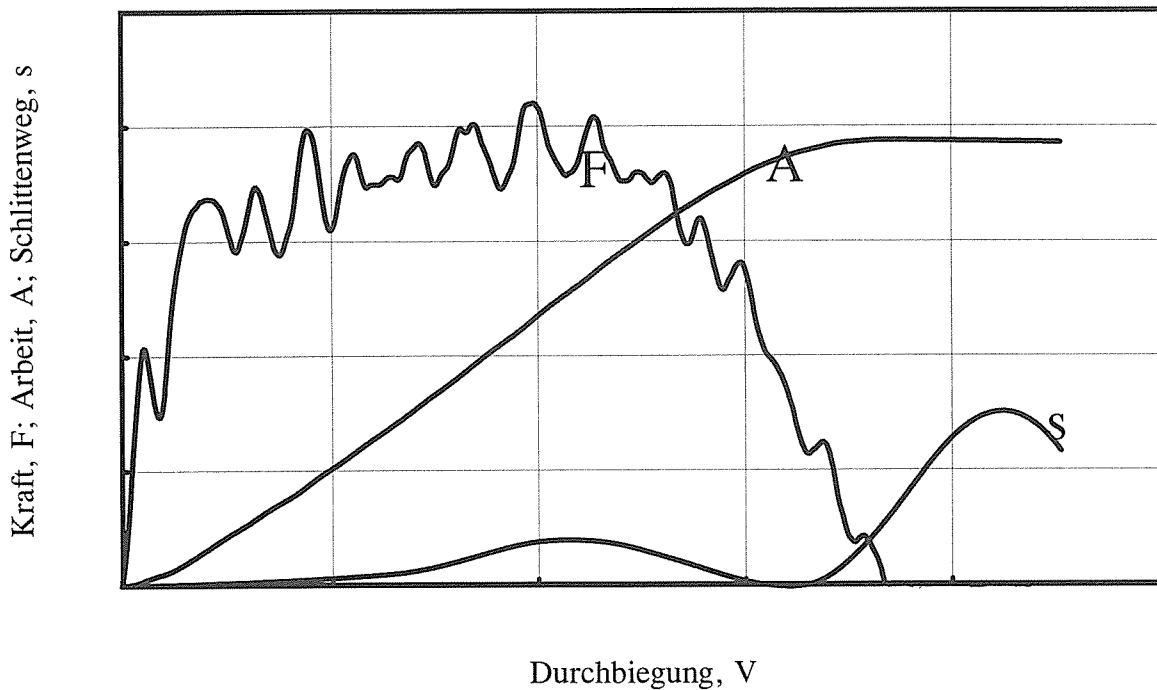


Bild 4.8-2:
 Prüfkraft, Arbeit und Schlittenweg bei dynamischer Beanspruchung einer ISO-V-Probe in Abhängigkeit von der Durchbiegung, abgefangen nach einer Durchbiegung von 4mm

5. Wertung und Bedeutung der Untersuchungsergebnisse

Aufbauend auf vorausgegangenen Untersuchungen des IWM und der BAM [1-3] zum Einfluß der Mehrachsichtigkeit auf das Rißwiderstandsverhalten wurde durch Rißfortschrittsanalysen für mehrere Probengeometrien mit verschiedenen Simulationsverfahren und für mehrere Werkstoffe nachgewiesen, daß im Initiierungsbereich ein linearer Zusammenhang zwischen dem die Steigung der Rißwiderstandskurven charakterisierenden Reißmodul T_{JR} nach PARIS und der Mehrachsichtigkeit des Spannungszustands h_0 in Rißfrontnähe besteht [4, 5]. Mit wachsender Mehrachsichtigkeit nimmt die Steigung der J_R -Kurve ab und die Steigung der Geraden $T_{JR}(h_0)$ wächst mit zunehmender Zähigkeit des Werkstoffs (Bild 3.4-3).

