EMPA

Eidgenössische Materialprüfungs- und Versuchsanstalt
Laboratoire fédéral d'essai des matériaux et institut de recherches
Laboratorio federale di prova dei materiali ed istituto sperimentale
Swiss Federal Laboratories for Materials Testing and Research

Bericht Nr. 213

Ein bruchmechanisch abgestütztes Verfahren zur Bestimmung des Ermüdungsverhaltens bauteilähnlicher Scheiben

M. Prodan

Dübendorf 1983

EMPA

Eidgenössische Materialprüfungs- und Versuchsanstalt
Laboratoire fédéral d'essai des matériaux et institut de recherches
Laboratorio federale di prova dei materiali ed istituto sperimentale
Swiss Federal Laboratories for Materials Testing and Research

Bericht Nr. 213

Ein bruchmechanisch abgestütztes Verfahren zur Bestimmung des Ermüdungsverhaltens bauteilähnlicher Scheiben

*M. Prodan**

* Miklos Prodan, dipl. Masch.-Ing.,
ehemals Eidg. Institut für Reaktorforschung (EIR), Würenlingen.
Derzeitige Adresse: Motor Columbus Ingenieurunternehmung AG,
CH-5401 Baden, Schweiz

Dübendorf 1983

Vorwort

Je mehr die Bruchmechanik für die Beurteilung des Verhaltens von Bauteilen unter Beanspruchung an Boden gewinnt, desto häufiger stösst man an die Grenzen dessen, was beim heutigen Wissensstand möglich ist. Diese Grenzen sind zur Hauptsache durch ein Auseinanderklaffen zwischen Theorie und Praxis bestimmt: Einerseits sind die Ansätze für eine mathematische Behandlung verfeinerter Probleme heute derart komplex, dass sie dem praktisch arbeitenden Ingenieur nicht mehr ohne weiteres zugänglich sind; andererseits sind die Grundlagen der üblichen Arbeitsweise zu primitiv, um die Umsetzung vom genormten Versuch auf das komplizierter geformte Bauteil problemlos zu gestatten. Insbesondere ist die Erfassung der praktisch häufigen halbelliptischen Risse problematisch, wie sie im Behälterbau als Regel zu betrachten sind.

Der Autor hat sich die Aufgabe gestellt, einen Teilaspekt dieses Problemkomplexes einer brauchbaren Lösung zuzuführen. Zu diesem Zweck entwickelte er ein Verfahren, bei dem ein genormter Probekörper derart dimensioniert wird, dass sein Risswachstum unter schwingender Beanspruchung demjenigen einer Scheibe mit halbelliptischem Riss optimal angeglichen wird. Neben der Formulierung der erforderlichen Beziehungen für den Uebergang von der Scheibe zur Normprobe erfolgte eine experimentelle Ueberprüfung und Ergänzung der rechnerischen Resultate im Rahmen einer umfassenden Versuchsreihe.

Mit dem neuen Verfahren wird es möglich sein, die Lebensdauer rissbehafteter Behälter bei vertretbarem Versuchsaufwand (Normproben) zuverlässiger abzuschätzen, als dies bisher möglich war.

Prof. Dr. T.H. Erismann

INHALTSVERZEICHNIS

	Seite
Zusammenfassung	4
Abstract	5
Symbolliste	6
A. Problemstellung	
1. Dimensionierung von Bauteilen	9
2. Bruchmechanische Grundlagen	10
B. Darstellung der erarbeiteten Kenntnisse	
1. Analytische und numerische Bestimmung des Spannungsintensitätsfaktors K an elliptischen Rissen	16
2. Ermüdungsverhalten von Bauteilen: Zielsetzung des vorliegenden Beitrages	24
3. Bestimmungsgrössen des Risswachstums: Geometrie, Spannungsintensitätsfaktor und Risswiderstand	27
4. Rechnerisch-experimentelles Hybridverfahren zur Anpassung von CT-Proben an Bauteile	33
5. Rechnerische Anpassung der ΔK-Werte	34
6. Experimentelle Ueberprüfung und Ergänzung der Rechnung	42
7. Ortsabhängiger Risswiderstand	50
8. Vergleich bestehender Verfahren zur Ermittlung der Lebensdauer mit dem hier vorgeschlagenen	57
C. Hinweise auf die Anwendung der Ergebnisse	
1. Gültigkeit bei Anwesenheit schädlicher Medien	62
2. Zukunftsperspektiven	68

