

Mitteilungen aus dem Institut für Mechanik

Dirk Bergmannshoff

**Das Instabilitätsverhalten
zug-/scherbeanspruchter Risse
bei Variation des Belastungspfades**

Heft Nr. 138



RUHR-UNIVERSITÄT BOCHUM

Das Instabilitätsverhalten
zug-/scherbeanspruchter Risse
bei Variation des Belastungspfad

Dissertation

zur Erlangung des Grades

Doktor-Ingenieur

der Fakultät für Maschinenbau
der Ruhr-Universität Bochum

von

Dipl.-Ing. Dirk Bergmannshoff

aus Kirchhellen

Bochum 2006

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Arbeitsgruppe für Experimentelle Mechanik am Institut für Mechanik der Ruhr-Universität Bochum. Sie wurde von der dortigen Fakultät für Maschinenbau als Dissertation angenommen.

Herrn Prof. Dr.-Ing. J.F. Kalthoff danke ich für die Betreuung und die Anregung zu dieser Arbeit. Durch seine stete Diskussionsbereitschaft und seine kompetenten Ratschläge konnte diese Arbeit in der hier vorliegenden Form entstehen.

Herrn Prof. Dr.-Ing. M. Pohl danke ich für sein Interesse an dieser Arbeit und für die freundliche Bereitschaft zur Übernahme des Koreferates.

Allen Mitarbeitern der Arbeitsgruppe für Experimentelle Mechanik danke ich für die stets gute Zusammenarbeit und für die kollegiale Unterstützung. Dabei gilt mein besonderer Dank Herrn J. Banken für die Unterstützung beim Aufbau und Betrieb der Versuchsanlage und Herrn B. Thüner für die sorgfältige Herstellung der zahlreichen Proben und Belastungsvorrichtungen. Herrn Dipl.-Geophys. A. Bertram danke ich für seine stete Diskussionsbereitschaft und für seine Unterstützung beim Aufbau und Betrieb der Versuchsanlage.

Bei den Mitarbeitern des Institutes für Mechanik und des Institutes für Werkstoffe bedanke ich mich für die Hilfsbereitschaft bei den verschiedensten Anliegen und Fragen.

Besonders danken möchte ich auch meinen Eltern, ohne deren langjährige Unterstützung diese Arbeit nicht hätte entstehen können.

Bochum, im Dezember 2006

Dirk Bergmannshoff

Dissertation eingereicht am: 25.10.2006

Tag der mündlichen Prüfung: 19.12.2006

Erster Referent: Prof. Dr.-Ing. J.F. Kalthoff

Zweiter Referent: Prof. Dr.-Ing. M. Pohl

Kurzfassung

Zur Bestimmung des Gefährdungspotentials rißbehafteter Bauteile unter gemischter Zug (Modus-I)-/Scher (Modus-II)-Beanspruchung werden in der linear-elastischen Bruchmechanik Spannungsintensitätsfaktoren, die die Beanspruchung des Risses beschreiben, verglichen mit entsprechenden Zug-/Scherbruchzähigkeitswerten, d.h. mit den jeweiligen maximal vom Werkstoff ertragbaren kritischen Spannungsintensitätsfaktoren. Diese kritischen Spannungsintensitätsfaktoren werden für unterschiedliche Zug-/Scherverhältnisse als eine eindeutige Bruchgrenzkurve dargestellt, die hypothetisch oder durch Interpolation aus den kritischen Spannungsintensitätsfaktoren für reine Zug- und Scherbeanspruchungen gewonnen wird.

Im Rahmen dieser Arbeit werden kritische Spannungsintensitätsfaktoren zug-/scherbeanspruchter Risse bei Variation des Belastungspfades für den Werkstoff Polymethylmethacrylat (Plexiglas) gemessen. Es wurden drei verschiedene Belastungspfade gewählt: Beim ersten Pfad wurde zuerst eine Modus-I- und anschließend eine Modus-II-Belastung aufgebracht. Beim zweiten Pfad wurde die Reihenfolge umgekehrt. Beim dritten Pfad wurden die Modus-I- und Modus-II-Belastungen gleichzeitig erzeugt. Die Untersuchungen benötigen ein biaxiales Prüfsystem, welches spezielle Anforderungen zu erfüllen hat, insbesondere, daß sich die Modus-I- und Modus-II-Beanspruchungen nicht gegenseitig beeinflussen. Ein solches Prüfsystem wurde entwickelt und die Entkopplung der biaxialen Belastungen durch die Bestimmung der tatsächlich an der Rißspitze sich für unterschiedliche Pfade einstellenden Beanspruchungen mittels spannungsoptischer Methoden überprüft und verifiziert.

Die experimentellen Untersuchungen zeigen, daß entgegen herkömmlichen bruchmechanischen Betrachtungen die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren eine Funktion des Belastungspfades sind. Es wurden unterschiedliche Bruchgrenzkurven für jeden Belastungspfad gemessen. Des weiteren sind die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren bei den drei gewählten Belastungspfaden wesentlich größer als die herkömmlichen, hypothetisch ermittelten Werte. Diese werden teilweise um bis zu 50% überschritten; die Gefährlichkeit zug-/scherbeanspruchter Risse wurde somit herkömmlich zu konservativ abgeschätzt.

Eine Deutung der beobachteten Ergebnisse aufgrund der je nach Belastungsart unterschiedlichen Orientierung der Mikrorisse in der das Bruchgeschehen charakterisierenden Prozeßzone um die Rißspitze wird gegeben. Vorschläge zur Berücksichtigung des gegenüber herkömmlichen Betrachtungen komplizierteren Instabilitätsverhaltens zug-/scherbeanspruchter Risse für praktische Sicherheitsbetrachtungen werden skizziert.

Inhaltsverzeichnis

1. Einleitung	1
2. Bruchmechanische Grundlagen und Stand der Kenntnis	4
2.1 Einführung	4
2.2 Rißspitzenspannungsverteilungen	5
2.2.1 Spannungsverteilungen direkt an einer Rißspitze	5
2.2.2 Spannungsverteilungen in der Umgebung einer Rißspitze	9
2.2.3 Spannungsverteilungen in der Umgebung einer Rißspitze bei realem Materialverhalten	12
2.3 Bruchzähigkeit	15
2.4 Energiebilanz	21
2.5 Bruchkriterien für gemischte Belastungsmoden	24
2.6 Rißausbreitungsrichtung für gemischte Belastungsmoden	30
2.7 Experimentelle Bestimmung von Spannungsintensitätsfaktoren mit dem spannungsoptischen Verfahren	33
3. Entwicklung eines biaxialen Prüfsystems	39
3.1 Anforderungen	39
3.2 Aufbau und Funktionsweise	40
3.2.1 Servohydraulische Prüfmaschine	40
3.2.2 Prüfmaschinenerweiterung	42
3.3 Erprobung	48
3.3.1 Spannungsoptischer Aufbau	48
3.3.2 Spannungsoptische Versuche	50
3.3.3 Spannungsoptische Ergebnisse	53
4. Experimentelle Untersuchungen	57
4.1 Probenwerkstoff	58
4.2 Versuchsproben	60

4.3 Belastungsvorrichtung	63
4.4 Versuchsdurchführung	64
4.5 Versuchsauswertung	68
4.6 Ergänzende mikroskopische Untersuchungen	70
5. Ergebnisse und Diskussion	72
5.1 Bruchgrenzkurven	72
5.2 Bruchwinkel	78
5.3 Brucherscheinung	81
5.4 Diskussion und Bewertung	82
6. Zusammenfassung	89
7. Literaturverzeichnis	91
8. Anhang	97
8.1 Kalibrierung der Kraftmeßlaschen	97
8.2 Bestimmung der spannungsoptischen Konstanten von Araldit B . .	99
8.3 Bruchzähigkeitsmessungen an CTS-Proben aus PMMA als Funktion der Belastungsrate	100
8.4 Bruchzähigkeitsmessungen an CTS-Proben aus PMMA als Funktion der Temperatur	105
8.5 Finite-Elemente Berechnungen	107
8.6 Versuchsdaten.	112
8.6.1 Kritische Spannungsintensitätsfaktoren	112
8.6.2 Kritische Spannungsintensitätsfaktoren für verschiedene Belastungspfade	114
8.6.3 Kritische Spannungsintensitätsfaktoren für verschiedene Belastungspfade (abgestumpfte Rißspitze).	118

Verzeichnis verwendeter Symbole und Abkürzungen

Kleine lateinische Buchstaben:

a	Rißlänge
a_2	Konstante
c_2	Konstante
e	Basis der natürlichen Logarithmen
f	Funktion, Geometriefaktor
h	Probendicke
i	Imaginäre Einheit
k_t	Empfindlichkeit eines Dehnungsmeßstreifens
n	Laufvariable
n_0	Brechungsindex im unbelasteten Material
n_i	Brechungsindex in x_i -Richtung
m	Laufvariable
r	Polarkoordinate, Abstand zur Rißspitze
r_a	Isochromaten-Apogäum
r_p	Radius der plastischen Zone
s	Standardabweichung
x, y, z	Kartesische Koordinaten
z	Komplexe Zahl

Große lateinische Buchstaben:

A	Bruchdehnung, spannungsoptischer Koeffizient
A_0, A_1, A_{\dots}, A_n	Reelle Koeffizienten
B	Probendicke, spannungsoptischer Koeffizient
B_0, B_1, B_{\dots}, B_m	Imaginäre Koeffizienten

D	Durchmesser
E	Elastizitätsmodul
F	Kraft, Belastung
F_5	Schnittpunkt der Kraft-Kerböffnungsverschiebungskurve mit der 5%-Sekante
F_{max}	Maximalkraft
F_o	Oberlast
F_Q	Kraft zur Bestimmung von vorläufigen Bruchzähigkeitswerten
F_u	Unterlast
G	Energiefreisetzungsrate
G_I, G_{II}	Energiefreisetzungsraten unter Modus-I und Modus-II
G_c	Spezifische Bruchenergie
H	Probenhöhe
Im	Imaginärteil
K	Spannungsintensitätsfaktor
K_I, K_{II}, K_{III}	Spannungsintensitätsfaktoren unter Modus-I, Modus-II und Modus-III
K_I^*, K_{II}^*	Spannungsintensitätsfaktoren unter Modus-I und Modus-II bei abgestumpfter Rißspitze
K_f	Maximaler Spannungsintensitätsfaktor während der letzten Stufe der Ermüdungsanrißeinbringung
K_V	Vergleichsspannungsintensitätsfaktor
K_I^{cr}, K_{II}^{cr}	Kritische Spannungsintensitätsfaktoren unter Modus-I und Modus-II
K_I^{cr*}, K_{II}^{cr*}	Kritische Spannungsintensitätsfaktoren unter Modus-I und Modus-II bei abgestumpfter Rißspitze
\dot{K}_I, \dot{K}_{II}	Belastungsrate unter Modus-I und Modus-II
K_{IQ}	Vorläufige Bruchzähigkeit unter Modus-I
K_c	Bruchzähigkeit
K_{Ic}, K_{IIc}	Bruchzähigkeiten unter Modus-I und Modus-II
K_{Ic}^*	Bruchzähigkeit unter Modus-I bei abgestumpfter Rißspitze
N	Isochromatenordnung

R	Polarkoordinate
Re	Realteil
R_m	Zugfestigkeit
S	Spannungsoptische Konstante
U_a	Freigesetzte Energie
U_γ	Oberflächenenergie
V	Kerböffnungsverschiebung
W	Probenlänge
Z	Komplexe Spannungsfunktion
Z'	Ableitung der komplexen Spannungsfunktion

Griechische Buchstaben:

α	Winkelstellung der Probenhalterung
α_1	Parameter
γ	Vertrauensniveau
δ	Infinitesimale Änderung
δ	Optischer Gangunterschied
Δ	Laplacescher Operator
θ	Temperatur
λ_0	Wellenlänge des Lichts
ν	Poissonzahl
π	Kreiszahl
ρ	Rißspitzenradius
σ	Zugspannung
σ_0	Homogene, im Unendlichen angreifende Zugspannung
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Hauptspannungen
σ_F	Fließspannung
σ_r, σ_φ	Normalspannungen in Polarkoordinaten
$\sigma_{\varphi \max}$	Maximale Tangentialspannung

σ_V	Vergleichsspannung
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	Normalspannungen in kartesischen Koordinaten
τ	Scherspannung
$\tau_{rx}, \tau_{r\varphi}, \tau_{\varphi z}$	Scherspannungen in Polarkoordinaten
$\tau_{xy}, \tau_{zx}, \tau_{zy}$	Scherspannungen in kartesischen Koordinaten
φ	Polarkoordinate, Winkel zum Ligament
φ_0	Rißausbreitungswinkel
ϕ	Airy'sche Spannungsfunktion

Abkürzungen:

ASTM	American Society for Testing and Materials
AT-Probe	Arc-Tension-Probe
COD	Crack-Opening-Displacement
CT-Probe	Compact-Tension-Probe
CTS-Probe	Compact-Tension-Shear-Probe
DMS	Dehnungsmeßstreifen
EDZ	Ebener Dehnungszustand
EPBM	Elastisch-plastische Bruchmechanik
ESZ	Ebener Spannungszustand
FE-Modell	Finite-Elemente-Modell
FEM	Finite-Elemente-Methode
LEBM	Linear-elastische Bruchmechanik
PMMA	Polymethylmethacrylat
RCT-Probe	Round-Compact-Tension-Probe
REM	Raster-Elektronen-Mikroskop
SENB-Probe	Single-Edge-Notch-Bend-Probe
SIF	Spannungsintensitätsfaktor
VSIF	Spezielles Mixed-Mode-Verhältnis der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren

1. Einleitung

Die Bruchmechanik ist die Wissenschaft vom Verhalten rißbehafteter Körper. Sie ergänzt die klassische Mechanik und Werkstoffkunde hinsichtlich der Bewertung rißbehafteter Körper bezüglich der Sicherheit und Restlebensdauer. Risse können als Lunker beim Gießen, Schweißen und Härten oder durch Werkstoffermüdung und Korrosion entstehen. Ändert ein Riß seine Größe nicht, spricht man von einem stationären Riß. Ein Bruchvorgang ist immer mit einem Rißwachstum verbunden. Bei einer bestimmten, kritischen Beanspruchung beginnt sich ein Riß auszubreiten, er wird instationär. Der Beginn der Rißausbreitung wird Rißinitiierung genannt. Eine Rißausbreitung ist stabil, wenn für eine Rißverlängerung eine Erhöhung der Belastung erforderlich ist, sie ist instabil, wenn das Rißwachstum ohne Erhöhung der Belastung erfolgt. Ein Bruchvorgang ist abgeschlossen, wenn die Rißausbreitung zum Stillstand gekommen ist (Rißarrest), oder wenn eine vollständige Trennung des Körpers erfolgt ist. Der Bruchvorgang kann je nach Werkstoff, Belastungsgeschwindigkeit, Temperatur und den Umgebungseinflüssen spröde oder duktil erfolgen. Entsprechend sind die Methoden der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) oder der elastisch-plastischen Bruchmechanik (EPBM) anzuwenden.

Das Standardverfahren der linear-elastischen Bruchmechanik beruht auf dem Spannungsintensitätsfaktor, welcher die Spannungsüberhöhung an einer Rißspitze beschreibt. Der maximal vom Werkstoff ertragbare Spannungsintensitätsfaktor wird als Bruchzähigkeit bezeichnet. Wird diese überschritten, breitet sich ein Riß instabil aus. Die Gefährlichkeit eines Risses läßt sich daher mit einem Vergleich der beiden Werte abschätzen. Risse, welche unter Zug (Modus-I) beansprucht werden, gelten als besonders gefährlich. Infolgedessen wurden die Konzepte der Bruchmechanik überwiegend für diesen Beanspruchungsfall entwickelt. Die Methoden zur Bestimmung der bruchmechanischen Kennwerte sind für diesen Beanspruchungsfall standardisiert und in Normen aufgenommen. In den letzten Jahren wurde die Relevanz von scherbearbeiteten (Modus-II) und quer-scherbeanspruchten (Modus-III) Rissen erkannt. Solche Beanspruchungszustände können durch verschiedene Belastungen oder durch schräg zur Belastungsrichtung liegende Risse entstehen. Sind Zug- und Scherbelastungen überlagert, spricht man von einer gemischten Belastung oder von einer Mixed-Mode-Belastung. Die Methoden zur Bestimmung der

bruchmechanischen Kennwerte sind für den Modus-II-, Modus-III- und Mixed-Mode-Beanspruchungsfall (noch) nicht standardisiert. Es existieren daher verschiedene Hypothesen zur Beschreibung des Mixed-Mode-Rißausbreitungsverhaltens, welche jedoch zu unterschiedlichen, zum Teil sich widersprechenden Ergebnissen führen. Die experimentellen Daten zur Verifizierung der Hypothesen sind in vielen Fällen nur unzureichend vorhanden. Die geringe Anzahl experimentell ermittelter bruchmechanischer Kennwerte wird der technischen Relevanz von Mixed-Mode-Problemen bei weitem nicht gerecht. Eine Verbesserung der Situation ist erst zu erwarten, wenn die Methoden zur Bestimmung der bruchmechanischen Kennwerte zumindest für Modus-II normativ werden.

Die bei einer Mixed-Mode-Beanspruchung maximal vom Werkstoff ertragbaren kritischen Spannungsintensitätsfaktoren werden für unterschiedliche Mixed-Mode-Verhältnisse als eine eindeutige Bruchgrenzkurve dargestellt, welche hypothetisch oder durch Interpolation der experimentell bestimmten kritischen Spannungsintensitätsfaktoren für reine und/oder gemischte Zug- und Scherbeanspruchungen gewonnen wird. Die Messung der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren erfolgt bei uniaxialer Belastung, wobei die Winkelstellung des Risses zur Belastungsrichtung den Modus-I- und Modus-II-Anteil bestimmt. Zug- und Scherkräfte können, bedingt durch die Kopplung, bei der uniaxialen Belastung nur gleichzeitig aufgebracht werden; eine unabhängige Steuerung ist nicht möglich. Untersuchungen zum Versagensverhalten zug-/scherbelasteter Risse sind daher nur für den gekoppelten Zug-/Scherbelastungsfall möglich. Häufig erfolgen Belastungen an Bauteilen und Konstruktionen aber auch getrennt voneinander. So kann z.B. das Eigengewicht einer Konstruktion einen Riß unter Modus-I belasten und eine Betriebslast eine Modus-II-Beanspruchung erzeugen. Nach dem Konzept der linear-elastischen Bruchmechanik ist das Versagensverhalten rißbehafteter Körper unabhängig von der Reihenfolge der aufgebrachten Belastungen. Überprüft wurde dies bisher aber noch nicht.

Im Rahmen dieser Arbeit werden Modus-I- und Modus-II-Belastungen unabhängig voneinander erzeugt. Es werden kritische Spannungsintensitätsfaktoren für drei verschiedene Belastungspfade gemessen: Beim ersten Pfad wird zuerst eine Modus-I- und anschließend eine Modus-II-Belastung aufgebracht. Beim zweiten Pfad wird die Reihenfolge umgekehrt. Beim dritten Pfad werden die Modus-I- und Modus-II-Belastungen gleichzeitig erzeugt. Die Messungen der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren erfolgen an Proben aus Polymethyl-

methacrylat (Plexiglas). Dieser Werkstoff zeigt ein sprödes Bruchverhalten. Die Versuchsauswertung kann daher mit den Methoden der linear-elastischen Bruchmechanik durchgeführt werden.

Die experimentellen Untersuchungen können nur an einem biaxialen Prüfsystem durchgeführt werden. Dieses Prüfsystem hat spezielle Anforderungen zu erfüllen. Es muß insbesondere sichergestellt sein, daß sich die Modus-I- und Modus-II-Belastungen nicht gegenseitig beeinflussen. Es wird ein biaxiales Prüfsystem entwickelt, welches aus einer herkömmlichen servohydraulischen Prüfmaschine und einer selbst entwickelten Prüfmaschinenerweiterung besteht. Die Entkopplung der biaxialen Belastungen wird durch eine Bestimmung der sich tatsächlich an der Rißspitze für unterschiedliche Belastungspfade einstellenden Beanspruchungen mittels experimenteller Methoden überprüft und verifiziert.

Die Arbeit gliedert sich in sechs Kapitel. Nach dieser Einleitung folgt eine Einführung in die Grundlagen der Bruchmechanik, mit denen die Voraussetzungen zum Verständnis dieser Arbeit bereitgestellt werden. Im 3. Kapitel werden der Aufbau und die Funktionsweise sowie die Erprobung des entwickelten biaxialen Prüfsystems beschrieben. Das nachfolgende Kapitel beinhaltet die Darstellung der experimentellen Untersuchungen. Im 5. Kapitel werden die Ergebnisse vorgestellt und diskutiert. Die Arbeit endet mit einer zusammenfassenden Betrachtung.

2. Bruchmechanische Grundlagen und Stand der Kenntnis

2.1 Einführung

Die Methoden der Bruchmechanik ermöglichen eine quantitative Beschreibung des Versagensverhaltens rißbehafteter Bauteile. Es lassen sich Aussagen über die Rißausbreitung und über die Lebensdauer rißbehafteter Bauteile treffen. Ein Ziel der Bruchmechanik ist die Bereitstellung einfacher Verfahren zur Bestimmung des Versagensverhaltens rißbehafteter Bauteile. Dazu wurden verschiedene Konzepte entwickelt, die auf der Analyse von Spannungen, Verschiebungen oder Energien basieren [1-16]. Das Spannungsintensitätsfaktorenkonzept findet seine Anwendung bei isotropen, linear-elastischen Werkstoffen. Es ist das Standardverfahren der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) und bildet auch die Grundlage für diese Arbeit. Ausgangspunkt des Spannungsintensitätsfaktorenkonzepts ist ein schon vorhandener Riß; die mikrostrukturellen Ursachen, die zur Bildung dieses Risses geführt haben, werden nicht betrachtet. Zur Beschreibung des Rißverhaltens (Rißinitiiierung, stabiles oder instabiles Rißwachstum, Rißarrest) ist eine Analyse des komplexen Beanspruchungszustandes an der Rißspitze eines Bauteils notwendig. Dieser Beanspruchungszustand ist eine Funktion der Bauteil- und Rißgeometrie und der Belastung.

Grundsätzlich wird zwischen drei Belastungsarten unterschieden, die nach der Belastungsrichtung in bezug auf die Rißorientierung eingeteilt werden. Abbildung 1 zeigt eine schema-

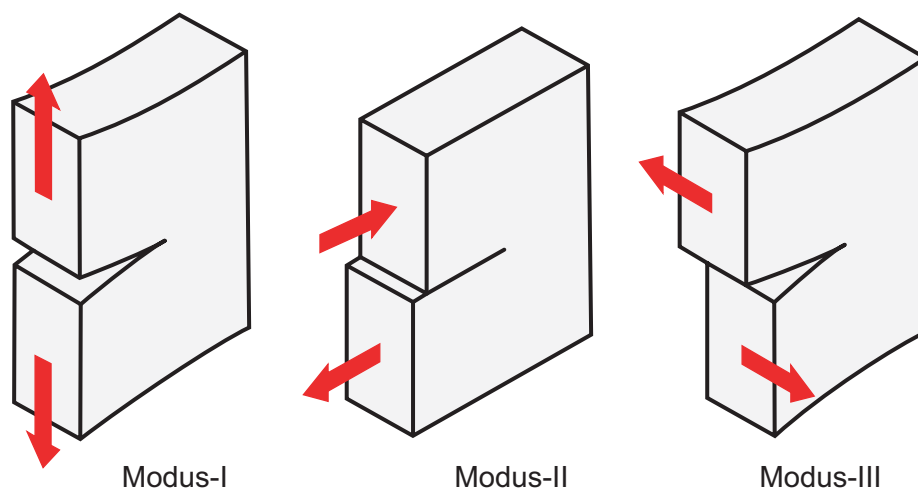


Abb. 1: Grundlegende Belastungsmoden

tische Darstellung der drei möglichen Belastungsfälle (Moden), die mit Modus-I, Modus-II und Modus-III bezeichnet werden. Bei Modus-I erfolgt die Belastung des Risses orthogonal zur Bruchfläche; es handelt sich um eine Zugbelastung. Die Rißufer verschieben sich senkrecht zur Rißebe. Bei Modus-II erfolgt die Belastung des Risses in der Ebene der Bruchfläche in Rißorientierung; es handelt sich um eine ebene Scherbelastung. Die Rißufer gleiten in der Rißebe senkrecht zur Rißfront übereinander. Bei Modus-III erfolgt die Belastung des Risses ebenfalls in der Ebene der Bruchfläche, aber senkrecht zur Rißorientierung; es handelt sich jetzt um eine nichtebene Scherbelastung. Die Rißufer gleiten in der Rißebe parallel zur Rißfront. Durch Superponieren der drei Belastungsarten lassen sich alle in der Praxis auftretenden Belastungszustände erzeugen. Werden mindestens zwei verschiedene Belastungsarten überlagert, spricht man von einer gemischten Belastung. Häufig wird auch der englische Begriff Mixed-Mode verwendet.

2.2 Rißspitzenspannungsverteilungen

2.2.1 Spannungsverteilungen direkt an einer Rißspitze

Die Spannungsverteilungen an einer Rißspitze lassen sich durch Differenzieren der Airy'schen Spannungsfunktion $\phi(x, y)$ gewinnen,

$$\sigma_x = \frac{\partial^2 \phi}{\partial y^2} \quad \sigma_y = \frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} \quad \tau_{xy} = -\frac{\partial^2 \phi}{\partial x \partial y} \quad (1)$$

wobei sich die Airy'sche Spannungsfunktion aus der Lösung der Bipotentialgleichung $\Delta\Delta\phi = 0$ unter Berücksichtigung der geometrischen Randbedingungen des Risses und der Probenberandung sowie der Belastungsart ergibt. Mit Einführung einer neuen, komplexen Spannungsfunktion $Z(z)$, die nach Einarbeitung der Spannungsfreiheit der Rißufer und endlicher Verschiebungen an der Rißspitze die folgende Form annimmt,

$$Z(z) = \frac{1}{\sqrt{z}} \sum_{n=0}^{\infty} A_n z^n + \sum_{m=0}^{\infty} B_m z^m \quad \text{mit} \quad z = re^{i\varphi} \quad (2)$$

können die Spannungsverteilungen für die drei Belastungsmoden als Funktion der komplexen Spannungsfunktion angegeben werden [12]:

$$\begin{aligned}
\sigma_x &= \operatorname{Re} Z - y \operatorname{Im} Z' + 2c_2 \\
\sigma_y &= \operatorname{Re} Z + y \operatorname{Im} Z' && \text{Modus-I} && (3) \\
\tau_{xy} &= -y \operatorname{Re} Z'
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\sigma_x &= 2 \operatorname{Im} Z + y \operatorname{Re} Z' + 2c_2 \\
\sigma_y &= -y \operatorname{Re} Z' && \text{Modus-II} && (4) \\
\tau_{xy} &= \operatorname{Re} Z - y \operatorname{Im} Z'
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\tau_{zx} &= \operatorname{Im} Z \\
\tau_{zy} &= \operatorname{Re} Z && \text{Modus-III} && (5)
\end{aligned}$$

mit: Re = Realteil, Im = Imaginärteil, $Z' = (dZ/dz)$ und $c_2 = \text{const.}$

Gleichung (2) zeigt, daß die Spannungsverteilungen mathematisch durch eine unendliche Reihe mit den Koeffizienten A_n und B_m beschrieben werden. In der Nähe der Rißspitze (z bzw. $r \rightarrow 0$) ist der erste Term mit dem Koeffizienten A_0 dominierend. Aus diesem Grunde werden im allgemeinen die Terme höherer Ordnungen vernachlässigt. Die komplexe Spannungsfunktion $Z(z)$ vereinfacht sich somit zu:

$$Z(z) = \frac{A_0}{\sqrt{z}} = \frac{A_0}{\sqrt{r}} e^{-i\frac{\varphi}{2}} \quad (6)$$

Bei allen drei Belastungsmoden liegt eine $1/\sqrt{r}$ -Spannungssingularität vor, die in Abb. 2 schematisch dargestellt ist. Die Stärke des Spannungsanstiegs wird durch den Koeffizienten A_0 bestimmt. Üblicherweise wird jedoch nicht dieser Koeffizient, sondern ein um den Faktor $\sqrt{2\pi}$ erweiterter Koeffizient verwendet, der als Spannungsintensitätsfaktor K bezeichnet wird:

$$K = \sqrt{2\pi} A_0 \quad (7)$$

Er ist ein Maß für die mechanische Belastung direkt an der Rißspitze und daher auch entscheidend für das Stabilitätsverhalten des Risses. Der Spannungsintensitätsfaktor ist formal definiert als:

$$K = \lim_{z \rightarrow 0} [\sqrt{2\pi z} Z] \quad (8)$$

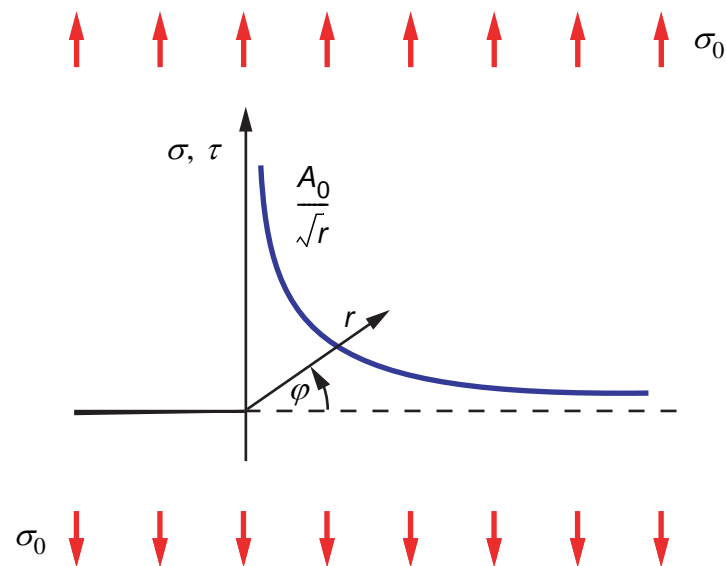


Abb. 2: Schematische Darstellung der Spannungssingularität an einer Rißspitze

Die Spannungsverteilungen an einer Rißspitze als Funktion des Spannungsintensitätsfaktors ergeben sich für alle drei Belastungsmoden durch Einsetzen der Gleichungen (6) und (7) in die Gleichungen (3) bis (5):

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\varphi}{2} \left(1 - \sin \frac{\varphi}{2} \sin \frac{3}{2}\varphi\right) + 2c_2 \\ \sigma_y &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\varphi}{2} \left(1 + \sin \frac{\varphi}{2} \sin \frac{3}{2}\varphi\right) \\ \tau_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\varphi}{2} \cos \frac{\varphi}{2} \cos \frac{3}{2}\varphi\end{aligned}\quad \text{Modus-I} \quad (9)$$

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\varphi}{2} \left(-2 - \cos \frac{\varphi}{2} \cos \frac{3}{2}\varphi\right) + 2c_2 \\ \sigma_y &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\varphi}{2} \cos \frac{\varphi}{2} \cos \frac{3}{2}\varphi \\ \tau_{xy} &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\varphi}{2} \left(1 - \sin \frac{\varphi}{2} \sin \frac{3}{2}\varphi\right)\end{aligned}\quad \text{Modus-II} \quad (10)$$

$$\begin{aligned}\tau_{zx} &= \frac{-K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\varphi}{2} \\ \tau_{zy} &= \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\varphi}{2}\end{aligned}\quad \text{Modus-III} \quad (11)$$

Die Indizes I, II und III des Spannungsintensitätsfaktors dienen zur Kennzeichnung des Belastungsmodus. Die Spannungsverteilungen für Modus-I wurden erstmals von Sneddon aufgestellt [17]. Daher werden die Gleichungen (9) auch Sneddon-Gleichungen genannt. Häufig werden die Spannungsverteilungen auch in Polarkoordinaten angegeben:

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \frac{1}{4} \left(5 \cos \frac{\varphi}{2} - \cos \frac{3}{2} \varphi \right) + a_2 \cos^2 \varphi \\ \sigma_\varphi &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \frac{1}{4} \left(3 \cos \frac{\varphi}{2} + \cos \frac{3}{2} \varphi \right) + a_2 \sin^2 \varphi \\ \tau_{r\varphi} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \frac{1}{4} \left(\sin \frac{\varphi}{2} + \sin \frac{3}{2} \varphi \right) + a_2 \frac{1}{2} \sin 2\varphi\end{aligned}\quad \text{Modus-I} \quad (12)$$

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \frac{1}{4} \left(-5 \sin \frac{\varphi}{2} + 3 \sin \frac{3}{2} \varphi \right) + a_2 \cos^2 \varphi \\ \sigma_\varphi &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \frac{1}{4} \left(-3 \sin \frac{\varphi}{2} - \sin \frac{3}{2} \varphi \right) + a_2 \sin^2 \varphi \\ \tau_{r\varphi} &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \frac{1}{4} \left(\cos \frac{\varphi}{2} + 3 \cos \frac{3}{2} \varphi \right) + a_2 \frac{1}{2} \sin 2\varphi\end{aligned}\quad \text{Modus-II} \quad (13)$$

$$\begin{aligned}\tau_{rx} &= \frac{-K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\varphi}{2} \\ \tau_{\varphi z} &= \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\varphi}{2}\end{aligned}\quad \text{Modus-III} \quad (14)$$

Bei Mixed-Mode-Belastungen ergeben sich die Spannungen durch Addition der Spannungen der beteiligten Einzelmoden. Die angegebenen Modus-I- und Modus-II-Spannungsgleichungen gelten für den ebenen Dehnungszustand (EDZ) mit $\sigma_z = -\nu(\sigma_x + \sigma_y)$ und für den ebenen Spannungszustand (ESZ) mit $\sigma_z = 0$ (s. auch Kap. 2.2.3).

Der Spannungsintensitätsfaktor K ist eine Funktion der Randbedingungen, die das Problem beschreiben, d.h. der Belastung, der Rißlänge, der Rißlage und der Geometrie des Bauteils. In vielen Fällen kann der Spannungsintensitätsfaktor analytisch berechnet werden: z.B. ergibt sich für den einfachen Fall einer unendlich ausgedehnten Scheibe mit einem Innenriß der Länge $2a$ unter einer einachsigen Zugbelastung σ_0 (s. Abb. 3):

$$K_I = \sigma_0 \sqrt{\pi a} \quad (15)$$

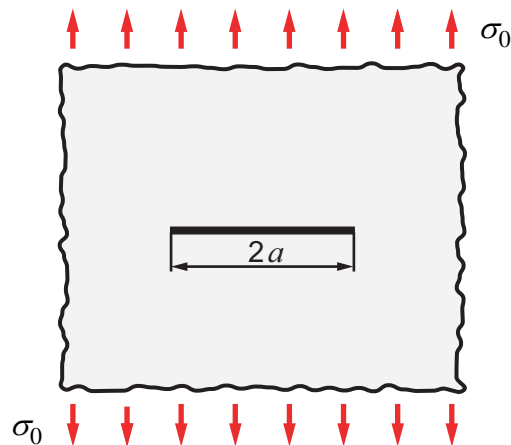


Abb. 3: Unendlich ausgedehnte Scheibe mit Innenriß unter Zugbelastung

Für andere Belastungen und Geometrien ergeben sich komplizierte Beziehungen. Häufig müssen sie daher auch mit numerischen oder experimentellen Methoden ermittelt werden. In Kap. 2.7 wird dazu ein experimentelles Verfahren vorgestellt. Für viele Standardfälle sind die Spannungsintensitätsfaktoren bekannt und in entsprechenden Handbüchern und Nachschlagewerken aufgelistet [18-20]. Greifen an einem rißbehafteten Bauteil mehrere Lasten des gleichen Modus an, werden die Spannungsintensitätsfaktoren addiert.

2.2.2 Spannungsverteilungen in der Umgebung einer Rißspitze

Die Spannungsverteilungen in der Umgebung einer Rißspitze werden, wie im vorangegangenen Kapitel 2.2.1 gezeigt, durch eine Reihe mit unendlich vielen Koeffizienten beschrieben. Die Gleichungen (9) bis (11) beruhen nur auf dem ersten Koeffizienten und sind daher auch nur direkt an der Rißspitze gültig. Zur Berechnung des Spannungsfeldes in der Umgebung der Rißspitze müssen weitere Glieder des Reihenansatzes aus Gleichung (2) berücksichtigt werden. Die komplexe Spannungsfunktion $Z(z)$ mit den ersten Gliedern höherer Ordnung lautet dann in ausgeschriebener Form:

$$Z(z) = \frac{A_0}{\sqrt{z}} + B_0 + A_1\sqrt{z} + B_1z + A_2z^{3/2} + B_2z^2 + \dots \quad (16)$$

Der zweite Term mit dem Koeffizienten B_0 ist der erste Term höherer Ordnung. Alle Terme sind wie der Spannungsintensitätsfaktor eine Funktion der Belastung und der Geometrie des Risses und des Bauteils. Mit zunehmendem Abstand von der Rißspitze steigt der Einfluß der Glieder höherer Ordnung. Die Spannungsverteilungen an einer Rißspitze mit den ersten

Gliedern höherer Ordnung ergeben sich für die in dieser Arbeit relevanten Belastungsarten Modus-I und Modus-II durch Einsetzen der Gleichung (16) bzw. der Gleichung (2) in die Gleichungen (3) und (4). Eine vollständige Herleitung der Gleichungen ist in [21] gegeben.

Modus-I:

$$\begin{aligned}
\sigma_x = & \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \left(\frac{3}{4} \cos \frac{\varphi}{2} + \frac{1}{4} \cos \frac{5}{2} \varphi \right) + 2c_2 + \\
& A_1 r^{1/2} \left(\frac{5}{4} \cos \frac{\varphi}{2} - \frac{1}{4} \cos \frac{3}{2} \varphi \right) + B_1 r (-2 \sin \varphi) + \\
& A_2 r^{3/2} \left(\frac{7}{4} \cos \frac{3}{2} \varphi - \frac{3}{4} \cos \frac{\varphi}{2} \right) + B_2 r^2 (-2 \sin 2 \varphi) + \\
& A_3 r^{5/2} \left(\frac{9}{4} \cos \frac{5}{2} \varphi - \frac{5}{4} \cos \frac{\varphi}{2} \right) + B_3 r^3 \left(-\frac{5}{2} \sin 3 \varphi + \frac{3}{2} \sin \varphi \right) + \\
& A_4 r^{7/2} \left(\frac{11}{4} \cos \frac{7}{2} \varphi - \frac{7}{4} \cos \frac{3}{2} \varphi \right) + B_4 r^4 (-3 \sin 4 \varphi + 2 \sin 2 \varphi) + \dots
\end{aligned} \tag{17}$$

$$\begin{aligned}
\sigma_y = & \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \left(-\frac{1}{4} \cos \frac{5}{2} \varphi + \frac{5}{4} \cos \frac{\varphi}{2} \right) + \\
& A_1 r^{1/2} \left(\frac{1}{4} \cos \frac{3}{2} \varphi + \frac{3}{4} \cos \frac{\varphi}{2} \right) + \\
& A_2 r^{3/2} \left(\frac{3}{4} \cos \frac{\varphi}{2} + \frac{1}{4} \cos \frac{3}{2} \varphi \right) + \\
& A_3 r^{5/2} \left(\frac{5}{4} \cos \frac{\varphi}{2} - \frac{1}{4} \cos \frac{5}{2} \varphi \right) + B_3 r^3 \left(-\frac{3}{2} \sin \varphi + \frac{1}{2} \sin 3 \varphi \right) + \\
& A_4 r^{7/2} \left(\frac{7}{4} \cos \frac{3}{2} \varphi - \frac{3}{4} \cos \frac{7}{2} \varphi \right) + B_4 r^4 (-2 \sin 2 \varphi + \sin 4 \varphi) + \dots
\end{aligned} \tag{18}$$

$$\begin{aligned}
\tau_{xy} = & \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \frac{1}{4} \left(\sin \frac{5}{2} \varphi - \sin \frac{\varphi}{2} \right) + \\
& A_1 r^{1/2} \frac{1}{4} \left(-\sin \frac{3}{2} \varphi - \sin \frac{\varphi}{2} \right) + \\
& A_2 r^{3/2} \frac{3}{4} \left(-\sin \frac{\varphi}{2} - \sin \frac{3}{2} \varphi \right) + B_2 r^2 (1 - \cos 2 \varphi) + \\
& A_3 r^{5/2} \frac{5}{4} \left(\sin \frac{\varphi}{2} - \sin \frac{5}{2} \varphi \right) + B_3 r^3 \frac{3}{2} (\cos \varphi - \cos 3 \varphi) + \\
& A_4 r^{7/2} \frac{7}{4} \left(\sin \frac{3}{2} \varphi - \sin \frac{7}{2} \varphi \right) + B_4 r^4 2 (\cos 2 \varphi - \cos 4 \varphi) + \dots
\end{aligned} \tag{19}$$

Modus-II:

$$\begin{aligned}
\sigma_x = & \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \left(-\frac{7}{4} \sin \frac{\varphi}{2} - \frac{1}{4} \sin \frac{5}{2} \varphi \right) + 2B_0 + 2c_2 + \\
& A_1 r^{1/2} \left(\frac{9}{4} \sin \frac{\varphi}{2} + \frac{1}{4} \sin \frac{3}{2} \varphi \right) + B_1 r (2 \cos \varphi) + \\
& A_2 r^{3/2} \left(\frac{11}{4} \sin \frac{3}{2} \varphi + \frac{3}{4} \sin \frac{\varphi}{2} \right) + B_2 r^2 (3 \cos 2\varphi - 1) + \\
& A_3 r^{5/2} \left(\frac{13}{4} \sin \frac{5}{2} \varphi - \frac{5}{4} \sin \frac{\varphi}{2} \right) + B_3 r^3 \left(\frac{7}{2} \cos 3\varphi - \frac{3}{2} \cos \varphi \right) + \\
& A_4 r^{7/2} \left(\frac{15}{4} \sin \frac{7}{2} \varphi - \frac{7}{4} \sin \frac{3}{2} \varphi \right) + B_4 r^4 (4 \cos 4\varphi - 2 \cos 2\varphi) + \dots
\end{aligned} \tag{20}$$

$$\begin{aligned}
\sigma_y = & \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r^4}} \left(\sin \frac{5}{2} \varphi - \sin \frac{\varphi}{2} \right) + \\
& A_1 r^{1/2} \frac{1}{4} \left(-\sin \frac{3}{2} \varphi - \sin \frac{\varphi}{2} \right) + \\
& A_2 r^{3/2} \frac{3}{4} \left(-\sin \frac{\varphi}{2} - \sin \frac{3}{2} \varphi \right) + B_2 r^2 (1 - \cos 2\varphi) + \\
& A_3 r^{5/2} \frac{5}{4} \left(\sin \frac{\varphi}{2} - \sin \frac{5}{2} \varphi \right) + B_3 r^3 \frac{3}{2} (\cos \varphi - \cos 3\varphi) + \\
& A_4 r^{7/2} \frac{7}{4} \left(\sin \frac{3}{2} \varphi - \sin \frac{7}{2} \varphi \right) + B_4 r^4 2 (\cos 2\varphi - \cos 4\varphi) + \dots
\end{aligned} \tag{21}$$

$$\begin{aligned}
\tau_{xy} = & \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \left(\frac{3}{4} \cos \frac{\varphi}{2} + \frac{1}{4} \cos \frac{5}{2} \varphi \right) + \\
& A_1 r^{1/2} \left(\frac{5}{4} \cos \frac{\varphi}{2} - \frac{1}{4} \cos \frac{3}{2} \varphi \right) + B_1 r (-2 \sin \varphi) + \\
& A_2 r^{3/2} \left(\frac{7}{4} \cos \frac{3}{2} \varphi - \frac{3}{4} \cos \frac{\varphi}{2} \right) + B_2 r^2 (-2 \sin 2\varphi) + \\
& A_3 r^{5/2} \left(\frac{9}{4} \cos \frac{5}{2} \varphi - \frac{5}{4} \cos \frac{\varphi}{2} \right) + B_3 r^3 \left(-\frac{5}{2} \sin 3\varphi + \frac{3}{2} \sin \varphi \right) + \\
& A_4 r^{7/2} \left(\frac{11}{4} \cos \frac{7}{2} \varphi - \frac{7}{4} \cos \frac{3}{2} \varphi \right) + B_4 r^4 (-3 \sin 4\varphi + 2 \sin 2\varphi) + \dots
\end{aligned} \tag{22}$$

2.2.3 Spannungsverteilungen in der Umgebung einer Rißspitze bei realem Materialverhalten

Charakteristisch für die Spannungsverteilungen an einer Rißspitze ist die $1/\sqrt{r}$ -Singularität, durch die die Spannungen theoretisch unendlich ansteigen (vgl. Abb. 2). Bei realen Werkstoffen ist dies nicht möglich. Nach Überschreitung der Fließspannung findet daher eine Spannungsumlagerung statt. An einer belasteten Rißspitze bildet sich bei duktilem Materialverhalten ein plastisch verformter Bereich aus, die sogenannte plastische Zone. Die Größe der plastischen Zone nimmt mit abnehmender Duktilität des Werkstoffes ab. Bei sprödem Materialverhalten bildet sich durch die Mikrorißbildung an der Rißspitze eine mit der plastischen Zone vergleichbare Prozeßzone aus.

Durch die plastische Zone wird das Bruchverhalten wesentlich beeinflusst. Sollen weiterhin die Beziehungen der linear-elastischen Bruchmechanik angewandt werden, muß sichergestellt sein, daß das Bruchverhalten dominierend durch den elastischen Bereich des Bauteils bestimmt wird. Die plastische Zone muß daher im Verhältnis zu den Bauteilabmessungen so klein sein, daß sich die Gesamtstruktur global betrachtet noch linear-elastisch verhält. Eine Erweiterung der linear-elastischen Bruchmechanik auf örtlich begrenztes plastisches Fließen (small scale yielding) ist deshalb nur zulässig, wenn die plastische Zone klein ist, so daß das Bruchverhalten durch den Spannungsintensitätsfaktor bestimmt wird. Andernfalls müssen die Methoden der elastisch-plastischen Bruchmechanik (EPBM) angewandt werden.

Quantitativ hat Irwin die plastische Zone erstmals für Modus-I beschrieben [22]. Näherungsweise wird sie als ein kreisförmiges Gebiet um die Rißspitze angesehen, wobei die Größe durch den konstanten Radius r_p bestimmt wird. Dieser ergibt sich durch Gleichsetzen der Fließspannung σ_F eines Werkstoffes mit der auf dem Ligament (dem Bereich vor der Rißspitze mit $\varphi = 0$) vorhandenen Zugspannung σ_y zu:

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_F} \right)^2 \quad \text{Modus-I} \quad (23)$$

Eine bessere Annäherung an die tatsächliche Gestalt der plastischen Zone ist mit der Gestaltänderungsenergiehypothese möglich. Diese definiert eine Vergleichsspannung σ_v , die die gleiche Beanspruchung hervorrufen soll wie der entsprechende dreidimensionale Spannungszustand. Die beste Übereinstimmung für ein Spannungsfeld an einer Rißspitze liefert die von Mises-Vergleichsspannung, die wie folgt definiert ist [23]:

$$\sigma_V = \sqrt{\frac{1}{2} \{ (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \}} \quad (24)$$

Durch Gleichsetzen der Fließspannung mit der von Mises-Vergleichsspannung ergibt sich der Radius der plastischen Zone. Dieser ist jetzt nicht mehr konstant, sondern eine Funktion des Winkels φ . Außerdem ist die Form und Größe der plastischen Zone sowohl für Modus-I als auch für Modus-II jeweils für einen ebenen Spannungszustand und einen ebenen Dehnungszustand verschieden:

Modus-I:

$$r_p = \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_F^2} \cos^2 \frac{\varphi}{2} \left(1 + 3 \sin^2 \frac{\varphi}{2} \right) \quad (\text{ESZ}) \quad (25)$$

$$r_p = \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_F^2} \cos^2 \frac{\varphi}{2} \left(1 + 3 \sin^2 \frac{\varphi}{2} - 4\nu(1-\nu) \right) \quad (\text{EDZ}) \quad (26)$$

Modus-II:

$$r_p = \frac{K_{II}^2}{2\pi\sigma_F^2} \left(3 - \frac{9}{4} \sin^2 \varphi + \sin^2 \frac{\varphi}{2} \right) \quad (\text{ESZ}) \quad (27)$$

$$r_p = \frac{K_{II}^2}{2\pi\sigma_F^2} \left(3 - \frac{9}{4} \sin^2 \varphi + \sin^2 \frac{\varphi}{2} (1 - 2\nu)^2 \right) \quad (\text{EDZ}) \quad (28)$$

Die Form der plastischen Zone für Modus-I und für Modus-II zeigt Abb. 4, jeweils für den ebenen Spannungszustand und den ebenen Dehnungszustand.