Nach einer zweiten von der ersten unabhängigen Methode wurde über die Rißfortschrittssimulation eines halb elliptischen Oberflächenrisses in einer Scheibe mit lokalen Steuerkurven aus dem Experiment (Abschnitt 3.1) die gleiche Abhängigkeit des Rißwiderstands vom Spannungszustand in Rißfrontnähe wie bei den Untersuchungen mit Bruchmechanikproben bestätigt (Bild 3.2.2.1-20). Die Ergebnisse zeigen, daß

- ein zweiparametriges Bruchmechanik-Konzept erforderlich ist, um das Rißwiderstandsverhalten bei stabilem Rißwachstum quantitativ beschreiben zu können - constraintmodifiziertes Bruchmechanik-Konzept
- und nur mit diesem Konzept das lokale Rißwachstum von Rissen mit komplexer Rißfrontgeometrie richtig beschrieben werden kann.

Die Wahl des Mehrachsichtigkeitsquotienten h als zweiter Parameter ist durch seine Bedeutung in der Theorie des duktilen Versagens durch Hohlraumwachstum für die Hohlraumwachstumsgeschwindigkeit [6-8] physikalisch plausibel begründet.

Die Analyse von größerem stabilem Rißwachstum ($\Delta a \approx 8$ mm) in Bruchmechanikproben durch eine

numerische Simulation des stabilen Rißwachstums mit J_R -Kurven aus dem Experiment (Abschnitt 3.2) haben ergeben, daß nach wenigen Millimetern Rißfortschritt sich quasistationäres Rißwachstum einstellt. Dabei bleibt das probenspezifische Rißwiderstandsverhalten in Abhängigkeit der sich in Rißspitzennähe einstellenden Mehrachsichtigkeit des Spannungszustand bestehen (Bilder 3.2.2.1-17 und 3.2.2.1-32). Das bedeutet, daß insbesondere bei der Analyse von größerem Rißwachstum von Rissen mit komplexer Rißfrontgeometrie in Bauteilen der Einfluß der Mehrachsichtigkeit zu berücksichtigen ist, damit beispielsweise im Rahmen einer Leck-vor-Bruch-Analyse ein realistischer Rißfrontverlauf, speziell der "Kanu"-Effekt bei halb elliptischen Oberflächenrissen, richtig erfaßt wird. Die Notwendigkeit der Anwendung eines erweiterten zweiparametriges Konzeptes bestätigen parallel durchgeführte numerische Rißwachstumssimulationen für Oberflächenrisse in Scheiben und Rohren mit in Abhängigkeit des Mehrachsichtigkeitsquotienten modifizierten J_R -Kurven [9, 10].

Aus den Analysen von größerem stabilem Rißwachstum in Bruchmechanikproben haben sich für die praktische Vorgehensweise wichtige Hinweise ergeben. So ist bei der Bestimmung von J_R -Kurven für größeres Rißwachstum mit Näherungsverfahren zur Berechnung des J-Integrals die Leistungsfähigkeit der Formeln zu überprüfen (Bilder 3.2.2.1-9 und 3.2.2.1-10). Zur Ermittlung des Fernfeldwertes des J-Integrals mit der FEM nach RICE [11] und PARKS [12] und DeLORENZI [13] müssen mit wachsender Rißlänge größer werdende Bestimmungsbereiche gewählt werden (Bild 3.2.2.1-31). Da mit wachsendem Riß das Ligament kleiner wird, kann bei größerem Rißwachstum der Fall eintreten, daß die Ligamentlänge nicht mehr ausreicht, um das Fernfeld-J-Integral noch berechnen zu können. Als alternative Bruchmechanik-Parameter zum J-Integral kommen dann die Rißspitzenöffnungsverschiebung CTOD und der Rißspitzenöffnungswinkel CTOA in Frage. Es konnte gezeigt werden, daß ein eindeutiger Zusammenhang zwischen dem CTOD-Reißmodul T_{85} der $\delta_{5R}(\Delta a)$ -Rißwiderstandskurve nach SCHWALBE und HELLMANN [14] und dem direkt an der Riß-

spitze ermittelten CTOA im Bereich von größerem Rißwachstum besteht (Bilder 3.2.2.1-33, 3.2.2.1-34 und 3.2.2.2-12). Die damit aus dem Versuch über δ_{5R} mögliche Ermittlung von $CTOA_R(\Delta a)$ im stationären Bereich läßt $CTOA_R(\Delta a)$ als Steuerungsparameter für die numerische Simulation von stabilem Rißwachstum in Bauteilen mit Fehlern in Betracht kommen.