Seite

Literaturverzeichnis 70

D. Anhang

Bemerkungen zur Versuchstechnik 74

Verdankung 83

Zusammenfassung

Die zuverlässige Bestimmung der Ermüdungslebensdauer eines Bauteils ist einer der wichtigen Aspekte bei dessen Sicherheitsanalyse. Die häufigsten Fehlstellen in Bauteilen sind nichtdurchgehende Oberflächenrisse und Innenrisse von mehr oder weniger elliptischer Form.

In der vorliegenden Arbeit wird ein teilweise theoretisches und teilweise experimentelles Verfahren dargestellt, das die Schwingbreite ΔK des Spannungsintensitätsfaktors K für halbelliptische Oberflächenrisse in Scheiben liefert. Es gestattet, das Zusammenwirken von Abmessungen und Beanspruchungen einer geeigneten Probe (etwa vom CT-Typ) so zu bestimmen, dass sich für entsprechende Rissabmessungen die gleichen ΔK-Werte einstellen wie für die gegebene Scheibe. Vergleiche der Lastwechselzahlen von Ermüdungsversuchen mit derartigen Scheiben und mit CT-Proben haben gezeigt, dass das Wachstum bei nichtdurchgehenden Rissen offenbar etwas langsamer erfolgt als bei Durchrissen. Man liegt also bei Verwendung von CT-Proben in der Regel auf der sicheren Seite.

Eine der Schwierigkeiten besteht darin, dass das Wachstum von Oberflächenrissen in Richtung der Tiefe nicht direkt messbar ist. Ein neues Risstiefen-Messgerät,"Crack Micro-Gauge", wurde für diese Messung nach dem Potentialverfahren mit Wechselstrom eingesetzt. Seine Ungenauigkeit war im allgemeinen kleiner als ± 0,5 mm. Ein unerwünschtes Ausbiegen der Scheiben wurde durch "on line" geführte Dehnungsmessungen weitgehend in engen Grenzen gehalten.

Im wesentlichen behandelt die vorliegende Arbeit Fragen der Uebertragbarkeit von Versuchsergebnissen auf Bauteile und bedient sich dabei bekannter Bruchmechanikkonzepte.

Abstract

A reliable determination of the fatigue life of a structural component is one of the important aspects of its safety analysis. The most common flaws in such components are part-through surface and internal cracks of more or less elliptical shape.

The theoretical-experimental procedure as presented hereafter allows evaluation of the double amplitude ΔK of the stress intensity factor K for such surface cracks in tensile plates and determination of parameters reproducing the same value of ΔK as a function of crack length in an appropriate (e.g. compact type) specimen. Comparisons of cycle numbers obtained with equivalent crack growth in tensile plates and corresponding CT specimens indicate that, in using the proposed procedure, results on the safe side are most probable.

One of the problems encountered lies in the fact that the propagation of surface cracks in the direction of depth cannot be measured directly. A new crack measuring system, the "Crack Micro-Gauge", based on AC potential technique, was applied. The error thus obtained was generally less than ± 0,5 mm. On-line strain gauge measurements helped to reduce undesirable bending effects in the loaded plates.

Summarily, the main topic of this report is the transfer of test results to engineering components (structures) by the use of readily available fracture mechanics concepts.

Symbolliste

(Bei Mehrfachverwendung von Buchstaben wird durch Hinweis im Text eine Verwechslung der Begriffe vermieden).