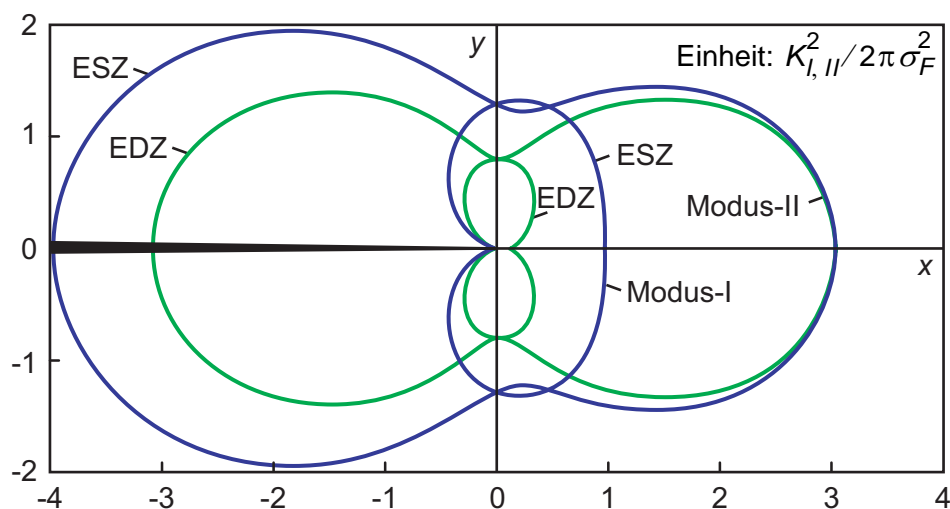


Abb. 4: Plastische Zonen für Modus-I und Modus-II

An einem belasteten, rißbehafteten Bauteil liegt an der Oberfläche ein ebener Spannungszustand und im Inneren ein ebener Dehnungszustand vor. Dieses für dicke Bauteile bekannte Verhalten gilt auch für dünne Bauteile, bei denen üblicherweise im Inneren ein ebener Spannungszustand herrscht. Der ebene Dehnungszustand im Inneren eines dünnen Bauteils resultiert aus einer Dehnungsbehinderung, die durch den Spannungsgradienten an der Rißspitze und der damit verbundenen Mehrachsigkeit des Spannungszustandes entsteht. Die plastische Zone nimmt für Modus-I eine Gestalt ähnlich der eines Hundeknochens ein. Daher wird in der Literatur auch der Begriff „Hundeknochenmodell“ (dog-bone-model) zur Beschreibung der plastischen Zone gebraucht. Bei Modus-II nimmt die plastische Zone die Gestalt einer liegenden Acht ein. Der Größenunterschied zwischen der plastischen Zone des ebenen Spannungszustandes und des ebenen Dehnungszustandes ist relativ gesehen nicht so groß wie bei Modus-I. Bei gleichen Werten der Spannungsintensitätsfaktoren K_I und K_{II} ist die plastische Zone für Modus-II wesentlich größer als für Modus-I.

Neuere, dreidimensionale Finite-Elemente-Berechnungen für Modus-I zeigen jedoch eine andere Form der plastischen Zone [24]. Dabei variiert die Gestalt der plastischen Zone je nach Dicke des Bauteils bzw. der berechneten Probe. Die plastische Zone an der Probenoberfläche entspricht im allgemeinen nicht der des ebenen Spannungszustandes und direkt unterhalb der Probenoberfläche liegt ein komplexes Verhalten der plastischen Zone mit wechselnden Tendenzen vor. Abbildung 5 zeigt die berechnete Form der plastischen Zone für Proben mittlerer Dicke.

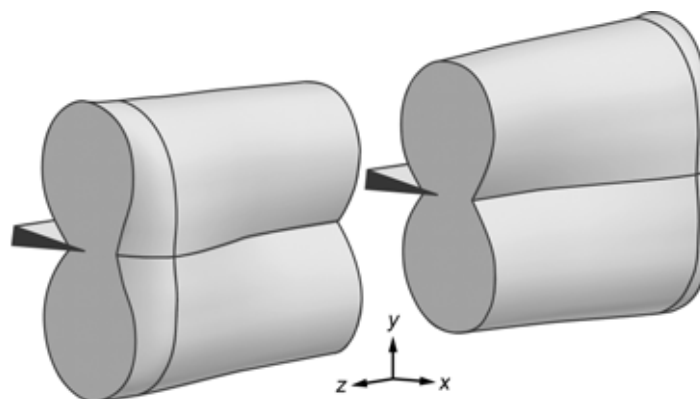


Abb. 5: FEM-Berechnung der plastischen Zone für Modus-I bei mittlerer Probendicke

Bei Proben geringer und großer Dicke nimmt die plastische Zone bei stark vereinfachter Betrachtung eine zylinderförmige Gestalt längs der Rißfront an. Dabei ähnelt die Quer-

schnittsfläche der plastischen Zone bei Proben geringer Dicke der für einen ebenen Spannungszustand und bei Proben großer Dicke der für einen ebenen Dehnungszustand. Eine schematische Darstellung der plastischen Zonen zeigt Abb. 6.

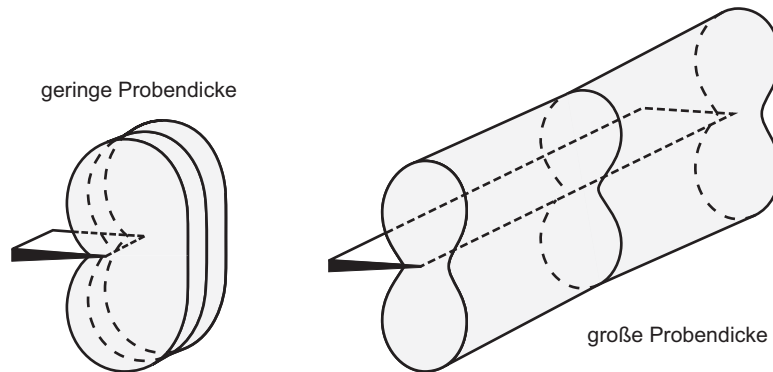


Abb. 6: Schematische Darstellung der plastischen Zonen für Modus-I bei geringer und großer Probendicke

Numerische Berechnungen der plastischen Zone für Modus-II werden derzeit von Canteli, Doblaré und Zúñiga durchgeführt. Auch wenn zur Zeit noch keine Ergebnisse vorliegen, ist davon auszugehen, daß sich die Gestalt der numerisch berechneten plastischen Zone von der in Abb. 4 gezeigten Form unterscheiden wird.

2.3 Bruchzähigkeit

Das Stabilitätsverhalten eines Risses wird durch die Reaktion des Werkstoffes auf die Intensität des Spannungsfeldes an der Rißspitze bestimmt. Der Werkstoff setzt der instabilen Rißausbreitung einen Widerstand entgegen. Dieser Werkstoffwiderstand wird durch die Bruchzähigkeit K_c charakterisiert. Sie ist eine Funktion des Werkstoffes, der Belastungsart, der Belastungsrate und der Temperatur, aber nicht der Bauteil- und Rißgeometrie. Es handelt sich bei der Bruchzähigkeit um einen werkstoffspezifischen Kennwert, der dem maximal vom Werkstoff ertragbaren Spannungsintensitätsfaktor für einen Modus entspricht. Die Bruchzähigkeit ist, was im folgenden noch ausgeführt wird, für den ebenen Dehnungszustand definiert. Bei experimenteller Bestimmung der Bruchzähigkeit an speziellen Proben muß daher sichergestellt sein, daß ein überwiegend ebener Dehnungszustand vorliegt. Wie bereits in Kapitel 2.2.3 beschrieben wurde, beeinflußt die plastische Zone an der Rißspitze das Bruchverhalten erheblich. Daher muß die Größe der plastischen Zone im Verhältnis zu

den Probenabmessungen so klein sein, daß sich die Gesamtstruktur global betrachtet noch linear-elastisch verhält. Dies ist dann der Fall, wenn die folgenden Mindestprobenabmessungen eingehalten werden:

$$\begin{aligned}
 B &\geq 2,5 \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_F} \right)^2 \\
 a, H, (W - a) &\geq 2,5 \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_F} \right)^2
 \end{aligned}
 \qquad \text{Modus-I} \qquad (29)$$

Die Probenbreite B , die Rißlänge a , die Probenhöhe H und die Ligamentlänge $(W - a)$ müssen mindestens um den Faktor 2,5 größer sein als das Quadrat des Quotienten aus der Bruchzähigkeit K_{Ic} und der Fließspannung σ_F . Bei Nichterfüllung der Mindestprobenabmessungen ergibt sich ein ungültiger Bruchzähigkeitswert, der als kritischer Spannungsintensitätsfaktor K_{IQ} bezeichnet wird. Experimentelle Untersuchungen an Proben aus Stahl und Aluminiumlegierungen haben gezeigt, daß der kritische Spannungsintensitätsfaktor K_{IQ} eine Funktion der charakteristischen Abmessungen ist [25-28]. Erst wenn die Probenabmessungen größer als $2,5 (K_{Ic}/\sigma_F)^2$ sind, nehmen die Funktionen einen konstanten Wert, die Bruchzähigkeit K_{Ic} , an. In diesem konstanten Bereich, der die untere Grenze der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren bildet, liegt ein überwiegend ebener Dehnungszustand vor. Bei kleineren Probenabmessungen hingegen stellt sich ein dreidimensionaler Spannungszustand ein. Die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren nehmen dann bei der Probendicke größere Werte und bei der Rißlänge, der Probenhöhe und der Ligamentlänge kleinere Werte an als die Bruchzähigkeit. Sind sowohl der Spannungsintensitätsfaktor als auch die Bruchzähigkeit für ein rißbehaftetes Bauteil bekannt, lassen sich Aussagen zum Stabilitätsverhalten durch einen Vergleich der beiden Größen treffen. Ein Versagen durch instabile Rißausbreitung tritt ein, sobald der Spannungsintensitätsfaktor den Wert der Bruchzähigkeit überschreitet:

$$K \geq K_c \qquad (30)$$

Der Spannungsintensitätsfaktor und die Bruchzähigkeit stehen also in einer Relation wie die Begriffe Spannung und Zugfestigkeit in der herkömmlichen Festigkeitslehre.

Die Bruchzähigkeit eines Werkstoffs wird üblicherweise experimentell bestimmt. Für den im allgemeinen als am wichtigsten erachteten Modus-I-Belastungsfall wurden Prüfverfahren

standardisiert und in Normen aufgenommen [25,29]. Für Modus-II existieren diese Normen nicht; ein Vorschlag für eine Norm zur Messung von Modus-II-Bruchzähigkeiten wurde jedoch von Hiese gemacht [30]. Das im folgenden beschriebene Prüfverfahren zur Messung von Modus-I-Bruchzähigkeiten beruht auf der Norm ASTM E 399 [25]. Diese Norm beinhaltet Richtlinien zur Versuchsvorbereitung, zur Versuchsdurchführung und zur Versuchsauswertung. Die Bruchzähigkeit wird an speziellen Proben gemessen. Abbildung 7 zeigt die genormten Probentypen, die zur Minimierung des Herstellungsaufwandes an die Formen verschiedener Halbzeuge angepaßt wurden. Die Kompaktzugprobe und die Dreipunktbiegeprobe werden vorzugsweise aus Flachmaterial gefertigt; die C-Probe und die Rundkompaktzugprobe lassen sich aus runden Halbzeugen herstellen, wobei die C-Probe für dickwandige Rohre und die Rundkompaktzugprobe für Vollmaterial prädestiniert ist.

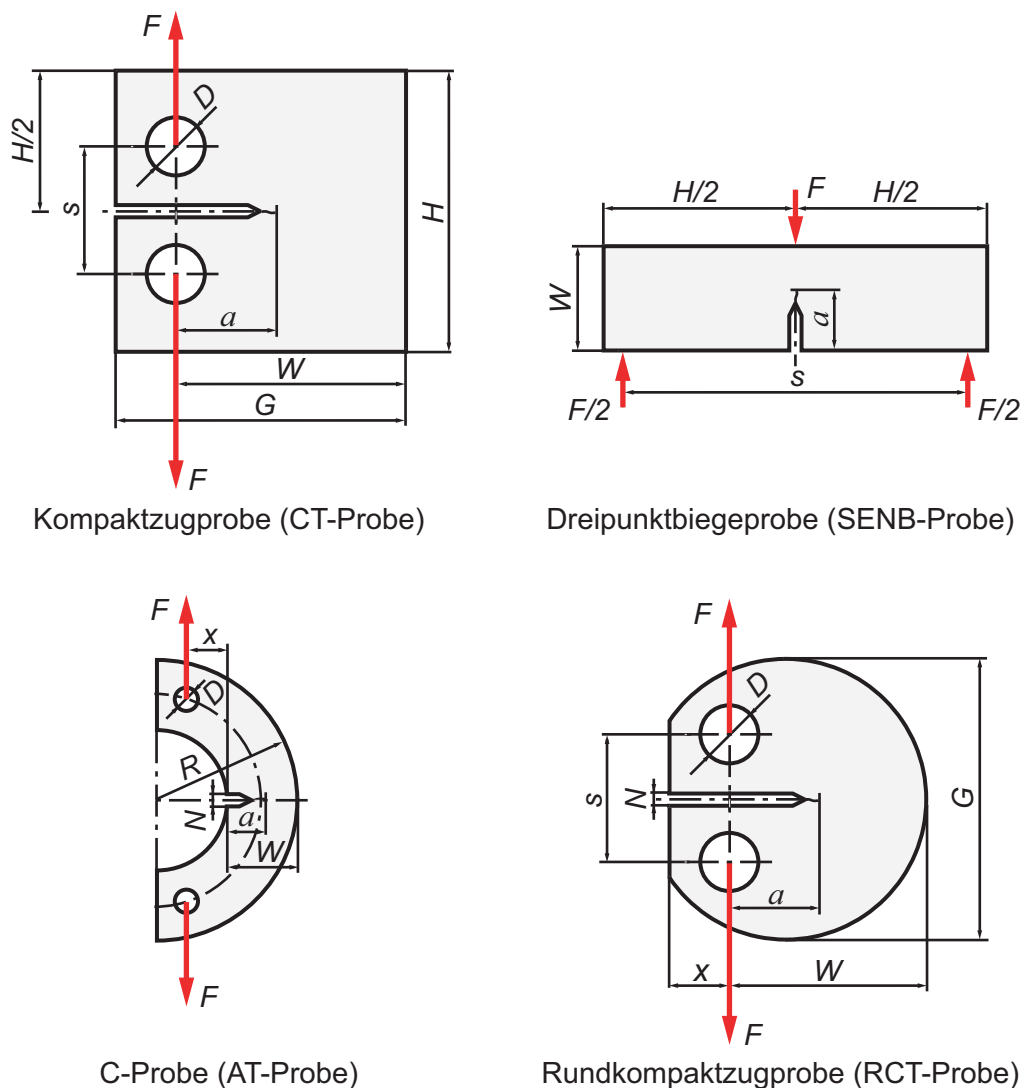


Abb. 7: Probentypen zur Bestimmung der Modus-I-Bruchzähigkeiten

Für die verschiedenen Probentypen liegen Bestimmungsgleichungen für den Spannungsintensitätsfaktor vor, die sich in folgender Form darstellen lassen:

$$K_I = \frac{F}{WB} \sqrt{\pi a} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (31)$$

Der Spannungsintensitätsfaktor K_I ist eine Funktion der belastenden Kraft F , der Probenweite W , der Probenbreite B , der Rißlänge a und eines Geometriefaktors $f(a/W)$, der für jeden Probentyp festgelegt ist. Die charakteristischen Abmessungen sind für die verschiedenen Probengeometrien relativ zueinander angegeben. Die absolute Probengröße ist prinzipiell frei wählbar, allerdings dürfen die Mindestprobenabmessungen nicht unterschritten werden.

Alle Probentypen werden bei der Herstellung mit einer Starterkerbe versehen, deren Form und Abmessungen normativ festgelegt sind. Durch eine Schwingungsbelastung der Probe entsteht an der Starterkerbe ein Ermüdungsanriß. Dieser muß sich über die gesamte Probenbreite erstrecken und in der Länge 5% der Starterkerbe, mindestens jedoch 1,3 mm, betragen. Die Schwingungsbelastung wird durch eine Oberlast und eine Unterlast definiert. Die Oberlast F_o darf eine bestimmte Grenzlast nicht überschreiten, damit das Material an der Rißspitze nicht zu stark plastifiziert. Die Unterlast F_u ist eine lineare Funktion der Oberlast, wobei sich der Proportionalitätsfaktor im Intervall von -1 bis 0,1 befinden muß. Vorzugsweise ist eine positive Unterlast zu wählen, so daß der Anschwingvorgang im Zugschwellbereich der Prüfmaschine stattfinden kann. Für die letzten 2,5% der Endrißlänge ist die Schwelllast so zu reduzieren, daß der maximale Spannungsintensitätsfaktor, der bei der Ermüdungsanrißeinbringung mit K_f bezeichnet wird, nur 60% der Bruchzähigkeit beträgt. Durch das Anschwingen der Probe mit dieser geringen Last bildet sich nur eine kleine plastische Zone aus, und es entsteht ein „scharfer“ Anriß.

Die mit einem Ermüdungsanriß versehene Probe wird in eine mechanische oder servohydraulische Prüfmaschine eingespannt. Die dazu benötigten Halterungen müssen eine symmetrische Lasteinleitung ermöglichen und auch Genauigkeitsanforderungen der Prüfvorschriften erfüllen. Mit speziellen Wegaufnehmern¹ wird die Kerböffnungsverschiebung an der Starterkerbe erfaßt. Die Kraftmeßdose der Prüfmaschine registriert die aufgebrachte

1. Meistens werden COD-Gauges (Crack-Opening-Displacement-Gauges) verwendet. Diese bestehen aus zwei miteinander verbundenen Metallzungen, die mit Dehnungsmeßstreifen bestückt sind.

Last, die bei der Versuchsdurchführung stetig bis zum Bruch der Probe zu erhöhen ist. Die Belastungsrate ist dabei so zu wählen, daß die zeitliche Änderung des Spannungsintensitätsfaktors \dot{K}_I im Bereich zwischen 0,55 und 2,75 MPam^{1/2}/s liegt. Beide Meßsignale, die Kraft F und die Kerböffnungsverschiebung V , werden während der Versuchsdurchführung von einem Schreiber oder einem digitalen Speicheroszilloskop aufgenommen.

Bei der Auswertung sind die Meßdaten zur Bestimmung der kritischen Kraft, welche mit F_Q bezeichnet wird, im Kraft-Kerböffnungsverschiebungsdiagramm darzustellen. Es ergibt sich eine Kurve, die sich je nach Werkstoffverhalten einer der drei in Abb. 8 gezeigten Typen zuordnen läßt.

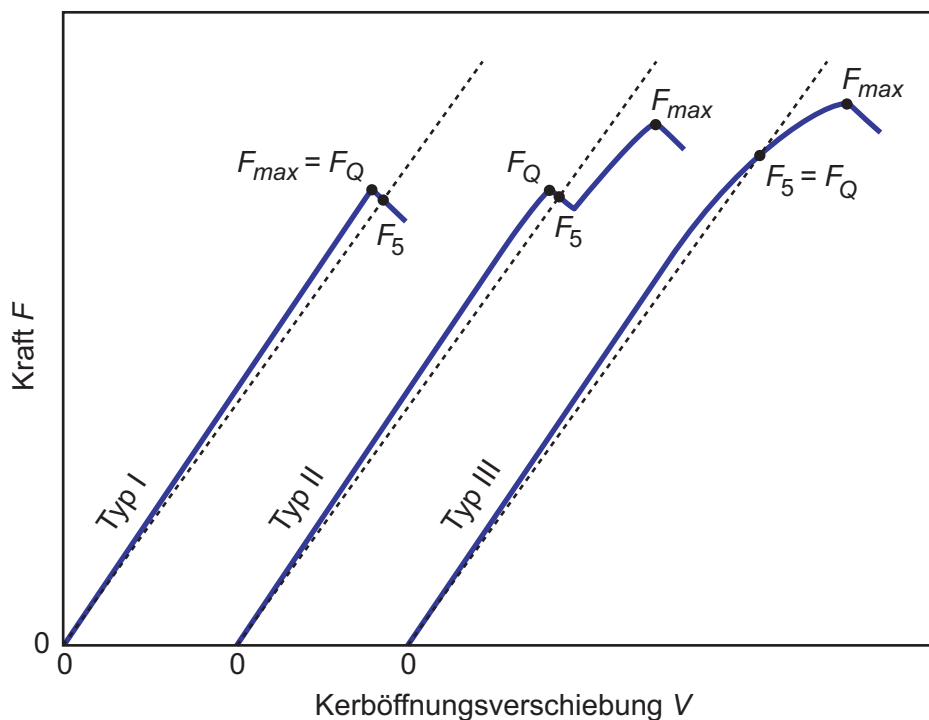


Abb. 8: Auswertung von Kraft-Kerböffnungsverschiebungsdiagrammen

In das Diagramm wird eine Sekante eingezeichnet, deren Steigung 95% der Tangente durch den Nullpunkt der Meßkurve beträgt. Dies entspricht einer Nachgiebigkeit der Probe um 5% und einer stabilen Rißerweiterung um 2%. Die beim Eintreten der Reißinstabilität anliegende kritische Kraft F_Q ist nach der ASTM-Norm die maximale Kraft zwischen dem linearen Anstieg der Kraft-Kerböffnungsverschiebungskurve und deren Schnittpunkt (F_5) mit der 5%-Sekante. Bei der Meßkurve vom Typ I liegt ein linear-elastisches Materialverhalten vor. Die kritische Kraft F_Q ist hier die Maximalkraft F_{max} . Die Kraft-Kerböffnungsverschie-

bungskurve vom Typ II verläuft zunächst bis zur Kraft F_Q weitgehend linear, zeigt dann aber eine Unstetigkeit, die mit einer begrenzten instabilen Rißausbreitung, einem sogenannten „pop-in“, verbunden ist. Anschließend folgt ein weiterer Anstieg der Kurve bis zur Maximalkraft, bei der dann die instabile Rißausbreitung einsetzt. Die Meßkurve vom Typ III zeigt ein deutlicheres nicht-lineares Werkstoffverhalten. Die kritische Kraft F_Q ist mit der Kraft F_5 identisch. Bei diesem deutlicheren plastischen Materialverhalten muß die Größe der plastischen Zone, wie zuvor dargestellt, begrenzt bleiben. Aus diesem Grunde darf die Differenz aus Maximalkraft F_{max} und kritischer Kraft F_Q nur 10% betragen.

Zur Berechnung der Bruchzähigkeit werden nicht nur die ermittelte Kraft F_Q , sondern auch die charakteristischen Probenabmessungen benötigt. Die Probendicke B und die Probenbreite W sind im Bereich der Rißebeine zu messen. Die Rißlänge a ergibt sich aus dem Mittelwert der drei Längen a_2 , a_3 und a_4 (s. Abb. 9).

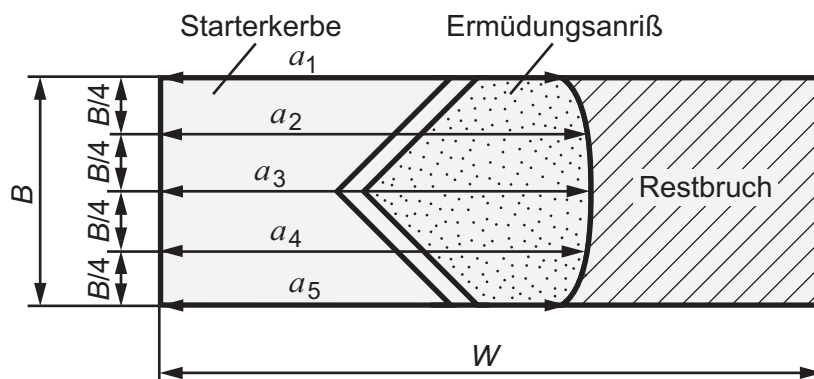


Abb. 9: Ermittlung der Rißlänge aus der Probenbruchfläche

Die so ermittelte Rißlänge a ist aber nur gültig, wenn die Neigungen der Bruchfläche gegenüber der Symmetrielinie der Probe im Bereich von $\pm 10^\circ$ liegen und die folgenden vier Bedingungen erfüllt werden:

$$\begin{aligned} (a_{2,3,4} - a) &\leq 0,1 a \\ (a_1 - a_5) &\leq 0,1 a \end{aligned} \quad (32)$$

Nach Gleichung (31) ergibt sich mit der Kraft F_Q und den charakteristischen Probenabmessungen B , W und a die Bruchzähigkeit zunächst als ein kritischer Spannungsintensitätsfaktor K_{IQ} . Wurden die Mindestprobenabmessungen eingehalten, wobei zu deren Überprüfung in Gleichung (29) anstelle der Bruchzähigkeit K_{Ic} der kritische Spannungsintensitätsfaktor

K_{IQ} einzusetzen ist, handelt es sich um einen gültigen Versuch zur Bestimmung der Bruchzähigkeit. Der kritische Spannungsintensitätsfaktor K_{IQ} wird nun als Bruchzähigkeit K_{Ic} bezeichnet. Für viele Werkstoffe wurde die Bruchzähigkeit bereits bestimmt und in Handbüchern und Nachschlagewerken aufgelistet [6].

Eine Norm oder Richtlinie zur Messung von Modus-II-Bruchzähigkeiten existiert wie bereits beschrieben noch nicht. Es wurden daher oft ungültige Messungen durchgeführt, die zu widersprüchlichen Angaben von Bruchzähigkeiten geführt haben. Die Untersuchungen von Hiese [30] zeigen, daß Modus-II-Bruchzähigkeitsmessungen im Prinzip analog nach den für Modus-I existierenden Normen durchgeführt werden können. Allerdings gelten für die Modus-II-Proben aufgrund der anderen Form und Größe der plastischen Zone andere Mindestprobenabmessungen:

$$B \geq 0,8 \left(\frac{K_{IIc}}{\sigma_F} \right)^2$$

$$H, (W - a) \geq 10 \left(\frac{K_{IIc}}{\sigma_F} \right)^2$$

Modus-II (33)

Die Modus-II-Proben müssen viermal größer und dürfen dreimal dünner sein als die Modus-I-Proben. Wie in Kapitel 2.2.3 beschrieben, wird sich die tatsächliche Form der plastischen Zone für Modus-II wahrscheinlich von der analytisch berechneten und von Hiese zugrunde gelegten Form unterscheiden. Auf die Mindestprobenabmessungen wird dies jedoch keinen Einfluß haben, weil das Ergebnis von Hiese experimentell verifiziert wurde.

2.4 Energiebilanz

Aussagen zum Stabilitätsverhalten rißbehalteter Bauteile können nicht nur durch einen Vergleich des Spannungsintensitätsfaktors mit der Bruchzähigkeit getroffen werden, sondern auch durch einen Energievergleich. Die in einem belasteten Bauteil gespeicherte elastische Energie nimmt bei einer Rißverlängerung um einen bestimmten Betrag ab. Die frei werdende elastische Energie steht prinzipiell dem Rißfortschritt zur Verfügung. Eine instabile Rißausbreitung tritt bei einem elastischen Werkstoffverhalten dann ein, wenn die bei einer infinitesimal kleinen Rißverlängerung δa freigesetzte Energie δU_a größer wird als die zum Rißfortschritt benötigte Energie δU_γ :

$$\frac{\delta U_a}{\delta a} \geq \frac{\delta U_\gamma}{\delta a} \quad (34)$$

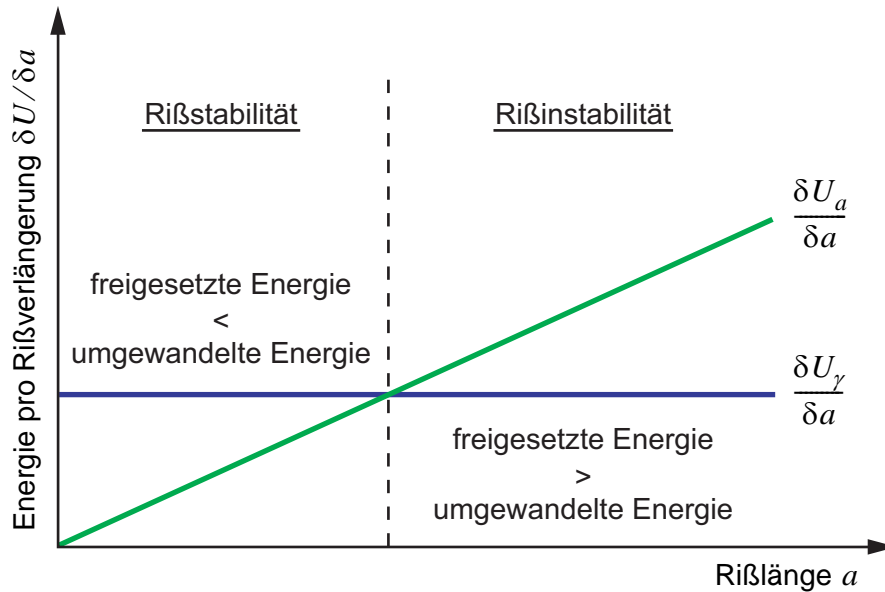


Abb. 10: Die Rierweiterung kontrollierende Energiebilanzen

Abbildung 10 zeigt diese erstmals von Griffith [31] aufgestellte Energiebilanz graphisch. Bei einem ideal-elastischen Werkstoffverhalten stnde die frei werdende Energie δU_a vollständig für die zum Rißfortschritt benötigte Energie δU_γ , d.h. zum Trennen der Atom- oder Molekülbindungen, zur Verfügung. Sie würde vollständig in sogenannte Oberflächenenergie umgewandelt werden. Reale Werkstoffe verhalten sich jedoch nicht ideal-elastisch. Selbst bei sehr spröden Materialien bildet sich an der Rißspitze eine irreversible Prozeßzone aus (s. Kap. 2.2.3), die beim Rißfortschritt stets neu gebildet werden muß. Dies führt zu einer großen Energiedissipation, die den Betrag der sogenannten Oberflächenenergie selbst bei spröden Materialien um einen Faktor von einigen hundert übersteigt. Die bei einer Rißverlängerung frei werdende Energie wird also zur Erzeugung des plastischen deformierten Gebietes und zur eigentlichen Schaffung neuer Oberflächen benötigt. Aus diesem Grunde wird U_γ häufig auch als „scheinbare“ Oberflächenenergie bezeichnet.

Von Irwin [32] wurden die Größen der Energiefreisetzungsrates G und der spezifischen Bruchenergie G_c eingeführt:

$$G = \frac{1}{B} \frac{\delta U_a}{\delta a} \quad G_c = \frac{1}{B} \frac{\delta U_\gamma}{\delta a} \quad (35)$$

Das Kriterium für instabile Rißausbreitung lässt sich damit auch wie folgt definieren:

$$G \geq G_c \quad (36)$$

Eine instabile Rißausbreitung tritt ein, wenn die Energiefreisetzungsrate G den materialspezifischen Kennwert der spezifischen Bruchenergie G_c übersteigt. Dieses Bruchkriterium verhält sich analog zu dem in Ungleichung (30) angegebenen Instabilitätskriterium. Es wird eine mechanische Größe G mit einer werkstoffspezifischen Größe G_c verglichen. Anders als bei den Spannungsintensitätsfaktoren lässt sich die energetische Größe der Energiefreisetzungsrate bei gemischten Beanspruchungsmoden addieren:

$$G = G_I + G_{II} \quad (37)$$

Die Energiefreisetzungsrate lässt sich aus der Spannungsverteilung vor einer Rißspitze und den daraus resultierenden Riuferverschiebungen berechnen. Somit kann auch ein Zusammenhang zwischen der Energiefreisetzungsrate und dem Spannungsintensitätsfaktor hergestellt werden:

$$G = \frac{1}{E} K^2 \quad (\text{ESZ}) \quad (38)$$

$$G = \frac{1 - \nu^2}{E} K^2 \quad (\text{EDZ}) \quad (39)$$

Der beschriebene Zusammenhang gilt jedoch nur für eine Rißausbreitung in Richtung des Ligaments. Für Modus-I trifft dies uneingeschränkt zu, für Modus-II im allgemeinen nicht (s. Kap. 2.6). Die für diesen Fall gültigen Beziehungen sind z.B. bei Podleschny [33] angegeben. Der in Gleichung (39) dargestellte funktionale Zusammenhang gilt auch für die spezifische Bruchenergie und die Bruchzähigkeit, die, wie in Kapitel 2.3 beschrieben, für den ebenen Dehnungszustand definiert ist:

$$G_c = \frac{1 - \nu^2}{E} K_c^2 \quad (\text{EDZ}) \quad (40)$$

Die Bruchzähigkeit als Maß für den Widerstand des Werkstoffs gegen instabile Rißausbreitung bekommt mit Gleichung (40) eine physikalische Bedeutung. Der Werkstoffwiderstand gegen instabile Rißausbreitung entspricht der zum Rißfortschritt benötigten Energie bzw. der spezifischen Bruchenergie. Eine hohe Bruchzähigkeit ist daher üblicherweise mit einer

großen plastischen Zone verbunden, für deren Aufbau irreversible Energie benötigt wird. Aus diesem Grunde weisen duktile Werkstoffe mit einer niedrigen Fließspannung hohe Bruchzähigkeitswerte auf. Analog ist die im Vergleich zum ebenen Spannungszustand niedrigere Bruchzähigkeit des ebenen Dehnungszustandes auf die kleinere plastische Zone zurückzuführen. Der in der herkömmlichen Festigkeitslehre geltende Grundsatz, hochfeste Materialien erhöhen die Sicherheit, steht somit im Widerspruch zu den in der Bruchmechanik geltenden Anforderungen an einen bruchsicheren Werkstoff. Ein Kompromiß zwischen einer hohen Zugfestigkeit und einer hohen Bruchzähigkeit eines Materials ist daher in der Regel unumgänglich.

2.5 Bruchkriterien für gemischte Belastungsmoden

Vorhersagen zum Stabilitätsverhalten rißbehafteter Bauteile lassen sich bei Vorliegen eines der grundlegenden Rißbelastungsmoden mit den in Ungleichung (30) oder (36) angegebenen Kriterien für instabile Rißausbreitung treffen. Eine Übertragung des in Ungleichung (30) angegebenen Kriteriums auf gemischte Belastungsmoden ist nicht möglich, weil die Spannungsintensitätsfaktoren der einzelnen Moden nicht addiert werden können. Das in Ungleichung (36) angegebene Kriterium ließe sich prinzipiell mit Gleichung (37) auf gemischte Belastungsmoden erweitern. In der Praxis hat sich jedoch das Spannungsintensitätsfaktorenkonzept durchgesetzt, weil der Spannungsintensitätsfaktor proportional zur anliegenden Spannung ist und den Rißwiderstand unabhängig vom Elastizitätsmodul des Werkstoffs beschreibt. In der Vergangenheit wurde eine Vielzahl von Bruchhypothesen für gemischte Belastungsmoden entwickelt [32,34-45]. Die Darstellung erfolgt meistens graphisch in einem Spannungsintensitätsfaktorendiagramm in Form einer sogenannten Bruchgrenzkurve (s. Abb. 11). Diese trennt die von den Spannungsintensitätsfaktoren K_I und K_{II} aufgespannte Ebene in einen stabilen und einen instabilen Bereich und schneidet die Achsen bei K_{Ic} und K_{IIc} , da dort die Rißinstabilität bei den reinen Belastungszuständen auftritt. Bei einer gemischten Belastung hingegen erfolgt die instabile Rißausbreitung, sobald der von den beiden kritischen Spannungsintensitätsfaktoren K_I^{cr} und K_{II}^{cr} definierte Punkt die Bruchgrenzkurve überschreitet. Die beiden kritischen Spannungsintensitätsfaktoren hängen dabei von den jeweiligen Anteilen der Modus-I- und Modus-II-Belastung ab. Um die theoretisch ermittelten Bruchgrenzkurven mit den experimentell bestimmten

Meßwerten in einem Diagramm vergleichen zu können, und das auch für verschiedene Werkstoffe, erfolgt die Angabe der Bruchgrenzkurven üblicherweise in dimensionsloser Darstellung und nicht, wie in Abb. 11 gezeigt, mit absoluten Größen. Zur Normierung werden dabei die Werte der kritischen Modus-I- und Modus-II-Spannungsintensitätsfaktoren auf die Bruchzähigkeit K_{Ic} bezogen.

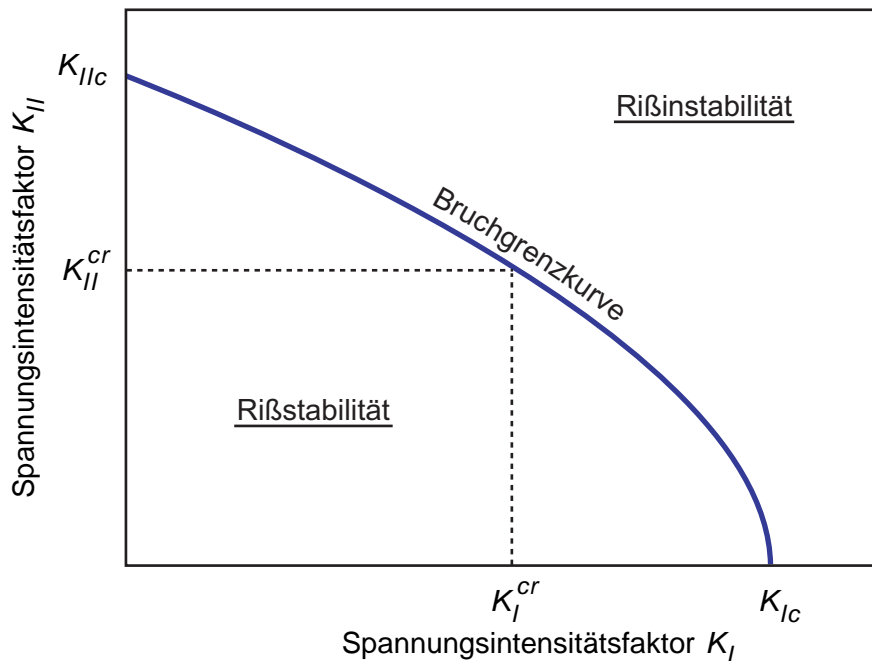


Abb. 11: Schematische Darstellung einer Bruchgrenzkurve

Alle bisher entwickelten Bruchhypothesen zeichnen sich durch einen grundsätzlich gleichen Aufbau aus. Es wird davon ausgegangen, daß instabiles Rißwachstum eintritt, sobald ein bestimmter Parameter einen kritischen Wert erreicht. Die verschiedenen Bruchhypothesen unterscheiden sich daher im wesentlichen nur durch die Wahl des Parameters. Dieser wird meistens durch eine Extremalbedingung bestimmt, die sich aus der Analyse eines Spannungs-, Dehnungs- oder Energiefeldes ergibt, welche hier nicht explizit dargestellt wird. Abbildung 12 zeigt einige Bruchgrenzkurven der bekanntesten Bruchhypothesen. Alle Bruchgrenzkurven treffen sich aufgrund der normierten Darstellung auf der Abszisse bei 1,0. Das Verhältnis des kritischen Modus-II-Spannungsintensitätsfaktors K_{II}^{cr} zur Modus-I-Bruchzähigkeit K_{Ic} ergibt sich aus der Bruchhypothese. Der gesamte Verlauf der Bruchgrenzkurven ist somit hypothetisch, lediglich der Schnittpunkt mit der Abszisse bei 1,0 ist exakt. Wie aus Abb. 12 zu entnehmen ist, liegt das Verhältnis der hypothetischen Modus-II-

Bruchzähigkeit zur Modus-I-Bruchzähigkeit je nach Bruchhypothese bei 0,3 bis 1,3. Es wird also, ausgehend von einer experimentell bestimmten Modus-I-Bruchzähigkeit für einen bestimmten Werkstoff, der Modus-II-Bruchzähigkeit ein aus der Bruchhypothese theoretisch ermittelter Wert zugewiesen. Diese Vorgehensweise kann fehlerbehaftet sein, da es sich bei den Bruchzähigkeiten realer Werkstoffe um materialspezifische Kennwerte handelt, die unabhängig voneinander sind und für jeden Modus einzeln gemessen werden.

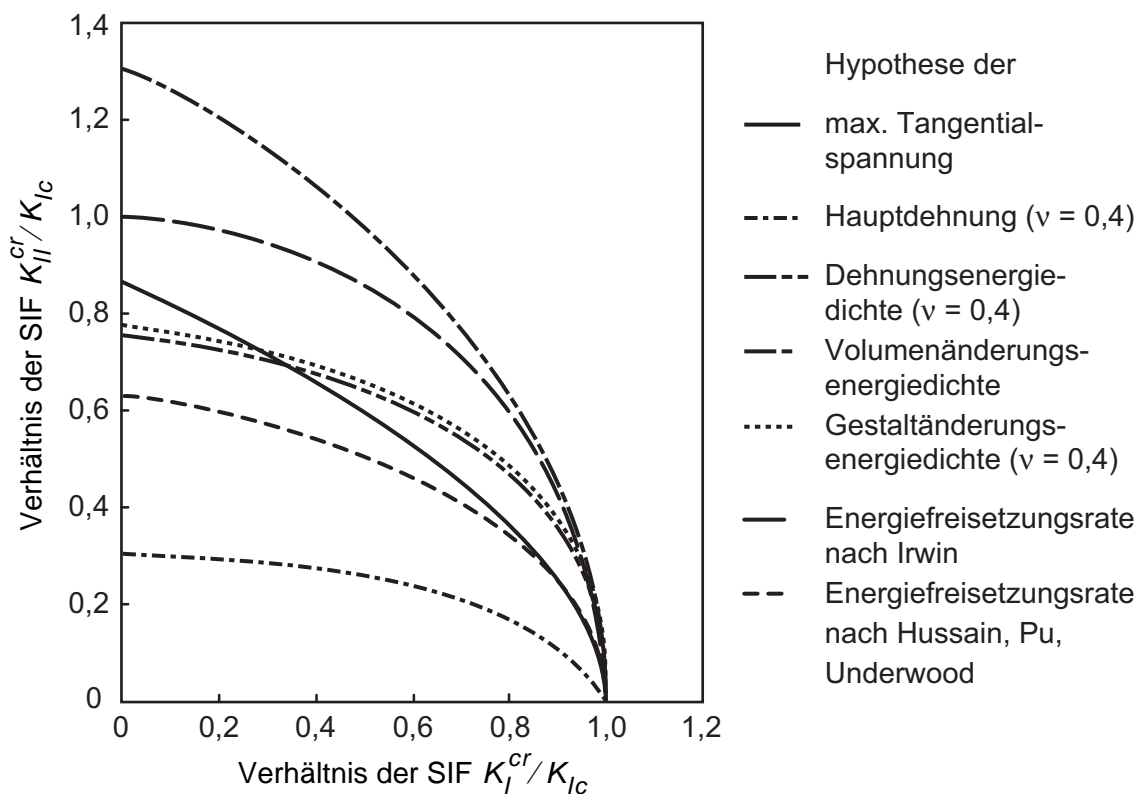


Abb. 12: Bruchgrenzkurven verschiedener Bruchhypothesen

Ein Vergleich theoretisch ermittelter Bruchgrenzkurven mit experimentell bestimmten kritischen Spannungsintensitätsfaktoren zeigt, daß für einige Werkstoffe zumindest teilweise eine Übereinstimmung gefunden werden kann. In Abb. 13, die von Podleschny [33] übernommen wurde, sind die von Richard [46], Kordisch [47] und Tenhaeff [48] gemessenen kritischen Spannungsintensitätsfaktoren im Vergleich zu einigen theoretisch ermittelten Bruchgrenzkurven dargestellt. Für Glas ist eine gute Übereinstimmung der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren mit der gesamten Bruchgrenzkurve der Volumenänderungsenergie-dichtehypothese vorhanden, und auch für PMMA (Plexiglas) wird eine gute Übereinstimmung zumindest im oberen Bereich (von 0 bis $0,5 K_I^{cr}/K_{Ic}$) mit der Bruchgrenzkurve der

maximalen Tangentialspannungshypothese erreicht. Für die beiden anderen untersuchten Werkstoffe, dem Epoxidharz Araldit B und der Aluminiumlegierung, kann jedoch keine Übereinstimmung mit einer theoretisch ermittelten Bruchgrenzkurve gefunden werden.

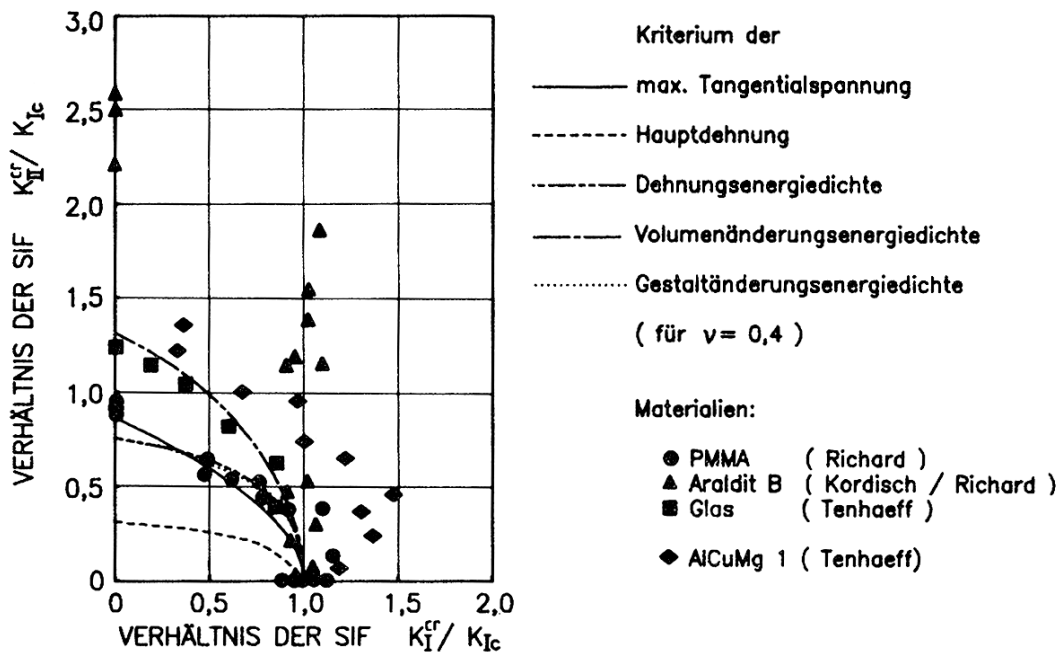


Abb. 13: Vergleich der theoretisch ermittelten Bruchgrenzkurven mit experimentell bestimmten kritischen Spannungsintensitätsfaktoren; aus [33]

Aus Abb. 13 wird ersichtlich, daß jedes Material seine eigene Bruchgrenzkurve besitzt, die sich nur experimentell bestimmen läßt; bei einer eventuell vorhandenen Übereinstimmung mit einer theoretisch ermittelten Bruchgrenzkurve kann es sich daher nur um einen Zufall handeln. Der Verlauf einer theoretisch ermittelten Bruchgrenzkurve ist schon allein deshalb fehlerhaft, weil sich die aus der Bruchhypothese theoretisch bestimmten Modus-II-Bruchzähigkeiten von den experimentell bestimmten Werten unterscheiden. Es ist also offensichtlich, daß die hypothetischen Bruchgrenzkurven nicht für sicherheitsrelevante Aussagen verwendet werden können. Bei den meisten Bruchhypothesen ist zudem das Verhältnis der Bruchzähigkeiten kleiner als eins, was bedeutet, daß eine Scherbelastung an einem rißbehafteten Bauteil gefährlicher wäre als eine Zugbelastung. Dies widerspricht jedoch der allgemeinen Auffassung, nach der die Modus-I-Belastung als Gefährlichste angesehen wird. Sicherheitsrelevante Aussagen zum Stabilitätsverhalten eines unter gemischter Belastung beanspruchten rißbehafteten Bauteils lassen sich mit hinreichender Genauigkeit also nur mit einer experimentell bestimmten Bruchgrenzkurve treffen.

Muß die Gefährlichkeit eines Risses an einem vorhandenen Bauteil kurzfristig eingeschätzt werden, ohne daß die Möglichkeit besteht, die Bruchgrenzkurve experimentell für das entsprechende Material bestimmen zu können, wird das Gefährdungspotential meistens vereinfachend mit einer der Bruchhypothesen abgeschätzt, um überhaupt eine Aussage treffen zu können. Aus diesem Grunde soll die wichtigste Bruchhypothese, die der maximalen Tangentialspannung, im folgenden kurz beschrieben werden. Diese von Erdogan und Sih [34] aufgestellte Bruchhypothese beruht auf einem auf Spannungen basierendem Kriterium, bei dem von der Annahme ausgegangen wird, daß eine instabile Rißausbreitung erfolgt, sobald die maximale Tangentialspannung $\sigma_{\varphi_{max}}$ an der Rißspitze einen kritischen

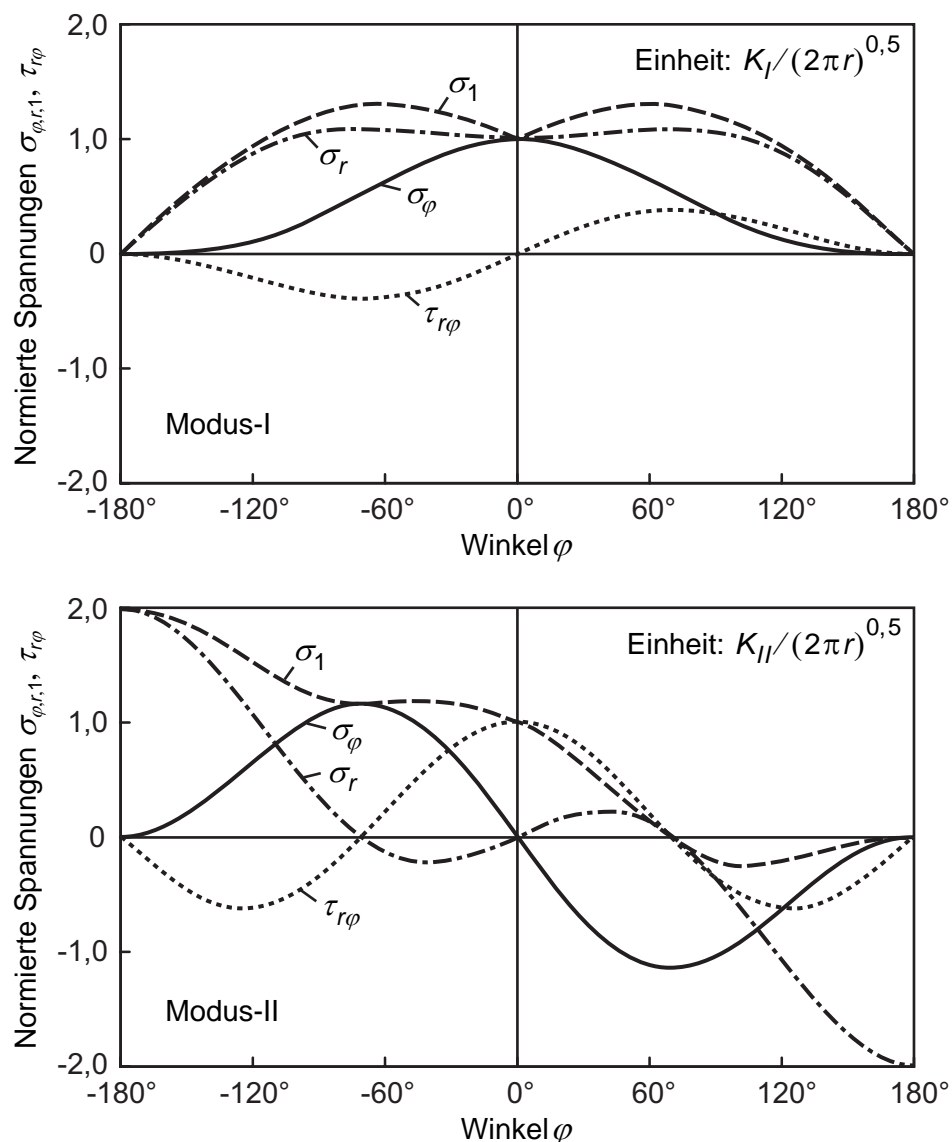


Abb. 14: Normierte Spannungsverteilungen für Modus-I und Modus-II in der Umgebung einer Rißspitze

Wert überschreitet. Die Tangentialspannung σ_φ erreicht ihr Maximum bei Modus-I unter $\varphi = 0^\circ$ und bei Modus-II unter $\varphi = -70,5^\circ$ (s. Abb. 14). Bei diesen Winkeln hat die Scherspannung $\tau_{r\varphi}$ einen Nulldurchgang, wodurch die Tangentialspannung dort zugleich zur Hauptspannung wird ($\sigma_{\varphi_{max}} = \sigma_1$), welche an dieser Stelle ein lokales Minimum annimmt. Ein Riß breitet sich nach dieser Bruchhypothese also immer unter Modus-I-Bedingungen und somit senkrecht zur maximalen Tangentialspannung aus. Scherspannungen sind in dieser Richtung nicht vorhanden. Die Bruchgrenzkurve der maximalen Tangentialspannungshypothese ist in Abb. 12 als durchgezogene Kurve dargestellt. Es ist zu erkennen, daß die daraus folgende hypothetische Modus-II-Bruchzähigkeit kleiner ist als die Modus-I-Bruchzähigkeit; das Verhältnis der beiden Werte liegt bei 0,866. Wie bereits beschrieben, widerspricht dies zum einen der allgemeinen Auffassung, nach der eine Modus-I-Belastung als kritischster Beanspruchungsfall angenommen wird, und zum anderen, daß das Verhältnis der experimentellen Bruchzähigkeitswerte mal größer und mal kleiner ist als 0,866.