Es ist eine Lösung zur Beschreibung des vollständigen Rißspitzenfeldes (σ_{ij} , ϵ_{ij} , u_i) für elastisch-plastisches Materialverhalten mit linearer Verfestigung (bilineares Verhalten) im Rahmen des Vorhabens gelungen. Der Vergleich der analytischen Lösungen mit FEM-Analysen für EVZ-Modelle einer C(T)- und M(T)-Probe zeigt, daß die Theorie die FEM-Ergebnisse in ihrem Gültigkeitsbereich richtig zu beschreiben vermag. Außerdem konnte nachgewiesen werden, daß auch bei multilinearem Verfestigungsverhalten, beispielsweise für den Stahl StE 460, das Rißspitzenfeld ebenfalls mit den Parametern der Theorie dargestellt werden kann. Wenn es in weiteren Untersuchungen gelingt, auch die entlang eines halb elliptischen Oberflächenrisses sich lokal einstellenden Rißspitzenfelder bei stationärem Rißwachstum mit den Parametern der Theorie zu beschreiben, so kann mit Hilfe der Theorie eine objektive Definition und Bestimmung von Bruchmechanik-Kenngrößen, wie CTOD oder CTOA und von Mehrachsigen Parametern für die Analyse von großem stabilem Rißwachstum in Bauteilen mit komplexer Rißfrontgeometrie erfolgen.

Die Analyse der Zusammenhänge zwischen den Rißwiderstandskurven von C(T)- und ISO-V-Proben sowie zwischen den Rißwiderstandskurven und der Kerbschlagarbeit-Hochlage wurde durch weitere Versuchsergebnisse ergänzt und vertieft. Dabei hat sich gezeigt, daß die Rißwiderstandskurven der verschiedenen Probenarten und Werkstoffe durch eine dreiparametrische Funktion beschrieben werden können, die das Rißwiderstandsverhalten entsprechend den physikalischen Prozessen der Initiierung und des stationären Rißwachstums verbunden mit einem Übergangsbereich beschreiben.

Die weitere Untersuchung hat gezeigt, daß der Zusammenhang zwischen den Rißwiderstandskurven unterschiedlicher Probenarten von der Werkstoffzähigkeit beeinflusst wird, weil das Zähigkeitsniveau über eine Größenordnung von Kerbschlagarbeit-Hochlagenwerten hinweg nicht ganz ohne Einfluß auf den Spannungszustand in der Umgebung der Rißspitze bleibt. Bei der Interpretation der Ergebnisse wurde Kredit von der Erkenntnis genommen, daß möglicherweise weder der Spannungszustand im Spannungsmaximum noch der auf die Rißspitze extrapolierte Spannungszustand für die Rißinitiierung und das Rißwachstum maßgebend ist, sondern der Spannungszustand nahe der Rißspitze, der in Kombination mit dem Abstand der nichtmetallischen Einschlüsse und der Dehnungskonzentration weit vor dem Spannungsmaximum den Versagensprozeß steuert. Dies führt zu einem komplexen Verhalten des Rißwiderstands im Übergangsbereich.

Die Initiierungskennwerte der dynamisch geprüften ISO-V-Proben unterlagen sehr starken Streuungen und wiesen im Gegensatz zu denen der C(T)-Proben und der statisch geprüften ISO-V-Proben keine ausgeprägte Abhängigkeit von der Kerbschlagarbeit-Hochlage auf. Die Gründe für diese Abweichung vom erwarteten Verlauf können in der speziellen Versuchsdurchführung und -auswertung bei dynamischer Versuchsdurchführung liegen [3], konnten aber noch nicht zuverlässig ermittelt werden.

Mit diesem Modell können viele Beobachtungen im Zusammenhang mit dem Verlauf von Rißwiderstandskurven, wie der Verlauf von Rißwiderstandskurven mit zunehmender Rißverlängerung oder der Einfluß der Werkstoffzähigkeit bzw. des globalen Constraints auf die Rißwiderstandskurve zwanglos verstanden werden.