A	Fläche
a	Rissabmessung, Risstiefe, Risslänge
b	Breite
C	Werkstoffkonstante in der Gleichung von Paris und Erdogan
c	Risslänge
d	Differentialzeichen
E	Elastizitätsmodul
F	Kraft, Korrekturfunktion
F_m	Korrekturfunktion
f	Funktionsbezeichnung, Korrekturfunktion
g	Funktionsbezeichnung
h	Höhe, halbe Scheibenlänge, Funktionsbezeichnung
i	Laufindex (vgl. Indizes)
K	Spannungsintensitätsfaktor allgemein und der Rissöffnungsart I
ΔK	zyklischer Spannungsintensitätsfaktor ($K_{max}-K_{min}$)
K_c	kritischer Spannungsintensitätsfaktor, Bruchzähigkeit, Risszähigkeit, Risswiderstand
l	Länge, Rissabmessung
m	Exponent (Werkstoffkonstante) in den Gleichungen von Paris/Erdogan und Forman
N	Lastwechselzahl
n	Anzahl
Q	Rissformfaktor
R	Verhältnis $\sigma_{min}/\sigma_{max}$ oder K_{min}/K_{max}
R_p	Streckgrenze, Fliessspannung
r	Polarkoordinate, Abstand von der Rissfront
t	Dicke (thickness)
u	Verschiebung, Verschiebung in x-Richtung
v	Verschiebung in y-Richtung
W	Breite (width)

x	kartesische Koordinate
Y	Korrekturfunktion
y	kartesische Koordinate
z	kartesische Koordinate
Δ	Differenz
δ	Rissöffnungs-Verschiebung (COD)
ε	Dehnung
η	Last pro Dickeneinheit
Θ	Polarkoordinatenwinkel
ν	elastische Querkontraktionszahl
π	Kreiskonstante (3,14159...)
Σ	Summation
σ	Spannung, Normalspannung
τ	Schubspannung
Φ	vollständiges elliptisches Integral 2. Art
φ	Polarkoordinatenwinkel

Indizes

$()_{ij}$	Tensorindizes
$()_{x,y,z}$	Koordinatenrichtungen
$()_{I}$	Rissöffnungsart I, Belastungsmodus I(Zug)
$()_{c}$	kritisch (critical)
$()_{o}$	Ausgangswert, Bezugsgrösse
$()'$	veränderte Grösse
$()_{i}$	Glied einer Zahlenfolge (i = 1,2,3...), Vektorindex

Weitere, im Text verwendete Indizes sind aus dem Zusammenhang leicht verständlich.

Abkürzungen

ASME	American Society of Mechanical Engineers
COD	Rissöffnungsverschiebung (crack opening displacement)
CT	Kompaktzug (compact tension)

CURVFT	Name eines Computer-Programms
DCB	double cantilever beam
EIR	Eidgenössisches Institut für Reaktorforschung, Würenlingen
EMPA	Eidgenössische Materialprüfungsanstalt, Dübendorf
ESZ	ebener Spannungszustand
EVZ	ebener Verformungszustand
FE	finite Elemente
INTERP	Name eines Computer-Programms
IWM	Institut für Werkstoffmechanik, Freiburg i.Br.
LEBM	linear elastische Bruchmechanik
RIFTFE	
RIFTIR	Namen von Computer Programmen
RIKAFT	

Alle zu einem Abschnitt gehörenden Figuren und Tabellen sind am Ende des betreffenden Abschnittes eingeordnet und entsprechend numeriert.
Literaturzitate stehen im Text in eckigen Klammern [ ]. Sie sind am Ende der Arbeit aufgelistet.
Unter Scheibe wird in dieser Arbeit ein plattenähnlicher Körper verstanden, der durch Kräfte senkrecht zur Dicke beansprucht wird.

A. Problemstellung

A.1. Dimensionierung von Bauteilen

Die im Titel dieses Abschnittes umschriebene Aufgabe eignet sich als Ausgangspunkt, um die Position der eigenen Arbeiten in einen breiteren Zusammenhang zu stellen. Die Dimensionierung eines Bauteils gehört zum täglichen Brot des Konstrukteurs. Dass dies nicht immer zufriedenstellend gelingt, beweisen in der Praxis zahlreiche Schadensfälle - meistens Ermüdungs- und Gewaltbrüche.