Bei den bisher vorgestellten Bruchhypothesen wurde nicht nur die Bruchgrenzkurve, sondern auch die Modus-II-Bruchzähigkeit ausgehend von einer gemessenen Modus-I-Bruchzähigkeit theoretisch bestimmt. Eine Übereinstimmung der hypothetischen Bruchgrenzkurven mit den kritischen Spannungsintensitätsfaktoren konnte meistens nicht erreicht werden, weil die hypothetischen Modus-II-Bruchzähigkeiten zu stark von den experimentell bestimmten abgewichen sind. Das von Richard [46] vorgestellte empirische Bruchkriterium für gemischte Belastungsmoden weist diesen Nachteil nicht auf. Statt einer Bruchgrenzkurve wird hier ein Vergleichsspannungsintensitätsfaktor K_V zur Ermittlung des kritischen Belastungszustandes eingeführt. Dieser ist wie folgt definiert:

$$K_V = \frac{1}{2}K_I + \frac{1}{2}\sqrt{K_I^2 + 4(\alpha_1 K_{II})^2} \quad \text{mit} \quad \alpha_1 = \frac{K_{Ic}}{K_{IIc}} \quad (41)$$

Mit einem Parameter α_1 und den experimentell bestimmten Bruchzähigkeiten K_{Ic} und K_{IIc} ist eine Anpassung des Bruchkriteriums an unterschiedliches Werkstoffverhalten möglich. Analog zur Ungleichung (30) tritt Versagen durch instabile Rißausbreitung ein, sobald der Vergleichsspannungsintensitätsfaktor K_V den Wert der Modus-I-Bruchzähigkeit K_{Ic} überschreitet:

$$K_V \geq K_{Ic} \quad (42)$$

Weil bei diesem empirischen Bruchkriterium nicht nur die Modus-I-, sondern auch die Modus-II-Bruchzähigkeit zur Bestimmung des kritischen Beanspruchungszustandes herangezogen wird, kann eine bessere Übereinstimmung mit den experimentell bestimmten kritischen Spannungsintensitätsfaktoren erreicht werden als mit den klassischen Bruchhypothesen. Dennoch ist eine aus dem Vergleichsspannungsintensitätsfaktor abgeleitete Bruchgrenzkurve nur hypothetisch; ein stark abweichender Verlauf zur experimentell bestimmten Bruchgrenzkurve ist daher ebenfalls möglich. Sicherheitsrelevante Aussagen zum Stabilitätsverhalten eines unter gemischter Belastung beanspruchten rißbehafteten Bauteils sollten deshalb nur mit experimentell bestimmten Bruchgrenzkurven getroffen werden.

2.6 Rißausbreitungsrichtung für gemischte Belastungsmoden

In den vorangegangenen Kapiteln wurde beschrieben, bei welcher Belastung eines rißbehafteten Bauteils Versagen durch instabile Rißausbreitung auftritt. In der Praxis müssen zusätzlich zum Gefährdungspotential eines Risses auch die Folgen einer instabilen Rißausbreitung eingeschätzt werden. Diese hängen unter anderem auch entscheidend von der Riß-

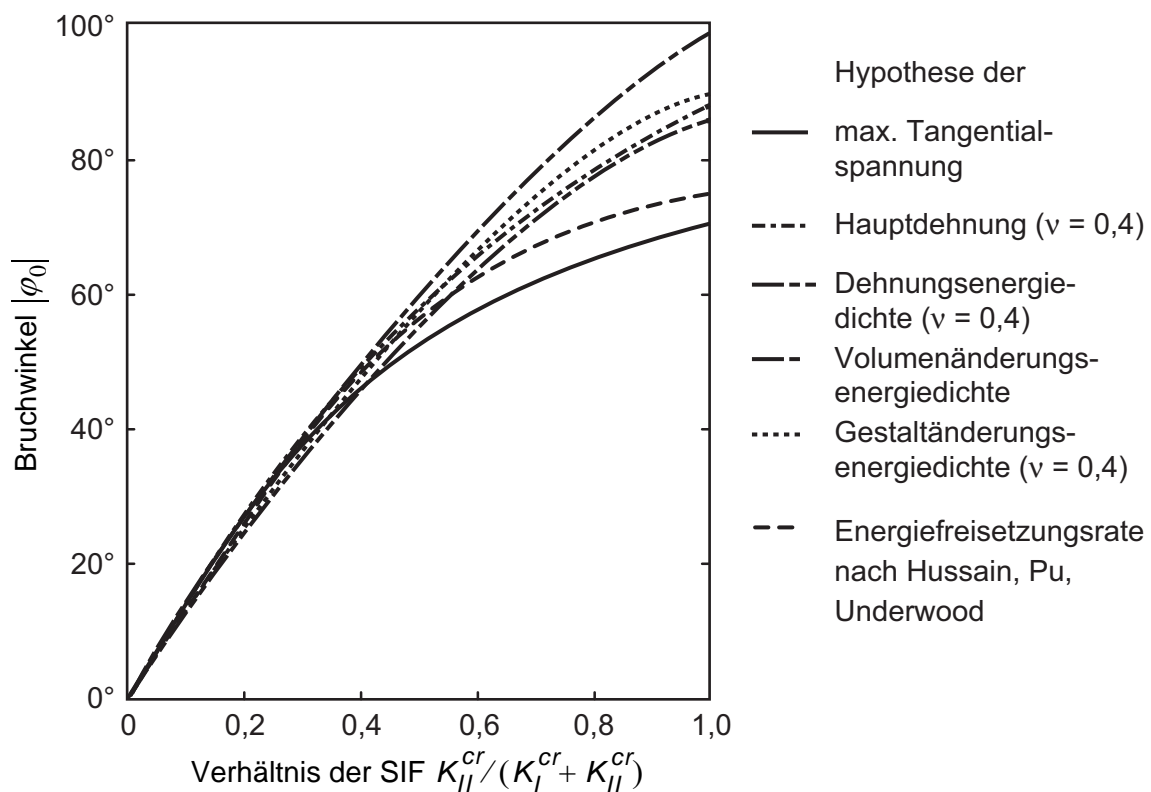


Abb. 15: Bruchwinkel verschiedener Bruchhypothesen

ausbreitungsrichtung ab. Eine theoretische Bestimmung des Riausbreitungswinkels ist mit den in Kapitel 2.5 vorgestellten Bruchhypothesen möglich. Abbildung 15 zeigt für diese den Betrag des Bruchwinkels φ_0 als Funktion eines speziellen Mixed-Mode-Verhältnisses $K_{II}^{cr}/(K_I^{cr} + K_{II}^{cr})$ der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren. Durch die normierte Darstellung nehmen die Werte auf der Abszisse den Bereich von 0 bis 1,0 ein, wobei der Wert 0 einer Modus-I-Belastung und der Wert 1,0 einer Modus-II-Belastung entspricht. Wie aus Abb. 15 zu entnehmen ist, breitet sich ein Riß bei einer reinen Modus-I-Belastung in Richtung des Ligaments, d.h. in der ursprünglichen Ririchtung, mit $\varphi_0 = 0^\circ$ aus. Durch Überlagerung mit einer Modus-II-Belastung tritt ein Abknicken des Risses ein, welches mit ansteigendem Modus-II-Anteil zunimmt. Der maximale Bruchwinkel bei einer reinen Modus-II-Belastung liegt je nach Bruchhypothese in einem Bereich von $-70,5^\circ$ bis -98° . Ein positiver Modus-II-Spannungsintensitätsfaktor führt also zu einem negativen Bruchwinkel, wobei das Vorzeichen des Spannungsintensitätsfaktors und somit auch des Bruchwinkels durch die Scherspannungsrichtung definiert wird (s. Abb. 16).

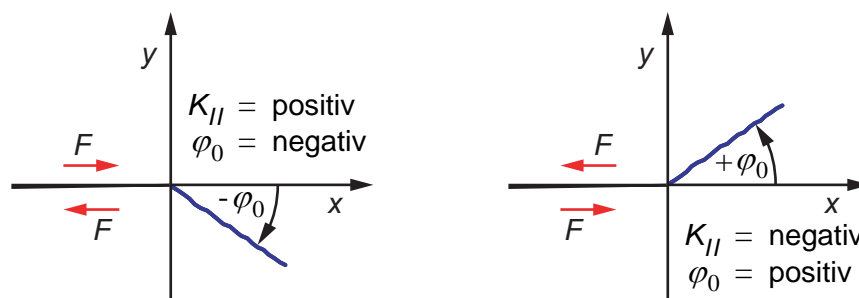


Abb. 16: Schematische Darstellung des Bruchwinkels unter Mixed-Mode und Modus-II

Eine experimentelle Überprüfung der Bruchwinkel mit einigen aus den Bruchhypothesen theoretisch ermittelten Riausbreitungswinkeln wurde von Richard [46] und Kordisch [47] durchgeführt. Die Ergebnisse zeigt die von Podleschny [33] übernommene Abb. 17. Für beide Werkstoffe, PMMA und Araldit B, ist eine gute Übereinstimmung der theoretisch ermittelten mit den experimentell bestimmten Bruchwinkeln in dem Bereich vorhanden, bei dem der Modus-I-Anteil des speziellen Mixed-Mode-Verhältnisses der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren überwiegt. Dies ist im Bereich von 0 bis ca. $0,4 K_{II}^{cr}/(K_I^{cr} + K_{II}^{cr})$ der Fall. Bei überwiegendem Modus-II-Anteil im Bereich von $0,4$ bis $1,0 K_{II}^{cr}/(K_I^{cr} + K_{II}^{cr})$ stimmen die experimentell bestimmten Bruchwinkel für PMMA jedoch nur noch mit den aus der maximalen Tangentialspannungshypothese berechneten überein. Die experimentell

bestimmten Bruchwinkel für Araldit B liegen zwischen den aus der maximalen Tangentialspannungshypothese und der Dehnungsenergiedichtehypothese theoretisch berechneten Winkeln. Eine exakte Vorhersage des Bruchwinkels bei einer gemischten Belastung mit überwiegendem Modus-II-Anteil ist also mit den Bruchhypothesen für einen beliebigen Werkstoff im allgemeinen nicht möglich. Für eine Abschätzung des Bruchwinkels sind die Bruchhypothesen, insbesondere die der maximalen Tangentialspannung, dennoch gut geeignet.

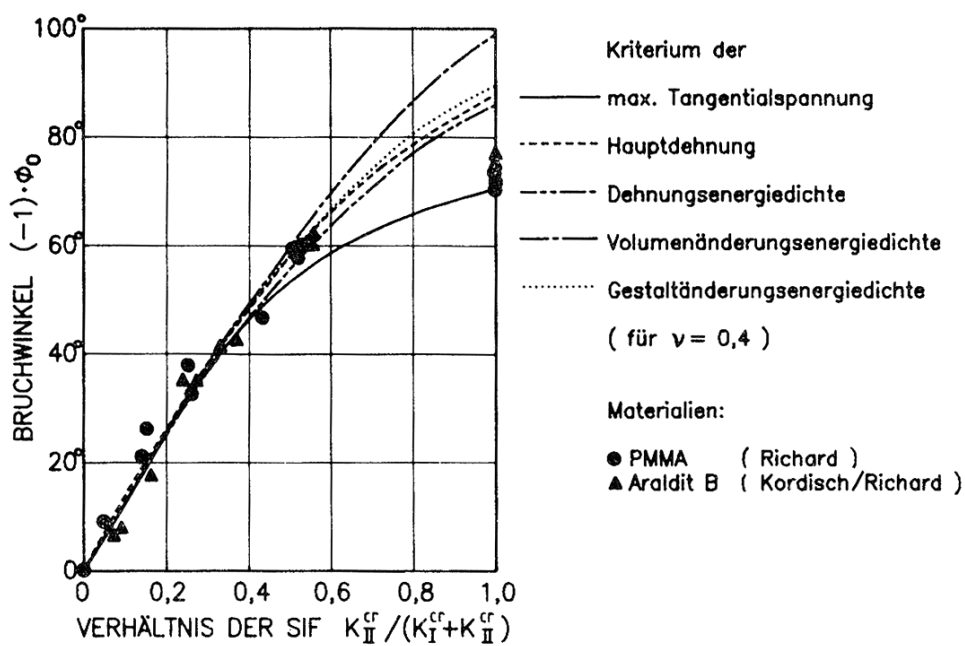


Abb. 17: Vergleich von theoretisch ermittelten mit experimentell bestimmten Bruchwinkeln; aus [33]

Aus der maximalen Tangentialspannungshypothese läßt sich der Bruchwinkel φ_0 für ein beliebiges Mixed-Mode-Verhältnis der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren K_I^{cr} und K_{II}^{cr} mit folgender Gleichung berechnen [34]:

$$\varphi_0 = -\operatorname{acos} \left(\frac{3 K_{II}^{cr2} + K_I^{cr} \sqrt{K_I^{cr2} + 8 K_{II}^{cr2}}}{K_I^{cr2} + 9 K_{II}^{cr2}} \right) \quad (43)$$

Graphisch ist der Verlauf des Bruchwinkels über dem speziellen Mixed-Mode-Verhältnis der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren in Abb. 15 und in Abb. 17 dargestellt. Für den Fall einer reinen Modus-II-Belastung vereinfacht sich die Gleichung (43) zu

$$\varphi_0 = -\arccos(1/3) \qquad \text{Modus-II} \qquad (44)$$

und es ergibt sich ein Bruchwinkel von ca. $-70,5^\circ$.

2.7 Experimentelle Bestimmung von Spannungsintensitätsfaktoren mit dem spannungsoptischen Verfahren

Spannungsintensitätsfaktoren können analytisch, numerisch oder experimentell bestimmt werden. Im Rahmen dieser Arbeit ist es erforderlich, Spannungsintensitätsfaktoren experimentell zu bestimmen. Das dazu verwendete spannungsoptische Verfahren wird im folgenden beschrieben. Mit dem spannungsoptischen Verfahren lassen sich Hauptspannungsdifferenzen und Hauptspannungsrichtungen direkt sichtbar machen. Es wird daher sowohl zum quantitativen Messen als auch zur Visualisierung komplexer Spannungszustände eingesetzt. Eine umfassende Beschreibung des spannungsoptischen Verfahrens ist in [49-56] zu finden. Das Prinzip der Spannungsoptik beruht auf der spannungsdoppelbrechenden Eigenschaft von Materialien. Einige transparente Kunststoffe und Gläser, die im unbelasteten Zustand optisch isotrop sind, gehen bei einer mechanischen Belastung in den optisch anisotropen Zustand über, wobei unter optischer Anisotropie bzw. optischer Doppelbrechung die richtungsabhängige Wechselwirkung des Lichtes mit den Elementen der geordneten Struktur der Materie verstanden wird. Beim Übergang einer Lichtwelle aus einem isotropen in einen anisotropen Körper findet eine Aufspaltung der Welle in zwei Teilwellen statt, deren Schwingungsebenen senkrecht zueinanderstehen und deren Phasengeschwindigkeiten unterschiedlich sind. Durch die unterschiedlichen Phasengeschwindigkeiten entsteht ein Gangunterschied, welcher ein Maß für die Spannungsdoppelbrechung ist. Diese kann in einem Polariskop sichtbar gemacht werden.

Bei optisch anisotropen Materialien gibt es im allgemeinen drei Hauptlichtgeschwindigkeiten für die drei möglichen Schwingungsrichtungen, mit denen sich Teilwellen ausbreiten können. Die Schwingungsrichtungen der Lichtwellen bilden dabei ein rechtwinkliges System. Bei der Spannungsdoppelbrechung stehen die zugehörigen Brechungsindizes n_1 , n_2 und n_3 mit den mechanischen Spannungen in einem Zusammenhang, der sich näherungsweise durch folgenden, auf zweidimensionale Spannungszustände beschränkten Ansatz von Maxwell und Neumann beschreiben läßt [49]:

$$\begin{aligned}
n_1 &= n_0 + A\sigma_1 + B(\sigma_2 + \sigma_3) \\
n_2 &= n_0 + A\sigma_2 + B(\sigma_3 + \sigma_1) \\
n_3 &= n_0 + A\sigma_3 + B(\sigma_1 + \sigma_2)
\end{aligned} \tag{45}$$

mit: n_i : Brechungsindex in x_i -Richtung
 n_0 : Brechungsindex im unbelasteten Material
 A, B : Spannungsoptische Koeffizienten

Wird ein ebenes Modell mit den Hauptspannungen σ_1 und σ_2 und der Dicke h in einen zu diesen Spannungen senkrechten Strahlengang linear-polarisierten¹ Lichtes gebracht, so haben die beiden in Hauptspannungsrichtung schwingenden Lichtkomponenten nach ihrem Austritt einen optischen Gangunterschied von:

$$\delta = h(n_2 - n_1) \tag{46}$$

In Überlagerung ergeben die beiden Lichtkomponenten dann im allgemeinen elliptisch-polarisiertes Licht. Der Polarisationszustand des Lichtes wird also durch die Spannungsdoppelbrechung verändert. Bezieht man den Gangunterschied auf die Lichtwellenlänge λ_0 und setzt Gleichung (45) in die obige Gleichung ein, so erhält man für den relativen optischen Gangunterschied:

$$N = \frac{\delta}{\lambda_0} = \frac{|B-A|}{\lambda_0} h (\sigma_1 - \sigma_2) \tag{47}$$

Die spannungsoptische Grundgleichung, die auch Hauptgleichung der ebenen Spannungsoptik genannt wird, ergibt sich durch Zusammenfassen der spannungsoptischen Koeffizienten $|B-A|$ mit der Lichtwellenlänge λ_0 zu einer spannungsoptischen Konstanten S [49]:

$$\sigma_1 - \sigma_2 = \frac{NS}{h} \tag{48}$$

Bei der spannungsoptischen Konstanten S handelt es sich um einen materialspezifischen Kennwert, der eine Funktion der Wellenlänge des Lichtes, der Temperatur und bei viskoelastischem Material auch der Belastungszeit ist. Aus der obigen Gleichung ist ersichtlich, daß

1. Eine Lichtwelle, dessen elektrischer Feldvektor in einer Ebene schwingt, wird als linear-polarisiert bezeichnet. Natürliches Licht (Sonnenlicht) setzt sich aus einer Vielzahl von Wellenzügen mit unterschiedlichen Wellenlängen, Amplituden, Phasen und Schwingungsrichtungen zusammen. Mittels eines Polarisationsfilters läßt sich dieses Licht in linear-polarisiertes Licht überführen.

der relative optische Gangunterschied N zu der am Durchstrahlungsort herrschenden Hauptspannungsdifferenz, die der maximalen Scherspannung entspricht, proportional ist.

Zur Sichtbarmachung der Spannungsdoppelbrechung bedient man sich des linear- oder des zirkular-polarisierten Lichtes. Beim Linearpolariskop befindet sich das Modell zwischen zwei Polarisationsfiltern. Das der Lichtquelle zugewandte Polarisationsfilter wird als Polarisator, das dem Beobachter bzw. dem Fotoapparat zugewandte Filter als Analysator bezeichnet. Meistens werden die beiden Polarisationsfilter in gekreuzter Stellung verwendet, damit die Schwingungsrichtungen des Lichtes zueinander senkrecht stehen (Dunkelfeld). Beim Zirkularpolariskop (s. Abb. 18) wird zusätzlich nach dem Polarisator und vor dem Analysator eine $\lambda/4$ -Platte eingesetzt. Der Winkel zwischen den $\lambda/4$ -Platten und dem Polarisationskreuz beträgt 45° . Die schnellen und auch die langsamen Achsen der beiden $\lambda/4$ -Platten stehen senkrecht zueinander. Das nach dem Polarisator linear-polarisierte, monochromatische Licht wird beim Eintritt in die erste $\lambda/4$ -Platte in zwei senkrecht aufeinander stehende Lichtwellen gleicher Amplitude zerlegt, wobei der optische Gangunterschied eine viertel Wellenlänge beträgt. Durch die Überlagerung beider Wellen entsteht zirkular-polarisiertes Licht. Der Polarisationszustand des Lichtes wird durch die Spannungsdoppelbrechung im Modell verändert. Beim Eintritt in die zweite $\lambda/4$ -Platte werden beide Lichtwellen zu einer Lichtwelle zusammengefügt, so daß wieder linear-polarisiertes Licht entsteht. Dieses Licht wird durch den Analysator gefiltert und kann auf einem Schirm betrachtet oder mit einer Kamera fotografiert werden.

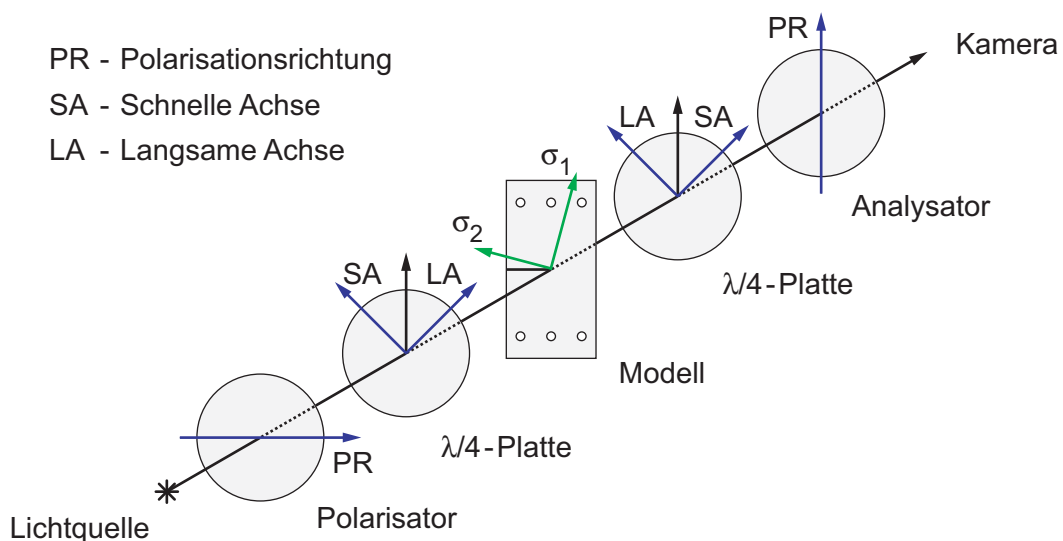


Abb. 18: Versuchsaufbau zur Spannungsoptik (Zirkularpolariskop)

Befindet sich zwischen den gekreuzten Polarisationsfiltern ein spannungsfreies Modell oder kein doppelbrechendes Medium, ist das Gesichtsfeld nach dem Analysator dunkel. Bei einem inhomogenen Spannungszustand des ebenen Modells, das senkrecht zu der von σ_1 und σ_2 aufgespannten Ebene durchstrahlt wird, lassen sich nach dem Analysator beim Linearpolariskop zwei unterschiedliche Liniensysteme beobachten. Isochromaten verbinden Orte gleicher Hauptspannungsdifferenz bzw. Orte gleicher maximaler Scherspannung. Isoklinien verbinden Orte gleicher Hauptspannungsrichtung. Bei Verwendung von weißem Licht erscheinen Isoklinien schwarz und Isochromaten farbig. Eine Ausnahme bildet die Isochromate 0. Ordnung; diese ist ebenfalls schwarz. Bei monochromatischem Licht sind Isoklinien und Isochromaten schwarz. Eine Unterscheidung ist durch Drehen der gekreuzten Polarisationsfilter möglich, da die Isochromaten ortsfest sind und sich nur die Isoklinien mitdrehen. Bei einem Zirkularpolariskop sind nur Isochromaten sichtbar. Durch das zirkular-polarisierte Licht, das sich wie ein mit Lichtgeschwindigkeit drehendes Linearpolariskop verhält, sind die Isoklinien nicht sichtbar. Ein Zirkularpolariskop ist daher besonders gut zur Erfassung von Isochromatenfeldern geeignet.

Die Isochromatenverteilung an einer belasteten Reißspitze hat aufgrund des Spannungsfeldes eine charakteristische Geometrie. Diese wird durch eine spezielle Funktion $r(\varphi)$ beschrieben. Durch Einsetzen von Gleichung (49) [23] in die Hauptgleichung der ebenen Spannungsoptik (48) ergibt sich Gleichung (50).

$$\sigma_{1,2} = \frac{(\sigma_x + \sigma_y)}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (49)$$

$$\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2 = \left(\frac{NS}{2h}\right)^2 \quad (50)$$

Die Isochromatengleichung $r(\varphi)$ für einen unter Modus-I belasteten Reiß erhält man, indem die Spannungsnahfeldgleichung (9) in die obige Gleichung (50) eingesetzt und nach der Polarkoordinate r aufgelöst wird:

$$r = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I h}{NS}\right)^2 \sin^2 \varphi \quad \text{Modus-I} \quad (51)$$

Entsprechend ergibt sich die Isochromatengleichung für einen unter Modus-II belasteten Reiß durch Einsetzen der Spannungsnahfeldgleichung (10) in Gleichung (50):

$$r = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_{II} h}{NS} \right)^2 (4 \cos^2 \varphi + \sin^2 \varphi) \quad \text{Modus-II} \quad (52)$$

Durch den quadratischen Zusammenhang zwischen der Polarkoordinate r und der Isochromatenordnung N erhöht sich die Liniendichte der Isochromaten sehr stark mit zunehmender Hauptspannungsdifferenz. An der Rißspitze entsteht daher eine sehr hohe Isochromatenkonzentration. Eine schematische Darstellung der Isochromatenverteilungen an einer belasteten Rißspitze zeigt Abb. 19.

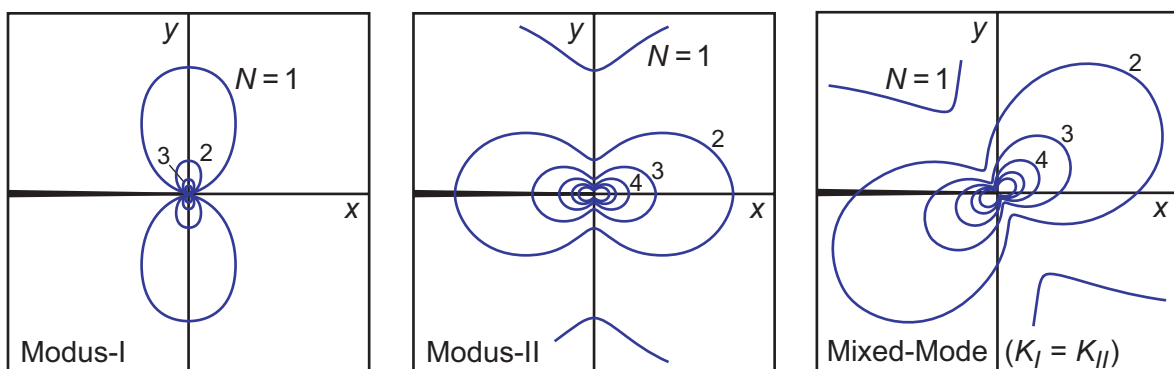


Abb. 19: Isochromatenverteilung an einer Rißspitze unter Modus-I-, Modus-II- und Mixed-Mode-Belastung mit $K_I = K_{II}$

Durch die Orientierung der Isochromatenschleifen wird eine gute Unterscheidung der Beanspruchungsmoden ermöglicht. Bei einer Modus-I-Belastung stehen die Isochromatenschleifen senkrecht, während unter Modus-II-Bedingungen eine waagerechte Ausrichtung vorliegt. Bei gemischten Beanspruchungen neigen sich die Isochromaten entsprechend dem Mixed-Mode-Verhältnis.

Die Gleichungen (51) und (52) stellen einen Zusammenhang zwischen der Isochromatenverteilung an einer Rißspitze und den Spannungsintensitätsfaktoren her. Durch Umstellen ergeben sich Bestimmungsgleichungen zur Berechnung von Spannungsintensitätsfaktoren aus einem Isochromatenfeld, wobei die Isochromatenschleifen durch die Polarkoordinaten r und φ beschrieben werden. Die Spannungsintensitätsfaktorenberechnung kann grundsätzlich mit beliebigen Werten der Polarkoordinaten erfolgen. Weil Meßabweichungen jedoch mit abnehmender Meßgröße ansteigen, wird bei der Spannungsintensitätsfaktorenberechnung üblicherweise das Isochromaten-Apogäum r_a verwendet, welches der größtmögliche Abstand einer Isochromate zur Rißspitze ist. Bei Modus-I befindet sich der zur Rißspitze

entfernteste Punkt einer Isochromate auf der Ordinate ($\varphi = \pm 90^\circ$) und bei Modus-II auf der Abszisse ($\varphi = 0, \varphi = 180^\circ$). Die folgenden Gleichungen zur Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren aus einem Isochromatenfeld sind an die Winkel des Apogäums angepaßt:

$$K_I = \frac{NS}{h} \sqrt{2\pi r_a} \quad \text{Modus-I} \quad (53)$$

$$K_{II} = \frac{NS}{h} \sqrt{\frac{\pi}{2} r_a} \quad \text{Modus-II} \quad (54)$$

Für jedes Apogäum r_a unterschiedlicher Isochromatenschleifen wird die dazugehörige Ordnungsnummer N der Isochromate sowie die spannungsoptische Konstante S und die Modelldicke h zur Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren benötigt. Mit den obigen Gleichungen lassen sich Spannungsintensitätsfaktoren schnell und einfach aus Isochromatenfeldern bestimmen. Die Bestimmungsgleichungen beruhen jedoch nur auf den Spannungsnahfeldgleichungen (9) und (10), welche die Spannungsverteilungen an einer Rißspitze beschreiben. Eine höhere Genauigkeit bei der Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren wird erreicht, wenn zusätzlich das Fernfeld um die Rißspitze ausgewertet wird, welches sensitiv auf die Glieder höherer Ordnung reagiert (s. Gl. 17 bis 22). Die Auswertung kann mit der in dieser Arbeit verwendeten Multiparametermethode von Sanford und Dally erfolgen, welche in Kapitel 3.3.2 beschrieben wird. Aufgrund der mathematischen Komplexität ist dies jedoch nur rechnerunterstützt möglich.

3. Entwicklung eines biaxialen Prüfsystems

Für die experimentellen Untersuchungen zum Instabilitätsverhalten zug-/scherbeanspruchter Risse wird ein biaxiales Prüfsystem benötigt, welches eine Variation des Belastungspfades ermöglicht. Dieses Prüfsystem muß spezielle Anforderungen erfüllen.

3.1 Anforderungen

An das biaxiale Prüfsystem müssen spezielle Anforderungen gestellt werden. Um reine Modus-I- und Modus-II-Belastungen gleichzeitig und unabhängig voneinander aufbringen zu können, müssen die Achsen des biaxialen Prüfsystems orthogonal zueinanderstehen und in einer Ebene liegen. Es muß sichergestellt sein, daß sich die Moden durch die Lastaufbringung oder durch die daraus resultierenden Verformungen der Probe nicht gegenseitig beeinflussen. Bei einer vor dem Versuch bezüglich beider Achsen zentrierten Probe darf die Aufbringung eines Modus z.B. nicht dazu führen, daß die Achse des entsprechenden anderen Modus eine parallele Verschiebung zur Probenmittellinie erfährt. Dadurch würde ein dem zweiten Modus überlagertes Biegemoment entstehen, durch das Untersuchungen reiner Mixed-Mode-Belastungen nicht mehr möglich wären. Die Probe muß also auch noch nach Aufbringung beider Moden bezüglich beider Achsen zentriert sein. Die vom biaxialen Prüfsystem in die Probe eingeleiteten Kräfte sollen sich für beide Achsen getrennt und stufenlos regeln lassen. Außerdem ist eine präzise Messung und elektronische Aufzeichnung dieser Kräfte erforderlich. Mit dem biaxialen Prüfsystem sollen auch Proben unterschiedlicher Größe untersucht werden können; das System muß sich daher an verschiedene Probengrößen anpassen lassen. Rißuferverschiebungen von Proben werden von COD-Gauges gemessen. Die Proben müssen daher in dem biaxialen Prüfsystem frei zugänglich sein. Diese freie Zugänglichkeit wird außerdem für verschiedene experimentelle Untersuchungen an der Probe während des Belastungsvorgangs benötigt. Es ist selbstverständlich, daß alle Komponenten des biaxialen Prüfsystems nur geringe Verschleißerscheinungen aufweisen dürfen; sie sollten daher für den Dauereinsatz ausgelegt sein.

3.2 Aufbau und Funktionsweise

Die speziellen Anforderungen, die an das biaxiale Prüfsystem gestellt wurden, ließen sich nur durch eine Eigenentwicklung des Prüfsystems erfüllen. Kommerziell angebotene biaxiale Prüfmaschinen hätten sehr aufwendig an die speziellen Anforderungen angepaßt werden müssen. Aus diesem Grunde wurde ein biaxiales Prüfsystem neu entwickelt, das aus einer existierenden servohydraulischen Prüfmaschine und einer selbst entwickelten Prüfmaschinenenerweiterung besteht. Mit der servohydraulischen Prüfmaschine und der Prüfmaschinenenerweiterung kann jeweils nur eine uniaxiale Kraft erzeugt werden. Zusammen bilden sie jedoch ein biaxiales Prüfsystem (s. Abb. 20).

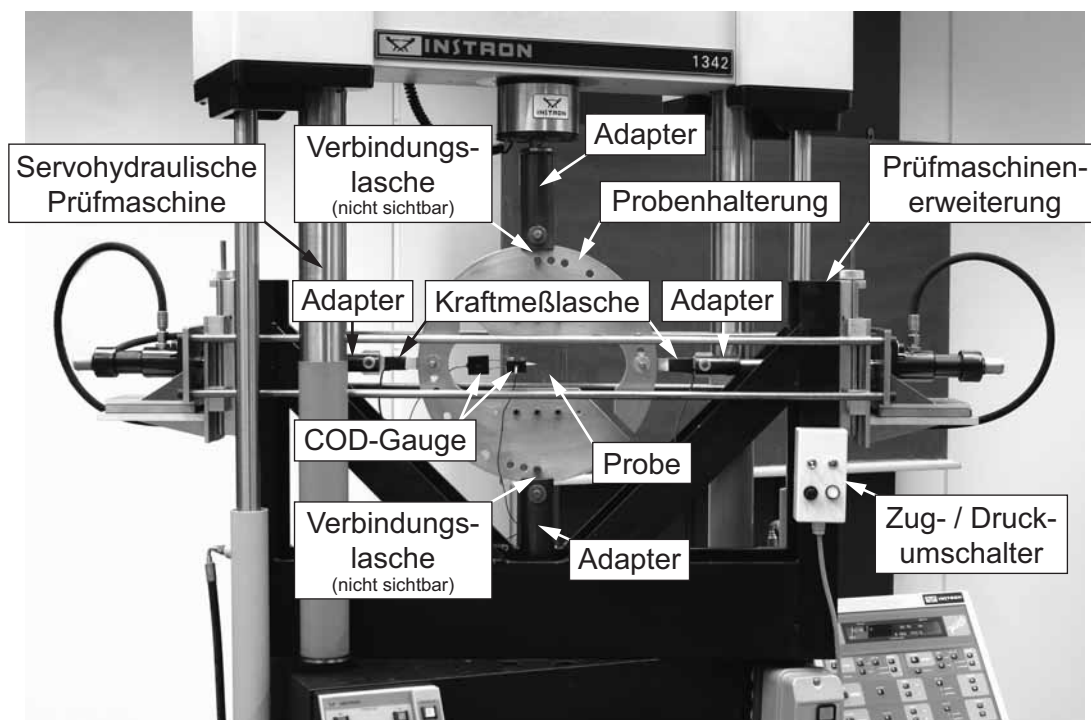


Abb. 20: Biaxiales Prüfsystem

3.2.1 Servohydraulische Prüfmaschine

Bei der Prüfmaschine handelt es sich um das Modell „8500 Plus“ der Firma Instron. Das zentrale Element einer Prüfmaschine ist der Prüfrahm, welcher zur Aufnahme der Prüfkraft und zur Befestigung des Aktuators sowie des Kraftaufnehmers dient. Der Prüfrahm muß eine hohe Steifigkeit aufweisen, da eine Bewegung oder eine Biegung des Rahmens den Versuch beeinflussen kann. Der Instron Zwei-Säulen-Prüfrahm vom Typ „8502“ ist für Versuchskräfte von bis zu 250 kN zugelassen und zeichnet sich durch eine hohe Steifigkeit

von 585 kN/mm aus [57]. Er besteht aus einer Trägerbasis, einem festen Tisch und einem Querhaupt, welches sich für unterschiedliche Versuche mit Hydraulikzylindern in der Höhe einstellen läßt. Mit einer hydraulischen Verspannung des Querhauptes wird sichergestellt, daß sich dieses nicht während eines Versuchs bewegt. Der mechanische Antrieb für die Prüfmaschine wird durch einen sogenannten Aktuator erzeugt. Dies ist ein hydraulischer Differentialzylinder¹, der an der Trägerbasis befestigt ist. Das Ende der Kolbenstange des Differentialzylinders ragt durch den Prüfrahtentisch und hat ein Innengewinde zur Aufnahme eines Adapters, der mit der unteren Hälfte der Probenhalterung über eine Lasche verbunden ist. Die an der unteren Probenhalterungshälfte anliegende Kraft wird durch die Probe geleitet und auf die obere Probenhalterungshälfte übertragen. Diese ist wiederum über eine Lasche mit einem Adapter verbunden, der mit dem Kraftaufnehmer verschraubt ist. Der Kraftaufnehmer ist am Querhaupt befestigt und dient zur Bestimmung und zur Kontrolle der Aktuatorkraft. Er besteht aus einer Kraftmeßdose, welche aus der mechanischen Kraft ein elektrisches Signal ableitet, das dann mit dem elektrischen Kontrollsystem der Prüfmaschine gemessen wird.

Bei dem Kontrollsystem handelt es sich um ein digitales System, das aus einer Konsole, die den Mikroprozessor und die Aufnehmerkontrollkanäle beinhaltet, und einem Bedienpult besteht. Durch die digitale Steuerung kann die servohydraulische Prüfmaschine kraft-, weg- oder dehnungsgeregelt betrieben werden. Für die Kraftmessung stehen zwei Kraftaufnehmer mit einem Meßbereich bis 5 kN und bis 25 kN zur Verfügung. Der Weg wird direkt am Aktuator gemessen, wobei ein Hub von ± 55 mm möglich ist. Die Bestimmung der Kerböffnungsverschiebung erfolgt mit einem oder mit zwei COD-Gauges, die an der Konsole angeschlossen werden. Es handelt sich um zwei identische Instron COD-Gauges des Typs „2670-116“ mit einer Metallzungenlänge von 10 mm und einem Metallzungenabstand von 4 mm. Damit lassen sich Längenänderungen von $\pm 0,985$ mm mit einer maximalen Meßabweichung von 0,2% des Vollausschlages messen [58]. Die hydraulische Versorgung des Aktuators und auch der Hydraulikzylinder für die Höheneinstellung des Querhauptes erfolgt durch ein separates Aggregat, das den Hydraulikdruck und die Ölmenge zur Verfügung stellt. Dieses Aggregat besteht aus einer Pumpe und einer Kontrolleinheit, welche alle erforderlichen Regel-, Steuer- und Sicherheitsventile beinhaltet. Die Pumpe wird von einem

1. Ein Differentialzylinder besitzt nur auf einer Seite der Kolbenfläche eine Kolbenstange. Es handelt sich um einen Zweiwegekolben.

Hydraulikölbehälter versorgt und mit einem Elektromotor angetrieben. Durch den hohen Betriebsdruck erwärmt sich das System stark. Die Wärme wird von einem Wärmetauscher aufgenommen und an eine Wasserkühlung abgeleitet.

3.2.2 Prüfmaschinenerweiterung

Zur Erweiterung der uniaxialen servohydraulischen Prüfmaschine zum biaxialen Prüfsystem wird die selbst entwickelte Prüfmaschinenerweiterung benötigt. Diese ist im Gegensatz zur servohydraulischen Prüfmaschine, bei der die Krafteinleitung unsymmetrisch erfolgt, symmetrisch aufgebaut, d.h. es erfolgt auch eine symmetrische Krafteinleitung. Die Prüfmaschinenerweiterung kann als Modul auf den Prüfrahtisch der servohydraulischen Prüfmaschine gestellt und nach dem Ausrichten mit zwei Schrauben am Prüfrahtisch fixiert werden. Die Prüfmaschinenerweiterung setzt sich aus einem Traggestell und einer uniaxialen Belastungsvorrichtung zusammen. Das Traggestell besteht aus einem waagerechten, liegenden I-Träger, an dem an beiden Enden senkrecht stehende U-Träger angeschweißt sind. Verstärkt wird diese Konstruktion durch vier diagonale Streben, die am I- und am U-Träger angeschweißt sind (s. Abb. 20). Der liegende I-Träger hat in der Mitte ein Loch, durch das die Kolbenstange des Aktuators der servohydraulischen Prüfmaschine hindurchreicht. Für die Fixierung der Prüfmaschinenerweiterung am Prüfrahtisch sind in dem I-Träger außerdem noch zwei Bohrungen vorhanden. An den beiden U-Trägern ist die uniaxiale Belastungsvorrichtung angeschraubt. Abbildung 21 zeigt eine Detailaufnahme der rechten Seite, die aufgrund des symmetrischen Aufbaus der Prüfmaschinenerweiterung mit der linken Seite identisch ist. Die folgende Beschreibung bezieht sich daher nur auf eine der beiden Seiten. Ein L-förmiger vertikaler Wagen, gefertigt aus einer vertikalen und einer horizontalen Platte sowie einer Verbindungsstrebe, ist über eine Linearführung (Wellenführung), die aus zwei vertikalen Tragschienen und vier Linearkugellagern besteht, mit dem U-Träger des Traggestells verbunden. Der vertikale Wagen dient zur Höheneinstellung, welche sowohl zur Anpassung der Prüfmaschinenerweiterung an unterschiedlich große Proben als auch zur orthogonalen Ausrichtung beider Achsen zueinander benötigt wird. Die Höheneinstellung erfolgt mit dem Höheneinstellrad, das über eine Gewindespindel am vertikalen Wagen befestigt ist und von einer Halterung am U-Träger gehalten wird. Eine zweite Linearführung (Profilschienenführung), die aus zwei horizontalen Führungsschienen und einem Führungswagen besteht, verbindet die horizontale Platte des vertikalen Wagens mit einem

ebenfalls L-förmigen horizontalen Wagen, der aus einer vertikalen und einer horizontalen Platte sowie zwei Verbindungsstreben gefertigt ist. An der vertikalen Platte des horizontalen Wagens ist ein differentialer Hydraulikzylinder des Typs „HEB 516403“ angeschraubt, wobei die Kolbenstange des Hydraulikzylinders durch ein Loch in der vertikalen Platte des horizontalen Wagens und durch ein Langloch des U-Trägers hindurchreicht. Das Ende der Kolbenstange hat ein Außengewinde zur Aufnahme eines Adapters, welcher auf der rechten Seite der Prüfmaschinenerweiterung mit der oberen Hälfte der Probenhalterung über eine Kraftmeßblase verbunden ist. Die Kolbenstange der linken Seite der Prüfmaschinenerweiterung ist mit der unteren Hälfte der Probenhalterung ebenfalls über eine Kraftmeßblase verbunden.

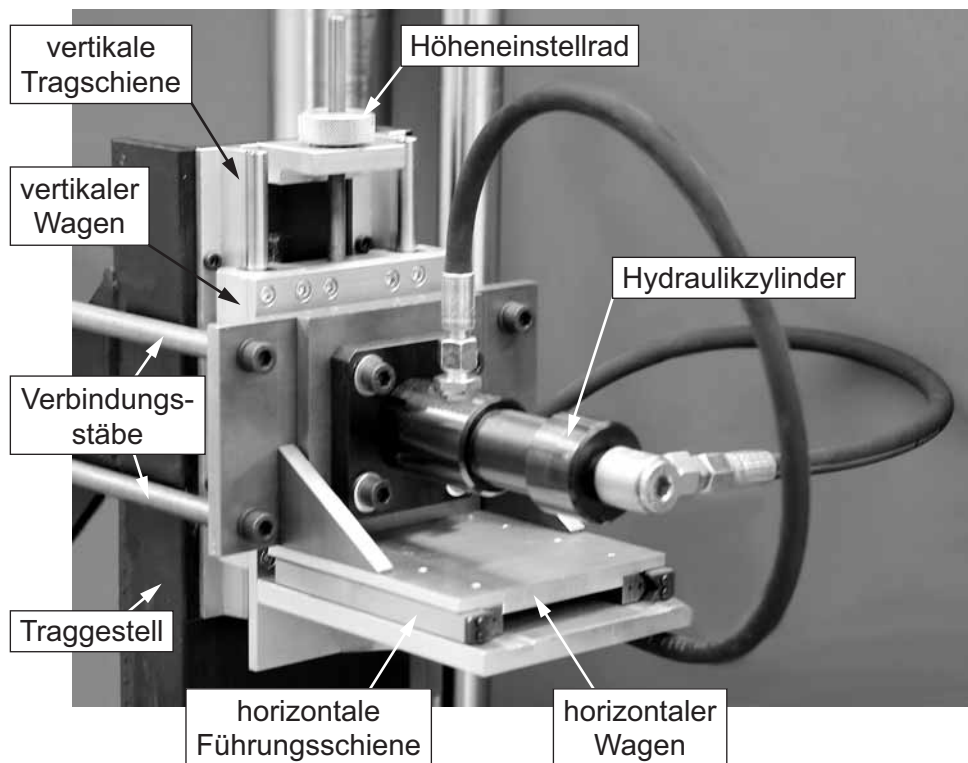


Abb. 21: Detailaufnahme der Prüfmaschinenerweiterung

Die von den beiden Hydraulikzylindern erzeugte Kraft wird über die Adapter und die Kraftmeßblaschen auf beide Hälften der Probenhalterung übertragen und durch die Probe geleitet. Diese Kraftübertragung kann jedoch nur stattfinden, wenn sich beide Hälften der Probenhalterung horizontal gegeneinander verschieben lassen. Weil aber beide Probenhalterungshälften auch in der servohydraulischen Prüfmaschine eingespannt sind, müssen zwischen der Probenhalterung und den Adaptern der servohydraulischen Prüfmaschine Verbindungs-

schen eingesetzt werden, die eine horizontale Bewegung der Probenhalterung zulassen. Der Kraftfluß der Prüfmaschinenerweiterung von den Hydraulikzylindern zur Probe ist noch nicht geschlossen. Um ihn zu schließen, sind die vertikalen Platten der beiden horizontalen Wagen, an denen auch die Hydraulikzylinder angeschraubt sind, durch insgesamt vier Stäbe miteinander verbunden (s. Abb. 20 und Abb. 21). Die Verbindungsstäbe übernehmen die gleiche Aufgabe wie die beiden Säulen der servohydraulischen Prüfmaschine. Die Dimensionierung der Verbindungsstäbe bestimmt im wesentlichen die Steifigkeit der Prüfmaschinenerweiterung, und auch die maximale Versuchskraft wird durch die Knickkraft der Verbindungsstäbe festgelegt.