Aufgrund der Ergebnisse sind die Aussichten auf die erfolgreiche Entwicklung einer Methode zur Abschätzung von Rißwiderstandskurven aufgrund der Kerbschlagarbeit-Hochlage weiter gestiegen. Sie liefern zahlreiche Hinweise auf das weitere methodische Vorgehen bei der Klärung der Kausalzusammenhänge zwischen dem Rißwiderstand und der Kerbschlagarbeit:

- Die Untersuchung des Einflusses des Spannungszustandes auf den Reißwiderstand muß für verschiedene Zähigkeitsniveaus bis hin zu sehr hohen Zähigkeitswerten durchgeführt werden.
- Dem Spannungs- und Verzerrungszustand unmittelbar vor der Reißspitze ist besondere Aufmerksamkeit zu widmen.
- Der Übergang von Initiierung zum stationären Reißwachstum ist detaillierter zu untersuchen als das stationäre Reißwachstum, weil in diesem Bereich, insbesondere bei mittleren Zähigkeiten, u. U. erhebliche Zähigkeitsreserven genutzt werden können.
- Der Initiierungsvorgang bei gekerbten Proben, insbesondere bei dynamischer Beanspruchung, bedarf der eingehenderen Untersuchung.

Literatur zu 5:

- [1] KORDISCH, H., SOMMER, E., SCHMITT, W.: Einfluß der Mehrachsigkeit auf das stabile Reißwachstum. Berichtsband 13. MPA-Seminar, Bd. 1, Stuttgart, MPA (1987), 7.1-7.17.
- [2] BROCKS, W., KÜNECKE, G., NOACK, H.-D., VEITH, H.: Zur Übertragbarkeit von Bruchmechanikparametern von Proben auf Bauteile aufgrund von FEM-Analysen. Berichtsband 13. MPA-Seminar, Bd. 1, Staatliche Materialprüfungsanstalt Stuttgart, (1987), 3.1-3.24.
- [3] AURICH, D. u. a.: Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte. BAM-Forschungsbericht 174, Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung. 1990.
- [4] BROCKS, W., SCHMITT, W.: The role of crack tip constraint for ductile tearing. D. Firrao (Hg.), Fracture Behaviour and Design of Materials and Structures, Preprints of the 8th European Conference on Fracture, Warley: Engineering Materials Advisory Services Ltd., 1990, Vol. II, 1023-1032.
- [5] BROCKS, W., SCHMITT, W.: Quantitative Assessment of the Role of Crack Tip Constraint on Ductile Tearing. ASTM Symposium on Constraint Effects in Fracture, Indianapolis, 1991, im Druck.
- [6] McCLINTOCK, F. A.: A criterion for ductile fracture by the growth of holes. Trans. ASME, J. Appl. Mech. 35 (1968), 363-371.
- [7] RICE, J. R., TRACEY, D. M.: On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields. J. Mech. Phys. Solids 17 (1969), 201-217.
- [8] GURSON, A. L.: Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I-Yield criteria and follow rules for porous ductile media. J. Engng. Mat. Tech 99 (1977), 2-15.
- [9] MEMHARD, D., KLEMM, W.: Numerische und experimentelle Untersuchungen zum Verhalten von Oberflächenrissen in Zug-scheiben und Rohren aus ferritischen und austenitischen Stählen. Bericht W 4/89 Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik, Freiburg i. B., 1989.
- [10] SIEGELE, D.: Analyse einer Zugscheibe mit halbelliptischem Oberflächenfehler. Bericht Z 17/91, Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik, Freiburg i. B., 1991.
- [11] RICE, J. R.: A path-independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. J. Appl. Mech. 35 (1968), 379-386.
- [12] PARKS, D. M.: Virtual crack extension - a general finite element technique for J-Integral evaluation. Proc. 1st Int. Conf. Num. Meth. in Fracture Mechanics, Swansea, 1978, 464-478.
- [13] DeLORENZI, H. G.: On the energy release rate and the J-Integral for 3D crack configurations. Int. J. Fracture 19 (1982), 183-193.
- [14] SCHWALBE, K.-H., HELLMANN, D.: Correlation of stable crack growth with the J-Integral and the crack tip opening displacement, effects of geometry, size and material. Bericht GKSS 84/E/37, Geesthacht: GKSS-Forschungszentrum, 1984.