In der Regel erfolgt die Dimensionierung durch eine Berechnung, die sich auf die Resultate einer vorangegangenen Materialprüfung abstützt. Geschieht die Prüfung in praxiskonformer Weise an einem praxiskonformen Objekt, fällt die Berechnung dahin. Dies ist selten möglich, denn die beiden Bereiche "Berechnung" und "Materialprüfung" haben sich in den letzten Jahren in steigendem Masse unabhängig voneinander entwickelt.

Die Materialprüfung bietet heute eine grosse Zahl wohldefinierter, vorzüglich reproduzierbarer Versuche zur Bestimmung verschiedener Materialeigenschaften an; Sache der Berechnungsmethoden ist es, einen zuverlässigen Schluss vom Verhalten eines möglichst billigen - also kleinen - Probekörpers auf dasjenige des entworfenen Bauteils zu ermöglichen. Diese Entwicklung hat ein Niveau erreicht, das die gleichzeitige Spezialisierung eines Ingenieurs auf beiden Teilgebieten weitgehend ausschliesst.

Die vorliegende Arbeit leistet zu diesem Problemkomplex einen Beitrag im Zusammenhang mit dem Oberflächenriss als praxisrelevanter Risskonfiguration in der Bruchmechanik. Aus verständlichen Gründen wird dabei von einfachen Konfigurationen ausgegangen, während eine Erweiterung zu komplizierteren Anordnungen,wie sie in der Praxis vorkommen, als nächste Ausbaustufe zu betrachten ist.

Zum Abschluss sei die allgemeine Problemstellung der vorliegenden Arbeit, nämlich die Suche nach praxisrelevanten Modellvorstellungen, anhand eines anschaulichen Zitats zusammengefasst: "Es ist sehr wahrscheinlich, dass die babylonischen Turmbauer ausgedehnte Erfahrungen mit kleinen Türmen (vielleicht sogar mit massgetreu verkleinerten Modellen) besassen. Die Mittel zur Uebertragung auf das riesige Vorhaben, also die modelltheoretischen Grundlagen, fehlten aber" [1].

A.2. Bruchmechanische Grundlagen

Unter Bruchmechanik versteht man eine Festigkeitslehre für Teile mit Rissen. Sie ergänzt die klassische Festigkeitslehre, die Materialien ohne rissartige Fehler voraussetzt.

Da über die theoretischen Grundlagen der Bruchmechanik eine umfassende Fachliteratur besteht (eine neue Uebersicht enthält z.B. [2]), sollen hier nur die im Zusammenhang mit dieser Arbeit unerlässlichen Begriffe und Beziehungen kurz rekapituliert werden. Sie beruhen im wesentlichen auf zwei Fundamenten: einerseits auf der kontinuumsmechanischen Analyse singulärer Spannungsfelder in der Umgebung eines Risses und anderseits auf Energiebetrachtungen [3].

Eine Beschränkung auf den Beanspruchungsmodus I - wie in Figur A.2.1 anhand eines unendlich ausgedehnten Körpers dargestellt - ist damit begründet, dass neben dem Zugmodus I die Schubmodi II und III in der Praxis meistens eine untergeordnete Rolle spielen*.

Mit den nach Irwin [4] - und auch nach Williams und Sneddon - benannten Gleichungen lässt sich das Spannungs-, Dehnungs-

---

* K ohne Index bezieht sich in dieser Arbeit auf Beanspruchungsmodus I, ist also gleichbedeutend mit K_I.

und Verschiebungsfeld in unmittelbarer Rissnähe tensoriell beschreiben:

$$\sigma_{ij}(r,\Theta) = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\Theta),$$

$$\varepsilon_{ij}(r,\Theta) = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} g_{ij}(\Theta), \qquad (1)$$

$$u_i(r,\Theta) = K \frac{\sqrt{2r}}{\pi} h_i(\Theta).$$

Die rechten Seiten der Gleichungen (1) können in je zwei Teile separiert betrachtet werden. Der eine Teil beschreibt die Verteilungen und ist nur eine Funktion der Koordinaten. Im Falle der Spannungen ist dieser Teil $f_{ij}(\Theta)/\sqrt{2\pi r}$. Der andere Teil beschreibt die Intensität der Spannungssingularität. Dieser Teil ist der Spannungsintensitätsfaktor K.