Obwohl beide Hydraulikzylinder vom gleichen Typ sind und die Hydraulikschläuche der beiden Zylinder miteinander verbunden sind, unterscheiden sich die Hubgeschwindigkeiten der Kolbenstangen. Die Hydraulikzylinder haben zwar spezielle, leichtgängige Dichtungen, trotzdem erzeugt die geringe, aber durch Fertigungstoleranzen unterschiedliche Reibung zwischen den Kolbenstangen und den Dichtungen unterschiedliche Hubgeschwindigkeiten der Kolbenstangen. Die unterschiedlichen Hubgeschwindigkeiten der beiden Kolbenstangen der Prüfmaschinenerweiterung würden bei in bezug auf den Aktuator der servohydraulischen Prüfmaschine fest stehenden Hydraulikzylindern zu einer horizontalen Verschiebung der Probe führen. Durch diese horizontale Verschiebung würde die servohydraulische Prüfmaschine die Probe zusätzlich zur Normalkraft auch mit einer Querkraft belasten. Die Querkraft wäre mit dem vorhandenen Versuchsaufbau nicht meßbar und würde ohne Berücksichtigung das Versuchsergebnis verfälschen. Aus diesem Grunde sind die beiden horizontalen Wagen der Prüfmaschinenerweiterung horizontal verschiebbar gelagert. Die unterschiedlichen Hubgeschwindigkeiten der beiden Kolbenstangen führen zwar zu unterschiedlichen Hubwegen, die aber durch die horizontale Linearführung der beiden Hydraulikzylinder wieder ausgeglichen werden, wodurch ein horizontales Verschieben der Probe verhindert wird. Dieses Prinzip würde auch mit nur einem Hydraulikzylinder und einer starren Gegenseite funktionieren, dann müßte die Linearführung allerdings den gesamten Hubweg der Kolbenstange ausgleichen, während es bei zwei Hydraulikzylindern nur die Differenz der unterschiedlichen Kolbenwege ist.

Die hydraulische Versorgung der beiden Differentialzylinder erfolgt durch ein separates Aggregat der Firma Brocke & Bähr GmbH (s. Abb. 22), das den Hydraulikdruck und die

Ölmenge zur Verfügung stellt. Dieses Aggregat ist über zwei Hydraulikschläuche, jeweils einer für die Zugstufe und einer für die Druckstufe, mit den beiden Differentialzylindern der Prüfmaschinenerweiterung verbunden. Es besteht aus einer Pumpe, die von einem Ölbehälter versorgt und mit einem Elektromotor angetrieben wird. Dabei erwärmt sich das Hydrauliköl nur leicht, so daß eine passive Kühlung des Ölbehälters durch Konvektion der Luft ausreicht. Der Öldruck kann mit einem Druckbegrenzungsventil stufenlos bis zum maximalen Betriebsdruck manuell eingestellt und am Manometer abgelesen werden. Die Zug-/Druckumschaltung der beiden Hydraulikzylinder erfolgt mit einem Umschaltungsventil, das elektrisch angesteuert wird. Der elektrische Zug-/Druckumschalter befindet sich zusammen mit zwei Kontrolleuchten in einer Box, die am Traggestell der Prüfmaschinenerweiterung befestigt ist (s. Abb. 20).

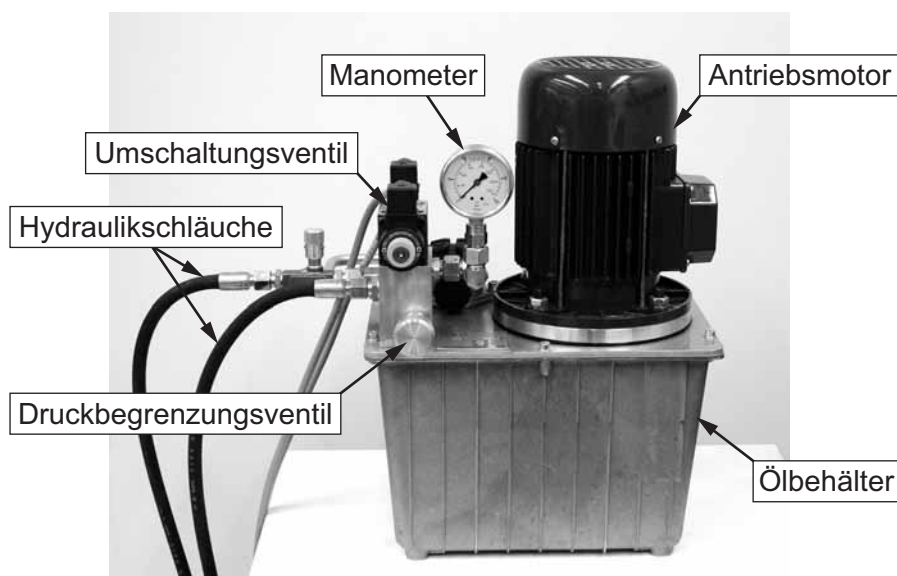


Abb. 22: Hydraulische Prüfmaschinenerweiterungsversorgung

Der Öldruck wird zwar am Manometer der hydraulischen Prüfmaschinenerweiterungsversorgung analog angezeigt, die von den beiden Differentialzylindern erzeugte Kraft kann daraus jedoch nur grob bestimmt werden. Die präzise Messung der Kraft erfolgt daher durch die schon erwähnten Kraftmeßlaschen aus Aluminium, die sich zwischen den Adaptern der Kolbenstangen und der Probenhalterung befinden. Aufgrund des unverzweigten Kraftflusses und der horizontalen Linearführung der beiden Hydraulikzylinder ist die Kraft in beiden Kraftmeßlaschen identisch; eine Kraftmessung an nur einer Kraftmeßlasche wäre somit auch möglich. Die zweifache Kraftmessung dient zur Kontrolle, durch die eventuelle Störungen

schneller erkannt werden können. In die Kraftmeßlaschen sind Kardangelenke eingepreßt, in die die Haltebolzen aus Stahl gesteckt werden (s. Abb. 23). Durch die Kardangelenke wird sichergestellt, daß sich die beiden Probenhalterungshälften bei einer Lasteinleitung der servohydraulischen Prüfmaschine gegeneinander vertikal verschieben lassen. Außerdem verhindern die Kardangelenke, daß Biege- oder Torsionsmomente in die Kraftmeßlaschen eingeleitet werden. Die Kraftmeßlaschen nehmen daher nur Normalkräfte auf, die zu einer Dehnungsänderung führen und von vier Dehnungsmeßstreifen pro Kraftmeßlasche registriert werden. Die vier Dehnungsmeßstreifen sind zu einer Wheatstoneschen-Brückenschaltung verbunden, die biege-, torsions- und temperaturkompensiert ist [49-52,59]. Eventuell auftretende Biege- oder Torsionsmomente, die zu einer Meßabweichung führen könnten, werden also mechanisch eliminiert und zusätzlich elektrisch kompensiert.

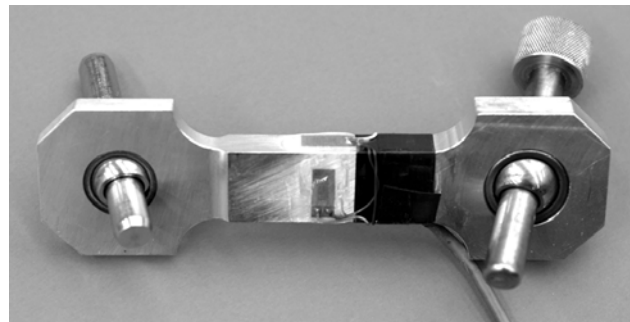


Abb. 23: Kraftmeßlasche mit Haltebolzen

Die Datenaufzeichnung erfolgt mit einem digitalen Speicheroszilloskop der Firma Yokogawa. Es handelt sich um das modular aufgebaute Modell „DL 708E“ (s. Abb. 24), welches maximal acht Kanäle mit einer Speicherlänge von 100 kWorte aufzeichnen kann [60].

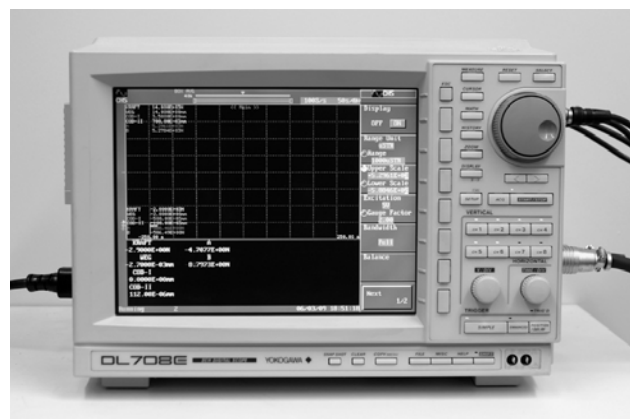


Abb. 24: Digitales Speicheroszilloskop

Für das biaxiale Prüfsystem werden sechs Kanäle benötigt. Von der servohydraulischen Prüfmaschine werden die Kraft des Kraftaufnehmers, der Weg des Aktuators und die Kerböffnungsverschiebungen der beiden COD-Gauges aufgezeichnet. Dies erfolgt mit insgesamt vier 12-Bit-Modulen des Typs „7018-56“ mit einer maximalen Abtastrate von 10 MS/s bei einer maximalen Meßabweichung von 1,5 % des Vollausschlages [61]. Von der Prüfmaschinenerweiterung werden die Dehnungen der beiden Kraftmeßblaschen gemessen und die dazu entsprechenden Kräfte aufgezeichnet. Um einer bestimmten Dehnung einer Kraftmeßblase die dazu erforderliche Kraft zuordnen zu können, muß die Kraftmeßblase kalibriert werden. Die Beschreibung des Kalibriervorgangs befindet sich in Anhang 8.1. Die Ergebnisse der Kalibrierung sind in Tab. 1 zusammengefaßt.

Kraftmeßblase links	$5,882 \pm 0,0025 \text{ N}/\mu\text{Str.}$
Kraftmeßblase rechts	$5,861 \pm 0,0049 \text{ N}/\mu\text{Str.}$

Tab. 1: Kalibrierungsfaktoren der Kraftmeßblaschen¹

Die Dehnungsmessung der beiden Kraftmeßblaschen geschieht mit zwei 14-Bit-DMS-Modulen des Typs „7018-80“ mit einer maximalen Abtastrate von 100 kS/s bei einer maximalen Meßabweichung von einem Prozent des Vollausschlages [60]. Die vier Dehnungsmessstreifen pro Kraftmeßblase werden in den Modulen zu einer Wheatstoneschen-Brücke geschaltet und mit einer Brückenspannung von 5 Volt versorgt. Der menügesteuerte Brückenabgleich erfolgt automatisch. Die eingestellte Empfindlichkeit k_f beträgt 2,0 und der Meßbereich $1000 \mu\text{Str.}$ Die aktuellen Meßwerte aller sechs Kanäle werden während des Versuchs im unteren Teil des Displays des digitalen Speicheroszilloskops angezeigt. Während die aktuellen Meßwerte der von der servohydraulischen Prüfmaschine ausgegebenen Daten auch an deren Bedienpult abgelesen werden können, läßt sich die an den Kraftmeßblaschen der Prüfmaschinenerweiterung aktuell gemessene Kraft nur am digitalen Speicheroszilloskop ablesen. Die auf einer Festplatte des digitalen Speicheroszilloskops aufgezeichneten Versuchsdaten können über eine SCSI-Schnittstelle zur weiteren Auswertung auf einen PC übertragen werden.

1. Die angegebene Meßunsicherheit gilt für ein Vertrauensniveau von 99 % [62].

3.3 Erprobung

Vor der Durchführung der in Kapitel 4 beschriebenen Versuche wurde überprüft, ob das biaxiale Prüfsystem alle in Kapitel 3.1 genannten Anforderungen erfüllt. Insbesondere mußte sichergestellt sein, daß sich die Moden durch die Lastaufbringung oder durch die daraus resultierenden Verformungen der Probe nicht gegenseitig beeinflussen. Zur Erprobung des biaxialen Prüfsystems war es erforderlich, die Spannungsverteilungen rißbehafteter Proben unter Modus-I-, Modus-II- und Mixed-Mode-Belastungen zu messen, aus denen sich die tatsächlich an der Rißspitze einstellenden Spannungsintensitätsfaktoren bestimmen lassen. Dies ist vorteilhaft mit spannungssensitiven Verfahren wie der Spannungsoptik und der Schattenoptik möglich. Bei dehnungssensitiven Verfahren wie z.B. dem Dehnungsmeßstreifen-Verfahren oder dem Moiré-Verfahren müssen zur Bestimmung der Spannungsintensitätsfaktoren erst die Spannungsverteilungen aus den gemessenen Dehnungen berechnet werden, so daß das Ergebnis auch von der Wahl des verwendeten Materialgesetzes abhängt. Während mit dem schattenoptischen Verfahren nur die Spannungskonzentration an der Rißspitze erfaßt wird, liefert das spannungsoptische Verfahren Informationen über die Spannungsverteilungen der gesamten Probe. Darüber hinaus ist das spannungsoptische Verfahren aufgrund der Anschaulichkeit und des relativ einfachen Versuchsaufbaus zur Bestimmung der Spannungsintensitätsfaktoren besonders gut geeignet. Die Erprobung des biaxialen Prüfsystems wurde daher mit dem spannungsoptischen Verfahren durchgeführt.

3.3.1 Spannungsoptischer Aufbau

Die spannungsoptischen Versuche erfolgten an einer Compact-Tension-Shear-Probe (CTS-Probe). Die 100 x 200 x 10 Millimeter große CTS-Probe hat anstelle eines „scharfen“ Anrisses in der Mitte eine Bohrung von einem Millimeter Durchmesser, die bis zum Rand der Probe aufgesägt wurde (s. Abb. 25). Der so entstandene abgestumpfte Riß hat eine tatsächliche Länge von 50,58 mm, welche aber aufgrund der Abstumpfung nur einer Länge von 50,33 mm im Vergleich zu einem „scharfen“ Anriß entspricht [63]. Durch die Abstumpfung des Risses kann eine weitaus höhere Last aufgebracht werden als dies bei einem „scharfen“ Anriß der Fall wäre, wodurch mehr Isochromaten erzeugt werden. Auf die Verteilung der Isochromaten hat diese Maßnahme jedoch keinen Einfluß, weil das Spannungsfeld nur unwesentlich dadurch beeinflusst wird [33,63]. Auf der vorderen Seite der CTS-Probe sind mittig ein Fadenkreuz und zwei Quadrate mit einer Kantenlänge von 32 und 63 mm in

die Oberfläche eingeritzt. Diese Markierungen dienen zum Positionieren und Ausrichten der Kamera. Zur Aufnahme der Schneiden für die Befestigung der beiden COD-Gauges sind insgesamt vier Gewindebohrungen vorhanden.

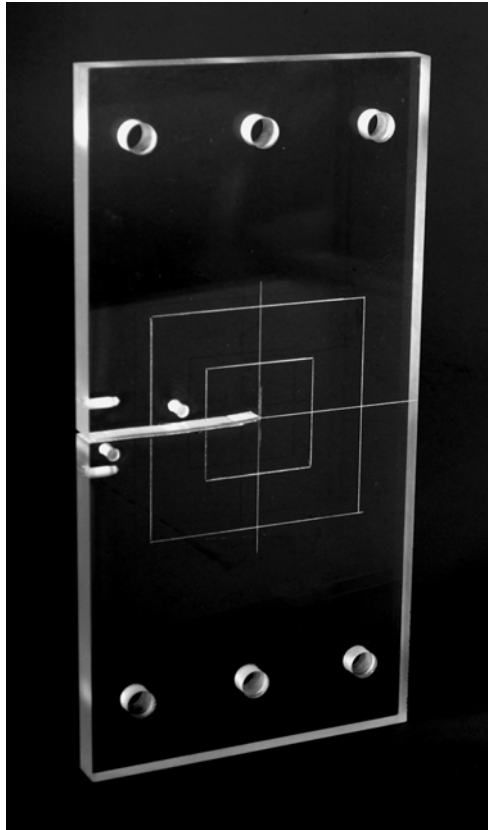


Abb. 25: CTS-Probe aus Araldit B mit abgestumpftem Riß

Als Probenwerkstoff wurde das Epoxidharz Araldit B verwendet, welches sich durch sehr gute optische und elastische Eigenschaften auszeichnet. Das Material ist umfassend analysiert worden und wird in der Literatur als idealer Modellwerkstoff für spannungsoptische Versuche angegeben [55]. Der Elastizitätsmodul beträgt 3400 MPa und die Poissonzahl 0,37 [50]. Die Bestimmung der spannungsoptischen Konstanten von Araldit B ist in Anhang 8.2 beschrieben. Bei Verwendung von gelbem Licht mit einer Wellenlänge von 589 nm, wie es von einer Natrium-Dampf-Lampe erzeugt wird, und einer Belastungszeit von sechs Minuten bei einer Temperatur von 296 K beträgt die spannungsoptische Konstante S des verwendeten Materials 10,19 kN/m.

Die CTS-Probe wurde in eine spezielle Probenhalterung eingespannt und mit sechs verschraubbaren Bolzen fixiert (s. Abb. 20). Die Belastung der Probe erfolgte mit dem

biaxialen Prüfsystem. Zur experimentellen Bestimmung von Spannungsintensitätsfaktoren werden nur die Isochromatenfelder und nicht die Isoklinen benötigt. Aus diesem Grunde wurde der spannungsoptische Aufbau eines Zirkularpolariskops gewählt (s. Abb. 18), bei dem die Isoklinen nicht sichtbar sind. Als Lichtquelle wurde eine Natrium-Dampf-Lampe eingesetzt, die gelbes Licht mit einer Wellenlänge von 589 nm erzeugt. Es handelt sich um eine flächenförmige Lichtquelle in Form eines ca. 0,8 x 0,8 Meter großen Lichtkastens, der hinter dem biaxialen Prüfsystem aufgestellt wurde. Die Polarisationsfilter und $\lambda/4$ -Platten wurden jeweils vor und hinter dem Prüfsystem positioniert. Zur Erfassung der Isochromatenfelder wurde eine digitale Spiegelreflexkamera der Firma Canon verwendet. Es handelt sich um das Modell „EOS 10D“ mit einer Bildauflösung von 6,3 Megapixeln und dem Hochleistungsobjektiv „EF 28-70 1:2,8L USM“. Das mit UD-Glas- und asphärischen Linsen ausgestattete Objektiv, welches insgesamt 16 Linsen enthält, zeichnet sich durch eine hervorragende Abbildungsleistung und eine sehr geringe Verzeichnung aus. Die Brennweite des Objektivs reicht von 28 bis 70 mm. Zusammen mit dem Brennweitenverlängerungsfaktor der Kamera von 1,6 ergibt sich ein Brennweitenbereich von 45 bis 112 mm. Die Aufnahmen der Isochromatenfelder wurden im Telebereich mit der größtmöglichen Brennweite von 70 mm (entspricht 112 mm Kleinbild) gemacht, weil dort die geringen, aber dennoch vorhandenen Verzeichnungen des Objektivs kleiner sind als im Weitwinkelbereich.

3.3.2 Spannungsoptische Versuche

Mit der spannungsoptischen Methode wurden sechs verschiedene Belastungsfälle untersucht: Modus-I und Modus-II jeweils in der servohydraulischen Prüfmaschine und in der Prüfmaschinenerweiterung sowie zwei Mixed-Mode-Belastungen mit unterschiedlichem Belastungspfad im biaxialen Prüfsystem (s. Abb. 26). Es wurde der gleiche Systemaufbau verwendet, wie er in Kapitel 3.2 beschrieben ist. Bei der mit der servohydraulischen Prüfmaschine erzeugten Modus-I-Belastung wurde die CTS-Probe zusammen mit der speziellen Probenhalterung in die servohydraulische Prüfmaschine so eingespannt, daß der Riß horizontal verlief; die Prüfmaschinenerweiterung wurde für diesen Versuch nicht benötigt. Entsprechendes gilt für die Modus-II-Belastung, allerdings mußte hier die Probe mit der Probenhalterung um 90° gedreht in die Prüfmaschine eingespannt werden. Bei der mit der Prüfmaschinenerweiterung erzeugten Modus-I-Belastung wurde die Probe mit der Proben-

halterung bei vertikal ausgerichtetem Riß in das biaxiale Prüfsystem eingespannt. Dabei wurde die Probe von der servohydraulischen Prüfmaschine gehalten und mit der Prüfmaschinenerweiterung belastet. Das gleiche gilt für die Modus-II-Belastung, allerdings mußte hier die Probe mit der Probenhalterung mit horizontal verlaufendem Riß in das biaxiale Prüfsystem eingespannt werden. Diese Konfiguration wurde auch für den ersten Mixed-Mode-Versuch verwendet, bei dem zuerst Modus-I mit der servohydraulischen Prüfmaschine und anschließend Modus-II mit der Prüfmaschinenerweiterung aufgebracht wurde. Bei dem zweiten Mixed-Mode-Versuch, bei dem zuerst Modus-II mit der servohydraulischen Prüfmaschine und anschließend Modus-I mit der Prüfmaschinenerweiterung erzeugt wurde, mußte die Probe mit der Probenhalterung wieder um 90° gedreht in das biaxiale Prüfsystem eingespannt werden, so daß der Riß vertikal verlief.

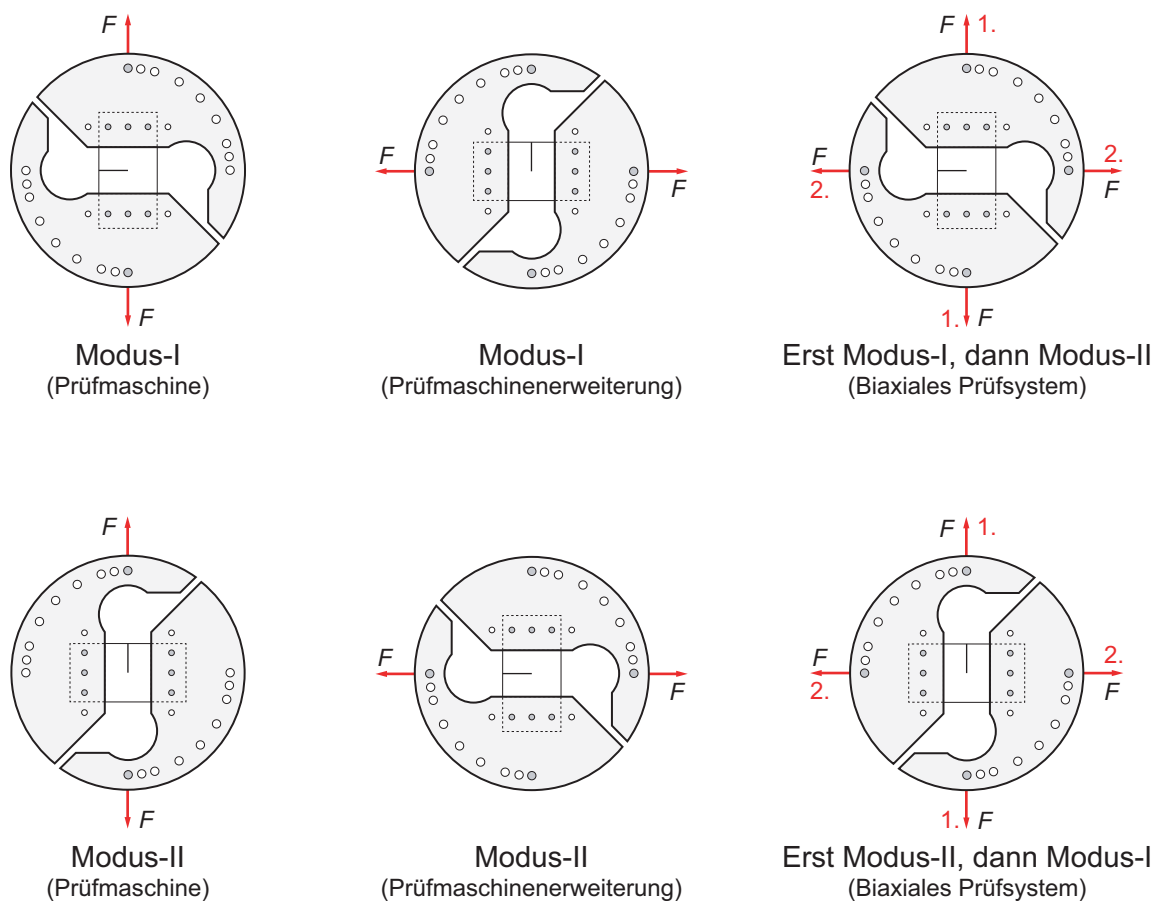


Abb. 26: Die sechs verschiedenen Belastungsfälle

Die CTS-Probe wurde mit einer Kraft von 539 N bei Modus-I und 1130 N bei Modus-II belastet. Dies entspricht nach den numerisch bestimmten Gleichungen (55) und (56) einem

Spannungsintensitätsfaktor von $0,6 \text{ MPam}^{1/2}$ (s. Kap. 4.5). Bei den Berechnungen der von der servohydraulischen Prüfmaschine aufzubringenden Kräfte wurde die Gewichtskraft der unteren Probenhalterungshälfte von $14,8 \text{ N}$ ebenfalls berücksichtigt, da diese Kraft von dem Kraftaufnehmer der Prüfmaschine nicht erfaßt wird, aber trotzdem auf die CTS-Probe wirkt. Nach einer Wartezeit von ca. sechs Minuten ist der Kriechvorgang in der Probe jeweils so weit abgeklungen gewesen, daß das Isochromatenfeld fotografiert werden konnte. Alle spannungsoptischen Versuche wurden mehrfach bei einer konstanten Raumtemperatur von 23°C wiederholt.

Um nicht nur qualitative, sondern auch quantitative Aussagen über den Spannungszustand an der Rißspitze treffen zu können, wurden die Spannungsintensitätsfaktoren aus den Isochromatenfeldern berechnet. Dies erfolgte jedoch nicht mit den Gleichungen (53) und (54), sondern mit dem selbst erstellten Computerprogramm „Complex Z“ [21]. Das ca. 6500 Zeilen umfassende Windows-Programm verwendet die Multiparametermethode von Sanford und Dally [64]. Zur Auswertung der Spannungsverteilungen sind nicht nur die Spannungsnahfeldgleichungen (9) und (10), sondern auch die ersten fünf Terme höherer Ordnung (s. Gl. 17 bis 22) implementiert, die wahlweise berücksichtigt werden können. Dadurch wird eine höhere Genauigkeit bei der Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren erreicht, weil auch das Fernfeld um die Rißspitze ausgewertet werden kann, welches sensitiv auf die Glieder höherer Ordnung reagiert. Außerdem werden mit den Gliedern höherer Ordnung auch die geometrischen Veränderungen der Isochromatenschleifen erfaßt, die durch die Probenberandung erzeugt werden.

Zur Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren und der weiteren Koeffizienten der Rißspitzenspannungsverteilung wird das Bild des experimentell bestimmten Isochromatenfeldes in das Programm eingelesen. Die Isochromatenlinien werden automatisch erkannt und im gültigen Bereich B digitalisiert (s. Abb. 27). Dieser Bereich befindet sich innerhalb eines Kreisrings, wobei der innere Radius r durch die halbe Probendicke h und der äußere Radius R durch die 0,3-fache Rißlänge a bestimmt wird [64]. Der Bereich außerhalb des Kreisrings ist aufgrund des dreidimensionalen Spannungszustandes an der Rißspitze für $r < h/2$ und den dominierenden höheren Gliedern der Spannungsverteilung für $R > 0,3a$ ungültig. Aus den maximal 2500 generierten Koordinaten der Isochromaten wird ein nichtlineares, überbestimmtes Gleichungssystem zur Bestimmung der Koeffizienten der Rißspitzenspannungs-

verteilung erzeugt. Dieses Gleichungssystem wird durch eine Taylor-Reihenentwicklung linearisiert, mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate in ein bestimmtes Gleichungssystem überführt und iterativ gelöst. Aus der gewonnenen Rißspitzenstressverteilung wird zur Verifikation der Koeffizienten das dazu gehörende Isochromatenfeld automatisch berechnet. Der Grad der Übereinstimmung mit dem experimentell bestimmten Isochromatenfeld dient als qualitatives Maß für die Güte der berechneten Koeffizienten.

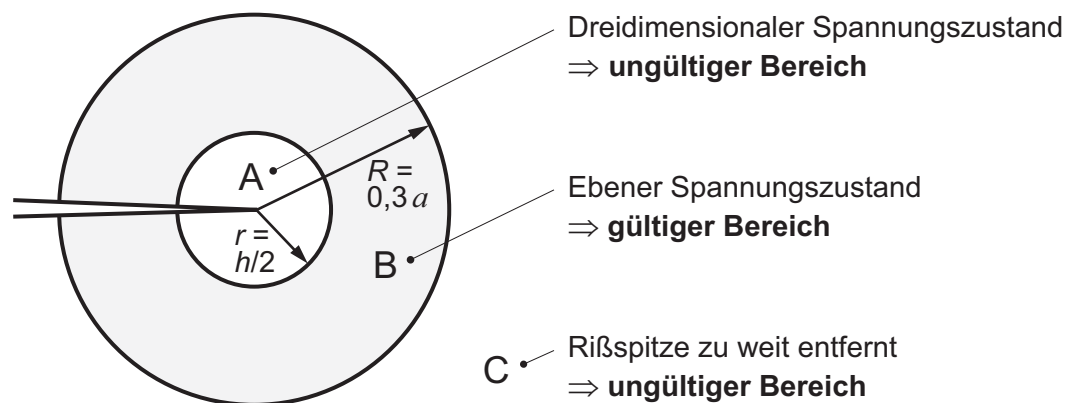


Abb. 27: Gültigkeitsbereich zur Auswertung des Isochromatenfeldes

Die Berechnungen der Spannungsintensitätsfaktoren wurden unter Berücksichtigung der Terme höherer Ordnung mit der experimentell bestimmten spannungsoptischen Konstanten S von 10,19 kN/m und der Probandicke h von 10 mm für alle mehrfach wiederholten spannungsoptischen Versuche der sechs verschiedene Belastungsfälle durchgeführt.

3.3.3 Spannungsoptische Ergebnisse

Die Isochromatenfelder, welche für die sechs untersuchten Belastungsfälle mehrmals gemessen wurden, haben jeweils eine sehr gute Übereinstimmung gezeigt. Aus diesem Grunde wird exemplarisch nur eine spannungsoptische Aufnahme für jeden der sechs untersuchten Belastungsfälle dargestellt. Abbildung 28 zeigt die spannungsoptischen Aufnahmen in Originalgröße. Zur besseren Vergleichbarkeit der Isochromatenfelder sind die Aufnahmen mit einem vertikalen Probenriß um 90° gedreht abgebildet, so daß der Riß immer horizontal verläuft. Die Isochromaten, die aus den Spannungsnahfeldgleichungen (9) und (10) berechnet wurden, zeigen ein sowohl zur x - als auch zur y -Achse symmetrisches Verhalten (s. Abb. 19). Diese Symmetrie ist bei den experimentell bestimmten Isochromatenfeldern nur

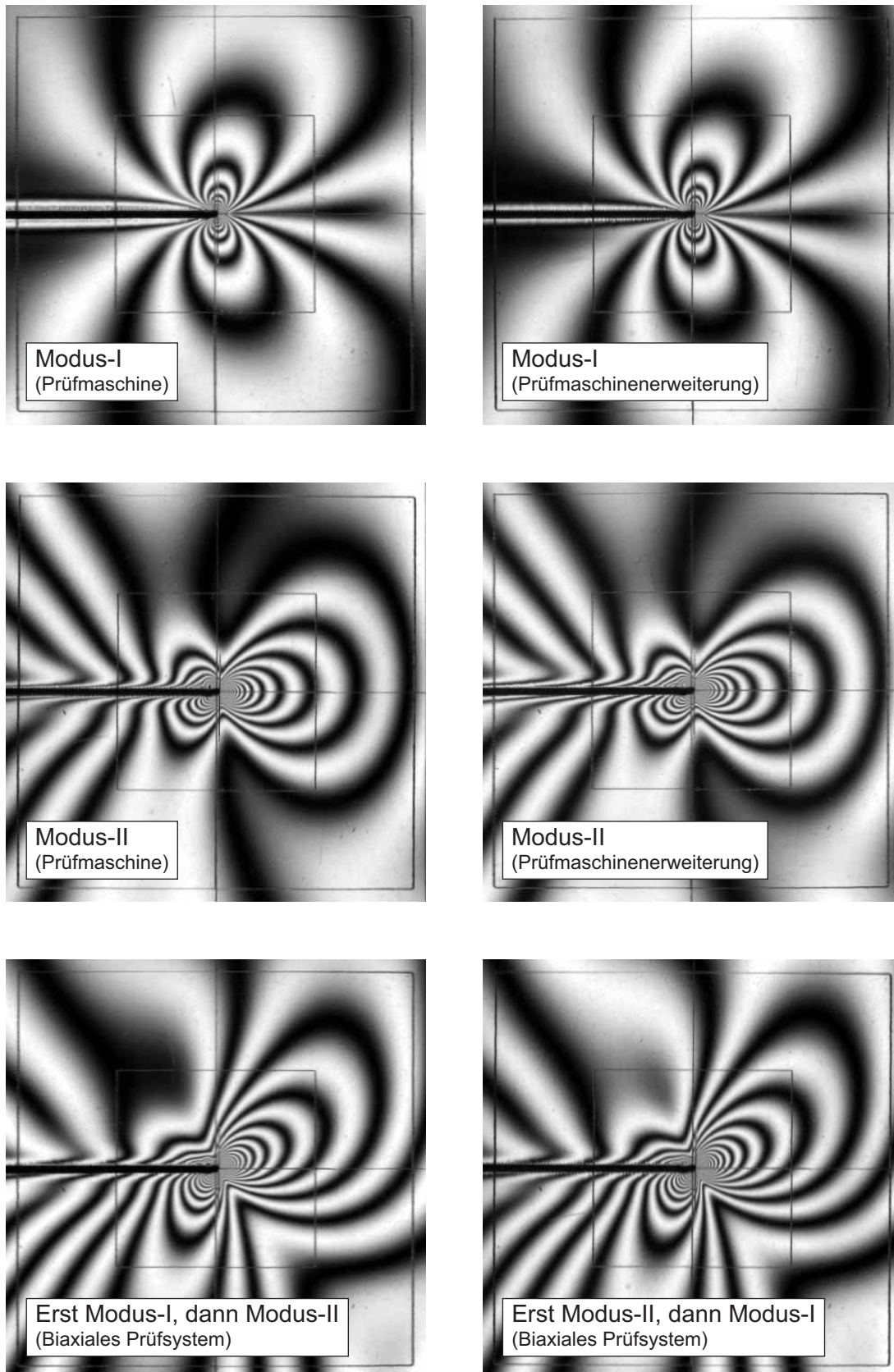


Abb. 28: Spannungsoptische Aufnahmen einer CTS-Probe aus Araldit B mit abgestumpftem Riß

in der Nähe der Rißspitze vorhanden. Durch die Probenberandung und die Terme höherer Ordnung der Spannungsverteilungen, die sich auf das Isochromatenfernfeld auswirken, verändert sich die Geometrie der Isochromatenlinien. Bei Modus-I führt dies zu einer Neigung der Isochromaten höherer Ordnung, wodurch sich nur noch eine Symmetrie zur x -Achse ergibt. Bei Modus-II ist der Einfluß der Probenberandung und der Terme höherer Ordnung noch deutlicher zu erkennen. Die Isochromaten werden in Ligamentrichtung gestreckt und vergrößert, während sie auf der Rißseite eine Stauchung erfahren. Diese Veränderungen treten um so stärker auf, je weiter die Isochromaten von der Rißspitze entfernt sind. Dies gilt auch für Mixed-Mode-Belastungen, bei denen die Isochromatenschleifen jedoch entsprechend des Mixed-Mode-Verhältnisses gedreht sind. Eine detaillierte Beschreibung des Einflusses der Terme höherer Ordnung auf die Geometrie der Isochromatenschleifen ist in den Arbeiten von Hinz [65] und Wallmichrath [66] zu finden. Die Isochromatenfelder der jeweiligen Moden zeigen insgesamt eine sehr gute Übereinstimmung. Nur bei den Mixed-Mode-Belastungen sind minimale Abweichungen einiger Isochromatenschleifen erkennbar.

Die mit dem Programm „Complex Z“ berechneten Spannungsintensitätsfaktoren der experimentell bestimmten Isochromatenfelder unterscheiden sich für den jeweiligen Belastungsmodus nur geringfügig. In Tab. 2 sind daher zusammenfassend nur die Mittelwerte der Spannungsintensitätsfaktoren und deren prozentuale Abweichung enthalten, wobei sich die Abweichung auf die mit der Prüfmaschine erzeugten reinen Belastungsfälle bezieht. Die Spannungsintensitätsfaktoren werden aufgrund der abgestumpften Rißspitze mit dem Symbol K^* gekennzeichnet.

Die experimentell bestimmten Spannungsintensitätsfaktoren liegen in einem Bereich von 0,613 und 0,627 MPam^{1/2}. Die mit den Gleichungen (55) und (56) berechneten Spannungsintensitätsfaktoren betragen 0,6 MPam^{1/2}. Die Differenzen zwischen den numerisch und den experimentell bestimmten Spannungsintensitätsfaktoren liegen daher zwischen zwei und vier Prozent. Dies ist eine gute Übereinstimmung, da zum einen die Gleichungen (55) und (56) nur aus zweidimensionalen Finite-Elemente-Berechnungen abgeleitet wurden (s. Kap. 4.5) und zum anderen schon die zur Kraftmessung eingesetzten 14-Bit-DMS-Module der Prüfmaschinenerweiterung eine maximale Meßabweichung von 1,5 % des Vollausschlages aufweisen dürfen. Bei den reinen Modus-I- und Modus-II-Belastungen, die sowohl

mit der Prüfmaschine als auch mit der Prüfmaschinenerweiterung erzeugt wurden, beträgt die Abweichung der Spannungsintensitätsfaktoren nur -0,16 bzw. -0,31 Prozent. Dies zeigt, daß mit den entwickelten Kraftmeßblaschen der Prüfmaschinenerweiterung eine präzise Kraftmessung möglich ist. Bei den Mixed-Mode-Belastungen sind die Abweichungen höher; sie liegen im Bereich zwischen -0,25 und -1,77 Prozent. Es ist festzustellen, daß die Abweichungen bei dem Belastungsfall, bei dem zuerst eine Modus-I- und anschließend eine Modus-II-Belastung aufgebracht wird, mehr als doppelt so groß sind wie bei dem Belastungsfall mit umgekehrter Reihenfolge. Absolut gesehen handelt es sich jedoch um Abweichungen von weniger als zwei Prozent. Für experimentelle Verhältnisse ist dies ein sehr kleiner, vernachlässigbarer Wert.

	Spannungsintensitätsfaktor [MPam ^{1/2}]	Abweichung [%]
Modus-I (Prüfmaschine)	K_I^* 0,624	-
Modus-I (Prüfmaschinenerweiterung)	K_I^* 0,623	-0,16
Modus-II (Prüfmaschine)	K_{II}^* 0,627	-
Modus-II (Prüfmaschinenerweiterung)	K_{II}^* 0,625	-0,31
Erst Modus-I, dann Modus-II (Biaxiales Prüfsystem)	K_I^* 0,613	-1,77
	K_{II}^* 0,617	-1,19
Erst Modus-II, dann Modus-I (Biaxiales Prüfsystem)	K_I^* 0,619	-0,69
	K_{II}^* 0,625	-0,25

Tab. 2: Spannungsoptisch bestimmte Spannungsintensitätsfaktoren

Zusammenfassend läßt sich somit feststellen, daß das biaxiale Prüfsystem hervorragend für die im nächsten Kapitel beschriebenen Versuche geeignet ist, da sich die Moden durch die Lastaufbringung und durch die daraus resultierenden Verformungen der Probe nicht gegenseitig beeinflussen und außerdem eine präzise Messung der in die Probe eingeleiteten Kräfte möglich ist.

4. Experimentelle Untersuchungen

Es wurden Bruchzähigkeiten für Modus-I und Modus-II sowie kritische Spannungsintensitätsfaktoren für gemischte Belastungsmoden an Proben mit „scharfem“ Riß und mit abgestumpftem Riß gemessen. Dabei wurde auch der Belastungspfad variiert. Im Gegensatz zu einer uniaxialen Prüfmaschine, mit der bei Mixed-Mode-Versuchen die Modus-I- und Modus-II-Belastungen nur zusammen gesteigert werden können, erlaubt das entwickelte biaxiale Prüfsystem eine unabhängige Steuerung der Modus-I- und Modus-II-Belastung. Dadurch können die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren auf beliebig vielen Wegen erreicht werden. Abbildung 29 zeigt die drei verwendeten Belastungspfade. Beim ersten Pfad { Δ } wurde zuerst eine Modus-I-Belastung und anschließend eine Modus-II-Belastung aufgebracht. Beim zweiten Pfad { O } wurde die Reihenfolge umgekehrt. Beim dritten Pfad { x } wurden die Modus-I- und Modus-II-Belastungen gleichzeitig erzeugt. Es wurde geprüft, ob sich der Belastungspfad auf die Bruchwinkel und auf die Bruchfläche der Proben auswirkt.

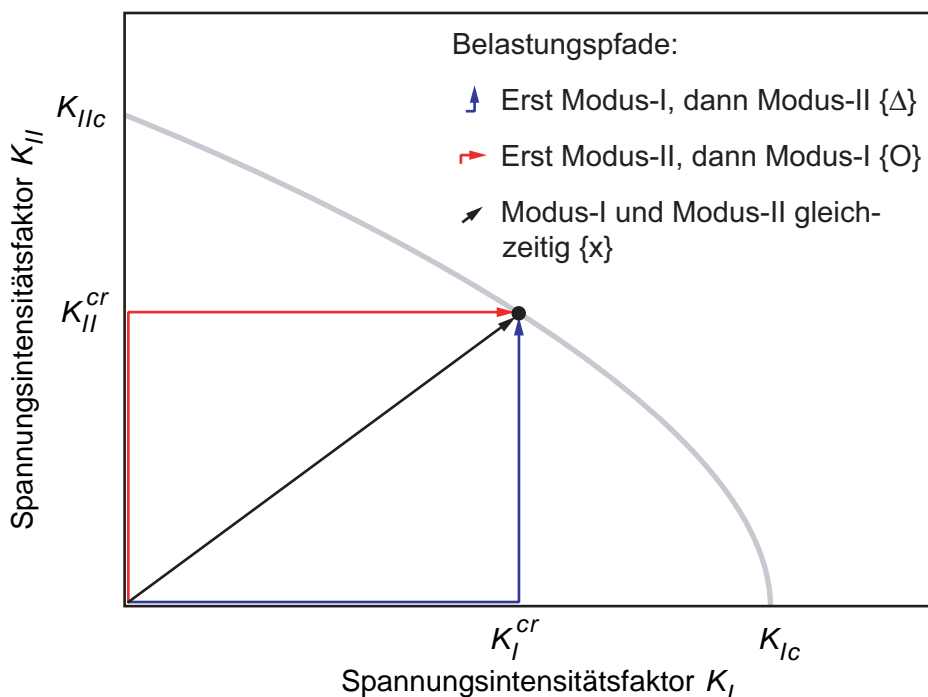


Abb. 29: Verwendete Belastungspfade

4.1 Probenwerkstoff

Die Proben wurden aus Polymethylmethacrylat (Kurzzeichen PMMA) hergestellt. PMMA gehört zur Werkstoffgruppe der thermoplastischen Polymere und ist unter den Handelsnamen Acryl- und Plexiglas bekannt. Das von der Firma Röhm entwickelte und seit 1933 industriell hergestellte Material entsteht durch Polymerisation des monomeren Methacrylsäuremethylesters [67]. Aufgrund seiner guten optischen und mechanischen Eigenschaften ist es auch heute noch ein vielgefragter Kunststoff. PMMA ist farblos und hoch transparent, kann durch Additive aber auch farbig sein. Es ist mit seiner Dichte von $1,18 \text{ g/cm}^3$ ca. 50% leichter als Mineralglas [68]. PMMA ist licht-, alterungs- und witterungsbeständig; Alkohol und Benzol greifen das Material jedoch an. Bei Temperaturen von ca. 160°C ist PMMA leicht verformbar und nach der Abkühlung formstabil. Eine gute spanabhebende Bearbeitung ist auch möglich, das Material ist jedoch kratzempfindlich. Verbindungen können durch Kleben oder Schweißen hergestellt werden. Die mechanischen Werkstoffkennwerte von PMMA sind in Tab. 3 zusammengestellt [69].

Elastizitätsmodul E [MPa]	Poissonzahl ν [-]	Zugfestigkeit R_m [MPa]	Bruchdehnung A [%]
3000	0,36	70	~ 4

Tab. 3: Mechanische Werkstoffkennwerte von PMMA

Die Verwendungsmöglichkeiten von PMMA sind vielfältig: Brillengläser, optische Linsen und Verglasungen werden aus diesem Material ebenso hergestellt wie Polymerbeton, Möbel und Gehäuse von Haushaltsartikeln. In der Zahnmedizin werden aus rosa eingefärbtem PMMA Teil- und Totalprothesen gefertigt; in der Orthopädie wird es als Knochenzement zur Verankerung von Endprothesen verwendet [70]. Als Bestandteil von Polyacrylfasern wird PMMA auch in der Textilindustrie eingesetzt.

Für bruchmechanische Versuche ist der Werkstoff ebenfalls hervorragend geeignet. PMMA zeigt bei Raumtemperatur ein sprödes, linear-elastisches Materialverhalten¹, welches mit dem Spannungsintensitätsfaktorenkonzept der linear-elastischen Bruchmechanik untersucht werden kann. Die Erzeugung eines Ermüdungsanrisses ist sehr gut kontrollierbar, da sich

1. Bei höheren Temperaturen verhält sich PMMA visko-elastisch. Die Viskosität ist bei Raumtemperatur nur noch gering vorhanden. Das Materialverhalten kann daher als linear-elastisch bezeichnet werden.

sowohl das Rißwachstum als auch die Rißfrontkrümmung aufgrund der hohen Transparenz des Werkstoffs beobachten lassen. Eine gute spanabhebende Bearbeitung ermöglicht zudem eine schnelle und kostengünstige Herstellung von Versuchsproben. Diese können aus PMMA-Massivplatten gefertigt werden, welche in verschiedenen Qualitäten erhältlich sind. Es wird zwischen extrudiertem und gegossenem Material unterschieden. Extrudierte Platten werden aus bereits polymerisiertem Methylmethacrylat, dem Polymethylmethacrylat-Granulat, hergestellt. Dieses wird im Extruder aufgeschmolzen und dann durch entsprechende Formgebungseinrichtungen zu Massivplatten, aber auch zu Wellplatten sowie Stäben und Rohren stranggepreßt. Zur Herstellung gegossener Massivplatten wird flüssiges Methylmethacrylat (MMA) zwischen zwei Glasplatten gebracht, welches dann polymerisiert. Für bruchmechanische Untersuchungen eignen sich als Halbzeuge gegossene PMMA-Platten, da nur bei diesen ein isotropes Materialverhalten sichergestellt ist. Extrudieren kann zu einer bevorzugten Ausrichtung von Molekülketten und somit auch zu anisotropem Materialverhalten führen, welches insbesondere für bruchmechanische Untersuchungen mit gemischten Beanspruchungsmoden nicht geeignet ist. Gegossenes PMMA hat gegenüber extrudiertem PMMA außerdem noch einen verarbeitungstechnischen Vorteil: es schmilzt nicht so schnell an und verschmiert somit Bohrer und Sägen weniger.

Bei PMMA und vielen anderen Polymeren tritt bei der Rißausbreitung eine Besonderheit auf, die in dieser Form bei den metallischen und keramischen Werkstoffen nicht zu finden ist: Häufig führt eine Rißinitiierung nicht unmittelbar zum Versagen eines Bauteils. Der Riß pflanzt sich bei konstanter äußerer Belastung zunächst nur langsam fort, wobei die Rißwachstumsrate mit zunehmender Rißlänge ansteigt. Erst nach Erreichen einer kritischen Rißlänge tritt instabiles Rißwachstum auf. Ursächlich für dieses Verhalten ist die Molekülstruktur von Polymeren. Wie in Kapitel 2.2.3 beschrieben entsteht an einer belasteten Rißspitze eine plastische Zone bzw. eine Prozeßzone. In dieser richten sich die Makromoleküle der Polymere parallel zur Belastungsrichtung aus, wodurch Fibrillen und Kavitäten (Hohlräume) entstehen. Bei einer hinreichend großen Beanspruchung der Fibrillen zerreißen diese oder sie werden aus der Matrix herausgezogen. Die so entstandene Bruchfläche wird als „Craze“ bezeichnet [71]. Der Übergang vom Crazeing zur instabilen Rißausbreitung erfolgt schließlich durch Fortschreiten der Rißbildung entlang der Craze-Front. Ein Craze läßt sich optisch durch seine Oberflächenstruktur von der durch instabile Rißausbreitung

entstandenen Bruchfläche unterscheiden. Abbildung 30 zeigt eine Querschnittsfläche einer 10 mm dicken und 100 mm breiten Probe aus PMMA mit deutlich sichtbarem Craze. Starterkerbe, Ermüdungsanriß und Bruchfläche sind ebenfalls zu erkennen.