6. 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 Feuchtigkeitsschutzes von Dehnungsmeßstreifen und Halbleitergeräten
- 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 Netzwerkkettendichte 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
Untersuchung 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 Assagfähigkeit 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 Schalleneinfall
- 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-Newton'schem 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. Holzjöhner
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 Sandwichbauteilen
- Nr. 57/1979
M. Stadthaus
Untersuchungen an Prüfmitteln für die Magnetpulverprüfung

- 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 Feiblechen beim Strecken
- Nr. 61/1979
K. Richter
Beschreibung von Problemen der höheren Farbmetrik 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 Reaktorsicherheitsbehältern (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-Schwelensystems mit dem Untergrund
- Nr. 79/1981
V. Neumann
Ein Beitrag zur Untersuchung der wasserstoffbeeinflussten Kalttrübneigung 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. Schimmelwitz
Zur quantitativen Kennzeichnung des Verwitterungsverhaltens von Naturwerksteinen anhand ihrer Gefügemerkmale
- 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. Dietlen
Untersuchungen zur Zerfallfähigkeit 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 Störschwingungen 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-Forberg
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 Schrumpfbehinderung auf den Schweißelganzspannungszustand und das Sprödbruchverhalten 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 Analex-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 organisch-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)
E. Limberger, K. Brandes, J. Herter, K. Berner
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)
E. Limberger, K. Brandes, J. Herter, K. Berner
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 3-88314-569-6/1980 (vergriffen)
K. Brandes, E. Limberger, J. Herter, K. Berner
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. Andreae, 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. Matthes, G. Magiera, F. Mathiak
Zum Einfluß des Sicherheits- und Auslegungserdbebens 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. Matthes, M. Weber, J. Altes
Nichtlineare dynamische Berechnungen zum Penetrationsverhalten des AVR-Reaktorgebäudes
- Nr. 145/ISBN 3-88314-711-7/1987
U. Holzgöhner
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. Holzgöhner
Bestimmung baugrunderdynamischer 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. Breitkreutz, 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 Schienenverkehrserschütterungen: 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 Übergreifungsstößen der Zugbewehrung unter stoßartiger Belastung
- Nr. 158/ISBN 3-88314-889-X/1989
R. Wäsche, K.-H. Habig
Physikalisch-chemische Grundlagen der Feststoffschmierung - Literaturübersicht -
- Nr. 159/ISBN 3-88314-890-3/1989
R. Müller, R. Rudolphi
Berechnung des Wärmedurchlaßwiderstandes und der Temperaturverteilung im Querschnitt von Haus-schornsteinen nach DIN 18160 Teil 6
- Nr. 160/ISBN 3-88314-917-9/1989
W. Matthes
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. Breitkreuz
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 Wärmebrücken (Winkel und Ecken) unter Einsatz hochauflösender Farbgraphik bei Berücksichtigung der Tauwasserproblematik und des Mindestluftwechsels
- Nr. 169/ISBN 3-88314-959-4/1990
Chr. Kohl, W. Rücker
Integration der Untergrunddynamik in das Programmsystem 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 entsorgender Emulsionen