Allerdings ist der Spannungsintensitätsfaktor in der Praxis abhängig von der Geometrie des betrachteten Körpers, der Risskonfiguration sowie der Beanspruchung, und da die lineare Elastizitätstheorie zugrundeliegt, hängt er linear von den beanspruchenden Kräften ab.

Wenn K bekannt ist, sind - linear-elastisches Verhalten des Materials auch bei extremer Verformung vorausgesetzt - alle Komponenten von σ_{ij}, ε_{ij} und u_i in unmittelbarer Umgebung der Rissfront bekannt. Die Gleichungen (1) sind dann für $r \to 0$ exakte Lösungen und können als gute Näherung für die Bereiche dienen, in denen r klein im Vergleich mit den übrigen Längenabmessungen (z.B. der Risslänge) ist.

Nach Publikation [5] hat die Spannungsgleichung von (1) im einzelnen die Form:

$$\sigma_{x,y} = K \frac{\cos(\theta/2)}{\sqrt{2\pi r}} (1 \mp \sin(\theta/2)\sin(3\theta/2)),$$

$$\tau_{xy} = K \frac{\cos(\theta/2)}{\sqrt{2\pi r}} (\sin(\theta/2)\cos(3\theta/2)), \qquad (2)$$

$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y)$ für ebenen Verformungszustand (EVZ)

$\sigma_z = 0$ für ebenen Spannungszustand (ESZ).

ν ist dabei die Poissonsche Querkontraktionszahl, und sowohl für EVZ als auch für ESZ gilt

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \text{ und}$$

$$K = \sigma \sqrt{\pi a}. \qquad (3)$$

Wie aus Gleichung (3) ersichtlich ist, hat der Spannungsintensitätsfaktor K die Dimension Spannung$\cdot\sqrt{\text{Länge}}$. Diese wird gewöhnlich in zusammengezogener Form geschrieben (z.B. $\text{Nmm}^{-3/2}$), wodurch die Anschaulichkeit, die in der Formulierung mit dem Spannungsniveau σ und der halben Risslänge a durchaus vorhanden wäre, verlorengeht [6].

Die Gleichungen (2) nehmen auf der x-Achse eine sehr einfache Form an: Für $\theta = 0$ erhält man

$$\sigma_y = \sigma_x = \frac{K}{\sqrt{2\pi x}}$$

und $\tau_{xy} = 0$.

Der kritische Wert des Spannungsintensitätsfaktors ist die Bruch- oder Risszähigkeit, die unter gegebenen Umständen einen Werkstoffkennwert darstellt. Gleichung (3) drückt somit das fundamentale linear-elastische Bruchkriterium aus. Mit ihrer Hilfe lassen sich bei gegebener Beanspruchung (σ_{zul}) kritische Rissgrössen (a_c) oder bei gegebenen Rissgrössen (a_{zul}) kritische Beanspruchungen (σ_c) abschätzen, bei denen

der Riss instabil wird und infolgedessen der Bruch eintritt.

Hier sei auf Publikation [7] hingewiesen, dort wird u.a. die Frage behandelt, wie die klassischen Versagenshypothesen optimal mit der bruchmechanischen Betrachtungsweise zu kombinieren sind. Beide Methoden dienen der Bemessung von Bauteilen, werden aber - was z.B. die Anwendungen auf Kernkraftwerkskomponenten betrifft - in der Regel getrennt behandelt.