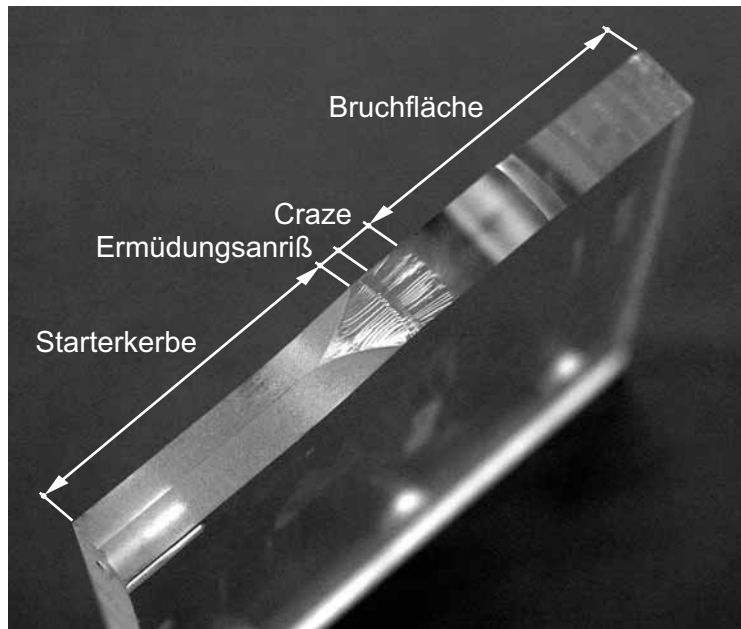


Abb. 30: Querschnittsfläche einer Probe aus PMMA mit sichtbarem Craze

Das Crazing wird von einigen Faktoren beeinflusst. Hohe Temperaturen begünstigen die Craze-Bildung; hohe Belastungsraten hingegen bewirken das Gegenteil, da weniger Zeit zur Bildung von Fibrillen zur Verfügung steht. Flüssige Umgebungsmedien bewirken eine Zunahme der Craze-Bildung [72].

4.2 Versuchsproben

Zur Untersuchung des bruchmechanischen Werkstoffverhaltens bei gemischter Beanspruchung werden Proben benötigt, die sowohl für Modus-I- als auch für Modus-II-Belastungen geeignet sein müssen. Mit den genormten Modus-I-Probentypen (s. Abb. 7) lassen sich keine Modus-II-Belastungen erzeugen, wodurch eine Verwendung bei Mixed-Mode-Versuchen ausgeschlossen ist. Weil für Modus-II kein genormtes Prüfverfahren existiert und somit auch keine genormten Modus-II-Probentypen, wurden in der Vergangenheit eine Vielzahl an Probenformen und -halterungen zur Untersuchung von Modus-II- und Mixed-Mode-Beanspruchungen entwickelt [73-76]. Wie in Kapitel 2.3 beschrieben haben die Messungen dann

oft zu widersprüchlichen Angaben von Bruchzähigkeiten geführt, da zum einen bei manchen Proben typen eine reine Modus-II-Belastung nicht möglich ist und zum anderen einige Proben die von Hiese definierten Mindestabmessungen für Modus-II (s. Gl. 33) nicht erfüllen. Mit der von Arcan und Richard entwickelten CTS-Probe und Halterung [46] lassen sich Mixed-Mode-Belastungen bei Einhaltung der Mindestprobenabmessungen erzeugen. Reine Modus-II-Beanspruchungen sind mit diesem System jedoch nur bedingt möglich, da der Scherbelastung eine geringe Druckbelastung überlagert wird [33]. Eine um 40% reduzierte Druckbelastung wird mit der von Podleschny modifizierten CTS-Probe und Halterung erreicht, welche zudem eine feinere Abstufung des Mixed-Mode-Verhältnisses ermöglicht [33]. Aus diesem Grunde wurden die experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit mit dem von Podleschny entwickelten System aus CTS-Probe und Probenhalterung durchgeführt.

Abbildung 31 zeigt die aus gegossenen PMMA-Platten gefertigten CTS-Probentypen mit „scharfem“ und mit abgestumpftem Riß, welche die Mindestprobenabmessungen sowohl für Modus-I als auch für Modus-II erfüllen. Die 100 x 200 x 10 mm großen Proben unterscheiden sich von den Abmessungen nicht von der in Kapitel 3.3.1 beschriebenen CTS-Probe aus Araldit B. Anstelle eines eingesägten Risses wurde jedoch ausgehend von einer 45 mm langen, mit einem Scheibenfräser hergestellten Starterkerbe ein ca. 5 mm langer Ermüdungsanriß mit der in Kapitel 2.3 beschriebenen Methode in die Proben eingebracht. Die Rißlänge beträgt somit 50 mm, wodurch sich ein Verhältnis a/W von 0,5 ergibt. Zur Erzeugung einer abgestumpften Rißspitze wurden die Proben zusätzlich vor der Ermüdungsanribildung mit einer Bohrung von einem Millimeter Durchmesser versehen, die sich auf der Höhe der Starterkerbe befindet. Der Ermüdungsanriß ist während der zyklischen Probenbelastung in die Bohrung hineingelaufen und wurde von dieser gestoppt. Die tatsächliche Rißlänge beträgt 50,25 mm; aufgrund der Abstumpfung entspricht dies jedoch nur einer Länge von 50 mm im Vergleich zu einem „scharfen“ Riß [63]. Die Proben mit „scharfem“ und mit abgestumpftem Riß sind somit bis auf die Bohrung identisch. Sollten die beiden Probentypen Unterschiede im Bruchverhalten aufweisen, können diese nur durch die Abstumpfung des Risses entstehen. Diese Aussage hätte nicht gemacht werden können, wenn die Proben mit abgestumpftem Riß durch Sägeschnitte hergestellt worden wären, weil dann die Risse nicht exakt reproduzierbar gewesen wären.

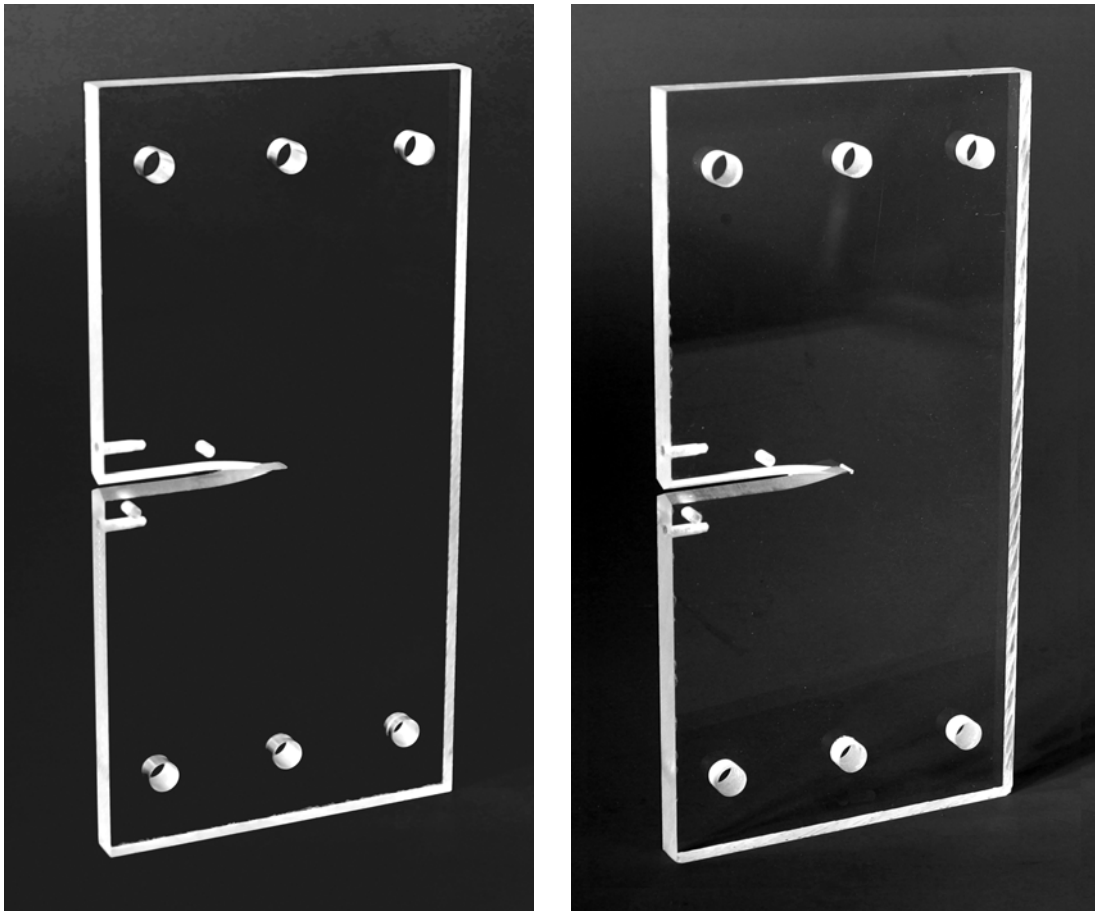


Abb. 31: CTS-Proben aus PMMA mit Riß und mit abgestumpftem Riß

An der Stirnseite der Proben sind zwei M3-Gewindesacklöcher ober- und unterhalb des Risses zur Aufnahme von Metallschneiden vorhanden, an denen ein COD-Gauge zur Messung der Modus-I-Kerböffnungsverschiebung befestigt wird. Entsprechend sind zur Messung der Modus-II-Kerbverschiebung weitere zwei M3-Gewindelöcher in der Probe ober- und unterhalb des Risses zur Aufnahme von Schneiden vorhanden. Die Verbindung der CTS-Probe mit der Probenhalterung erfolgt mit sechs verschraubbaren Stahlbolzen. Die entsprechenden Bohrlöcher am oberen und unteren Rand der Probe haben einen Durchmesser von 8 mm. Durch die spanabhebende Bearbeitung und der damit verbundenen Wärmeentwicklung kann das PMMA lokal anschmelzen. Unterschiedlich große, nicht zylinderförmige Bohrungslöcher können dann die Folge sein. Um dennoch ein gleichmäßiges Tragverhalten der sechs Bolzen sicherzustellen, wurden die Löcher mit einer H7-Handreibahle nachbearbeitet.

4.3 Belastungsvorrichtung

Die aus einer Aluminiumlegierung gefertigte, vierteilige Probenhalterung besteht aus zwei sichelförmigen Hälften, mit denen sich Proben bis zu 150 mm Breite aufnehmen lassen. Zur Probenbefestigung sind Lochreihen in den Halterungshälften vorhanden (s. Abb. 20). Die Verbindung der Probenhalterung mit dem biaxialen Prüfsystem erfolgt über Stahlbolzen mit einem Durchmesser von 13 mm. Zur Aufnahme der Bolzen sind in der Probenhalterung mehrere Löcher vorhanden. Durch deren spezielle Anordnung lassen sich mit einer uniaxialen Prüfmaschine unterschiedliche Mixed-Mode- sowie reine Modus-I- und Modus-II-Belastungen erzeugen. Abbildung 32 zeigt eine schematische Darstellung der Probenhalterung in Modus-I-Position. Durch Drehen der Probenhalterung können verschiedene Mixed-Mode-Verhältnisse realisiert werden. Modus-II wird in der 90°-Position erzeugt. Eine reine Modus-II-Beanspruchung ist jedoch nicht möglich, da dieser konstruktionsbedingt eine Druckbelastung überlagert wird, die ca. 2,5 % der Scherbelastung beträgt. Diese Problematik wird ausführlich von Podleschny diskutiert [33].

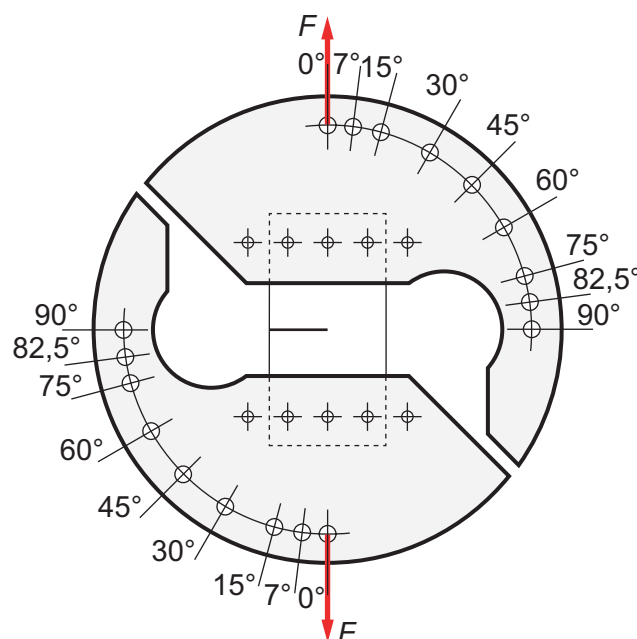


Abb. 32: Schematische Darstellung der Probenhalterung

Die Probenhalterung bietet zwar eine feine Abstufung zur Erzeugung der verschiedenen Mixed-Mode-Verhältnisse, allerdings reicht diese zur Untersuchung des Übergangsbereichs zwischen reiner Modus-I-Belastung und dominierender Modus-I-Belastung mit sehr ge-

ringem Modus-II-Anteil nicht aus. Aus diesem Grunde wurden Adapter gefertigt, mit denen die Probenhalterung in eine 2°- und 5°-Position gebracht werden kann. Die Adapter bestehen aus einer rechteckigen Stahlplatte, in der sich drei Löcher befinden. Die Befestigung an den beiden Probenhalterungshälften erfolgt jeweils mit zwei Bolzen, die in die Löcher der 0°- und 7°-Position der Probenhalterung gesteckt werden. Das dritte Loch in den Adaptern, welches zur Befestigung an der uniaxialen Prüfmaschine dient, befindet sich außerhalb der Probenhalterung zwischen den beiden Bolzen in 2°- oder 5°-Position.

Die möglichen Winkelstellungen der erweiterten Probenhaltung sind in Tab. 4 mit den dazugehörigen speziellen Mixed-Mode-Verhältnissen der Spannungsintensitätsfaktoren $K_{II}/(K_I + K_{II})$ zusammengestellt.

Winkel α [°]	0	2	5	7	15	30	45	60	75	82,5	90
VSIF [-]	0,00	0,02	0,04	0,06	0,11	0,22	0,32	0,45	0,64	0,78	1,00

Tab. 4: Mögliche Winkelstellungen der erweiterten Probenhalterung mit den dazugehörigen speziellen Mixed-Mode-Verhältnissen der Spannungsintensitätsfaktoren

Beliebige Mixed-Mode-Verhältnisse lassen sich mit der Probenhalterung in Verbindung mit dem biaxialen Prüfsystem erzeugen. Dazu wird eine Achse des Prüfsystems mit der 0°-Position und die andere Achse mit der 90°-Position verbunden. Auf diese Weise können gleichzeitig Modus-I- und Modus-II-Belastungen aufgebracht werden. Das Mixed-Mode-Verhältnis wird dann durch die eingeleiteten Kräfte bestimmt.

4.4 Versuchsdurchführung

Die Messungen der Bruchzähigkeiten für Modus-I und Modus-II sowie der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren für gemischte Belastungsmoden wurden an dem biaxialen Prüfsystem durchgeführt. Dabei wurde der Systemaufbau verwendet, so wie er in Kapitel 3.2 beschrieben ist. Alle Messungen wurden an CTS-Proben mit „scharfem“ Riß und mit abgestumpftem Riß mehrfach zur Verifizierung der Ergebnisse wiederholt. Die verwendeten Belastungspfade sind in Tab. 5 zusammengestellt.

Belastungspfad	Symbol	Prüfvorrichtung
Modus-I		Servohydraulische Prüfmaschine
Modus-II		Servohydraulische Prüfmaschine
Modus-I und Modus-II gleichzeitig (uniaxial)	{x}	Servohydraulische Prüfmaschine
Modus-I und Modus-II gleichzeitig (biaxial)	{+}	Biaxiales Prüfsystem
Erst Modus-I, dann Modus-II	{Δ}	Biaxiales Prüfsystem
Erst Modus-II, dann Modus-I	{O}	Biaxiales Prüfsystem

Tab. 5: Verwendete Belastungspfade

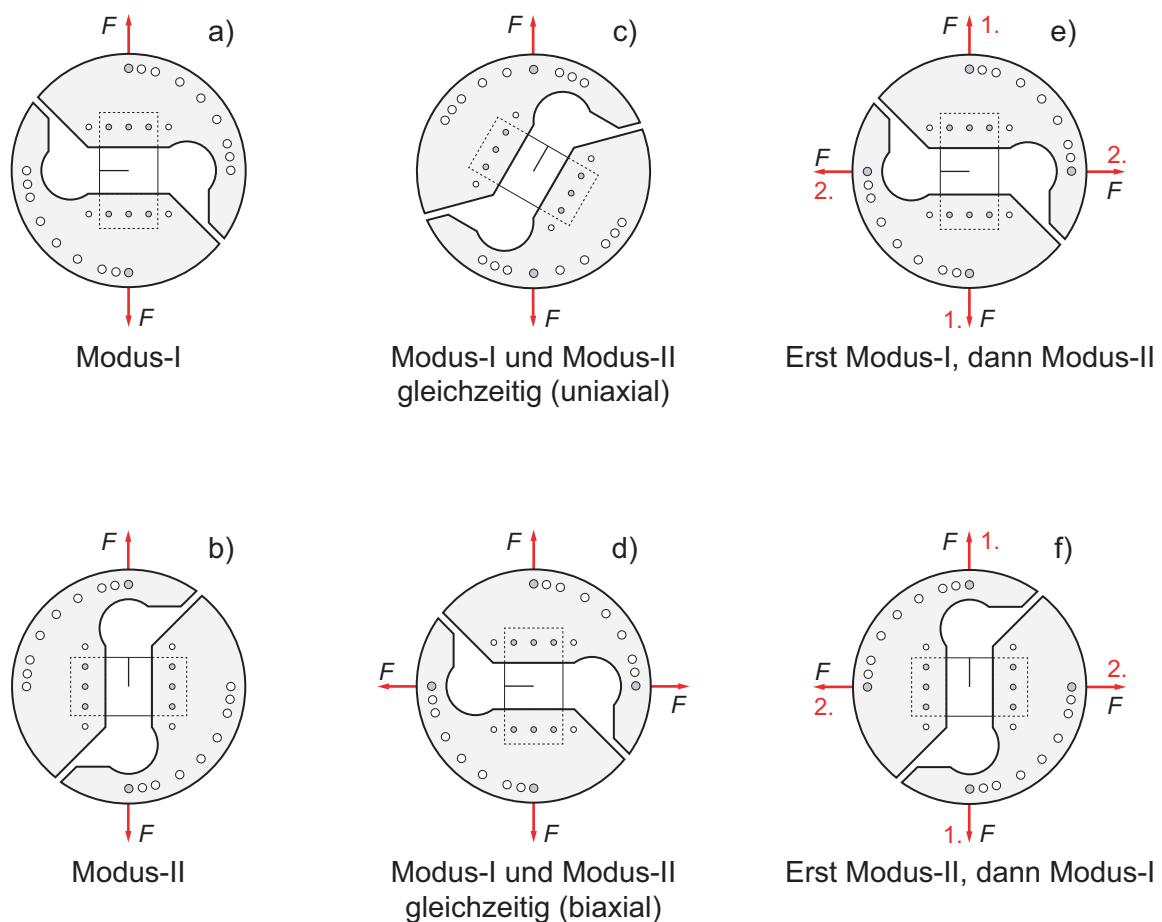


Abb. 33: Schematische Darstellung der Probenorientierung bei der Versuchsdurchführung

Abbildung 33 zeigt eine schematische Darstellung der Probenorientierungen während der Versuchsdurchführung. Zur Messung der Modus-I-Bruchzähigkeit von PMMA wurde die CTS-Probe zusammen mit der speziellen Probenhalterung in die servohydraulische Prüfma-

schine so eingespannt, daß der Riß horizontal verlief; die Prüfmaschinenerweiterung wurde nicht benötigt (a). Entsprechendes gilt für die Modus-II-Belastung, allerdings mußte hier die Probe mit der Probenhalterung um 90° gedreht in die Prüfmaschine eingespannt werden (b). Auch zur Messung der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren für gemischte Belastungsmoden bei gleichzeitiger Belastung {x} wurde die CTS-Probe mit der Probenhalterung bei der uniaxialen Lasteinleitung in die servohydraulische Prüfmaschine eingespannt (c). Die Erzeugung der verschiedenen Mixed-Mode-Verhältnisse (s. Tab. 4) erfolgte dabei durch Drehen der erweiterten Probenhalterung. Zur Kontrolle der Funktionstüchtigkeit der Prüfmaschinenerweiterung wurden auch einige Messungen der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren für gemischte Belastungsmoden bei gleichzeitiger Belastung {+} am biaxialen Prüfsystem durchgeführt. Dabei wurde die Probe mit der Probenhalterung so in das biaxiale Prüfsystem eingespannt, daß der Riß horizontal verlief und eine Achse des Prüfsystems mit der 0° -Position und die andere Achse mit der 90° -Position der Probenhalterung verbunden war (d). Das Mixed-Mode-Verhältnis wurde bei diesen Versuchen durch die eingeleiteten Kräfte bestimmt. Diese Konfiguration wurde auch für den ersten Mixed-Mode-Versuch {Δ} verwendet, bei dem zuerst Modus-I mit der servohydraulischen Prüfmaschine und anschließend Modus-II mit der Prüfmaschinenerweiterung aufgebracht wurde (e). Bei dem zweiten Mixed-Mode-Versuch {O}, bei dem zuerst Modus-II mit der servohydraulischen Prüfmaschine und anschließend Modus-I mit der Prüfmaschinenerweiterung erzeugt wurde, mußte die Probe mit der Probenhalterung um 90° gedreht in das biaxiale Prüfsystem eingespannt werden, so daß der Riß vertikal verlief (f).

An der servohydraulischen Prüfmaschine kann die Belastungsrate digital eingestellt werden. Bei der Prüfmaschinenerweiterung erfolgt die Einstellung der Kraft jedoch manuell durch Verstellen des Druckbegrenzungsventils. Dies hat zur Folge, daß zum einen die Kraft nur langsam aufgebracht werden kann, so daß sich nur geringe Belastungsraten erzielen lassen, und zum anderen diese nicht exakt reproduzierbar sind. Die Bruchzähigkeit eines Werkstoffs ist, wie in Kapitel 2.3 beschrieben, jedoch nicht nur eine Funktion der Belastungsart, sondern prinzipiell auch der Belastungsrate. Weil geringfügig unterschiedliche Belastungsraten bei der Versuchsdurchführung nicht ausgeschlossen werden konnten, diese sich aber auf die Bruchzähigkeit auswirken können, war es notwendig, den Einfluß der Belastungsrate auf die Bruchzähigkeit zu untersuchen. Dazu wurden Modus-I- und Modus-II-Bruchzähigkeitsmessungen an CTS-Proben aus PMMA als Funktion der Belastungsrate durchgeführt, welche in

30 Stufen von 0,75 bis 3000 N/s gesteigert wurde. Die ausführliche Versuchsbeschreibung mit den Meßergebnissen befindet sich in Anhang 8.3. Die Messungen zeigen, daß die Bruchzähigkeit sowohl bei Modus-I als auch bei Modus-II mit steigender Belastungsrate tendenziell zunimmt, allerdings ist die Bruchzähigkeit bei sehr geringen und bei sehr hohen Belastungsraten konstant. Geringfügig unterschiedliche Belastungsraten, wie sie mit der Prüfmaschinenerweiterung entstehen können, haben dann keine Auswirkungen auf die Bruchzähigkeit, wenn die Belastungsrate sehr niedrig oder sehr hoch ist. Weil sich mit der Prüfmaschinenerweiterung keine hohen Belastungsraten erzielen lassen, wurden alle Bruchzähigkeits- und kritische Spannungsintensitätsfaktormessungen mit sehr niedrigen Belastungsraten von $0,0056 \text{ MPam}^{1/2}/\text{s}$ (5 N/s) bei Modus-I und $0,0051 \text{ MPam}^{1/2}/\text{s}$ (10 N/s) bei Modus-II durchgeführt. Bei diesen Belastungsraten haben geringfügige Abweichungen der Belastungsgeschwindigkeit keine Auswirkungen auf die Bruchzähigkeiten und die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren.

Die Belastung wurde in der servohydraulischen Prüfmaschine bei den Messungen der Modus-I- und Modus-II-Bruchzähigkeiten und bei den Messungen der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren für gemischte Belastungsmoden bei gleichzeitiger uniaxialer Belastung {x} kontinuierlich bis zum Versagen der Probe gesteigert. Bei den Messungen der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren für gemischte Belastungsmoden bei gleichzeitiger biaxialer Belastung {+} wurde zudem die Belastung in der Prüfmaschinenerweiterung synchron zur Last der servohydraulischen Prüfmaschine manuell bis zum Versagen der Probe erhöht. Bei den Mixed-Mode-Versuchen, bei denen zuerst Modus-I und dann Modus-II {Δ} oder erst Modus-II und dann Modus-I {O} erzeugt wurde, wurde zuerst mit der servohydraulischen Prüfmaschine eine bestimmte Last in die Probe eingeleitet und während des gesamten Versuchs konstant gehalten. Anschließend wurde die zweite Last mit der Prüfmaschinenerweiterung aufgebracht und kontinuierlich bis zum Versagen der Probe gesteigert.

Mit dem digitalen Speicheroszilloskop „DL 708E“ wurden jeweils die Kräfte des biaxialen Prüfsystems und die Kerböffnungsverschiebung der beiden COD-Gauges sowie der Weg des Aktuators kontinuierlich mit 40 kWorte pro Kanal aufgezeichnet und zur Auswertung auf einen PC übertragen.

4.5 Versuchsauswertung

Die Versuchsauswertung erfolgte in Anlehnung an die in Kapitel 2.3 beschriebenen Prüfverfahren. Abbildung 34 zeigt exemplarisch die gemessene Kraft mit 40.000 Meßwerten als Funktion der Kerböffnungsverschiebung einer CTS-Probe aus PMMA mit „scharfem“ Riß und mit abgestumpftem Riß.

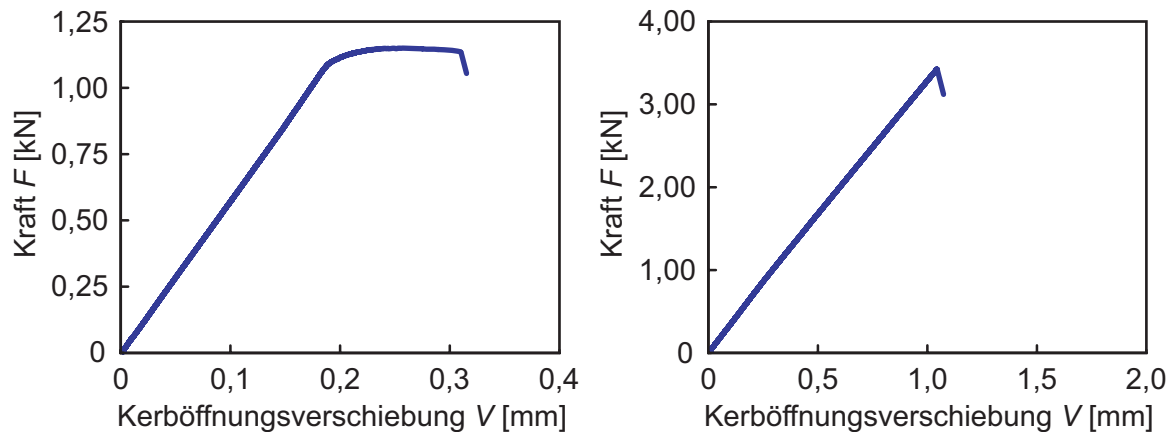


Abb. 34: Kraft-Kerböffnungsverschiebungsdiagramme von CTS-Proben aus PMMA mit „scharfem“ Riß und mit abgestumpftem Riß

Bei den Proben mit abgestumpftem Riß ist ein nahezu linearer Kurvenverlauf bis zum Versagen der Probe vorhanden. Die kritische Kraft F_Q ist daher die Maximalkraft F_{max} . Bei den Proben mit „scharfem“ Riß verlaufen die Kurven bis zur Craze-Bildung ebenfalls linear. Durch das Crazing bzw. der damit verbundenen Rißverlängerung erhöht sich die Kerböffnungsverschiebung jedoch sehr stark, wodurch ein nicht-linearer Kurvenverlauf entsteht. Das Versagen der Probe beginnt mit der Craze-Bildung. Die Auswertung müßte daher auch mit der Kraft erfolgen, bei der die Craze-Bildung entsteht. Bei vielen Versuchen ist aufgrund des „fließenden“ Übergangs im Bereich der Craze-Bildung eine exakte Bestimmung dieser Kraft aus den Kraft-Kerböffnungsverschiebungsdiagrammen jedoch nicht möglich gewesen. Um dennoch Fehlbestimmungen der Kräfte ausschließen zu können, wurden alle Versuche der Proben mit „scharfem“ Riß nach der Norm mit der 5%-Sekantenmethode ausgewertet (s. Abb. 8, Typ III). Bei dieser Methode ist die kritische Kraft F_Q die Kraft F_5 , welche bei einer Rißverlängerung von 2% vorhanden ist. Die Gewichtskraft der unteren Probenhalterungshälfte von 14,8 N wurde bei der Bestimmung der kritischen Kraft mitberücksichtigt, da diese von dem Kraftaufnehmer der Prüfmaschine nicht erfaßt wird, aber trotzdem auf die CTS-Proben wirkt.

Die Rißlänge a der CTS-Proben mit „scharfem“ Riß wurde mit einem Profilprojektor der Firma Mitutoyo gemessen. Die Auflösung des Profilprojektors beträgt 0,001 mm. Nach Gleichung (32) wurde die Gültigkeit der Rißlängen überprüft. Die Rißlänge der Proben mit abgestumpftem Riß ist konstant; sie beträgt 50 mm. Mit dem Profilprojektor wurden ebenfalls die Bruchwinkel φ_0 aller Proben ermittelt. Die Messung der Probenbreite B wurde im Bereich der Rißebeine mit einem digitalen Meßschieber der Firma Mitutoyo durchgeführt (Auflösung 0,01 mm). Die Probenweite W beträgt bei allen CTS-Proben 100 mm. Die Ermittlung der Bruchzähigkeiten und der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren erfolgte mit den folgenden Gleichungen, welche für CTS-Proben im Bereich von $0,3 \leq (a/W) \leq 0,7$ gültig sind:

$$K_I = \frac{F_I}{WB} \frac{\sqrt{\pi a}}{1 - \frac{a}{W}} \sqrt{\frac{0,697 + 1,095 \frac{a}{W-a}}{1 - 0,083 \frac{a}{W-a} + 0,017 \left(\frac{a}{W-a}\right)^2}} \quad \text{Modus-I} \quad (55)$$

$$K_{II} = \frac{F_{II}}{WB} \frac{\sqrt{\pi a}}{1 - \frac{a}{W}} \sqrt{\frac{0,584 - 0,016 \frac{a}{W-a}}{1 + 0,167 \frac{a}{W-a} + 0,118 \left(\frac{a}{W-a}\right)^2}} \quad \text{Modus-II} \quad (56)$$

Die obigen Gleichungen resultieren aus zweidimensionalen Finite-Elemente-Berechnungen, welche von Hiese mit dem Programm „ABAQUS“ in der Version „5.6-1“ durchgeführt wurden [30]. Bei den Berechnungen wurde die Probenhalterung vernachlässigt und die Probe durch generierte Finite-Elemente-Netze approximiert. Diese vereinfachte Betrachtungsweise ist zulässig, wenn die an der Probenhalterung angreifende Kraft so auf die Probe übertragen wird, daß es zu keiner Verminderung der Ermittlungsgenauigkeit der Spannungsintensitätsfaktoren führt [77]. Bei den Messungen der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren für gemischte Belastungsmoden bei gleichzeitiger uniaxialer Belastung $\{X\}$, welche mit der servohydraulischen Prüfmaschine durchgeführt wurden, mußte zur Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren mit den obigen Gleichungen die kritische Kraft F_Q in einen Modus-I- und Modus-II-Anteil zerlegt werden entsprechend den Beziehungen,

$$F_I = F \cos \alpha \quad F_{II} = F \sin \alpha \quad (57)$$

bei denen der Winkel α der Winkel der erweiterten Probenhalterung ist. Bei der Versuchs-

durchführung war die Raumtemperatur nicht konstant. Weil die Temperatur aber die Bruchzähigkeit beeinflusst, war es notwendig, den Temperatureinfluß zu untersuchen. Dazu wurden Modus-I-Bruchzähigkeitsmessungen an CTS-Proben aus PMMA als Funktion der Temperatur durchgeführt, welche in fünf Stufen von 240 K bis 333 K gesteigert wurde. Die ausführliche Versuchsbeschreibung mit den Meßergebnissen befindet sich in Anhang 8.4. Die Messungen zeigen in dem untersuchten Temperaturbereich einen annähernd linearen Zusammenhang; die Bruchzähigkeit nimmt um $0,00735 \text{ MPam}^{1/2}/\text{K}$ mit steigender Temperatur ab. Für Modus-II wurde der Temperatureinfluß auf die Bruchzähigkeit nicht experimentell untersucht. Es wird angenommen, daß sich das Ergebnis auf Modus-II übertragen läßt, da sich bei PMMA die Modus-II-Bruchzähigkeit nur minimal von der Modus-I-Bruchzähigkeit unterscheidet. Bei den Bruchzähigkeits- und kritischen Spannungsintensitätsfaktormessungen der CTS-Proben mit „scharfem“ Riß variierte die Raumtemperatur von $22,2^\circ$ bis $30,8^\circ\text{C}$. Durch die Temperaturdifferenz von 8,6 K wäre ohne Temperaturkorrektur eine maximale Meßabweichung von 6,5% ($0,063 \text{ MPam}^{1/2}$) entstanden. Auch die Messungen an den CTS-Proben mit abgestumpftem Riß wären ohne Temperaturkorrektur fehlerhaft gewesen, hier variierte die Raumtemperatur von $22,6^\circ$ bis $27,6^\circ\text{C}$, wodurch sich eine maximale Meßabweichung von 3,8% ($0,037 \text{ MPam}^{1/2}$) ergeben hätte. Bei der Versuchsdurchführung wurde daher auch die Proben temperatur digital gemessen und die Bruchzähigkeiten und kritischen Spannungsintensitätsfaktoren entsprechend korrigiert. Auf diese Weise konnten temperaturbedingte Meßabweichungen vermieden werden.

4.6 Ergänzende mikroskopische Untersuchungen

Es wurden ergänzende Untersuchungen am Rasterelektronenmikroskop zur Analyse der Mikrorißstruktur an der Rißspitze durchgeführt. Weil PMMA aufgrund seiner Struktur nur wenig für rasterelektronenmikroskopische Analysen geeignet ist¹, wurden zwei Proben aus einer Aluminiumlegierung gefertigt. Die verwendeten Proben entsprechen von der Geometrie den CTS-Proben mit „scharfem“ Riß aus PMMA, allerdings beträgt die Probendicke nur 4 mm. Diese geringe Probendicke war zur Vermeidung von plastischen Verformungen der Probenhalterung notwendig, da diese ebenfalls nur aus einer Aluminiumlegierung mit einer Gesamtdicke von 10 mm besteht.

1. Der Elektronenstrahl kann sehr leicht die Oberfläche des Materials anschmelzen.

Nach der Einbringung der Ermüdungsrisse in die CTS-Proben wurde eine Probe mit der Probenhalterung in der 60°-Position in die servohydraulische Prüfmaschine eingespannt. Die gedrehte Probenposition führte zu einem speziellen Mixed-Mode-Verhältnis der Spannungsintensitätsfaktoren von $0,452 K_{II}/(K_I + K_{II})$. Die (uniaxiale) Belastung wurde kontinuierlich gesteigert, allerdings nicht bis zum Versagen der Probe, sondern nur bis 75% der maximal erträglichen Kraft. Dabei wurden Spannungsintensitätsfaktoren von $19,3 \text{ MPam}^{1/2}$ bei Modus-I und $16,0 \text{ MPam}^{1/2}$ bei Modus-II erreicht. Durch die Belastung und rechtzeitige Entlastung der Probe haben sich an der Rißspitze Mikrorisse gebildet, ohne daß die Probe zerstört wurde. Die zweite CTS-Probe wurde mit den gleichen Kräften belastet, allerdings nicht gleichzeitig, sondern nacheinander. Es wurde zuerst eine Modus-II-Last mit der servohydraulischen Prüfmaschine erzeugt und während des Versuchs konstant gehalten. Anschließend erfolgte die Belastung unter Modus-I mit der Prüfmaschinenerweiterung. Auch bei der zweiten Probe haben sich durch die Belastung an der Rißspitze Mikrorisse gebildet, ohne daß die Probe zerstört wurde.

CTS-Proben können wegen ihrer Abmessungen nicht direkt mit einem Rasterelektronenmikroskop analysiert werden. Daher wurde aus den CTS-Proben ein quadratischer Bereich mit einer Kantenlänge von 40 mm, der die Mitte der CTS-Proben beinhaltet, mit einer Bandsäge herausgetrennt. Dies geschah mit größter Vorsicht, um eine erneute Mikrorißbildung aufgrund des Trennungsvorgangs zu verhindern. Auf diese Weise konnte die Mikrorißstruktur an der Rißspitze mit einem Rasterelektronenmikroskop untersucht werden.

5. Ergebnisse und Diskussion

5.1 Bruchgrenzkurven

Die gemessenen Bruchzähigkeiten an CTS-Proben aus PMMA mit Riß betragen für Modus-I $1,06 \text{ MPam}^{1/2}$ und für Modus-II $0,99 \text{ MPam}^{1/2}$. Die Modus-II-Bruchzähigkeit ist somit kleiner als die Modus-I-Bruchzähigkeit. Die Standardabweichungen sind gering, sie liegen bei $0,020 \text{ MPam}^{1/2}$ (Modus-I) bzw. bei $0,031 \text{ MPam}^{1/2}$ (Modus-II). Abbildung 35 zeigt die auf die Modus-I-Bruchzähigkeit normierten, kritischen Spannungsintensitätsfaktoren der zug-/scherbelasteten Risse, die nach der herkömmlichen Methode, d.h. uniaxial belastet, gemessen wurden {x}. Es sind alle mit der erweiterten Probenhalterung realisierbaren Mixed-Mode-Verhältnisse dargestellt. Eine tabellarische Zusammenstellung der einzelnen Meßwerte der 51 Versuche ist in Anhang 8.6.1 gegeben.

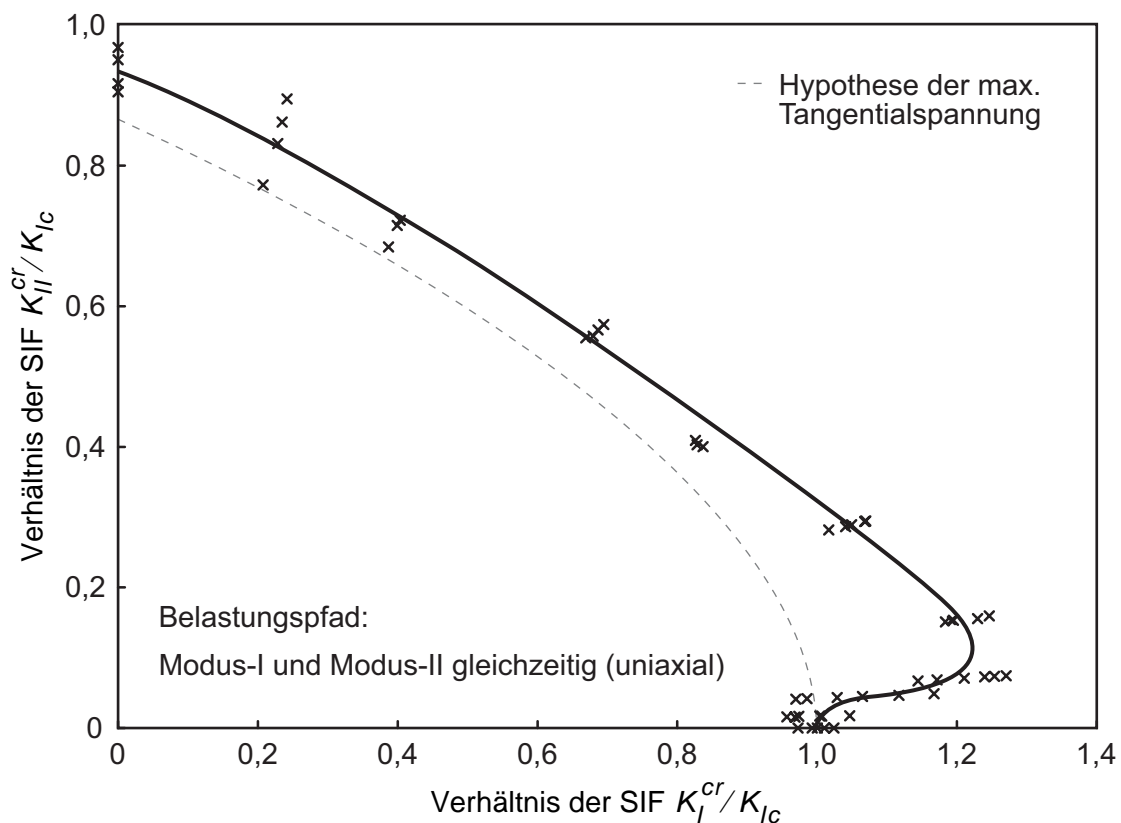


Abb. 35: Normierte Darstellung der gemessenen kritischen Spannungsintensitätsfaktoren an CTS-Proben aus PMMA mit Riß

Die eingezeichnete Bruchgrenzkurve schneidet die Abszisse aufgrund der normierten Darstellung bei $1,0 K_I^{cr}/K_{Ic}$. Das Verhältnis der Modus-II-Bruchzähigkeit zur Modus-I-

Bruchzähigkeit beträgt 0,93. Dies ist auch der Wert, bei dem in der normierten Darstellung die Bruchgrenzkurve die Ordinate schneidet. Die kritischen Modus-I-Spannungsintensitätsfaktoren sind bei bestimmten Mixed-Mode-Verhältnissen größer als die Modus-I-Bruchzähigkeit. Dadurch ergibt sich ein Kurvenverlauf, der der Form einer „Nase“ ähnlich sieht. Das Maximum des normierten, kritischen Modus-I-Spannungsintensitätsfaktors (die „Nasenspitze“) liegt bei $1,23 K_I^{cr}/K_{Ic}$. Es wird bei einem Mixed-Mode-Verhältnis von $0,078 K_{II}^{cr}/(K_I^{cr} + K_{II}^{cr})$ erreicht, welches bei der verwendeten Probenhalterung zwischen der 7° - und der 15° -Position entsteht. Der normierte, kritische Modus-II-Spannungsintensitätsfaktor beträgt dort $0,11 K_{II}^{cr}/K_{Ic}$.

Der Verlauf der Bruchgrenzkurve unterscheidet sich deutlich von den hypothetisch ermittelten Kurven. Zum Vergleich ist die Bruchgrenzkurve der bedeutendsten Bruchhypothese, die der maximalen Tangentialspannung, eingezeichnet. Die gemessenen kritischen Spannungsintensitätsfaktoren liegen außerhalb der hypothetisch ermittelten Bruchgrenzkurve. Dies gilt insbesondere für Mixed-Mode-Verhältnisse, bei denen der Modus-I-Anteil überwiegt, da die hypothetisch ermittelte Bruchgrenzkurve keinen „nasenförmigen“ Verlauf aufweist und daher die Differenz der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren besonders groß ist.

In der Vergangenheit wurden ebenfalls kritische Modus-I-Spannungsintensitätsfaktoren gemessen, die größer als die Modus-I-Bruchzähigkeit sind [46-48]. Sie wurden aber bei den stichprobenartig durchgeführten experimentellen Untersuchungen als „Ausreißer“ gewertet. Die von Richard, Kordisch und Tenhaeff gemessenen kritischen Spannungsintensitätsfaktoren sind in Abb. 13 dargestellt. Bei PMMA und dem Epoxidharz Araldit B sind einige Werte der kritischen Modus-I-Spannungsintensitätsfaktoren ebenfalls größer als die Bruchzähigkeit. Bei der Aluminiumlegierung AlCuMg1 ist der „nasenförmige“ Verlauf der Bruchgrenzkurve deutlicher zu erkennen, die Bruchzähigkeit wird von den kritischen Modus-I-Spannungsintensitätsfaktoren sogar um bis zu 50% übertroffen. Für Glas fehlen Meßwerte, bei denen der Modus-I-Anteil überwiegt. Es kann somit nicht beurteilt werden, ob sich auch für Glas ein „nasenförmiger“ Verlauf der Bruchgrenzkurve ergibt.

Abbildung 36 zeigt die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren der zug-/scherbelasteten Risse für die drei gewählten Belastungspfade. Die Darstellung erfolgt ebenfalls in normierter Form. Die Meßwerte der 103 Versuche sind in Anhang 8.6.2 tabellarisch zusammengestellt.

Die Proben für diese experimentellen Untersuchungen wurden aus PMMA-Massivplatten einer anderen Charge gefertigt. Um vergleichbare Ergebnisse für alle drei Belastungspfade zu erhalten, wurden die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren für den uniaxialen Belastungsfall {x} erneut gemessen. Die Bruchzähigkeiten betragen $0,96 \text{ MPam}^{1/2}$ für Modus-I und $0,92 \text{ MPam}^{1/2}$ für Modus-II. Die Standardabweichungen liegen bei $0,013 \text{ MPam}^{1/2}$ (Modus-I) bzw. bei $0,020 \text{ MPam}^{1/2}$ (Modus-II). Das Verhältnis der Modus-II-Bruchzähigkeit zur Modus-I-Bruchzähigkeit beträgt 0,95; dort schneiden auch alle drei Bruchgrenzkurven die Ordinate. Die Abszisse wird definitionsgemäß bei $1,0 K_I^{cr}/K_{Ic}$ geschnitten.

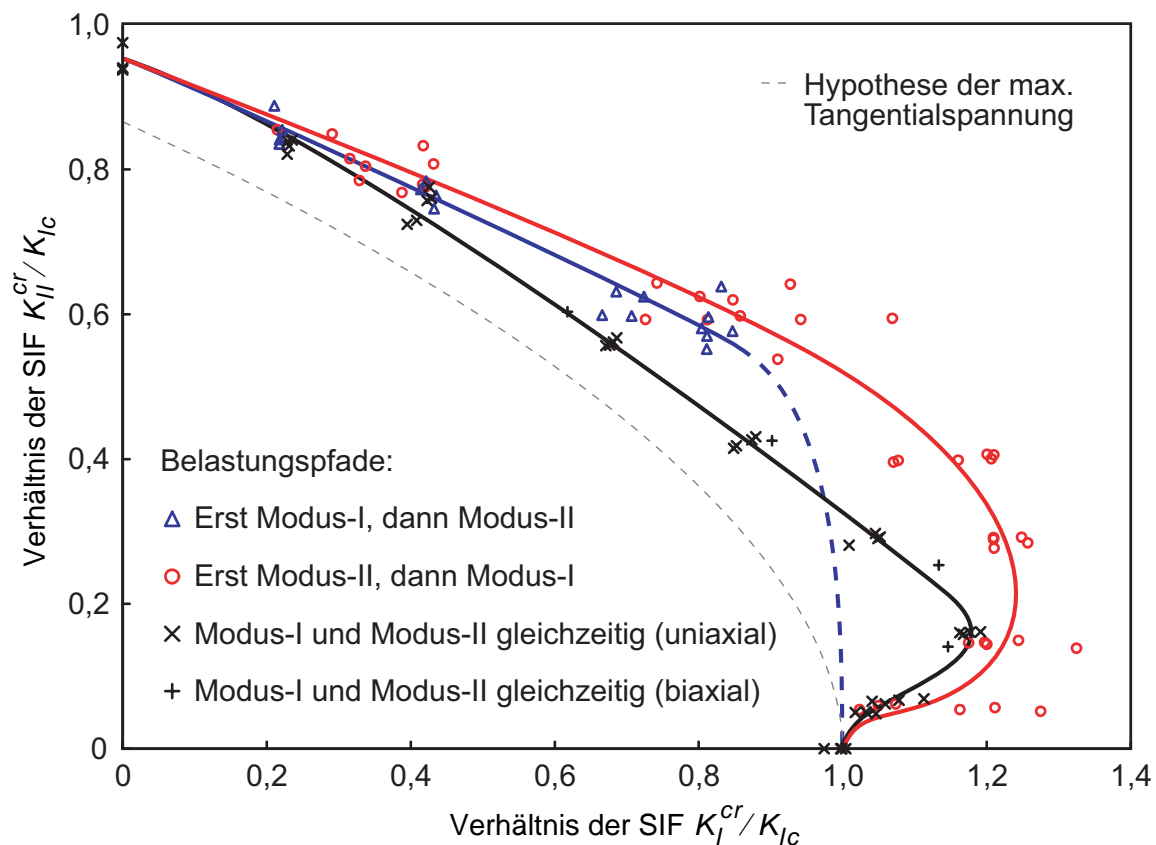


Abb. 36: Normierte Darstellung der gemessenen kritischen Spannungsintensitätsfaktoren an CTS-Proben aus PMMA mit Riß bei verschiedenen Belastungspfaden

Für jeden Belastungspfad wurden unterschiedliche Bruchgrenzkurven gemessen. Kritische Spannungsintensitätsfaktoren sind daher offensichtlich eine Funktion des Belastungspfades. Dies widerspricht den herkömmlichen Betrachtungsweisen der linear-elastischen Bruchmechanik. Die Bruchgrenzkurve für den uniaxialen Belastungsfall {x} unterscheidet sich qualitativ nicht von der in Abb. 35 gezeigten Kurve. Das Maximum des normierten, kriti-

schen Modus-I-Spannungsintensitätsfaktors liegt jedoch nur bei $1,18 K_I^{cr}/K_{Ic}$. Es wird bei einem Mixed-Mode-Verhältnis von $0,12 K_{II}^{cr}/(K_I^{cr} + K_{II}^{cr})$ erreicht, welches in der 15° -Position der Probenhalterung entsteht. Der normierte, kritische Modus-II-Spannungsintensitätsfaktor beträgt dort $0,16 K_{II}^{cr}/K_{Ic}$. Die vier biaxialen Messungen der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren, welche jeweils in der 60° -, 45° -, 30° - und 15° -Halteposition bei gleichzeitiger Belastung unter Modus-I und Modus-II durchgeführt wurden {+}, zeigen wie erwartet eine gute Übereinstimmung mit den uniaxial ermittelten Meßwerten {x}.