- Nr. 171/ISBN 3-88314-997-7/1990
F. Buchhardt
Ein Operator zur Koppelung beliebig benachbarter dynamischer 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 3-88314-999-3/1990
B. Droste, J. Ludwig, B. Schulz-Forberg
Höherwertige Transporttechnik und ihre Konsequenzen für die Beförderung gefährlicher Güter
- Nr. 174/ISBN 3-88429-021-8/1990
D. Aurich
Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte
- Nr. 175/ISBN 3-88429-022-6/1990
W. Brocks, D. Klingbeil, J. Olschewski
Lösung der HRRF-Feld-Gleichungen der elastisch-plastischen Bruchmechanik
- Nr. 176/ISBN 3-88429-035-6/1990
W. Matthees, G. Magiera
Iterative Dekonvolution der seismischen Basisierung für den Zeitraum
- Nr. 177/ISBN 3-89429-090-0/1991
G. Schickert, M. Krause, H. Wiggenhauser
Studie zur Anwendung zerstörungsfreier Prüfverfahren bei Ingenieurbauwerken
- Nr. 178/ISBN 3-89429-429-9/1991
G. Andreae, J. Knapp, G. Niessen
Entwicklung und Untersuchung eines kapazitiven Hochtemperatur-Dehnungsaufnehmers für Einsatztemperaturen bis ca. 1000 °C
- Nr. 179 / ISBN 3-89429-100-1/1991
H. Eifler
Die Drehfähigkeit plastischer Gelenke in Stahlbeton-Plattenbalken, bewehrt mit naturhartem Betonstahl BSt 500 S im Bereich negativer Biegemomente
- Nr. 180 / ISBN 3-89429-101-X / 1991
E. Klement, G. Wieser
Zur numerischen Übertragbarkeit von Prüfungsergebnissen an Hausschornsteinen auf Schornsteine mit anderen lichten Querschnitten
- Nr. 181/ISBN 3-89429-105-2/1991
H. Czichos, R. Helms, J. Lexow
Industrial and Materials Technologies: Research and Development Trends and Needs
- Nr. 182/ISBN 3-89429-145-1/1992
M. Weber
Bestimmung von Wärmeübergangskoeffizienten im Bereich geometriebedingter Wärmebrücken
- Nr. 183/ISBN 3-89429-163-x/1992
F. Buchhardt
Zur Dekonvolution im Zeitbereich
- Nr. 184/ISBN 3-89429-164-8/1992
M. Maultzsch, W. Stichel, E.-J. Vater
Feldversuche zur Einwirkung von Auftaumitteln auf
- Verkehrsbauwerke (im Rahmen des Großversuchs „Umweltfreundlicheres Streusalz“)**
- Nr. 185/ISBN 3-89429-165-6/1992
Renate Müller
Ein numerisches Verfahren zur simultanen Bestimmung thermischer Stoffeigenschaften oder Größen aus Versuchen
– Anwendung auf das Heißdraht-Parallelverfahren und auf Versuche an Hausschornsteinen
- Nr. 186/ISBN 3-89429-211-3/1992
B. Löffelbein, M. Woydt, K.-H. Habig
Reibungs- und Verschleißuntersuchungen an Gleitpaarungen aus ingenieurkeramischen Werkstoffen in wässrigen Lösungen
- Nr. 187/ISBN 3-89429-216-4/1992
Th. Schneider, E. Santner
Mikrotribologie: Stand der Forschung und Anwendungsmöglichkeiten. Literaturübersicht
- Nr. 188/ISBN 3-84929-243-1/1992
K. Mallwitz
Verfahren zur Vorausermittlung der Setzung von Fundamenten aufgeständerten Strecken infolge zyklischer Beanspruchung
- Nr. 189/ISBN 3-84929-244-X/1992
W. Matthees, G. Magiera
Impedanzeigenschaften von Finiten Elemente Modellen bei Integration im Zeitraum
- Nr. 190/ISBN 3-84929-245-8/1992
G. Zachariev
Untersuchung des Versagens thermoplastischer Kunststoffe im Kurzzeit-Zugversuch und Retardations-Zugversuch
- Nr. 191/ISBN 3-84929-246-6/1992
H. M. Bock, S. Erbay, J. With
Kritische Stahltemperatur als charakteristischer Kennwert für die Feuerwiderstandsdauer von Bauwerksystemen aus Stahl
- Nr. 192/ISBN 3-89429-329-2/1993
D. Aurich
Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte
- Nr. 193/ISBN 3-89429-291-1/1993
W. Gerisch, Th. Fritz, S. Steinborn
Statistical Consulting in the Frame of VAMAS
- Nr. 194/ISBN 3-89429-330-6/1993
U. Krause
Ein Beitrag zur mathematischen Modellierung des Ablaufs von Explosionen
- Nr. 195/ISBN 3-89429-331-4/1993
U. Schmidtchen, G. Würsig
Lagerung und Seetransport großer Mengen flüssigen Wasserstoffs am Beispiel des „Euro-Québec Hydro-Hydrogen Pilot Project“