Für Körper mit beliebigen endlichen Begrenzungen und anderen Rissanordnungen als bisher vorausgesetzt gilt das in Gleichung (3) formulierte Bruchkriterium in der etwas verallgemeinerten Form

$$K = \sigma\sqrt{a}\ Y, \tag{4}$$

wobei Y eine von der geometrischen Konfiguration (Riss und Gesamtkörper) abhängige Funktion ist.

Auch bei Berücksichtigung eines elastisch-plastischen Materialverhaltens empfiehlt sich für den Anfang eine Erweiterung des Gültigkeitsbereichs des linear-elastischen bruchmechanischen Konzepts, gekennzeichnet durch eine Korrektur zur Berücksichtigung einer plastischen Zone an der Rissfront. Die Brauchbarkeit des bruchmechanischen Ansatzes für die Praxis ist wesentlich bedingt durch die Geringfügigkeit dieser Korrektur.

Bei wiederholter Beanspruchung (Ermüdungsriss-Wachstum) betrachtet man die Schwingbreite ΔK des Spannungsintensitätsfaktors, die für den Rissfortschritt eine bestimmende Rolle spielt.

Aehnlich der Beschreibung des Spannungszustandes durch die Gleichungen (2) lautet diejenige für die elastischen Verschiebungen u und v der Rissufer in x- und y-Richtung, gültig in der Nähe der Rissfront bei EVZ:

$$u = \frac{K(1+\nu)}{E}\sqrt{\frac{r}{2\pi}}\cos\frac{\Theta}{2}\left(2 - 4\nu + 2\sin^2\frac{\Theta}{2}\right), \tag{5}$$

$$v = \frac{K(1+\nu)}{E}\sqrt{\frac{r}{2\pi}}\sin\frac{\Theta}{2}\left(4 - 4\nu - 2\cos^2\frac{\Theta}{2}\right) \tag{6}$$

und bei ESZ

$$u = \frac{K(1+\nu)}{E}\sqrt{\frac{r}{2\pi}}\cos\frac{\Theta}{2}\left(\frac{3-\nu}{1+\nu} - 1 + 2\sin^2\frac{\Theta}{2}\right), \tag{7}$$

$$v = \frac{K(1+\nu)}{E}\sqrt{\frac{r}{2\pi}}\sin\frac{\Theta}{2}\left(\frac{3-\nu}{1+\nu} + 1 - 2\cos^2\frac{\Theta}{2}\right). \tag{8}$$

Dabei ist E der Elastizitätsmodul. Für $\Theta = \pm\pi$ wird $u = 0$, und die Rissuferverschiebung in y-Richtung berechnet sich bei EVZ aus

$$v(r) = \frac{K}{E}(1-\nu^2)\sqrt{\frac{8r}{\pi}} \tag{6a}$$

und bei ESZ aus

$$v(r) = \frac{K}{E}\sqrt{\frac{8r}{\pi}}. \tag{8a}$$

Bei gegebener Spannung (σ) öffnen sich also die Rissufer längs $r (r \ll a)$ parabolisch proportional zu K. Bei EVZ geschieht dies etwas weniger als bei ESZ (Fig. A.2.1.c.).