Die nach dem Belastungspfad {O} gemessene Bruchgrenzkurve, bei der zuerst eine Modus-II- und anschließend eine Modus-I-Belastung erzeugt wurde, sieht ebenfalls der Form einer „Nase“ ähnlich, sie ist aber insgesamt runder. Die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren sind bei den Mixed-Mode-Verhältnissen von 0,04 bis 0,45 (entspricht der 5° - bis 60° -Position der Probenhalterung) wesentlich größer als die nach der herkömmlichen Methode {x} gemessenen Werte. In diesem Bereich tritt aber auch die größte Streuung der Meßwerte auf. Das Maximum des normierten, kritischen Modus-I-Spannungsintensitätsfaktors liegt bei $1,25 K_I^{cr}/K_{Ic}$. Es wird bei einem Mixed-Mode-Verhältnis von $0,15 K_{II}^{cr}/(K_I^{cr} + K_{II}^{cr})$ erreicht. Der normierte, kritische Modus-II-Spannungsintensitätsfaktor beträgt dort $0,22 K_{II}^{cr}/K_{Ic}$. Die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren überschreiten die hypothetisch ermittelten Werte nach dem maximalen Tangentialspannungskriterium um bis zu 50%. Diese 50% werden bei einem normierten Modus-II-Spannungsintensitätsfaktor von $0,4 K_{II}^{cr}/K_{Ic}$ erreicht. Nach der Hypothese tritt dort eine instabile Rißausbreitung nach Erreichen eines normierten, kritischen Modus-I-Spannungsintensitätsfaktors von $0,76 K_I^{cr}/K_{Ic}$ auf, gemessen wurde ein Wert von $1,16 K_I^{cr}/K_{Ic}$.

Die nach dem Belastungspfad {Δ}, bei dem zuerst eine Modus-I- und anschließend eine Modus-II-Belastung erzeugt wurde, gemessenen kritischen Spannungsintensitätsfaktoren sind geringfügig kleiner als die in umgekehrter Reihenfolge gemessenen Werte. Die experimentellen Untersuchungen wurden für den Belastungspfad {Δ} nur bis zu einem Wert von $0,85 K_I^{cr}/K_{Ic}$ durchgeführt, da höhere Werte schon zum Versagen der Probe führen können. Die durchgängig eingezeichnete Kurve endet daher auch bei diesem Wert. Der weitere Kurvenverlauf ist gestrichelt dargestellt; es handelt sich um den wahrscheinlichsten Verlauf. Dieser ergibt sich aus der Tatsache, daß die erzeugte Modus-I-Belastung nur bis zur Bruchzähigkeit gesteigert werden kann, bevor eine Modus-II-Belastung aufgebracht werden

könnte. Die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren für Modus-I sind somit immer kleiner als die Bruchzähigkeit. Die Bruchgrenzkurve kann daher trivialerweise nicht die Form einer „Nase“ annehmen, sie wird einfach bis zum Schnittpunkt mit der Abszisse bei $1,0 K_I^{cr}/K_{Ic}$ abfallen.

Die an CTS-Proben aus PMMA mit abgestumpftem Riß gemessenen äquivalenten Bruchzähigkeiten betragen für Modus-I $3,87 \text{ MPam}^{1/2}$ und für Modus-II $2,87 \text{ MPam}^{1/2}$. Diese Werte sind jedoch nach der Norm nicht gültig, weil Bruchzähigkeiten nur für „scharfe“ Risse definiert sind. Die an Proben mit abgestumpftem Riß gemessenen Bruchzähigkeiten werden deshalb mit dem Symbol K_c^* gekennzeichnet. Die Standardabweichungen sind deutlich höher als bei den Proben mit „scharfem“ Riß, sie betragen $0,165 \text{ MPam}^{1/2}$ bei Modus-I und $0,048 \text{ MPam}^{1/2}$ bei Modus-II. Ursächlich hierfür sind herstellungsbedingte Unterschiede in der Oberflächenbeschaffenheit der Bohrungen. Abbildung 37 zeigt eine abgestumpfte Rißspitze einer CTS-Probe aus PMMA unter dem Rasterelektronenmikroskop. Die Rauheit der Oberfläche, welche bei jeder Bohrung unterschiedlich sein kann, erleichtert die Entstehung von Mikrorissen und wirkt sich somit direkt auf die instabile Rißausbreitung aus. Die Folge ist eine größere Streuung der Meßwerte.

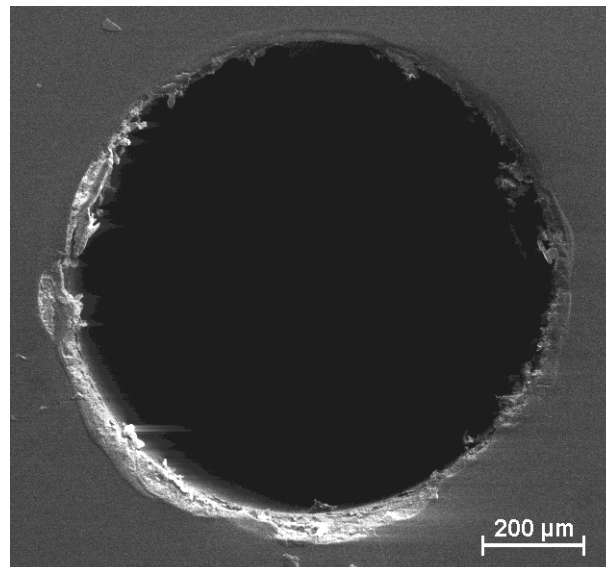


Abb. 37: REM-Aufnahme einer abgestumpften Rißspitze einer CTS-Probe aus PMMA (Bohrungsdurchmesser: 1 mm)

Abbildung 38 zeigt die auf die Modus-I-Bruchzähigkeit K_{Ic}^* normierten, kritischen Spannungsintensitätsfaktoren der zug-/scherbelasteten Risse für die drei gewählten Belastungs-

pfade, die aufgrund der abgestumpften Rißspitze mit dem Symbol K^{cr*} gekennzeichnet werden. Zum Vergleich ist die Bruchgrenzkurve nach dem maximalen Tangentialspannungskriterium ebenfalls eingezeichnet. Die Meßwerte der 111 Versuche sind in Anhang 8.6.3 tabellarisch zusammengestellt.

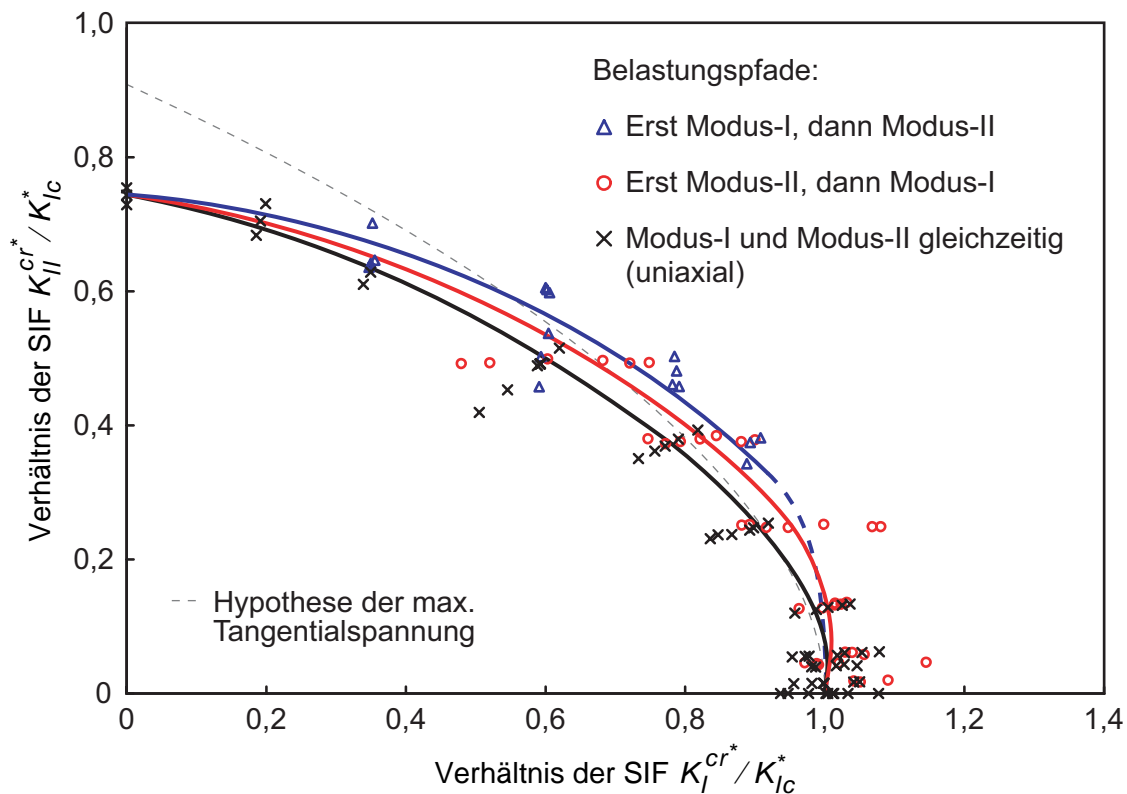


Abb. 38: Normierte Darstellung der gemessenen kritischen Spannungsintensitätsfaktoren an CTS-Proben aus PMMA mit abgestumpftem Riß

Für jeden Belastungspfad wurden unterschiedliche Bruchgrenzkurven gemessen, die sich allerdings nur wenig voneinander unterscheiden. Die geringsten kritischen Spannungsintensitätsfaktoren werden nach dem herkömmlichen Belastungspfad {x} erzielt. Mit dem Belastungspfad {Δ} werden die größten Werte erreicht. Der Kurvenverlauf entspricht für Mixed-Mode-Verhältnisse mit überwiegendem Modus-I-Anteil dem der Hypothese; ein „nasenförmiger“ Verlauf kann nur andeutungsweise erkannt werden. Bei überwiegendem Modus-II-Anteil liegen die Bruchgrenzkurven unterhalb der hypothetisch ermittelten Kurve, welche die Ordinate bei $0,866 K_{II}^{cr*} / K_{Ic}^*$ schneidet. Das Verhältnis der experimentell bestimmten Modus-II-Bruchzähigkeit zur Modus-I-Bruchzähigkeit ist ca. 15% geringer als der hypothetisch ermittelte Wert; es beträgt 0,74. Bei diesem Wert schneiden alle drei Bruch-

grenzkurven die Ordinate. Die experimentellen Untersuchungen wurden für den Belastungspfad $\{\Delta\}$ nur bis zu einem Wert von $0,91 K_I^{cr*} / K_{Ic}^*$ durchgeführt, bei dem auch die durchgängig eingezeichnete Kurve endet. Der weitere Kurvenverlauf ist bis zum Schnittpunkt mit der Abszisse bei $1,0 K_I^{cr*} / K_{Ic}^*$ gestrichelt dargestellt; es handelt sich wiederum um den wahrscheinlichsten Kurvenverlauf.

5.2 Bruchwinkel

Die mit einem Profilprojektor gemessenen Bruchwinkel φ_0 der CTS-Proben aus PMMA wurden graphisch über dem kritischen Mixed-Mode-Verhältnis $K_{II}^{cr} / (K_I^{cr} + K_{II}^{cr})$ aufgetragen. Abbildung 39 zeigt die ermittelten Werte der Proben mit „scharfem“ Riß für alle drei untersuchten Belastungspfade. Eine tabellarische Zusammenstellung der einzelnen Meßwerte ist in Anhang 8.6.2 gegeben.

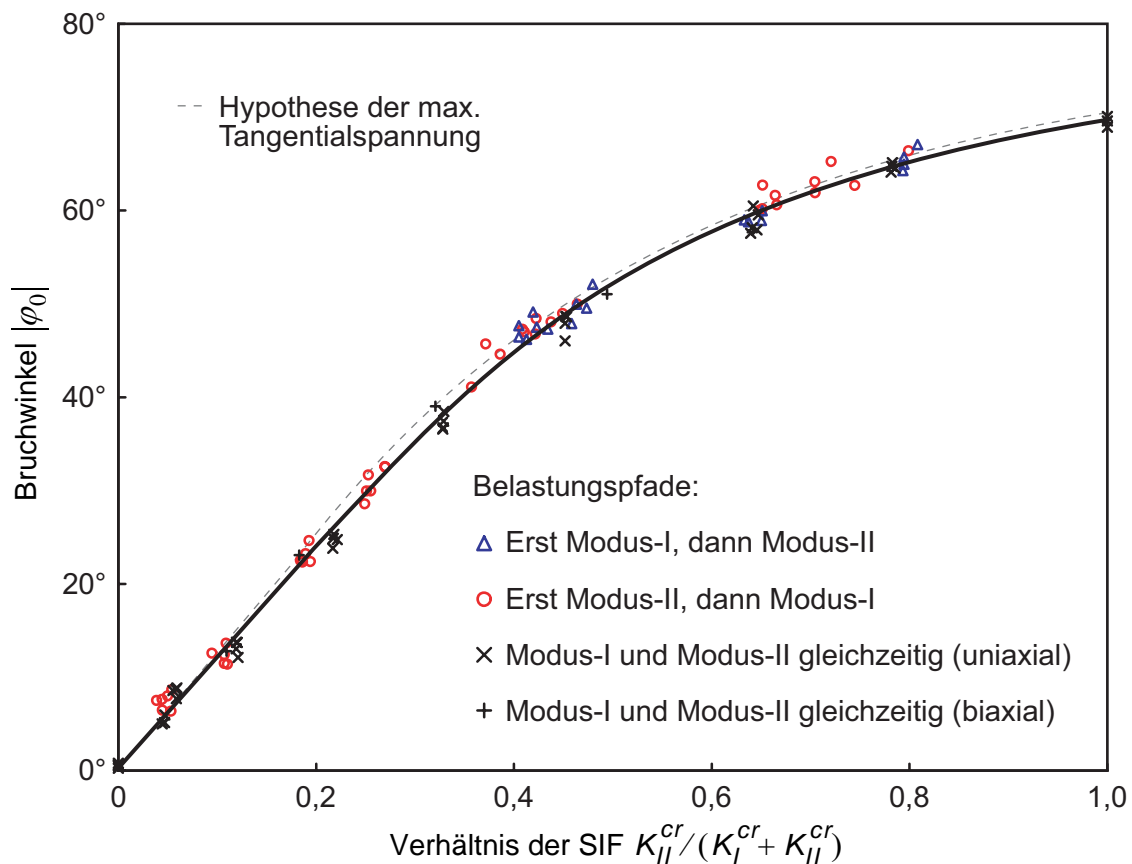


Abb. 39: Gemessene Bruchwinkel an CTS-Proben aus PMMA mit Riß

Die Risse haben sich bei einer Modus-I-Belastung wie erwartet in Richtung des Ligaments, d.h. in der ursprünglichen Rißrichtung, ausgebreitet. Der gemessene Bruchwinkel beträgt $-0,5^\circ$. Eine Überlagerung mit einer Modus-II-Belastung führt zum Abknicken des Risses, wobei der Bruchwinkel mit ansteigendem Modus-II-Anteil zunimmt. Der maximale Bruchwinkel wird bei Modus-II erreicht; der gemessene Mittelwert beträgt $-69,5^\circ$. Die Bruchwinkel stimmen für alle drei Belastungspfade $\{\Delta, O, \times\}$ im Mixed-Mode-Bereich sehr gut überein. Der Belastungspfad wirkt sich somit nicht auf die Bruchwinkel aus. Die nach dem Tangentialspannungskriterium hypothetisch ermittelten Bruchwinkel stimmen ebenfalls gut mit den experimentell bestimmten Winkeln überein; sie sind insgesamt nur geringfügig größer als die gemessenen Werte. So ergibt sich z.B. für Modus-II ein hypothetischer Bruchwinkel von $-70,5^\circ$; die Differenz zu den gemessenen Winkeln beträgt nur 1° .

Die Bruchwinkel der CTS-Proben mit abgestumpftem Riß sind in Abb. 40 dargestellt. Eine tabellarische Zusammenstellung der Meßwerte befindet sich in Anhang 8.6.3.

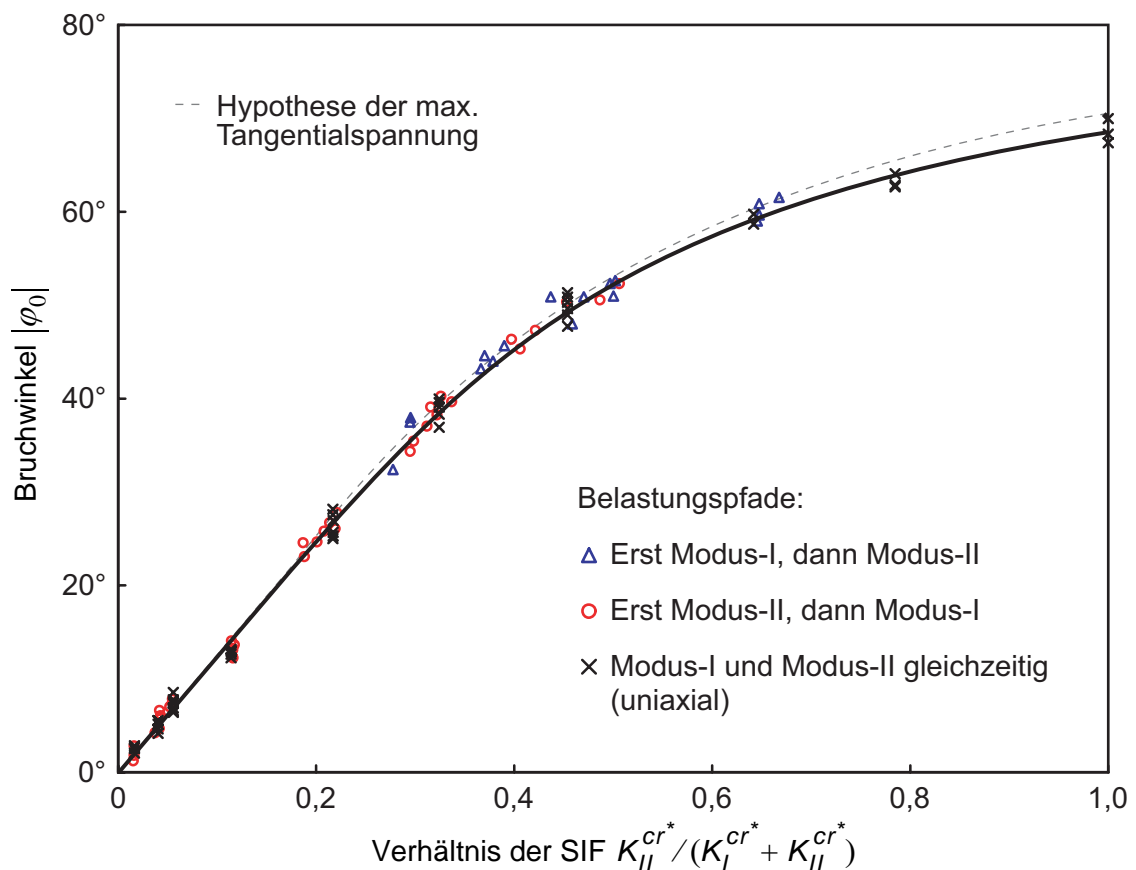


Abb. 40: Gemessene Bruchwinkel an CTS-Proben aus PMMA mit abgestumpftem Riß

Bei Modus-I ist eine exakte Bestimmung der Bruchwinkel aufgrund der Bohrung nicht möglich gewesen; die gemessenen Winkel sind jedoch kleiner als 1° . Für Modus-II beträgt der Mittelwert der Bruchwinkel $-68,6^\circ$. Im Mixed-Mode-Bereich stimmen die Bruchwinkel für alle drei Belastungspfade sehr gut überein. Eine Auswirkung des Belastungspfad auf die Bruchwinkel kann somit nicht festgestellt werden. Im unteren bis mittleren Bereich des kritischen Mixed-Mode-Verhältnisses ist eine noch bessere Übereinstimmung mit den hypothetisch ermittelten Bruchwinkeln vorhanden als bei den Proben mit „scharfem“ Riß. Mit zunehmendem Modus-II-Anteil weichen die experimentell bestimmten Bruchwinkel jedoch stärker von den hypothetisch ermittelten Werten ab. Die maximale Abweichung von $1,9^\circ$ wird bei einer reinen Modus-II-Belastung erreicht.

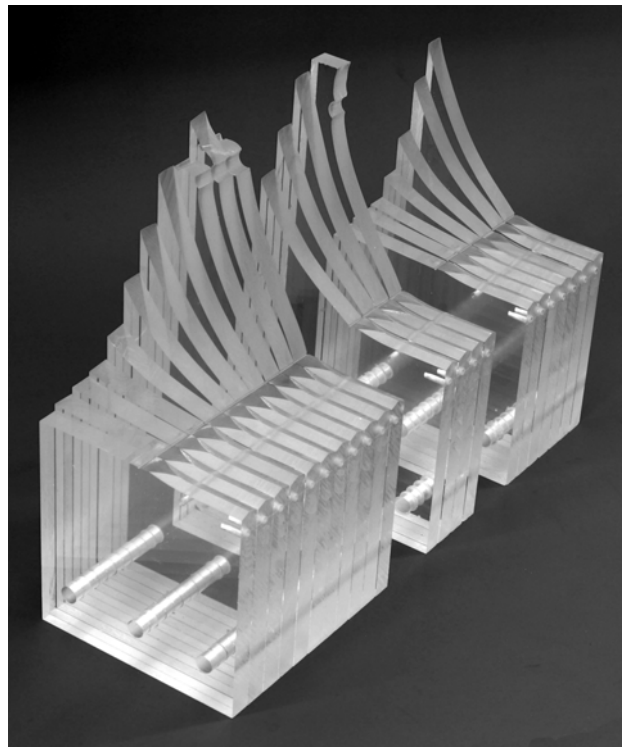


Abb. 41: CTS-Proben aus PMMA mit abgestumpftem Riß

Abbildung 41 zeigt exemplarisch einige zerrissene CTS-Probenhälften aus PMMA mit abgestumpftem Riß, welche nach dem ansteigenden kritischen Mixed-Mode-Verhältnis geordnet sind. Der vordere Block enthält Proben, die nach dem herkömmlichen Pfad $\{x\}$ belastet wurden. Beginnend mit Modus-I sind die Proben für alle mit der erweiterten Probenhalterung realisierbaren neun Mixed-Mode-Verhältnisse und für Modus-II dargestellt. Das kritische Mixed-Mode-Verhältnis reicht von 0 bis $1 \cdot K_{II}^{cr*} / (K_I^{cr*} + K_{II}^{cr*})$. Es ist zu erkennen,

daß sich ein Riß bei einer Modus-I-Belastung in Richtung des Ligaments ausbreitet, und daß eine Überlagerung mit einer Modus-II-Belastung zum Abknicken des Risses führt, wobei der Bruchwinkel mit ansteigendem Modus-II-Anteil zunimmt. Der mittlere Block zeigt Proben für den Belastungspfad $\{\Delta\}$ mit einem kritischen Mixed-Mode-Verhältnis von 0,4 bis 0,8 $K_{II}^{cr*}/(K_I^{cr*} + K_{II}^{cr*})$. Der hintere Block enthält Proben, welche nach dem Belastungspfad $\{O\}$ mit einem kritischen Mixed-Mode-Verhältnis von 0,04 bis 0,8 $K_{II}^{cr*}/(K_I^{cr*} + K_{II}^{cr*})$ getestet wurden. Das Abknicken der Risse ist gut zu erkennen.

5.3 Brucherscheinung

Bei den CTS-Proben aus PMMA mit „scharfem“ Riß führte eine Rißinitiierung nicht unmittelbar zum Versagen der Probe. Der Riß pflanzte sich zunächst nur langsam fort; er bildete einen Craze. Erst nach Erreichen einer kritischen Rißlänge trat instabiles Rißwachstum auf. Die Craze-Länge beträgt bei Modus-I im Mittel 11 mm. Sie wurde jeweils in der Probenmitte gemessen. Aufgrund der Rißfrontkrümmung ist die Craze-Länge an den Probenrändern geringfügig kleiner (s. Abb. 42). Mit steigendem kritischen Mixed-Mode-Verhältnis nimmt die Craze-Länge ab. Sie erreicht bei Modus-II ca. 7 mm. Die gemessenen Craze-Längen sind jeweils bei allen drei untersuchten Belastungspfaden identisch. Der Belastungspfad wirkt sich somit nicht auf die Craze-Bildung aus.

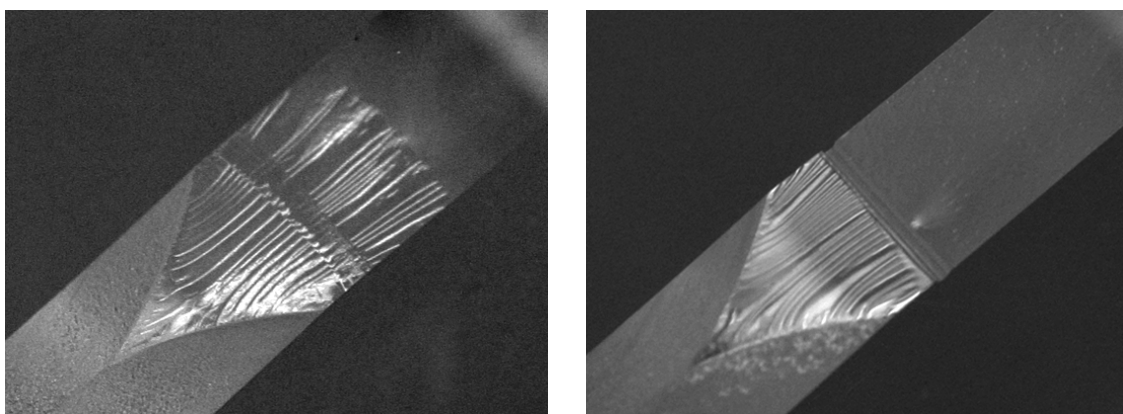


Abb. 42: Ligament einer CTS-Probe aus PMMA mit Riß und mit abgestumpftem Riß

Bei den CTS-Proben mit abgestumpftem Riß führte eine Rißinitiierung unmittelbar zum Versagen der Probe. Eine Ausbildung einer ausgeprägten Craze-Zone trat nicht auf. An der geraden Rißfront, d.h. am Kerbgrund der Bohrung, hat sich jedoch lokal ein sehr kleiner

Craze gebildet. Die lokale Craze-Bildung erfolgte aufgrund der abgestumpften Rißspitze bzw. dem damit verbundenen geringeren Spannungsgradienten an der Rißspitze bei einer für „scharfe“ Risse überkritischen Kraft, welche sofort zum instabilen Rißwachstum führte. Der lokale Craze ist auf Abb. 42 als kleiner weißer Punkt am Kerbgrund der Bohrung zu erkennen.

5.4 Diskussion und Bewertung

Die Modus-II-Bruchzähigkeit ist bei PMMA kleiner als die Modus-I-Bruchzähigkeit. Dies widerspricht der allgemeinen Auffassung, nach der eine Modus-I-Belastung als kritischster Beanspruchungsfall angenommen wird. Es zeigt, daß Aussagen zur Gefährlichkeit einer Ribelastung nicht ohne Kenntnis der entsprechenden Werkstoffkennwerte getroffen werden sollten. Die experimentell bestimmten kritischen Spannungsintensitätsfaktoren sind bei den Proben mit „scharfem“ Riß größer als die hypothetisch ermittelten Werte. Das Maximum des normierten, kritischen Modus-I-Spannungsintensitätsfaktors liegt bei dem verwendeten Probenmaterial bei 1,23 bzw. 1,18 K_I^{cr}/K_{Ic} . Das kritische Mixed-Mode-Verhältnis beträgt dort 0,078 bzw. 0,12 $K_{II}^{cr}/(K_I^{cr} + K_{II}^{cr})$. Die Gefährlichkeit zug-/scherbelasteter Risse wurde herkömmlich zu konservativ abgeschätzt, die Sicherheitsreserven sind größer als bisher angenommen. Sie lassen sich bei einem unter Modus-I belasteten Riß durch Hinzufügen einer geringen Modus-II-Belastung zudem wesentlich erhöhen: bei PMMA um bis zu 23% und bei der Aluminiumlegierung AlCuMg1 sogar um bis zu 50% (vgl. Abb. 13). Dies gilt allerdings nur für „scharfe“ Risse, bei abgestumpften Rissen sind die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren nicht größer als die Bruchzähigkeit. Diese sind bei Mixed-Mode-Verhältnissen mit überwiegendem Modus-II-Anteil zudem um bis zu 15% geringer als die hypothetisch ermittelten Werte. Die Sicherheitsreserve ist daher bei Rissen, bei denen die Gefährlichkeit durch Aufbohren der Rißspitze herabgesetzt wurde, geringer als nach der herkömmlichen bruchmechanischen Betrachtungsweise angenommen.

Es stellt sich die Frage, warum Bruchgrenzkurven mit dem Belastungspfad $\{x\}$ bei „scharfen“ Rissen einen „nasenförmigen“ Verlauf annehmen. Legt man eine Hüllkurve, welche den „nasenförmigen“ Verlauf nicht aufweist, über die Bruchgrenzkurve, schneidet diese die Abszisse bei ca. 1,27 K_I^{cr}/K_{Ic} . Der Kurvenverlauf entspricht dann dem mit abgestumpftem Riß und auch dem der Hypothese, er ist also zumindest hypothetisch möglich. Mit

diesen Vorüberlegungen stellt sich dann nicht mehr die Frage, warum die Bruchgrenzkurve die Form einer „Nase“ hat, sondern warum die Modus-I-Bruchzähigkeit um ca. 27% geringer ist als der im Gedankenexperiment erzielte Wert. Die Erklärung für den „nasenförmigen“ Verlauf der Bruchgrenzkurve ist somit nicht im Mixed-Mode-Bereich an der „Nasenspitze“, sondern bei der reinen Modus-I-Belastung zu suchen. Eine Modus-I-Belastung unterscheidet sich prinzipiell von einer Mixed-Mode- oder einer Modus-II-Belastung in der Rißausbreitungsrichtung: Der Riß breitet sich in Richtung des Ermüdungsanrisses aus, d.h. er muß seine Richtung nicht ändern. Die zum Rißfortschritt benötigte Energie U_γ für einen sich gerade ausbreitenden Riß könnte somit geringer sein als für einen abknickenden Riß. Für diesen ergibt sich aufgrund der ausgeprägten Rißfrontkrümmung in der Probenmitte ein größerer Ablenkwinkel als an den Probenrändern. Zur Bildung einer in einer Ebene liegenden Rißfront ist daher eine „Verdrehung“ des Risses erforderlich. Es klingt plausibel, daß zur Erzeugung einer komplizierten, dreidimensionalen Bruchfläche mehr Energie benötigt wird als für eine einfache, zweidimensionale Bruchfläche. Für einen abknickenden Riß weisen die bei der Ermüdungsanrißbildung möglicherweise entstehenden Mikrorisse zudem in die „falsche“ Richtung, es müssen sich daher erst neue, richtig orientierte Mikrorisse bilden. Für eine Modus-I-Belastung hingegen sind die Mikrorisse von vornherein richtig orientiert und eine Rißausbreitung in einer Ebene ist ohne eine „Verdrehung“ des Risses möglich. Eine einfache und zugleich plausible Erklärung für eine „nasenförmige“ Bruchgrenzkurve ist somit, daß die „scheinbare“ Oberflächenenergie U_γ für eine Modus-I-Belastung geringer ist als für eine Mixed-Mode- oder Modus-II-Belastung.

Müßte ein Riß bei einer Modus-I-Belastung abknicken, würde sich mit der oben genannten Begründung kein „nasenförmiger“ Verlauf der Bruchgrenzkurve ergeben. Der kritische Spannungsintensitätsfaktor betrüge dann bei einer Modus-I-Belastung $1,27 K_I^{cr}/K_{Ic}$. Aufgrund der normierten Darstellung würde die Bruchgrenzkurve die Abszisse aber bei $1,0 K_I^{cr}/K_{Ic}$ und die Ordinate bei $0,73 K_{II}^{cr}/K_{Ic}$ in Abb. 35 und bei $0,75 K_{II}^{cr}/K_{Ic}$ in Abb. 36 schneiden. Der Schnittpunkt der Bruchgrenzkurve für abgestumpfte Risse (Abb. 38) beträgt $0,74 K_{II}^{cr*}/K_{Ic}^*$; er stimmt sehr gut mit den Werten $0,73$ und $0,75 K_{II}^{cr}/K_{Ic}$ überein. Bei der durch eine Bohrung abgestumpften Rißspitze sind die Rißausbreitungsbedingungen für alle untersuchten Belastungsmoden identisch, der Riß breitet sich immer senkrecht zur Bohrungsoberfläche aus. Der abgestumpfte Anriß weist zudem keine Rißfrontkrümmung auf;

der Riß muß sich daher nicht „verdrehen“ und auch keine dreidimensionale Bruchfläche bilden. Aufgrund des im Vergleich zum „scharfen“ Riß geringeren Spannungsgradienten an der Rißspitze ist auch die Anzahl der Modus-I-Mikrorisse sehr klein. Die zum Rißfortschritt benötigte Energie U_γ ist daher für alle untersuchten Belastungsmoden identisch und die Ausbildung einer „nasenförmigen“ Bruchgrenzkurve ausgeschlossen.

Eine Modus-I-Belastung unterscheidet sich von einer Mixed-Mode- oder einer Modus-II-Belastung aber auch in der Größe der plastischen Zone. Diese ist bei einer Mixed-Mode-Belastung im Bereich der „Nasenspitze“ in Rißausbreitungsrichtung um ca. 40% größer als bei einer reinen Modus-I-Belastung. Eine große plastische Zone behindert die Rißausbreitung und führt daher zu größeren kritischen Spannungsintensitätsfaktoren. Der „nasenförmige“ Verlauf der Bruchgrenzkurve ließe sich somit auch mit der Größe der plastischen Zone erklären. Eine große plastische Zone wird auch mit einer abgestumpften Rißspitze simuliert. Die Größe der plastischen Zone kann daher bei den Proben mit abgestumpftem Riß für alle Belastungsmoden als konstant angesehen werden, sie verändert sich aufgrund des geringen Spannungsgradienten an der Rißspitze unter Belastung nur unwesentlich. Ein „nasenförmiger“ Verlauf der Bruchgrenzkurve ist somit bei einer abgestumpften Rißspitze ausgeschlossen.

Die gemessenen kritischen Spannungsintensitätsfaktoren sind eine Funktion des Belastungspfades. Für unterschiedliche Belastungspfade ergeben sich daher auch unterschiedliche Bruchgrenzkurven. Dies widerspricht den herkömmlichen Betrachtungsweisen der linear-elastischen Bruchmechanik. Die Craze-Bildung kann, da sie sich nicht auf den Belastungspfad auswirkt, als Ursache für die verschiedenen Bruchgrenzkurven ausgeschlossen werden. Das gilt auch für die Bruchwinkel, die nur eine Funktion des Mixed-Mode-Verhältnisses sind¹. Die plastische Zone wirkt sich auf das Bruchgeschehen aus. Sie könnte die Ursache für die unterschiedlichen Bruchgrenzkurven sein. Es wurde daher die Vergleichsspannungsverteilung einer rißbehafteten CTS-Probe mit dem Finite-Elemente-Programm „ANSYS 9.0“ bei Variation des Belastungspfades berechnet. Die Berechnungen erfolgten an einem dreidimensionalen Modell einer CTS-Probe einschließlich der Probenhalterung für linear-

1. Die sehr gute Übereinstimmung der Bruchwinkel für die verschiedenen Belastungspfade ist zudem ein Indiz für die Entkopplung der biaxialen Belastungen des Prüfsystems: Wenn die tatsächlich in der Probe vorhandenen Kräfte nicht mit den gemessenen Kräften übereinstimmen, unterscheidet sich auch das tatsächlich vorhandene Mixed-Mode-Verhältnis und somit auch der Bruchwinkel von dem aus den gemessenen Kräften berechneten Winkel.

elastisches und für elastisch-idealplastisches Materialverhalten. Die detaillierte Beschreibung der durchgeführten Finite-Elemente-Berechnungen befindet sich in Anhang 8.5. Die Berechnungen zeigen, daß die Spannungsverteilungen und die plastischen Zonen an der Rißspitze für alle drei Belastungspfade identisch sind (s. Abb. 43). Die Größe der plastischen Zone kann daher als Ursache für die verschiedenen Bruchgrenzkurven ausgeschlossen werden.

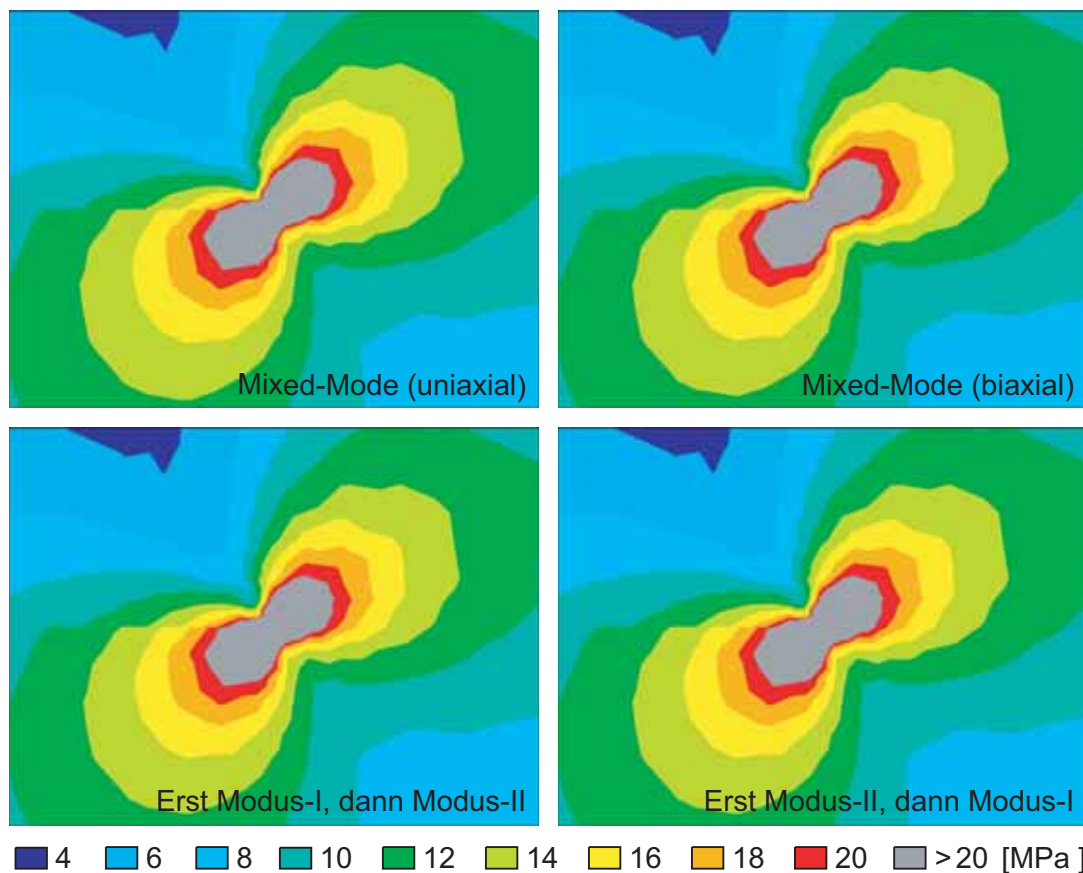


Abb. 43: Von Mises Vergleichsspannungsverteilung an der Rißspitze einer CTS-Probe (elastisch-idealplastische Berechnung)

Mit der zum Rißfortschritt benötigten Energie U_γ lassen sich die unterschiedlichen Bruchgrenzkurven zum Teil erklären. Bei einer gleichzeitigen Belastung von Modus-I und Modus-II bleibt das Mixed-Mode-Verhältnis während der gesamten Belastungszeit bis zum Versagen der Probe konstant. Es bilden sich daher Mikrorisse unter einem Winkel aus, welcher mit dem Bruchwinkel der Probe identisch ist. Der ergänzend an einer CTS-Probe aus einer Aluminiumlegierung durchgeführte Versuch für den Belastungspfad {x}, bei dem eine Modus-I- und Modus-II-Belastung gleichzeitig (uniaxial) erzeugt wurde, bestätigt dies.

Abbildung 44 zeigt die REM-Aufnahme der Probe in 197-facher Vergrößerung. Das Ende des waagrecht verlaufenden Ermüdungsanrisses befindet sich oben links im Bild. Es wird von einer Faser der Polierwatte, welche sich auch durch Spülen der Probe nicht entfernen ließ, verdeckt. Der Verlauf der Mikrorisse ist gut sichtbar, besonders auf dem aus mehreren REM-Aufnahmen zusammengesetzten Detailbild in 570-facher Vergrößerung (Abb. 44 rechts). Die erkennbaren Mikrorisse verlaufen alle in eine Richtung. Der Winkel zum Ligator stimmt mit dem theoretischen, aus dem maximalen Tangentialspannungskriterium ermittelten Wert von -50° , welcher sich für das verwendete Mixed-Mode-Verhältnis von $0,452 K_{II}/(K_I + K_{II})$ ergibt, gut überein.

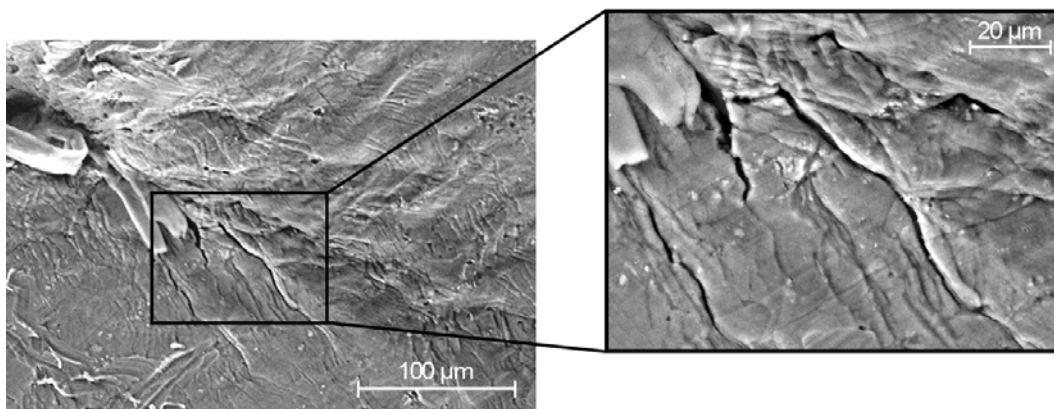


Abb. 44: REM-Aufnahme an der Rißspitze einer CTS-Probe aus einer Aluminiumlegierung mit waagrecht verlaufendem Ermüdungsanriß (Belastungspfad: Modus-I und Modus-II gleichzeitig (uniaxial))

Wird jedoch zuerst eine Modus-I-Belastung erzeugt, entstehen Mikrorisse unter einem Winkel von 0° . Mit ansteigender Modus-II-Belastung ändert sich das Mixed-Mode-Verhältnis kontinuierlich bis zum Versagen der Probe. Als Folge dessen ändert sich auch kontinuierlich die Orientierung der Mikrorisse, sie knicken ab. Wird die Belastungsreihenfolge vertauscht, entstehen zunächst Mikrorisse unter einem Winkel von ca. -70° , die ebenfalls mit ansteigendem Modus-I-Anteil ihre Richtung permanent ändern. Die Richtungsänderung der Mikrorisse ist auf Abb. 45 sehr gut zu erkennen. Bei der gezeigten REM-Aufnahme handelt es sich um den ergänzend durchgeführten Versuch an einer CTS-Probe aus einer Aluminiumlegierung für den Belastungspfad {O}, bei dem zuerst eine Modus-II- und anschließend eine Modus-I-Belastung erzeugt wurde. Die Vergrößerungen der beiden oberen Bilder sind mit den zuvor abgebildeten REM-Aufnahmen identisch.

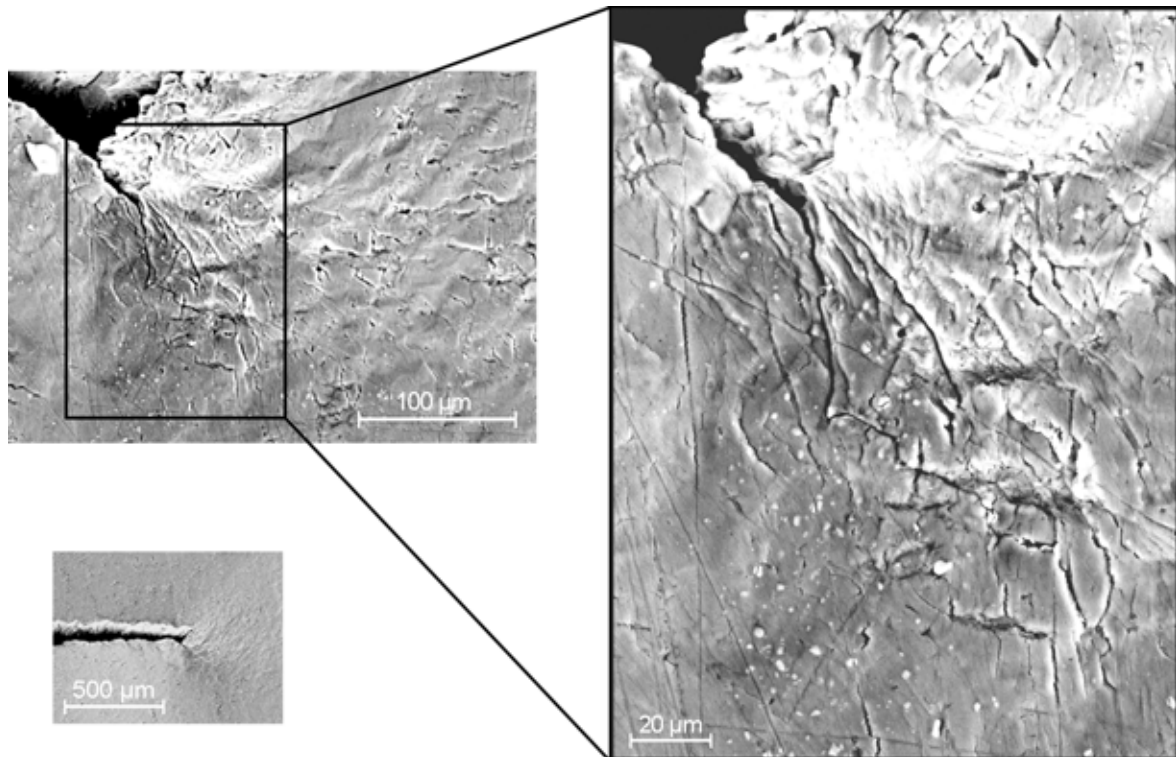


Abb. 45: Aufnahme an der Rißspitze einer CTS-Probe aus einer Aluminiumlegierung mit waagrecht verlaufendem Ermüdungsanriß (Belastungspfad: Erst Modus-II, dann Modus-I)

Das Ende des waagrecht verlaufenden Ermüdungsanrisses, welches die untere Aufnahme in 28-facher Vergrößerung zeigt, befindet sich wiederum oben links im Bild. Für das am Ende des Versuchs erreichte Mixed-Mode-Verhältnis von $0,452 K_{II}/(K_I + K_{II})$ ergibt sich theoretisch ein Bruchwinkel von -50° . Unter diesem Winkel sind auch Mikrorisse entstanden. Am oberen Bildrand ist außerdem ein waagrecht (zickzackförmig) verlaufender Mikroriß zu erkennen. Dieser Riß hat sich wahrscheinlich schon bei der Modus-I-Schwingungsbelastung zur Einbringung des Ermüdungsanrisses gebildet. Ein Vergleich der Abbildungen 44 und 45 zeigt, daß sich die bei verschiedenen Belastungspfaden erzeugten Mikrorisse deutlich voneinander unterscheiden. Der Belastungspfad wirkt sich somit wie erwartet auf die Bildung von Mikrorissen aus.

Wenn zur Erzeugung abknickender Risse mehr Energie benötigt wird als für sich gerade ausbreitende Risse, steigen die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren an. Mit dieser Hypothese läßt sich begründen, warum die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren bei den Belastungspfaden $\{\Delta\}$ und $\{O\}$ größer sind als für den Pfad $\{X\}$. Bei einem abgestumpften

Riß entstehen aufgrund des geringeren Spannungsgradienten an der Rißspitze weniger Mikrorisse. Der Effekt ist daher geringer als bei einem „scharfen“ Riß. Die Bruchgrenzkurven für die Belastungspfade $\{\Delta\}$ und $\{O\}$ sind auch bei überwiegendem Modus-II-Anteil nicht identisch. Bei „scharfen“ Rissen befindet sich die Bruchgrenzkurve für den Belastungspfad $\{\Delta\}$ unterhalb der Kurve für den Belastungspfad $\{O\}$, bei abgestumpften Rissen ist es umgekehrt. Dieses Verhalten läßt sich mit der Hypothese nicht begründen. Eventuell wurden die Verläufe der Bruchgrenzkurven aber auch nur zu eng an die experimentell bestimmten kritischen Spannungsintensitätsfaktoren angepaßt. Die Streuung der Meßwerte läßt durchaus identische Bruchgrenzkurven für die Belastungspfade $\{\Delta\}$ und $\{O\}$ im Mixed-Mode-Bereich mit überwiegendem Modus-II-Anteil zu. Zur Klärung des tatsächlichen Verlaufes der Bruchgrenzkurven sind deshalb ergänzende experimentelle Untersuchungen erforderlich.

Für die Praxis können aus den experimentellen Untersuchungen zum Instabilitätsverhalten zug-/scherbeanspruchter Risse einfache Empfehlungen abgeleitet werden: Wenn es steuerungstechnisch möglich ist, sollten Scherbelastungen und Zugbelastungen nacheinander aufgebracht werden, die Sicherheitsreserven sind dann größer als bei einer gleichzeitigen Belastung. Dabei ist die Reihenfolge „erst Scher-, dann Zugbelastung“ zu bevorzugen. Bei einem unter Zug belasteten Riß läßt sich zudem die Sicherheit durch Hinzufügen einer geringen Scherbelastung erhöhen. Die Gefährlichkeit eines Risses kann bei PMMA mit dem maximalen Tangentialspannungskriterium konservativ abgeschätzt werden, bei abgestumpften Rissen gilt dies jedoch nur für Mixed-Mode-Bereiche mit überwiegendem Zuganteil.

6. Zusammenfassung

Das Gefährdungspotential zug-/scherbeanspruchter Risse in einem Bauteil wird generell durch einen Vergleich der Spannungsintensitätsfaktoren mit den maximal vom Werkstoff ertragbaren kritischen Spannungsintensitätsfaktoren bestimmt. Die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren werden für unterschiedliche Mixed-Mode-Verhältnisse als eine eindeutige Bruchgrenzkurve dargestellt, welche hypothetisch oder durch Interpolation der experimentell bestimmten kritischen Spannungsintensitätsfaktoren für gemischte Zug- und Scherbeanspruchungen gewonnen wird. Die Messung der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren erfolgt bei uniaxialer Belastung, wobei die Winkelstellung des Risses den Modus-I- und Modus-II-Anteil bestimmt. Die Zug- und Scherkräfte können, bedingt durch die Kopplung, bei der uniaxialen Belastung nur gleichzeitig aufgebracht werden; eine unabhängige Steuerung ist nicht möglich.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden Modus-I- und Modus-II-Belastungen unabhängig voneinander erzeugt. Es wurden kritische Spannungsintensitätsfaktoren bei Variation des Belastungspfades an einem biaxialen Prüfsystem gemessen, welches aus einer herkömmlichen servohydraulischen Prüfmaschine und einer selbst entwickelten Prüfmaschinenerweiterung besteht. Das Prüfsystem hatte spezielle Anforderungen zu erfüllen; insbesondere mußte sichergestellt sein, daß sich die Modus-I- und Modus-II-Belastungen nicht gegenseitig beeinflussen. Die Entkopplung der biaxialen Belastungen wurde durch eine Bestimmung der sich tatsächlich an der Rißspitze für unterschiedliche Belastungspfade einstellenden Beanspruchungen mittels spannungsoptischer Methoden überprüft und verifiziert. Die experimentelle Bestimmung der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren erfolgte für drei verschiedene Belastungspfade an Proben aus Polymethylmethacrylat (PMMA) mit „scharfem“ und mit abgestumpftem Riß: Beim ersten Pfad { Δ } wurde zuerst eine Modus-I- und anschließend eine Modus-II-Belastung aufgebracht. Beim zweiten Pfad {O} wurde die Reihenfolge umgekehrt. Beim dritten Pfad {x} wurden die Modus-I- und Modus-II-Belastungen gleichzeitig erzeugt.

Die experimentellen Untersuchungen zeigen, daß entgegen herkömmlichen bruchmechanischen Betrachtungen kritische Spannungsintensitätsfaktoren eine Funktion des Belastungspfades sind. Es wurden unterschiedliche Bruchgrenzkurven für die untersuchten Belastungspfade gemessen, welche sich insbesondere bei „scharfen“ Rissen deutlich voneinander unterscheiden. Die größten kritischen Spannungsintensitätsfaktoren werden mit den Bela-

stungspfad $\{O\}$ und $\{\Delta\}$ erreicht. Der Belastungspfad $\{X\}$ liefert deutlich kleinere kritische Spannungsintensitätsfaktoren, die allerdings immer noch größer sind als die nach dem maximalen Tangentialspannungskriterium (hypothetisch) ermittelten Werte. Oftmals wurde die Gefährlichkeit von Rissen bei PMMA somit herkömmlich zu hoch eingeschätzt. Die gemessenen kritischen Modus-I-Spannungsintensitätsfaktoren sind zudem bei Mixed-Mode-Verhältnissen mit überwiegendem Modus-I-Anteil bei den Belastungspfaden $\{O\}$ und $\{X\}$ größer als die Modus-I-Bruchzähigkeit, wodurch sich ein „nasenförmiger“ Verlauf der Bruchgrenzkurven ergibt. In diesem Bereich überschreiten die experimentell bestimmten kritischen Modus-I-Spannungsintensitätsfaktoren die hypothetisch ermittelten Werte um bis zu 50%. Bei einem unter Modus-I belasteten Riß läßt sich die Sicherheitsreserve durch Hinzufügen einer geringen Modus-II-Belastung somit deutlich erhöhen. Für abgestumpfte Risse unterscheiden sich die experimentell bestimmten Bruchgrenzkurven nur geringfügig. Die Kurvenverläufe sind zudem nicht „nasenförmig“, sie entsprechen weitestgehend dem der hypothetisch ermittelten Kurve. Für Mixed-Mode-Verhältnisse mit überwiegendem Modus-II-Anteil sind die experimentell bestimmten kritischen Spannungsintensitätsfaktoren allerdings um 15% kleiner als die hypothetisch ermittelten Werte. Es wurde erörtert, daß die gewählten Belastungspfade keinen Einfluß auf die Craze-Länge der Proben mit „scharfem“ Riß haben. Diese ist nur eine Funktion des Belastungsmodus, der Belastungsgeschwindigkeit und der Temperatur. Bei Proben mit abgestumpftem Riß erfolgt keine Craze-Bildung. Die Bruchwinkel sind ebenfalls unabhängig vom Belastungspfad; sie sind für die drei untersuchten Pfade identisch und stimmen zudem sehr gut mit den hypothetisch ermittelten Bruchwinkeln überein. Die dreidimensionalen Finite-Elemente-Berechnungen zeigen, daß auch die Spannungsverteilungen und die plastische Zone an der Rißspitze keine Funktion des Belastungspfades sind. Die an Proben aus einer Aluminiumlegierung ergänzend durchgeführten mikroskopischen Untersuchungen dokumentieren den wesentlich vom Belastungspfad bestimmten Verlauf der Mikrorisse an einer Rißspitze. Ein Einfluß des Belastungspfades auf das Bruchgeschehen ist somit auch optisch erkennbar. Es wurde erörtert, daß die für jeden Belastungspfad unterschiedlichen Bruchgrenzkurven auf den Verlauf der Mikrorisse zurückzuführen sind.

Die durchgeführten Untersuchungen sind nur der Beginn der Erforschung des Instabilitätsverhaltens zug-/scherbelasteter Risse bei Variation des Belastungspfades. Die Übertragbarkeit der vorgestellten Ergebnisse auf andere Werkstoffe muß überprüft werden und sollte ein Ziel zukünftiger Forschung sein.

7. Literaturverzeichnis

- [1] H.G. Hahn: „Bruchmechanik“, Band 30, B.G. Teubner, Studienbücher Mechanik, Stuttgart, 1976
- [2] H.-P. Rossmann (Hrsg.): „Grundlagen der Bruchmechanik“, Springer Verlag, Wien, 1982
- [3] M.F. Kanninen, C.H. Popelar: „Advanced Fracture Mechanics“, Oxford University Press, New York, 1985
- [4] D. Broek: „Elementary Engineering Fracture Mechanics“, 4th edition, Martinus Nijhoff Publishers, Dordrecht, 1986
- [5] T.L. Anderson: „Fracture Mechanics - Fundamentals and Applications“, CRC Press, Boca Raton, 1991
- [6] H. Blumenauer, G. Pusch: „Technische Bruchmechanik“, 3. Auflage, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1993
- [7] R. Kienzler: „Konzepte der Bruchmechanik“, Vieweg Verlag, Braunschweig, 1993
- [8] B.R. Lawn: „Fracture of Brittle Solids“, 2nd edition, Cambridge University Press, Cambridge, 1993
- [9] S. Sähn, H. Göldner: „Bruch- und Beurteilungskriterien in der Festigkeitslehre“, 2. Auflage, Fachbuchverlag, Leipzig, 1993
- [10] D. Gross: „Bruchmechanik“, 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin, 1996
- [11] K.-H. Schwalbe: „Bruchmechanik metallischer Werkstoffe“, Hanser Verlag, München, 1998
- [12] J.F. Kalthoff: „Bruchmechanik - Sicherheitsanalysen“, Vorlesung, Experimentelle Mechanik, Ruhr-Universität Bochum, 1998
- [13] K.B. Broberg: „Cracks and Fracture“, Academic Press, London, 1999
- [14] D. Gross, Th. Seelig: „Bruchmechanik“, 3. Auflage, Springer Verlag, Heidelberg, 2001

- [15] E.E. Gdoutos, C.A. Rodopoulos, J.R. Yates: „Problems of Fracture Mechanics and Fatigue“, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, Netherlands, 2004
- [16] T. Kobayashi: „Strength and Toughness of Materials“, Springer Verlag, Hicom, Japan, 2004
- [17] I.N. Sneddon: „The Distribution of Stress in the Neighbourhood of a Crack in an Elastic Solid“, Proceedings of the Royal Society of London, Series A: Mathematical and Physical Sciences, **187**, 229 - 260, London, 1946
- [18] H. Tada, P.C. Paris, G.R. Irwin: „The Stress Analysis of Cracks Handbook“, 2nd edition, Paris Productions Incorporated, St. Louis, 1985
- [19] Y. Murakami: „Stress Intensity Factors Handbook“, Pergamon Press, Oxford, 1987
- [20] H. Theilig, J. Nickel: „Spannungsintensitätsfaktoren“, VEB, Leipzig, 1987
- [21] D. Bergmannshoff: „Programm zur Berechnung der Rißspitzen-Spannungsverteilung aus einem Isochromatenfeld“, Studienarbeit, Experimentelle Mechanik, Ruhr-Universität Bochum, 1999
- [22] G.R. Irwin: „Fracture“, in: Handbuch der Physik VI, Hrsg. S. Flügge, Springer Verlag, Berlin, 551 - 590, 1958
- [23] O. Bruhns, Th. Lehmann: „Elemente der Mechanik II - Elastostatik“, Vieweg, Braunschweig/Wiesbaden, 1994
- [24] D. Fernández Zúñiga, J.F. Kalthoff, A. Fernández Canteli, J. Grasa, M. Doblaré: „Dreidimensionale Finite-Element-Berechnungen Plastischer Rißspitzenzonen zur Analyse der Gültigkeitsbedingungen für K_{Ic} -Tests“, Fortschrittsbericht der 36. Tagung des DVM-Arbeitskreises Bruchvorgänge, Fortschritte der Bruch- und Schädigungsmechanik, 17-18 Feb. 2004, editiert von M. Kuna, Deutscher Verband für Materialforschung u. -prüfung, Berlin, 193-204, 2004
- [25] ASTM E 399 - 90: „Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials“, Annual Book of ASTM Standards, **03.01**, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, 408 - 438, 1997
- [26] W.F. Brown, J.E. Srawley: „Plane Strain Crack Toughness Testing of High Strength Metallic Materials“, ASTM STP 410, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1966

-
- [27] D. Munz: „Messung Bruchmechanischer Kennwerte“, in: Grundlagen der Bruchmechanik, Hrsg. Rossmann, H.-P., Springer-Verlag, Wien, 50-80, 1982
- [28] M. Cayard: „Fracture Toughness Testing of Polymeric Materials“, Ph.D. Dissertation, Texas A&M University, 1990
- [29] ESIS P2-92: „ESIS Recommendations for Determining the Fracture Behaviour of Materials“, European Structural Integrity Society, Delft, 1992
- [30] W. Hiese: „Gültigkeitskriterien zur Bestimmung von Scherbruchzähigkeiten“, Dissertation, Fakultät für Maschinenbau, Ruhr-Universität Bochum, 2000
- [31] A.A. Griffith: „The Phenomena of Rupture and Flow in Solids“, Philosophical Transactions of The Royal Society, **221A**, 163 - 197, 1920
- [32] G.R. Irwin: „Analysis of Stresses and Strains near the End of a Crack Traversing a Plate“, Journal of Applied Mechanics, **24**, 361 - 364, 1957
- [33] R. Podleschny: „Untersuchung zum Instabilitätsverhalten scherbeanspruchter Risse“, Dissertation, Fakultät für Maschinenbau, Ruhr-Universität Bochum, 1993
- [34] F. Erdogan, G.C. Sih: „On the Crack Extension in Plates under Plane Loading and Transverse Shear“, Journal of Basic Engineering, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, ASME, 519 - 527, 1963
- [35] J.G. Williams, P.D. Ewing: „Fracture under Complex Stress - The Angled Crack Problem“, International Journal of Fracture Mechanics, 441 - 446, 1972
- [36] I. Finnie, A. Saith: „A Note on the Angled Crack Problem and the Directional Stability of Cracks“, International Journal of Fracture, **9**, Noordhoff International Publishing, Leyden, Netherlands, 484 - 486, 1973
- [37] S.K. Maiti, R.A. Smith: „Comparison of the Criteria for Mixed Mode Brittle Fracture Based on the Preinstability Stress Strain Fields“, International Journal of Fracture, **23**, Martinus Nijhoff Publications, The Hague, Netherlands, 281 - 295, 1983
- [38] S.K. Maiti, R.A. Smith: „Theoretical and Experimental Studies on the Extension of Cracks Subjected to Concentrated Loading near their Faces to Compare the Criteria for Mixed Mode Brittle Fracture“, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, **31**, No. 5, Pergamon Press, Great Britain, 389 - 403, 1983
- [39] K.F. Fischer, H. Göldner: „On the Formulation of a Principal Strain Criterion in Crack Fracture Mechanics“, International Journal of Fracture, **17**, R3 - R6, 1981

- [40] K.F. Fischer: „Eine zweiparametrische Formulierung von Bruchkriterien bei statischer Mixed-Mode-Rißöffnung“, Zeitschrift für angewandte Mathematik und Mechanik, ZAMM, **64**, M445 - M448, 1984
- [41] G.C. Sih: „Strain-Energy-Density Factor Applied to Mixed Mode Crack Problems“, International Journal of Fracture, **10**, No. 3, Noordhoff International Publishing, Leyden, Netherlands, 305 - 321, 1974
- [42] D. Radaj, M. Heib: „Numerische Untersuchungen zum Rißbruchkriterium bei überlagerter Zug-, Druck- und Schubbeanspruchung“, Schweißen und Schneiden, Jahrgang 29, **4**, 135 - 140, 1977
- [43] A. de S. Jayatilaka, I.J. Jenkins, S.V. Prasad: „Determination of Crack Growth in a Mixed Mode Loading System“, Proceeding of the Fourth International Conference on Fracture, ICF4, Vol. 3, University of Waterloo, Canada, June 19 - 24, 1977, Pergamon Press, New York, 1977
- [44] R.J. Nuismer: „An Energy Release Rate Criterion for Mixed Mode Fracture“, International Journal of Fracture, Noordhoff International Publishing, Leyden, Netherlands, 245 - 250, 1975
- [45] M.A. Hussain, S.L. Pu, J. Underwood: „Strain Energy Release Rate for a Crack under Combined Mode I and Mode II“, Fracture Analysis, ASTM STP 560, American Society for Testing and Materials, 2 - 28, 1974
- [46] H.A. Richard: „Bruchvorhersagen bei überlagerter Normal- und Schubbeanspruchung sowie reiner Schubbelastung von Rissen“, Habilitationsschrift, Fachbereich Maschinenwesen, Universität Kaiserslautern, 1984
- [47] H. Kordisch: „Untersuchungen zum Verhalten von Rissen unter überlagerter Normal- und Scherbeanspruchung“, Dissertation, Fakultät für Chemieingenieurwesen, Technische Hochschule Karlsruhe, 1982
- [48] D. Tenhaeff: „Untersuchungen zum Ausbreitungsverhalten von Rissen bei überlagerter Normal- und Schubbeanspruchung“, Dissertation, Fachbereich Maschinenwesen, Universität Kaiserslautern, 1987
- [49] J.F. Kalthoff: „Experimentelle Mechanik“, Vorlesung, Experimentelle Mechanik, Ruhr-Universität Bochum, 1997
- [50] C. Rohrbach (Hrsg.): „Handbuch für Experimentelle Spannungsanalyse“, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1989

-
- [51] A.S. Kobayashi (Hrsg.): „Handbook of Experimental Mechanics“, 2nd edition, John Wiley & Sons, New York, 1993
- [52] J.F. Doyle: „Modern Experimental Stress Analysis“, John Wiley & Sons, New York, 2004
- [53] S. Speer: „Experimentelle Spannungsanalyse, Modellstatik“, Teubner Verlag, Leipzig, 1971
- [54] L. Föppl, E. Mönch: „Praktische Spannungsoptik“, 3. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, 1972
- [55] H. Wolf: „Spannungsoptik Band 1 Grundlagen“, 2. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, 1976
- [56] J.W. Dally, W.F. Riley: „Experimental Stress Analysis“, McGraw Hill Book Comp., New York, 1991
- [57] Instron Handbuch „Modell 8500 Prüfraumen“, Nr. M21-28500-1, Ausgabe A, 1988
- [58] Instron Manual „Crack opening Displacement Gauges“, No. M1-7-68-5, Issue A, 1988
- [59] S. Keil: „Beanspruchungsermittlung mit Dehnungsmeßstreifen“, Cuneus Verlag, Zwingenberg, 1995
- [60] Yokogawa Bedienungsanleitung „DL 708E Scope Corder“, IM701820-01D, 1. Ausgabe, 1999
- [61] Yokogawa Bedienungsanleitung „DL 716 Scope Corder“, IM701830-01D, 2. Ausgabe, 2000
- [62] L. Papula: „Mathematik für Ingenieure und Naturwissenschaftler“, Band 3, Vieweg-Verlag, Braunschweig/Wiesbaden, 1994
- [63] M. Creager, P.C. Paris: „Elastic Field Equations for Blunt Cracks with Reference to Stress Corrosion Cracking“, International Journal of Fracture Mechanics, **3**, 247 - 252, 1967
- [64] R.J. Sanford, J.W. Dally: „A general Method for Determining Mixed-Mode Stress Intensity Factors from Isochromatic Fringe Patterns“, Engineering Fracture Mechanics, **11**, No. 4, 621 - 633, 1979

- [65] O. Hinz: „Experimentelle und numerische Analyse von Rißspitzenspannungsfeldern mit Hilfe der digitalen Bildanalysetechnik“, VDI Fortschritt-Berichte, Reihe 18, Nr. 150, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1994
- [66] M. Wallmichrath: „Zum Einfluß höherer Glieder der Rißspitzen-Spannungsverteilung bei bruchmechanischen Untersuchungen“, Studienarbeit, Experimentelle Mechanik, Ruhr-Universität Bochum, 1998
- [67] H. Dominghaus: „Die Kunststoffe und ihre Eigenschaften“, 6. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, 2005
- [68] H. Batzer: „Polymere Werkstoffe III. Technologie II“, Georg Thieme Verlag, Stuttgart, 1984
- [69] W. Hellerich, G. Harsch, S. Haenle: „Werkstoff-Führer Kunststoffe: Eigenschaften, Prüfungen, Kennwerte“, 3. Auflage, Carl Hanser Verlag, München - Wien, 1983
- [70] U. Witzel: „Analyse und Synthese biomechanischer Konstruktionen“, Vorlesung, Lehrstuhl für Maschinenelemente und Konstruktionslehre, Ruhr-Universität Bochum, 1997
- [71] H.H. Kausch (Hrsg.): „Crazing in Polymers“, Advances in Polymer Science, **52/53**, Springer-Verlag, Berlin, 1983
- [72] E. Passaglia: „Crazes and Fracture in Polymers“, J. Phys. Chem. Solids., **48**, No. 11, 1075 - 1100, 1987
- [73] A.F. Liu: „Crack Growth and Failure of Aluminum Plate under In-Plane Shear“, AIAA Journal, **12**, 180 - 185, 1974
- [74] H.A. Richard: „Eine Bruchmechanikprobe zur Bestimmung von K_{IIc} -Werten“, Schweißen und Schneiden, **33**, Heft 11, 606 - 608, 1981
- [75] L. Banks-Sills, M. Arcan, H.D. Bui: „Toward a Pure Shear Specimen for K_{IIc} Determination“, International Journal of Fracture, **22**, R9 - R14, 1983
- [76] J.G. Cowie, F.R. Tuler: „Comparison of Shear and Tensile Fracture in High Strength Aluminum Alloys“, International Journal of Fracture, **47**, 229 - 239, 1991
- [77] D. Hehemann: „Finite-Elemente-Berechnung plastischer Zonen an zug- und scherbelastrten Rissen in der Bruchmechanik“, Diplomarbeit, Experimentelle Mechanik, Ruhr-Universität Bochum, 1996

8. Anhang

8.1 Kalibrierung der Kraftmeßlaschen

Die auf den beiden Kraftmeßlaschen der Prüfmaschinenerweiterung applizierten Dehnungsmeßstreifen können nur deren Dehnungen messen. Um den Dehnungen die dazu erforderlichen Kräfte zuordnen zu können, müssen die Kraftmeßlaschen kalibriert werden. Dazu wurden diese einzeln in die servohydraulische Prüfmaschine eingespannt und bis 3 kN linear ansteigend belastet. Mit dem digitalen Speicheroszilloskop wurde das Kraftsignal der servohydraulischen Prüfmaschine und das Dehnungssignal der Kraftmeßlasche über der Zeit aufgezeichnet. Die dabei am digitalen Speicheroszilloskop verwendeten Einstellungen sind in Tab. 6 zusammengestellt. Der Kalibrierungsfaktor ist der Quotient der Steigungen des Kraft-Zeit- und des Dehnungs-Zeit-Signals.

Versorgungsspannung	5 Volt
Empfindlichkeit k_t	2,0
Meßbereich	1000 μ Str.

Tab. 6: Einstellungen des digitalen Speicheroszilloskops

Nr.	Linke Kraftmeßlasche			Rechte Kraftmeßlasche		
	Steigung der Kraft [N/s]	Steigung der Dehnung [μ Str./s]	Kalibrierungs- faktor [N/ μ Str.]	Steigung der Kraft [N/s]	Steigung der Dehnung [μ Str./s]	Kalibrierungs- faktor [N/ μ Str.]
1	18,001	3,060	5,883	17,985	3,066	5,867
2	17,983	3,056	5,885	17,975	3,065	5,865
3	17,993	3,058	5,884	17,998	3,068	5,866
4	17,998	3,061	5,880	17,963	3,063	5,865
5	17,980	3,058	5,880	17,975	3,066	5,862
6	18,003	3,063	5,878	17,959	3,066	5,857
7	17,986	3,058	5,882	17,988	3,070	5,860
8	17,993	3,057	5,885	17,971	3,069	5,856
9	17,987	3,059	5,880	17,960	3,066	5,858
10	17,988	3,057	5,884	18,005	3,076	5,854

Tab. 7: Meßwerte zur Bestimmung der Kalibrierungsfaktoren

Tabelle 7 zeigt die Meßwerte und die daraus berechneten Kalibrierungsfaktoren der zehn Kalibrierungsversuche pro Kraftmeßlasche. Die arithmetischen Mittelwerte der Kalibrierungsfaktoren der Kraftmeßlaschen sind mit den Meßunsicherheiten für ein Vertrauensniveau γ von 99 % in Tab. 8 angegeben [62].

Kraftmeßlasche links	$5,882 \pm 0,0025 \text{ N}/\mu\text{Str.}$
Kraftmeßlasche rechts	$5,861 \pm 0,0049 \text{ N}/\mu\text{Str.}$

Tab. 8: Kalibrierungsfaktoren der Kraftmeßlaschen

Die Kalibrierungsfaktoren der linken und der rechten Kraftmeßlasche unterscheiden sich um 0,36 Prozent. Diese geringfügige Abweichung konnte durch nicht exakt ausgerichtete Dehnungsmeßstreifen, durch Fertigungstoleranzen bedingte minimal unterschiedliche Querschnittsflächen der Kraftmeßlaschen und durch Meßfehler der 14-Bit-DMS-Module entstehen.

Zur Kontrolle wurden die beiden Kraftmeßlaschen in die Prüfmaschinenerweiterung eingespannt und mit einem Stab verbunden. Weil es sich bei dieser Anordnung um einen geschlossenen Kraftfluß handelt, ist bei einer Belastung durch die Hydraulikzylinder die Kraft an beiden Kraftmeßlaschen identisch. Die mit dem digitalen Speicheroszilloskop an beiden Kraftmeßlaschen gemessenen Kräfte sollten daher auch identisch sein. Die von den Hydraulikzylindern erzeugte Kraft wurde von ca. 630 N in drei Stufen auf ca. 3000 N erhöht. Tabelle 9 zeigt die von den Kraftmeßlaschen gemessenen Kräfte sowie deren Differenz und die daraus resultierenden Meßabweichungen.

Kraftmeßlasche links [N]	631,25	1242,19	2001,63	3005,90
Kraftmeßlasche rechts [N]	632,47	1242,89	2001,44	3005,02
Differenz [N]	-1,22	-0,63	0,19	0,88
Meßabweichung [%]	-0,19	-0,05	0,01	0,03

Tab. 9: Kontrollmessungen mit den Kraftmeßlaschen

Die maximale Meßabweichung tritt bei der kleinsten Kraft auf und beträgt ca. 0,2 %. Da die Meßabweichungen, die durch nicht exakt ausgerichtete Dehnungsmeßstreifen oder durch

unterschiedliche Querschnittsflächen der Kraftmeßlaschen entstehen, schon durch die Kalibrierungsfaktoren berücksichtigt wurden, kann es sich nur um Meßabweichungen der beiden 14-Bit-DMS-Module handeln.

8.2 Bestimmung der spannungsoptischen Konstanten von Araldit B

Zur Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren aus den Isochromatenfeldern der CTS-Probe wird die spannungsoptische Konstante von Araldit B benötigt. Dieser materialspezifische Kennwert hängt von der Wellenlänge des Lichtes, von der Belastungszeit und von der Temperatur ab. Die Bestimmung der spannungsoptischen Konstante mußte daher unter den gleichen Bedingungen erfolgen wie sie bei den Messungen der Isochromatenfelder der CTS-Probe auch vorgelegen haben. Aus diesem Grunde wurde der gleiche spannungsoptische Aufbau verwendet. Es handelt sich um ein Zirkularpolariskop unter Verwendung von gelbem Licht mit einer Wellenlänge von 589 nm, das von einer Natrium-Dampf-Lampe erzeugt wird. Anstelle der CTS-Probe mit Halterung wurde zur Bestimmung der spannungsoptischen Konstanten eine kreisförmige Scheibe mit einem Durchmesser D von 100 mm und einer Dicke h von 10 mm in die servohydraulische Prüfmaschine eingespannt und stufenweise diametral belastet. Die Größe der Druckkraft wurde dabei so gewählt, daß sich im Zentrum der Scheibe zwei symmetrische Isochromaten berührt haben. Nach einer Wartezeit von sechs Minuten war der Kriechvorgang in der Scheibe so weit abgeklungen, daß die Kraft nachgeregelt werden konnte. Tabelle 10 zeigt die Kräfte, die bei Temperaturen von 292, 294 und 296 K gemessen wurden, als Funktion der Isochromatenordnungen.

Isochromaten- ordnung N [-]	Kraft F [N] (292 K)	Kraft F [N] (294 K)	Kraft F [N] (296 K)
1	412	408	400
2	826	819	808
3	1237	1221	1213
4	1648	1629	1610
5	2056	2030	2010
6	2466	2437	2409
7	2877	2831	2809
8	3280	3232	3204

Tab. 10: Meßwerte zur Bestimmung der spannungsoptischen Konstanten von Araldit B

Die spannungsoptische Konstante S wurde mit Gleichung (58) berechnet, wobei der Quotient $\Delta F/\Delta N$ die Steigung der Kraft-Isochromatenordnungsgeraden ist [55].

$$S = \left(\frac{\Delta F}{\Delta N} \right) \frac{8}{\pi D} \quad (58)$$

Tabelle 11 enthält die experimentell bestimmte spannungsoptische Konstante von Araldit B als Funktion der Temperatur. Die Werte gelten nur für gelbes Licht mit einer Wellenlänge von 589 nm und einer Belastungszeit von sechs Minuten.

	Messung bei 292 K	Messung bei 294 K	Messung bei 296 K
Spannungsoptische Konstante S [kN/m]	10,44	10,27	10,19

Tab. 11: Spannungsoptische Konstante von Araldit B als Funktion der Temperatur

Der Wert der spannungsoptischen Konstante nimmt mit zunehmender Temperatur ab. Die Messungen der Isochromatenfelder der CTS-Probe wurden bei einer Raumtemperatur von ca. 23°C durchgeführt. Aus diesem Grunde wurde der bei einer Temperatur von 296 K bestimmte Wert der spannungsoptischen Konstante von 10,19 kN/m bei den Berechnungen der Spannungsintensitätsfaktoren aus den Isochromatenfeldern verwendet.

8.3 Bruchzähigkeitsmessungen an CTS-Proben aus PMMA als Funktion der Belastungsrate

Zur Untersuchung des Zusammenhangs zwischen der Bruchzähigkeit von PMMA und der Belastungsrate wurden Bruchzähigkeitsmessungen unter Modus-I und Modus-II an CTS-Proben mit „scharfem“ Riß durchgeführt. Die Messungen erfolgten mit der servohydraulischen Prüfmaschine bei einer Raumtemperatur von ca. 29°C. Die Belastungsrate wurde von 0,75 bis 3000 N/s in 30 Stufen variiert. Dies entspricht einem \dot{K}_I von 0,00079 bis 3,29 MPam^{1/2}/s und einem \dot{K}_{II} von 0,00036 bis 1,57 MPam^{1/2}/s. Die Versuchsauswertung erfolgte mit der in Kapitel 4.5 beschriebenen Methode. Die Versuchsdaten sind für Modus-I in Tab. 12 und für Modus-II in Tab. 13 zusammengestellt.

Abbildung 46 zeigt eine graphische Darstellung der gemessenen Bruchzähigkeit K_{Ic} als Funktion der Belastungsrate \dot{K}_I . Es ist zu erkennen, daß die Bruchzähigkeit tendenziell mit

steigender Belastungsrate ansteigt; allerdings nimmt sie bei sehr geringen Belastungsraten bis ca. $0,0082 \text{ MPam}^{1/2}/\text{s}$ ($7,5 \text{ N/s}$) einen konstanten Wert von $0,92 \text{ MPam}^{1/2}$ und bei sehr hohen Belastungsraten ab ca. $2,43 \text{ MPam}^{1/2}/\text{s}$ (2250 N/s) einen konstanten Wert von $1,28 \text{ MPam}^{1/2}$ an. Die maximale Differenz der Modus-I-Bruchzähigkeit beträgt $0,36 \text{ MPam}^{1/2}$,

a [mm]	B [mm]	F_5 [N]	F_{max} [N]	K_{Ic} [MPam ^{1/2}]	\dot{F} [N/s]	\dot{K}_I [MPam ^{1/2} /s]
50,70	10,74	884	891	0,93	0,75	0,00079
49,94	9,82	834	867	0,93	1,25	0,00139
50,41	9,64	784	823	0,91	2,50	0,00290
51,01	9,99	815	846	0,94	3,75	0,00431
50,10	9,85	805	835	0,90	5,00	0,00560
50,08	10,57	895	949	0,93	6,25	0,00652
50,25	10,17	856	893	0,93	7,50	0,00818
50,38	9,87	841	867	0,95	10,0	0,01131
50,16	9,50	822	858	0,96	12,5	0,01455
51,37	9,67	834	850	1,00	17,5	0,02109
50,96	10,00	892	932	1,02	25,0	0,02862
49,95	9,48	895	937	1,03	37,5	0,04333
50,24	10,79	1003	1065	1,03	50,0	0,05141
50,27	9,52	909	943	1,06	75,0	0,08750
49,93	9,85	959	1002	1,07	100	0,11112
50,34	10,07	1007	1039	1,11	200	0,22131
49,99	10,57	1078	1128	1,12	300	0,31148
50,75	9,84	1028	1057	1,18	400	0,46111
50,56	9,87	1071	1094	1,22	500	0,56977
49,98	10,32	1136	1185	1,26	600	0,63791
51,30	9,64	1024	1045	1,26	700	0,84386
50,76	10,33	1104	1155	1,27	800	0,87880
50,89	10,00	1086	1127	1,29	900	1,02713
50,02	10,78	1183	1243	1,27	1000	1,01948
49,96	9,82	1115	1150	1,28	1200	1,33932
50,60	9,74	1093	1121	1,30	1500	1,73525
50,01	9,63	1115	1133	1,29	2000	2,28107
49,86	10,10	1186	1209	1,31	2250	2,43111
49,89	9,96	1168	1195	1,31	3000	3,29103

Tab. 12: Meßwerte zur Bestimmung der Bruchzähigkeit K_{Ic} als Funktion der Belastungsrate \dot{K}_I

welches einer Abweichung von ca. 39 % entspricht. Der Einfluß der Belastungsrate auf die Bruchzähigkeit wirkt sich bei PMMA somit deutlich aus und kann nicht vernachlässigt werden. Auch die Craze-Länge wird von der Belastungsrate beeinflusst; sie nimmt von 11 mm

a [mm]	B [mm]	F_5 [N]	F_{max} [N]	K_{IIc} [MPam ^{1/2}]	\dot{F} [N/s]	\dot{K}_{II} [MPam ^{1/2} /s]
49,80	11,05	1880	1880	0,89	0,75	0,00036
49,61	9,96	1741	1741	0,91	1,25	0,00066
49,95	9,96	1708	1708	0,90	2,50	0,00132
49,79	10,26	1734	1734	0,89	5,00	0,00256
49,96	10,07	1678	1680	0,88	7,50	0,00392
49,41	10,30	1748	1716	0,88	10,0	0,00505
50,08	9,80	1659	1660	0,89	12,5	0,00673
49,76	9,80	1669	1672	0,89	15,0	0,00802
50,04	10,64	1815	1829	0,90	17,5	0,00867
50,27	10,04	1748	1763	0,92	20,0	0,01056
49,74	10,41	1842	1859	0,93	25,0	0,01258
49,99	10,26	1850	1865	0,95	37,5	0,01926
49,62	10,55	1951	1973	0,97	50,0	0,02476
49,98	10,34	1936	1973	0,99	75,0	0,03821
49,76	9,95	1926	1926	1,01	100	0,05267
51,14	10,14	2013	2013	1,07	200	0,10671
50,02	10,42	2232	2249	1,13	300	0,15180
49,91	9,99	2207	2207	1,16	400	0,21060
49,99	10,20	2310	2323	1,19	500	0,25829
49,92	9,90	2271	2271	1,21	600	0,31878
50,13	11,11	2542	2542	1,21	700	0,33301
49,77	10,31	2417	2417	1,23	800	0,40673
50,09	10,45	2432	2432	1,23	900	0,45480
50,10	9,83	2291	2291	1,23	1000	0,53742
50,61	10,13	2386	2386	1,26	1100	0,58038
50,34	9,82	2316	2316	1,25	1200	0,64906
50,08	9,99	2359	2359	1,25	1500	0,79278
49,78	10,23	2428	2428	1,24	2000	1,02497
50,91	10,63	2447	2447	1,24	2500	1,26585
49,83	10,03	2388	2388	1,25	3000	1,57020

Tab. 13: Meßwerte zur Bestimmung der Bruchzähigkeit K_{IIc}
als Funktion der Belastungsrate \dot{K}_{II}

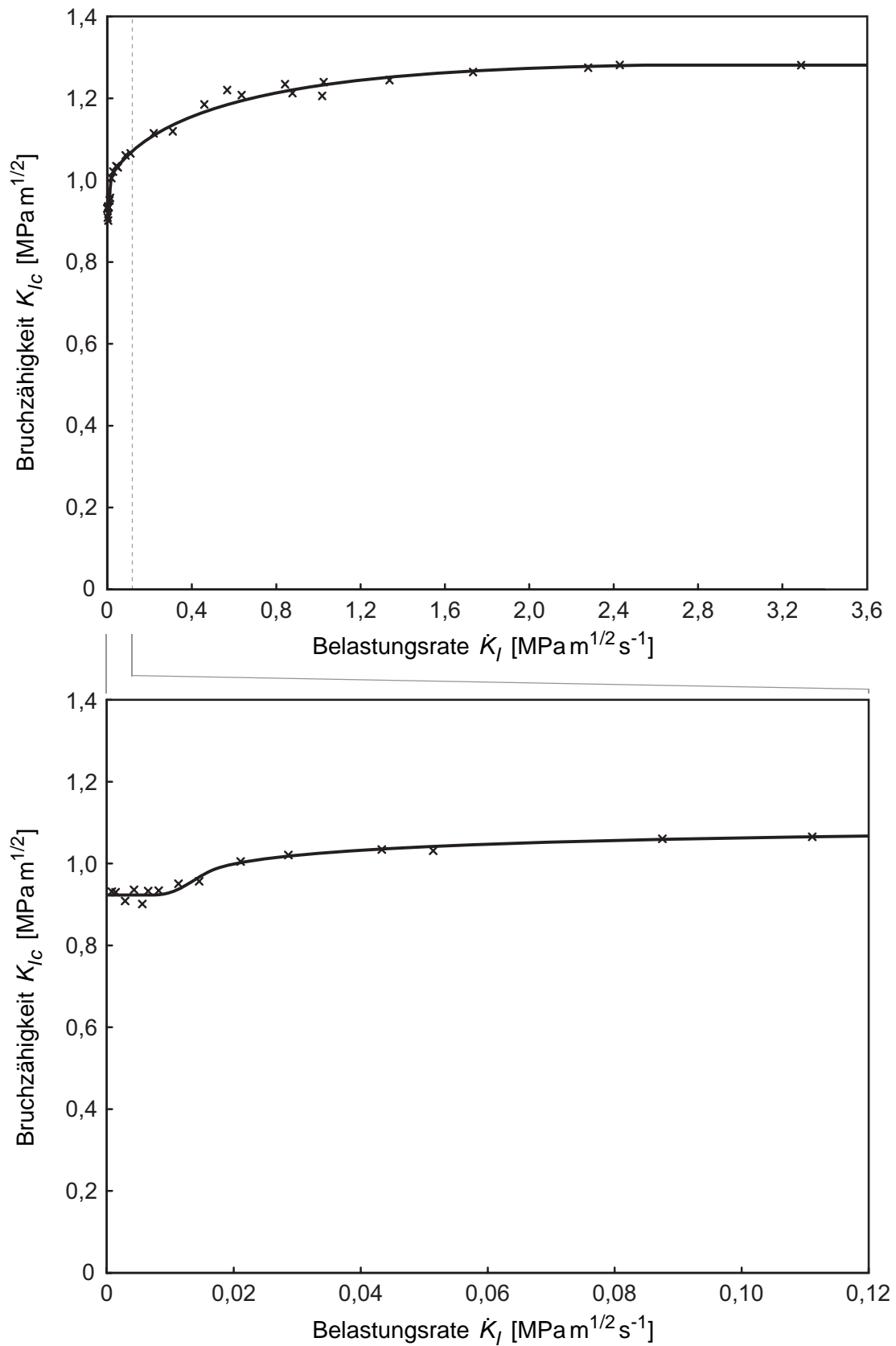


Abb. 46: Gemessene Bruchzähigkeit K_{Ic} als Funktion der Belastungsrate \dot{K}_I an CTS-Proben aus PMMA mit Riß

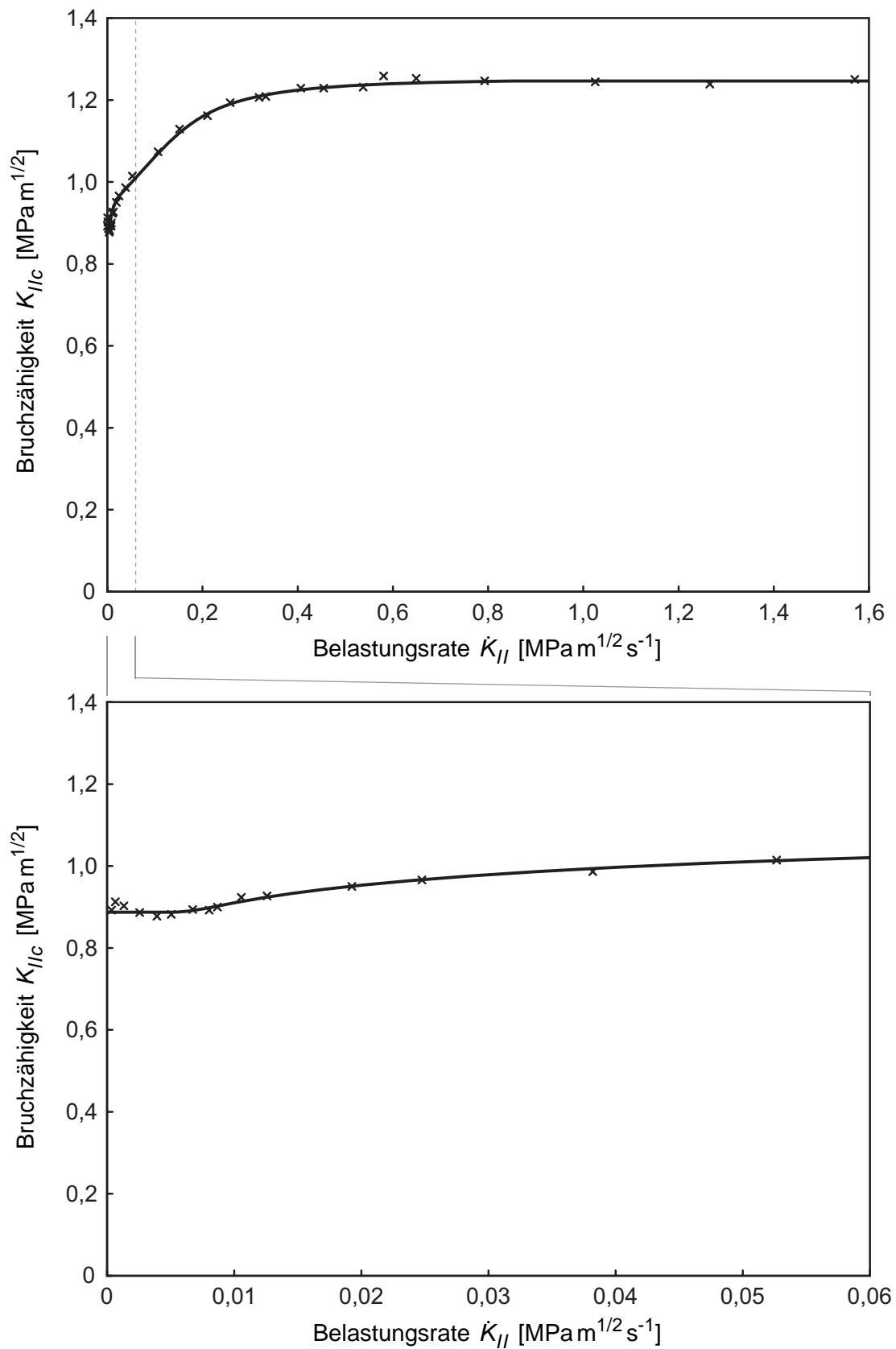


Abb. 47: Gemessene Bruchzähigkeit K_{IIc} als Funktion der Belastungsrate \dot{K}_{II} an CTS-Proben aus PMMA mit Riß

mit steigender Belastungsrate auf 2 mm ab. Die Zusammenhänge zwischen Bruchzähigkeit, Craze-Länge und Belastungsrate gelten auch für Modus-II. Abbildung 47 zeigt eine graphische Darstellung der gemessenen Bruchzähigkeit K_{IIc} als Funktion der Belastungsrate \dot{K}_{II} . Die Bruchzähigkeit nimmt bei sehr geringen Belastungsraten bis ca. 0,0051 MPam^{1/2}/s (10 N/s) einen konstanten Wert von 0,88 MPam^{1/2} und bei sehr hohen Belastungsraten ab ca. 0,79 MPam^{1/2}/s (1500 N/s) einen konstanten Wert von 1,25 MPam^{1/2} an. Die maximale Differenz der Modus-II-Bruchzähigkeit beträgt 0,37 MPam^{1/2}, welches einer Abweichung von ca. 42% entspricht. Der Einfluß der Belastungsrate auf die Bruchzähigkeit ist somit bei Modus-II genau so groß wie bei Modus-I. Die Craze-Länge nimmt bei Modus-II ebenfalls mit steigender Belastungsrate ab. Die Crazes sind absolut gesehen jedoch nur halb so lang wie bei Modus-I.

8.4 Bruchzähigkeitsmessungen an CTS-Proben aus PMMA als Funktion der Temperatur

Zur Untersuchung des Zusammenhangs zwischen der Bruchzähigkeit von PMMA und der Temperatur wurden Bruchzähigkeitsmessungen unter Modus-I an CTS-Proben mit „scharfem“ Riß durchgeführt. Die Messungen erfolgten mit der servohydraulischen Prüfmaschine mit einer konstanten Belastungsrate von 0,0056 MPam^{1/2}/s (5 N/s). Die Temperatur wurde von 240 bis 333 K in fünf Stufen variiert. Die Versuchsauswertung erfolgte mit der in Kapitel 4.5 beschriebenen Methode. Die Versuchsdaten sind in Tab. 14 zusammengestellt.

a [mm]	B [mm]	F_5 [N]	F_{max} [N]	K_{Ic} [MPam ^{1/2}]	θ [K]
49,70	9,96	1277	1301	1,39	240,7
49,87	9,98	1261	1276	1,38	243,5
49,86	10,00	1215	1236	1,33	248,3
49,94	9,47	1126	1141	1,30	254,3
49,85	9,72	981	1035	1,10	279,2
50,54	9,81	943	990	1,08	279,4
49,79	9,97	1052	1090	1,15	279,6
49,78	9,77	839	881	0,93	296,4
50,34	9,69	860	895	0,99	296,5
49,99	9,71	843	888	0,95	296,5

a [mm]	B [mm]	F_5 [N]	F_{max} [N]	K_{Ic} [MPam ^{1/2}]	θ [K]
49,67	9,93	796	836	0,87	312,1
49,90	9,57	725	759	0,83	312,7
49,95	10,06	761	798	0,83	312,7
49,99	9,44	668	686	0,78	333,2
49,83	9,46	651	682	0,75	333,2
50,07	9,93	626	662	0,69	333,2

Tab. 14: Meßwerte zur Bestimmung der Bruchzähigkeit K_{Ic} als Funktion der Temperatur θ

Abbildung 48 zeigt eine graphische Darstellung der gemessenen Bruchzähigkeit K_{Ic} als Funktion der Temperatur θ . Die Bruchzähigkeit nimmt mit steigender Temperatur ab, wobei in dem untersuchten Temperaturbereich ein annähernd linearer Zusammenhang besteht. Die Steigung der Geraden beträgt $-0,00735 \text{ MPam}^{1/2}/\text{K}$. Auch die Craze-Länge wird von der Temperatur beeinflusst; sie beträgt 3 mm bei 240 K und 16 mm bei 333 K.

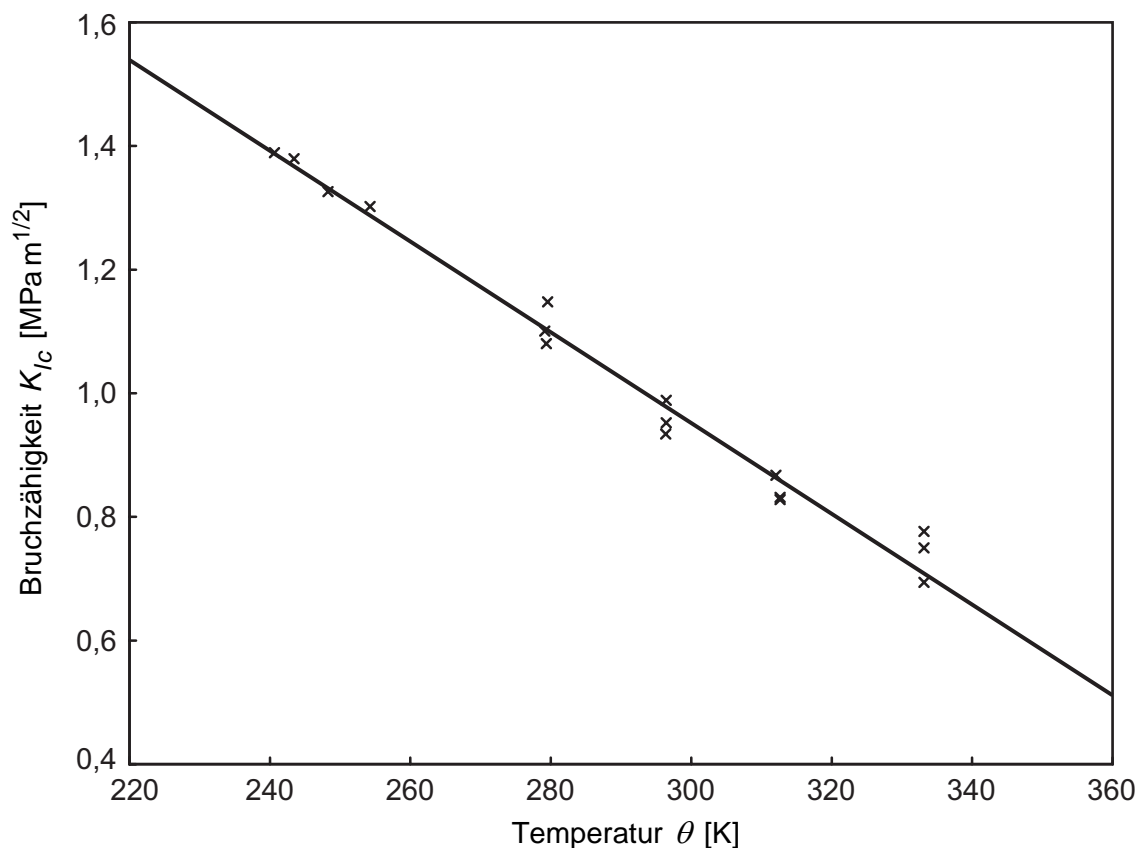


Abb. 48: Gemessene Bruchzähigkeit K_{Ic} als Funktion der Temperatur θ an CTS-Proben aus PMMA mit Riß

Für Modus-II wurde der Temperatureinfluß auf die Bruchzähigkeit nicht experimentell untersucht. Aufgrund des geringen Unterschiedes zwischen der Modus-I- und der Modus-II-Bruchzähigkeit von PMMA ist davon auszugehen, daß sich der für Modus-I gemessene Temperatureinfluß auch auf Modus-II übertragen läßt.

8.5 Finite-Elemente Berechnungen

Mit der Finiten-Elemente-Methode (FEM) wurde der Einfluß des Belastungspfades auf die Spannungsverteilungen einer rißbehafteten CTS-Probe untersucht. Die linear-elastischen und elastisch-idealplastischen Berechnungen erfolgten mit dem Programm „ANSYS 9.0“ in der „University Advanced“ Version, welche auf 128.000 Knoten limitiert ist.

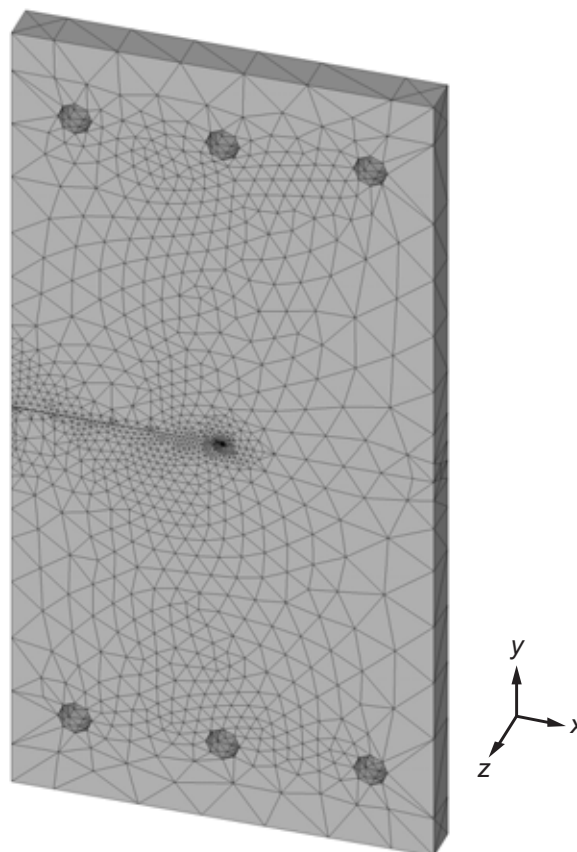


Abb. 49: FE-Modell einer CTS-Probe

Das Finite-Elemente-Modell stimmt von der Geometrie und den Abmessungen mit den experimentell verwendeten CTS-Proben (mit „scharfem“ Riß) und der Probenhalterung bis auf die Rißgeometrie überein. Statt einer 45 mm langen Starterkerbe und eines 5 mm langen

Ermüdungsanrisses weist das FE-Modell der CTS-Probe eine 50 mm lange Kerbe mit einem Rißuferabstand von 100 μm auf. Der Rißöffnungswinkel beträgt $0,11^\circ$; kleinere Winkel führten zu Problemen bei der Vernetzung. Das FE-Modell wurde mit dem zehnknotigen Tetraeder-Element „Solid 92“ mit der Option „free mesh“ vernetzt. Abbildung 49 zeigt das FE-Modell der CTS-Probe, welches aus 65.025 Knoten und 55.990 Elementen besteht.

Zur Erfassung des starken Spannungsgradienten an der Rißspitze wurde das Netz um die Rißspitze herum sukzessive verfeinert. In diesem Bereich befinden sich ca. 80% der Knoten und Elemente des Probenmodells. Die (kleinste) Elementlänge an der Rißspitze beträgt 200 μm . Abbildung 50 zeigt das verwendete FE-Modell, welches aus der CTS-Probe, einer vierteiligen Probenhalterung, 12 Bolzen und vier COD-Schneiden besteht. Es enthält 118.736 Knoten und 73.856 Elemente.

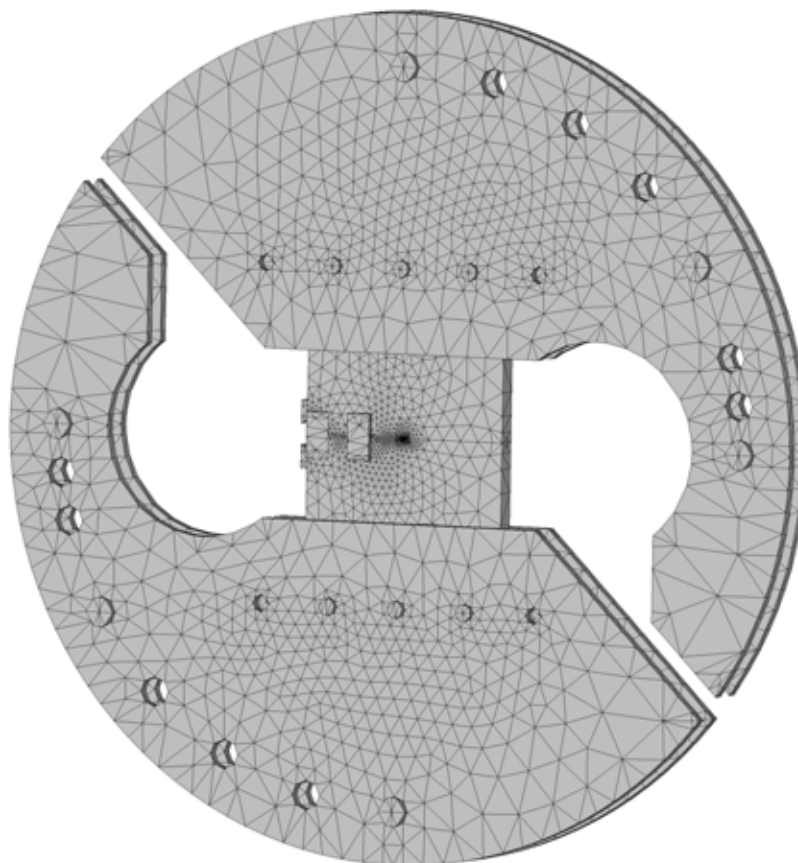


Abb. 50: FE-Modell einer CTS-Probe mit Probenhalterung

Bei den Finite-Elemente-Berechnungen besteht die CTS-Probe zusammen mit den COD-Schneiden aus PMMA, die Probenhalterung aus Aluminium und die Bolzen aus Stahl. Die

verwendeten Materialkennwerte sind in Tab. 15 zusammengestellt. Die angegebene Fließspannung von 60 MPa für PMMA wurde nur bei den elastisch-idealplastischen Berechnungen verwendet.

Material	Elastizitätsmodul E [MPa]	Poissonzahl ν [-]	Fließspannung σ_F [MPa]
PMMA	3000	0,36	60
Aluminium	70000	0,33	-
Stahl	210000	0,33	-

Tab. 15: Verwendete Materialkennwerte der FEM-Berechnungen

Für die Berechnungen wurden kritische Spannungsintensitätsfaktoren von $0,680 \text{ MPam}^{1/2}$ bei Modus-I und $0,560 \text{ MPam}^{1/2}$ bei Modus-II zugrunde gelegt. Zur Erzeugung dieser Spannungsintensitätsfaktoren werden nach den Gleichungen (55) und (56) Kräfte von 619 N bei Modus-I, 1063 N bei Modus-II und 1238 N bei der uniaxialen Mixed-Mode-Belastung benötigt. Die Kräfte greifen flächenhaft (verteilt auf 43 Knoten) an den Bolzen an, die sich in der 0° -, 90° - und 60° -Position der Probenhalterung befinden. Das FE-Modell ist an einem Knoten der Probe, welcher sich mittig am Ligamentende befindet, statisch bestimmt gelagert.

Es wurden Modus-I-, Modus-II-, uniaxiale Mixed-Mode- und biaxiale Mixed-Mode-Berechnungen mit Variation des Belastungspfades durchgeführt. Das spezielle Mixed-Mode-Verhältnis der Spannungsintensitätsfaktoren $K_{II}/(K_I + K_{II})$ war bei allen Mixed-Mode-Berechnungen mit 0,45 identisch (entspricht der 60° -Position der Probenhalterung). Die verwendeten Solver-Einstellungen von „ANSYS“ sind in Tab. 16 zusammengefaßt.

Type of analysis	Static
Problem dimensionality	3-D
Degrees of freedom	UX, UY, UZ
Substeps	2
Equation solver	Precondition CG
Tolerance/Level	1.0E-008

Tab. 16: Solver-Einstellungen der FEM-Berechnungen

Abbildungen 51 und 52 zeigen die Vergleichsspannungsverteilung nach von Mises der elastisch-idealplastischen FEM-Berechnungen in der Probenmitte (x - y -Ebene) und auf dem Ligament (x - z -Ebene). Der Riß reicht jeweils von der linken Bildseite bis zur Bildmitte. Der abgebildete Bereich der x - y -Ebene ist 5,5 x 4,2 mm groß; dies entspricht einer 12,6-fachen Vergrößerung. Der Schnitt durch die x - z -Ebene zeigt die gesamte Probenbreite in 5-facher Vergrößerung. Zur besseren Sichtbarmachung der Spannungsverteilungen und den Formen der plastischen Zone an der Rißspitze wurde eine Skalierung von 0 bis 20 MPa gewählt. Dies war notwendig, weil sich nur eine sehr kleine plastische Zone ausgebildet hat. Die Maximalspannung lag bei den linear-elastischen Berechnungen nur ca. 10% oberhalb der Fließspannung der elastisch-idealplastischen Berechnungen. Ursächlich hierfür ist der im Vergleich zu einem Ermüdungsanriß einer realen CTS-Probe relativ stumpfe Riß des FE-Modells und die verwendete Elementgröße an der Rißspitze, welche zu groß ist, um den Spannungsgradienten richtig zu erfassen. Wie bereits beschrieben, war eine Verkleinerung des Riwinkels oder der Elementgröße mit der auf 128.000 Knoten limitierten „ANSYS“

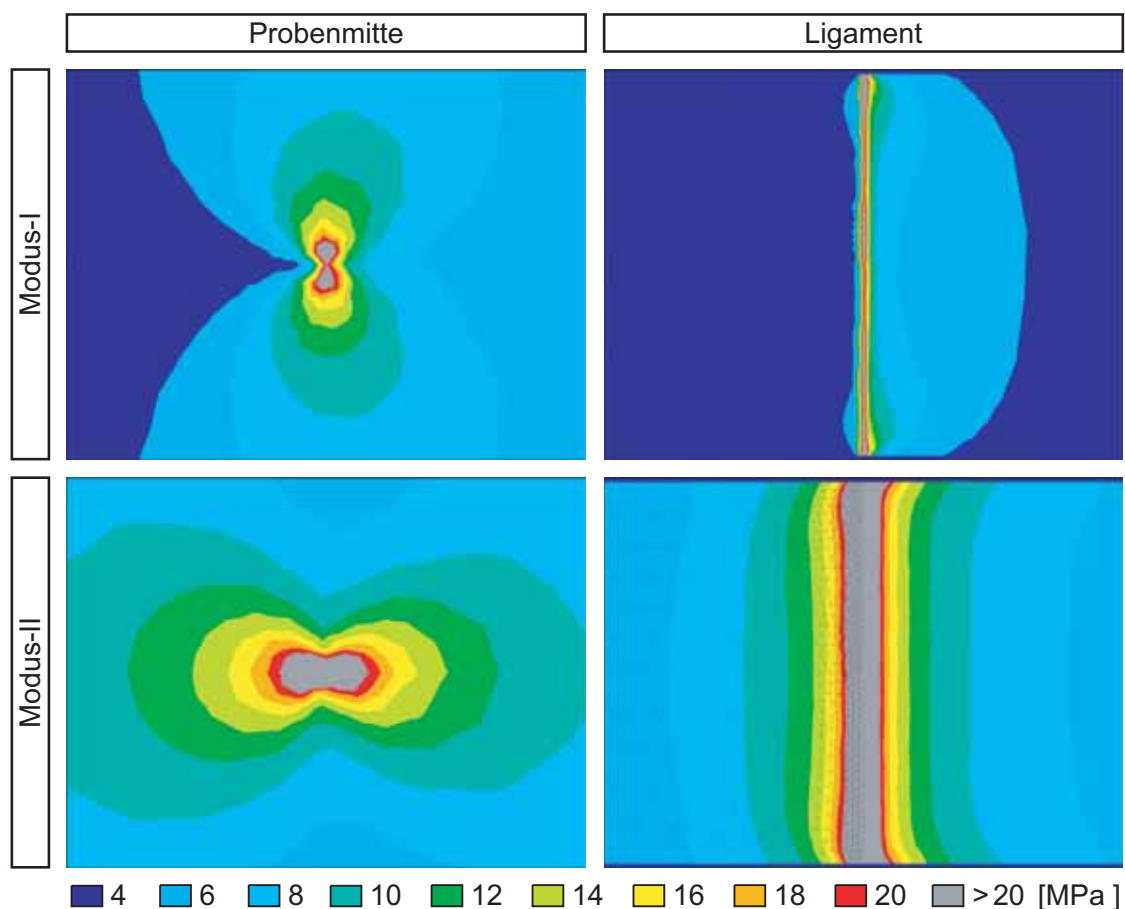


Abb. 51: Von Mises Vergleichsspannungsverteilung an der Rißspitze einer CTS-Probe

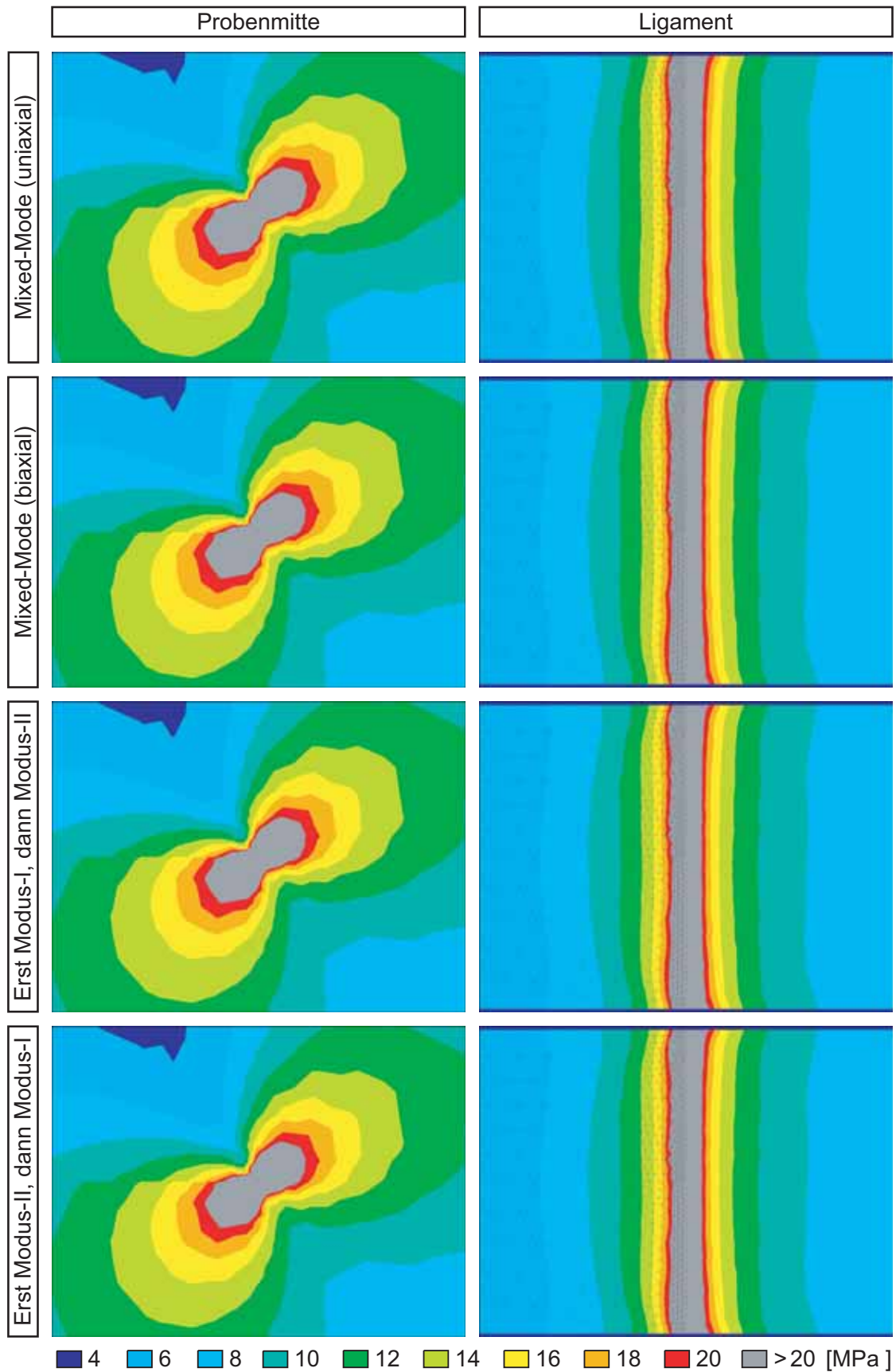


Abb. 52: Von Mises Vergleichsspannungsverteilung an der Rißspitze einer CTS-Probe

Version nicht möglich. Eine Vergrößerung der plastischen Zone wäre zwar mit einer Erhöhung der Kräfte oder einer Verminderung der Fließspannung möglich gewesen, hätte aber auch zu größeren Verformungen geführt, die dann nicht mehr mit den realen Experimenten übereingestimmt hätten.

Die Modus-I-Spannungsverteilungen bestätigen die Finite-Elemente-Berechnungen, die von Canteli, Doblaré und Zúñiga durchgeführt wurden; sie stimmen überein. Die Form der plastischen Zone entspricht dem in Abb. 5 gezeigten Modell. Bei Modus-II nimmt die plastische Zone die typische Gestalt einer liegenden Acht und bei den Mixed-Mode-Berechnungen die Gestalt einer gedrehten Acht ein. Die Spannungsverteilungen in der Probe sind bei allen vier Mixed-Mode-Berechnungen identisch. Der Belastungspfad hat somit keinen Einfluß auf die Spannungsverteilungen einer rißbehafteten CTS-Probe. Dieses Ergebnis bestätigen auch die Finite-Elemente-Berechnungen mit linear-elastischem Materialverhalten. Die Spannungsverteilungen stimmen mit den elastisch-idealplastisch berechneten Verteilungen überein. Die Spannungswerte sind jedoch innerhalb der plastischen Zone größer und außerhalb geringfügig kleiner, weil die Spannungen nicht durch eine Fließspannung begrenzt werden. Im Gegensatz dazu findet bei elastisch-idealplastischem Materialverhalten eine Spannungsumlagerung bei Erreichen der Fließspannung statt, wodurch in dem nicht plastifizierten Material im Vergleich zum linear-elastischen Materialverhalten eine höhere Spannung entsteht.

8.6 Versuchsdaten

8.6.1 Kritische Spannungsintensitätsfaktoren

Die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren K_I^{cr} und K_{II}^{cr} wurden an CTS-Proben aus PMMA mit „scharfem“ Riß bei einer Raumtemperatur von ca. 17°C gemessen. Der Mittelwert der Bruchzähigkeit K_{Ic} beträgt $1,058 \text{ MPam}^{1/2}$ bei einer Standardabweichung s von $0,020 \text{ MPam}^{1/2}$.

Belastungspfad: Modus-I und Modus-II gleichzeitig (uniaxial)

α [°]	a [mm]	B [mm]	F_I [N]	F_{II} [N]	K_I^{cr} [MPam ^{1/2}]	K_{II}^{cr} [MPam ^{1/2}]	K_I^{cr}/K_{Ic} [-]	K_{II}^{cr}/K_{Ic} [-]
90	50,23	10,00	0,0	1803	0,00	0,96	0,00	0,91
90	50,53	9,81	0,0	1780	0,00	0,97	0,00	0,92
90	50,58	10,22	0,0	1920	0,00	1,00	0,00	0,95
90	50,20	10,11	0,0	1951	0,00	1,02	0,00	0,97
82,5	50,30	9,65	190	1483	0,22	0,82	0,21	0,77
82,5	50,29	10,38	225	1717	0,24	0,88	0,23	0,83
82,5	50,08	10,19	229	1756	0,25	0,91	0,23	0,86
82,5	50,21	10,11	233	1803	0,26	0,94	0,24	0,89
75	50,77	9,56	344	1287	0,41	0,72	0,39	0,68
75	50,21	10,51	400	1497	0,42	0,75	0,40	0,71
75	50,18	10,18	392	1466	0,43	0,76	0,40	0,72
60	50,25	10,43	664	1153	0,71	0,59	0,67	0,56
60	50,43	10,46	671	1156	0,72	0,59	0,68	0,56
60	50,30	9,57	623	1078	0,72	0,60	0,69	0,57
60	50,31	10,51	692	1200	0,73	0,62	0,69	0,57
45	50,22	10,05	793	807	0,87	0,43	0,83	0,40
45	50,06	10,15	804	831	0,87	0,43	0,83	0,41
45	50,18	10,52	840	840	0,88	0,42	0,84	0,40
30	50,18	10,31	1000	579	1,07	0,30	1,02	0,28
30	50,36	10,03	988	570	1,10	0,30	1,04	0,29
30	50,27	10,19	1016	586	1,11	0,31	1,05	0,29
30	50,30	10,31	1045	602	1,13	0,31	1,07	0,29
30	50,33	9,63	976	563	1,13	0,31	1,07	0,29
15	50,35	10,43	1168	313	1,25	0,16	1,18	0,15
15	50,04	10,51	1202	322	1,26	0,16	1,19	0,15
15	50,03	10,22	1172	314	1,26	0,16	1,20	0,15
15	50,78	9,64	1101	295	1,30	0,16	1,23	0,16
15	50,27	9,76	1155	310	1,31	0,17	1,25	0,16
7	50,22	10,45	1184	140	1,21	0,07	1,14	0,07
7	50,24	9,77	1089	133	1,24	0,07	1,17	0,07
7	50,32	10,50	1205	148	1,28	0,07	1,21	0,07
7	50,17	10,01	1184	146	1,31	0,08	1,24	0,07
7	50,12	9,64	1156	142	1,32	0,08	1,25	0,07
7	50,44	9,64	1155	142	1,34	0,08	1,27	0,07
5	50,20	10,27	949	84	1,02	0,04	0,97	0,04
5	50,02	10,48	992	88	1,04	0,04	0,99	0,04

α [°]	a [mm]	B [mm]	F_I [N]	F_{II} [N]	K_I^{cr} [MPam ^{1/2}]	K_{II}^{cr} [MPam ^{1/2}]	K_I^{cr}/K_{Ic} [-]	K_{II}^{cr}/K_{Ic} [-]
5	50,40	10,06	978	87	1,09	0,05	1,03	0,04
5	50,28	10,26	1042	92	1,13	0,05	1,07	0,04
5	50,43	9,62	1014	89	1,18	0,05	1,12	0,05
5	50,23	10,36	1151	101	1,23	0,05	1,17	0,05
2	50,60	9,70	869	31	1,01	0,02	0,96	0,02
2	50,05	9,83	913	31	1,02	0,02	0,97	0,02
2	50,15	9,58	891	32	1,03	0,02	0,97	0,02
2	50,41	9,56	906	32,0	1,06	0,02	1,00	0,02
2	50,22	9,83	942	34	1,06	0,02	1,01	0,02
2	50,25	9,97	992	35	1,10	0,02	1,05	0,02
0	51,27	10,40	920	0,0	1,03	0,00	0,97	0,00
0	50,26	10,15	958	0,0	1,05	0,00	0,99	0,00
0	50,60	10,15	951	0,0	1,06	0,00	1,00	0,00
0	50,35	9,89	946	0,0	1,07	0,00	1,01	0,00
0	50,38	9,90	959	0,0	1,08	0,00	1,02	0,00

8.6.2 Kritische Spannungsintensitätsfaktoren für verschiedene Belastungspfade

Die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren K_I^{cr} und K_{II}^{cr} wurden an CTS-Proben aus PMMA mit „scharfem“ Riß gemessen. Die Werte der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren sind temperaturkorrigiert; sie beziehen sich auf 298,15 K. Der Mittelwert der Bruchzähigkeit K_{Ic} beträgt 0,963 MPam^{1/2}. Die Standardabweichung s liegt bei 0,013 MPam^{1/2}.

Belastungspfad: Erst Modus-I, dann Modus-II

$VSIF$ [-]	a [mm]	B [mm]	F_I [N]	F_{II} [N]	θ [K]	K_I^{cr} [MPam ^{1/2}]	K_{II}^{cr} [MPam ^{1/2}]	K_I^{cr}/K_{Ic} [-]	K_{II}^{cr}/K_{Ic} [-]	$-\varphi_0$ [°]
0,79	50,14	9,55	190	1480	297,1	0,21	0,81	0,22	0,84	64,3
0,79	50,10	9,55	190	1491	297,2	0,21	0,82	0,22	0,84	65,7
0,79	49,82	9,69	200	1550	296,9	0,22	0,83	0,22	0,85	64,9
0,81	49,76	10,24	200	1699	297,2	0,20	0,86	0,21	0,89	67,1
0,63	50,09	9,77	373	1341	298,1	0,42	0,72	0,43	0,75	59,0
0,64	50,73	9,71	373	1367	296,5	0,42	0,74	0,44	0,76	58,8
0,65	50,00	9,84	373	1427	296,3	0,40	0,75	0,41	0,77	60,0
0,65	49,99	9,77	373	1429	296,9	0,41	0,76	0,42	0,78	58,9
0,46	49,97	9,77	619	1092	297,1	0,69	0,58	0,71	0,60	47,9

$VSIF$ [-]	a [mm]	B [mm]	F_I [N]	F_{II} [N]	θ [K]	K_I^{cr} [MPam ^{1/2}]	K_{II}^{cr} [MPam ^{1/2}]	K_I^{cr}/K_{Ic} [-]	K_{II}^{cr}/K_{Ic} [-]	$-\varphi_0$ [°]
0,47	49,74	10,37	619	1154	298,0	0,65	0,58	0,67	0,60	49,6
0,46	49,91	9,74	619	1108	299,3	0,70	0,61	0,72	0,62	50,0
0,48	49,87	10,08	619	1185	297,6	0,67	0,61	0,69	0,63	52,1
0,40	49,84	9,51	695	987	297,0	0,79	0,54	0,81	0,55	47,7
0,41	50,00	10,02	730	1075	296,6	0,79	0,55	0,81	0,57	46,2
0,41	50,01	9,60	725	1032	297,3	0,82	0,56	0,85	0,58	46,4
0,42	49,72	9,53	695	1045	296,8	0,78	0,56	0,80	0,58	49,1
0,42	49,95	9,53	695	1064	297,0	0,79	0,58	0,81	0,60	47,5
0,43	49,66	9,81	738	1175	297,3	0,81	0,62	0,83	0,64	47,3

Belastungspfad: Erst Modus-II, dann Modus-I

$VSIF$ [-]	a [mm]	B [mm]	F_I [N]	F_{II} [N]	θ [K]	K_I^{cr} [MPam ^{1/2}]	K_{II}^{cr} [MPam ^{1/2}]	K_I^{cr}/K_{Ic} [-]	K_{II}^{cr}/K_{Ic} [-]	$-\varphi_0$ [°]
0,80	49,83	10,36	204	1650	297,4	0,21	0,83	0,21	0,85	66,4
0,74	49,92	9,96	264	1575	297,2	0,28	0,82	0,29	0,85	62,7
0,72	49,76	9,67	280	1475	297,1	0,31	0,79	0,32	0,81	65,2
0,70	49,69	9,76	304	1475	296,9	0,33	0,78	0,34	0,80	63,1
0,67	49,82	9,55	362	1485	297,2	0,41	0,81	0,42	0,83	60,6
0,65	49,90	9,62	379	1455	296,7	0,42	0,78	0,43	0,81	60,2
0,70	50,65	9,62	290	1385	297,1	0,32	0,76	0,33	0,78	61,9
0,66	49,90	9,60	342	1385	296,5	0,38	0,75	0,39	0,77	61,6
0,65	50,03	9,54	359	1385	297,0	0,40	0,76	0,42	0,78	62,7
0,65	50,28	9,66	362	1385	297,2	0,41	0,75	0,42	0,78	60,0
0,45	49,91	10,21	632	1063	302,0	0,71	0,58	0,73	0,59	49,0
0,46	49,73	9,43	641	1155	295,9	0,72	0,62	0,74	0,64	50,0
0,44	50,26	9,87	700	1145	297,0	0,78	0,61	0,80	0,62	48,1
0,42	49,85	9,61	700	1063	297,4	0,79	0,57	0,81	0,59	46,8
0,42	50,19	9,43	712	1095	296,5	0,82	0,60	0,85	0,62	48,4
0,41	50,13	9,47	717	1045	297,8	0,83	0,58	0,86	0,60	47,0
0,37	50,97	9,75	758	957	297,3	0,88	0,52	0,91	0,54	45,7
0,41	50,02	9,77	806	1165	297,4	0,90	0,62	0,93	0,64	47,3
0,39	49,88	9,48	797	1045	297,7	0,91	0,58	0,94	0,59	44,6
0,36	50,07	9,50	899	1045	297,7	1,04	0,58	1,07	0,59	41,1
0,27	49,82	9,78	940	730	297,2	1,04	0,38	1,07	0,40	32,5
0,27	49,98	9,62	929	730	296,4	1,05	0,39	1,08	0,40	32,6
0,26	50,02	9,75	1007	730	297,1	1,13	0,39	1,16	0,40	29,9

$VSIF$ [-]	a [mm]	B [mm]	F_I [N]	F_{II} [N]	θ [K]	K_I^{cr} [MPam ^{1/2}]	K_{II}^{cr} [MPam ^{1/2}]	K_I^{cr}/K_{Ic} [-]	K_{II}^{cr}/K_{Ic} [-]	$-\varphi_0$ [°]
0,25	49,73	9,58	1033	730	297,6	1,17	0,39	1,20	0,41	31,7
0,25	49,86	9,64	1041	730	297,7	1,17	0,39	1,21	0,41	30,0
0,25	50,02	9,66	1038	730	296,9	1,17	0,39	1,21	0,40	28,6
0,19	50,07	9,52	1020	520	297,5	1,17	0,28	1,21	0,29	22,4
0,19	50,38	9,59	1018	525	296,8	1,17	0,28	1,21	0,29	24,6
0,19	49,69	9,47	1041	515	296,1	1,18	0,27	1,21	0,28	22,3
0,19	50,04	9,57	1060	525	297,4	1,21	0,28	1,25	0,29	23,2
0,18	50,24	9,71	1080	530	296,4	1,22	0,28	1,26	0,28	22,5
0,11	49,74	9,75	1030	275	297,4	1,14	0,14	1,17	0,15	11,4
0,11	49,94	9,88	1055	280	297,3	1,16	0,14	1,20	0,15	13,6
0,11	49,87	9,84	1059	280	296,9	1,17	0,14	1,20	0,14	12,4
0,11	49,85	9,79	1089	280	297,5	1,21	0,14	1,24	0,15	11,5
0,09	49,73	9,79	1172	275	296,5	1,29	0,13	1,32	0,14	12,6
0,05	49,82	9,66	888	110	297,2	0,99	0,05	1,02	0,05	8,0
0,05	49,71	9,70	916	115	297,6	1,02	0,06	1,05	0,06	6,4
0,05	50,08	9,57	909	115	297,7	1,04	0,06	1,07	0,06	8,7
0,04	49,99	9,56	991	110	297,1	1,13	0,05	1,16	0,05	7,6
0,04	49,82	9,93	1078	115	297,4	1,18	0,05	1,21	0,06	6,5
0,04	50,26	9,53	1072	110	296,7	1,24	0,05	1,27	0,05	7,5

Belastungspfad: Modus-I und Modus-II gleichzeitig (uniaxial)

$VSIF$ [-]	a [mm]	B [mm]	F_I [N]	F_{II} [N]	θ [K]	K_I^{cr} [MPam ^{1/2}]	K_{II}^{cr} [MPam ^{1/2}]	K_I^{cr}/K_{Ic} [-]	K_{II}^{cr}/K_{Ic} [-]	$-\varphi_0$ [°]
1,00	49,95	9,99	0	1707	299,7	0	0,91	0	0,94	69,6
1,00	49,85	9,86	0	1693	299,7	0	0,91	0	0,94	68,9
1,00	49,64	10,05	0	1738	304,0	0	0,95	0	0,97	70,1
0,78	50,14	9,59	189	1438	298,8	0,22	0,80	0,23	0,82	64,7
0,78	49,75	9,95	201	1526	298,9	0,22	0,81	0,23	0,83	65,1
0,79	49,99	10,00	201	1542	298,5	0,22	0,81	0,23	0,84	64,5
0,78	50,09	10,01	203	1538	298,9	0,23	0,82	0,24	0,84	64,1
0,65	50,01	10,10	359	1360	297,3	0,38	0,70	0,39	0,72	59,5
0,64	49,76	10,01	358	1337	299,3	0,40	0,71	0,41	0,73	58,1
0,64	49,63	10,02	373	1394	299,3	0,41	0,74	0,42	0,76	60,5
0,64	50,02	9,70	358	1337	299,7	0,42	0,74	0,43	0,76	57,6
0,65	49,82	9,98	385	1445	297,3	0,41	0,75	0,43	0,78	57,9
0,45	50,01	10,14	603	1044	297,9	0,65	0,54	0,67	0,56	48,6

$VSIF$ [-]	a [mm]	B [mm]	F_I [N]	F_{II} [N]	θ [K]	K_I^{cr} [MPam ^{1/2}]	K_{II}^{cr} [MPam ^{1/2}]	K_I^{cr}/K_{Ic} [-]	K_{II}^{cr}/K_{Ic} [-]	$-\varphi_0$ [°]
0,45	50,35	9,54	568	985	297,2	0,66	0,54	0,68	0,56	47,9
0,45	50,51	9,65	568	986	298,3	0,66	0,55	0,68	0,56	46,0
0,45	50,27	9,82	586	1015	298,6	0,67	0,55	0,69	0,57	48,7
0,33	49,73	10,09	756	756	299,6	0,82	0,40	0,85	0,41	36,7
0,33	49,95	9,82	727	727	300,4	0,83	0,41	0,85	0,42	38,5
0,33	49,81	10,18	783	783	299,6	0,85	0,41	0,87	0,43	36,6
0,33	50,01	9,75	743	743	300,4	0,85	0,42	0,88	0,43	37,4
0,22	50,34	9,56	837	483	298,8	0,98	0,27	1,01	0,28	25,3
0,22	49,67	10,44	972	561	299,2	1,02	0,29	1,05	0,30	24,7
0,22	50,63	9,77	879	508	298,7	1,02	0,28	1,05	0,29	23,8
0,22	49,82	9,74	915	529	298,0	1,02	0,28	1,05	0,29	24,9
0,12	49,93	10,01	1022	275	299,7	1,13	0,16	1,16	0,16	12,1
0,12	49,89	9,72	1001	269	299,3	1,13	0,15	1,17	0,16	13,1
0,12	49,77	10,02	1044	280	299,5	1,14	0,16	1,18	0,16	13,7
0,12	49,79	10,03	1058	283	299,4	1,16	0,16	1,19	0,16	13,8
0,06	50,24	10,03	910	112	298,8	1,01	0,06	1,04	0,07	8,9
0,06	49,82	10,15	959	118	298,1	1,03	0,06	1,06	0,06	8,6
0,06	49,88	10,07	962	118	298,7	1,05	0,07	1,08	0,07	7,7
0,06	50,54	9,79	938	116	298,7	1,08	0,07	1,11	0,07	8,7
0,05	49,87	10,00	899	80	299,1	0,99	0,05	1,02	0,05	6,0
0,05	50,09	10,08	910	80	299,2	1,00	0,05	1,03	0,05	5,1
0,04	49,90	10,18	942	83	298,8	1,02	0,05	1,05	0,05	5,0
0,00	49,99	10,04	832	0	303,2	0,95	0,00	0,97	0,00	0,3
0,00	49,92	10,04	856	0	303,2	0,97	0,00	1,00	0,00	0,8
0,00	49,99	9,42	849	0	295,4	0,97	0,00	1,00	0,00	0,5
0,00	50,13	10,02	849	0	303,6	0,98	0,00	1,00	0,00	0,6

Belastungspfad: Modus-I und Modus-II gleichzeitig (biaxial)

$VSIF$ [-]	a [mm]	B [mm]	F_I [N]	F_{II} [N]	θ [K]	K_I^{cr} [MPam ^{1/2}]	K_{II}^{cr} [MPam ^{1/2}]	K_I^{cr}/K_{Ic} [-]	K_{II}^{cr}/K_{Ic} [-]	$-\varphi_0$ [°]
0,49	50,31	9,72	511	1046	300,2	0,60	0,59	0,62	0,60	51,0
0,32	49,61	10,04	817	800	297,8	0,88	0,41	0,90	0,43	39,0
0,18	49,95	9,50	963	463	296,8	1,10	0,25	1,13	0,25	23,1
0,11	49,70	9,79	1011	267	297,4	1,11	0,14	1,15	0,14	12,8

8.6.3 Kritische Spannungsintensitätsfaktoren für verschiedene Belastungspfade (abgestumpfte Rißspitze)

Die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren K_I^{cr*} und K_{II}^{cr*} wurden an CTS-Proben aus PMMA mit abgestumpftem Riß gemessen (Rißspitzenradius $\rho = 0,5$ mm). Die Werte der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren sind temperaturkorrigiert; sie beziehen sich auf 298,15 K. Die Rißlänge a beträgt 50,00 mm; der Mittelwert der Bruchzähigkeit K_{Ic}^* liegt bei $3,872 \pm 0,127$ MPam^{1/2}. Die angegebene Meßunsicherheit gilt für ein Vertrauensniveau γ von 95 %. Die Standardabweichung s beträgt 0,165 MPam^{1/2}.

Belastungspfad: Erst Modus-I, dann Modus-II

VSIF [-]	B [mm]	F_I [N]	F_{II} [N]	θ [K]	K_I^{cr*} [MPam ^{1/2}]	K_{II}^{cr*} [MPam ^{1/2}]	K_I^{cr*}/K_{Ic}^* [-]	K_{II}^{cr*}/K_{Ic}^* [-]	$-\varphi_0$ [°]
0,65	9,96	1213	4640	299,1	1,34	2,46	0,35	0,64	60,9
0,65	9,53	1173	4486	298,4	1,35	2,48	0,35	0,64	59,6
0,65	9,72	1213	4602	299,1	1,38	2,50	0,36	0,65	59,0
0,67	9,91	1213	5071	300,8	1,36	2,72	0,35	0,70	61,5
0,44	10,17	2133	3347	296,2	2,29	1,77	0,59	0,46	50,9
0,46	9,83	2064	3642	297,2	2,30	1,95	0,59	0,50	48,0
0,47	9,97	2113	3910	299,9	2,34	2,08	0,60	0,54	50,9
0,50	10,44	2213	4551	300,6	2,34	2,32	0,61	0,60	52,3
0,50	10,27	2163	4512	300,7	2,33	2,33	0,60	0,60	51,0
0,50	10,29	2163	4545	300,3	2,32	2,34	0,60	0,61	52,6
0,37	9,85	2743	3304	299,0	3,06	1,77	0,79	0,46	43,2
0,37	10,07	2763	3380	300,1	3,03	1,78	0,78	0,46	44,6
0,38	10,00	2763	3505	300,4	3,05	1,86	0,79	0,48	44,0
0,39	9,95	2743	3654	299,7	3,04	1,95	0,78	0,50	45,7
0,28	10,12	3163	2532	299,3	3,44	1,33	0,89	0,34	32,4
0,29	10,07	3163	2753	299,4	3,46	1,45	0,89	0,37	37,5
0,30	9,80	3133	2737	298,9	3,52	1,48	0,91	0,38	38,0

Belastungspfad: Erst Modus-II, dann Modus-I

VSIF [-]	B [mm]	F_I [N]	F_{II} [N]	θ [K]	K_I^{cr*} [MPam ^{1/2}]	K_{II}^{cr*} [MPam ^{1/2}]	K_I^{cr*}/K_{Ic}^* [-]	K_{II}^{cr*}/K_{Ic}^* [-]	$-\varphi_0$ [°]
0,51	9,94	1690	3613	296,7	1,86	1,90	0,48	0,49	52,3
0,49	9,93	1834	3623	296,3	2,01	1,91	0,52	0,49	50,6
0,45	9,71	2077	3583	296,4	2,34	1,93	0,60	0,50	50,3
0,42	9,67	2328	3533	297,9	2,64	1,92	0,68	0,50	47,3

$VSIF$ [-]	B [mm]	F_I [N]	F_{II} [N]	θ [K]	K_I^{cr*} [MPam ^{1/2}]	K_{II}^{cr*} [MPam ^{1/2}]	K_I^{cr*}/K_{Ic}^* [-]	K_{II}^{cr*}/K_{Ic}^* [-]	$-\varphi_0$ [°]
0,41	10,07	2564	3653	297,6	2,79	1,91	0,72	0,49	45,3
0,40	10,11	2673	3673	297,7	2,90	1,91	0,75	0,49	46,3
0,34	9,73	2561	2713	298,4	2,89	1,47	0,75	0,38	39,7
0,33	9,78	2670	2693	297,0	2,99	1,44	0,77	0,37	40,2
0,32	9,69	2720	2693	296,8	3,07	1,45	0,79	0,38	38,3
0,32	9,78	2831	2723	298,5	3,18	1,47	0,82	0,38	39,1
0,31	9,89	2936	2773	299,7	3,27	1,49	0,84	0,38	37,0
0,30	9,86	3058	2713	298,7	3,41	1,45	0,88	0,38	35,4
0,30	10,12	3203	2793	299,5	3,48	1,46	0,90	0,38	34,3
0,22	9,69	3004	1773	299,3	3,41	0,97	0,88	0,25	27,8
0,22	9,59	3012	1763	299,0	3,45	0,97	0,89	0,25	26,0
0,21	9,88	3200	1813	297,1	3,55	0,96	0,92	0,25	26,7
0,21	9,89	3313	1813	297,1	3,67	0,96	0,95	0,25	25,8
0,20	10,17	3576	1873	299,0	3,87	0,98	1,00	0,25	24,6
0,19	9,97	3751	1813	298,8	4,14	0,96	1,07	0,25	23,1
0,19	10,06	3829	1833	298,6	4,18	0,96	1,08	0,25	24,6
0,12	9,94	3400	943	297,2	3,73	0,49	0,96	0,13	13,6
0,11	9,94	3500	943	297,3	3,86	0,49	1,00	0,13	14,0
0,12	9,68	3464	943	297,8	3,93	0,51	1,01	0,13	13,2
0,12	9,98	3565	973	299,2	3,93	0,52	1,01	0,13	13,1
0,12	9,53	3445	943	297,4	3,96	0,52	1,02	0,13	12,2
0,12	9,85	3578	973	298,9	3,99	0,53	1,03	0,14	12,4
0,05	9,89	3582	433	299,3	3,98	0,24	1,03	0,06	7,8
0,05	9,79	3586	433	298,6	4,02	0,24	1,04	0,06	7,4
0,05	9,63	3588	413	298,1	4,09	0,23	1,06	0,06	7,0
0,04	9,78	3343	313	299,3	3,76	0,18	0,97	0,05	6,1
0,04	9,69	3377	313	298,4	3,83	0,17	0,99	0,04	6,0
0,04	9,85	3445	313	297,8	3,84	0,16	0,99	0,04	6,6
0,04	9,64	3465	313	298,7	3,95	0,17	1,02	0,05	4,7
0,04	9,57	3858	313	299,3	4,43	0,18	1,15	0,05	4,2
0,02	9,74	3572	123	299,0	4,03	0,07	1,04	0,02	2,8
0,02	9,68	3588	123	298,1	4,07	0,07	1,05	0,02	1,8
0,02	9,80	3760	123	299,6	4,22	0,08	1,09	0,02	1,2

Belastungspfad: Modus-I und Modus-II gleichzeitig (uniaxial)

$VSIF$ [-]	B [mm]	F_I [N]	F_{II} [N]	θ [K]	K_I^{cr*} [MPam ^{1/2}]	K_{II}^{cr*} [MPam ^{1/2}]	K_I^{cr*}/K_{Ic}^* [-]	K_{II}^{cr*}/K_{Ic}^* [-]	$-\varphi_0$ [°]
1,00	9,54	0	5120	297,5	0,00	2,82	0,00	0,73	70,0
1,00	9,72	0	5321	297,3	0,00	2,88	0,00	0,74	67,4
1,00	9,45	0	5262	296,2	0,00	2,92	0,00	0,75	68,3
0,78	9,59	636	4831	297,0	0,72	2,65	0,19	0,68	64,1
0,78	9,70	663	5039	297,0	0,74	2,73	0,19	0,70	62,9
0,78	9,52	675	5125	297,1	0,77	2,83	0,20	0,73	62,7
0,64	9,62	1161	4335	296,6	1,31	2,36	0,34	0,61	59,7
0,64	9,72	1208	4508	296,7	1,35	2,43	0,35	0,63	58,7
0,45	9,99	1790	3101	296,5	1,96	1,62	0,50	0,42	50,3
0,45	10,16	1965	3404	296,5	2,11	1,75	0,55	0,45	50,9
0,45	10,12	2099	3636	298,2	2,28	1,89	0,59	0,49	47,7
0,45	9,55	2007	3477	296,0	2,29	1,90	0,59	0,49	48,9
0,45	9,63	2025	3507	296,2	2,29	1,90	0,59	0,49	51,3
0,45	9,87	2158	3739	298,0	2,40	1,99	0,62	0,52	49,6
0,32	10,03	2602	2602	296,8	2,84	1,36	0,73	0,35	38,3
0,32	9,69	2595	2595	296,6	2,93	1,40	0,76	0,36	39,1
0,32	10,05	2742	2742	296,9	2,99	1,43	0,77	0,37	36,9
0,32	9,72	2709	2709	298,1	3,06	1,47	0,79	0,38	40,0
0,32	9,65	2783	2783	298,3	3,17	1,52	0,82	0,39	39,6
0,22	10,02	2956	1706	297,8	3,24	0,89	0,84	0,23	27,6
0,22	10,02	2983	1722	299,6	3,28	0,92	0,85	0,24	25,3
0,22	9,68	2973	1716	296,0	3,36	0,92	0,87	0,24	25,0
0,22	9,70	3070	1772	295,6	3,46	0,94	0,89	0,24	28,2
0,22	10,01	3178	1835	297,0	3,48	0,96	0,90	0,25	25,7
0,22	10,15	3293	1901	297,7	3,56	0,98	0,92	0,25	26,9
0,11	9,82	3325	891	296,4	3,70	0,46	0,96	0,12	12,2
0,11	10,19	3557	953	297,1	3,82	0,48	0,99	0,13	12,9
0,11	10,26	3637	975	297,7	3,89	0,50	1,00	0,13	13,0
0,11	9,48	3427	918	298,1	3,97	0,51	1,03	0,13	13,2
0,11	10,11	3693	990	298,2	4,01	0,52	1,04	0,13	12,6
0,06	10,13	3412	419	297,2	3,69	0,21	0,95	0,05	6,9
0,06	10,09	3465	425	297,1	3,76	0,21	0,97	0,06	7,4
0,06	10,20	3523	433	297,2	3,78	0,22	0,98	0,06	6,4
0,06	10,20	3673	451	296,5	3,94	0,22	1,02	0,06	7,4
0,06	9,60	3481	428	298,2	3,98	0,23	1,03	0,06	8,5
0,06	9,49	3528	433	297,7	4,08	0,24	1,05	0,06	6,6

$VSIF$ [-]	B [mm]	F_I [N]	F_{II} [N]	θ [K]	K_I^{cr*} [MPam ^{1/2}]	K_{II}^{cr*} [MPam ^{1/2}]	K_I^{cr*}/K_{Ic}^* [-]	K_{II}^{cr*}/K_{Ic}^* [-]	$-\varphi_0$ [°]
0,06	9,66	3677	451	297,6	4,17	0,24	1,08	0,06	7,8
0,04	10,19	3531	309	297,4	3,80	0,15	0,98	0,04	4,2
0,04	9,94	3466	304	297,0	3,82	0,15	0,99	0,04	5,1
0,04	10,16	3646	319	297,5	3,94	0,16	1,02	0,04	5,5
0,04	9,56	3463	303	298,3	3,98	0,17	1,03	0,04	5,5
0,04	9,69	3584	314	296,7	4,05	0,16	1,05	0,04	4,6
0,02	10,09	3404	119	297,6	3,70	0,06	0,96	0,01	2,5
0,02	10,15	3518	123	297,5	3,80	0,06	0,98	0,02	2,8
0,02	10,11	3561	124	297,6	3,86	0,06	1,00	0,02	2,0
0,02	9,98	3522	123	297,3	3,87	0,06	1,00	0,02	2,6
0,02	9,51	3494	122	297,9	4,03	0,07	1,04	0,02	2,5
0,02	9,59	3550	124	298,2	4,06	0,07	1,05	0,02	2,7
0,00	10,16	3367	0	296,5	3,63	0,00	0,94	0,00	-
0,00	9,85	3305	0	296,1	3,67	0,00	0,95	0,00	-
0,00	9,92	3431	0	296,1	3,78	0,00	0,98	0,00	-
0,00	9,85	3480	0	298,1	3,88	0,00	1,00	0,00	-
0,00	9,72	3457	0	295,8	3,89	0,00	1,00	0,00	-
0,00	9,68	3466	0	296,0	3,91	0,00	1,01	0,00	-
0,00	9,92	3540	0	298,5	3,92	0,00	1,01	0,00	-
0,00	9,67	3523	0	298,1	4,00	0,00	1,03	0,00	-
0,00	9,55	3627	0	298,1	4,17	0,00	1,08	0,00	-

**Mitteilungen aus dem Institut für Mechanik
RUHR-UNIVERSITÄT BOCHUM
Nr. 138**

978-3-935892-13-1