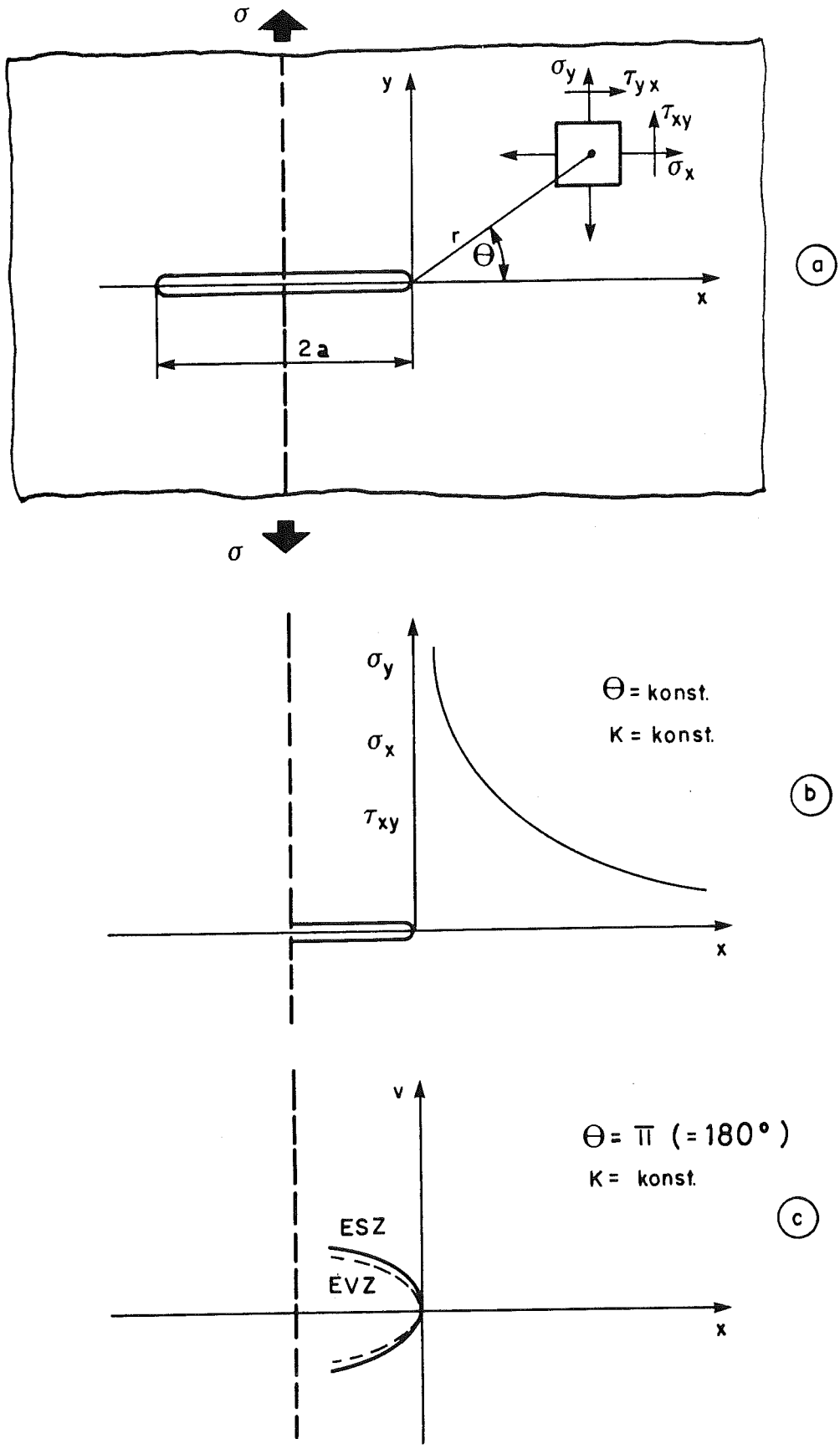


Fig. A.2.1 Spannungs- und Verschiebungsverlauf nahe der Rissfront in einer unendlich ausgedehnten Scheibe unter einachsiger Zugbeanspruchung (Durchriss der Länge 2a)

B. Darstellung der erarbeiteten Kenntnisse

B.1. Analytische und numerische Bestimmung des Spannungsintensitätsfaktors K an elliptischen Rissen

Figur B.1.1 zeigt einen nichtdurchgehenden halbelliptischen Riss in einer endlichen Scheibe unter einachsiger Zugbeanspruchung. Diese Anordnung zeichnet sich durch mehrere Vorzüge aus und gehört daher zu den fortgeschrittenen Modellen. Sie ermöglicht eine anschauliche Diskussion der Anwendung auf Bauteile, z.B. Druckbehälter. An diesen können Risse aussen oder innen auftreten. Glücklicherweise ist der leichter zu beobachtende erstgenannte Fall in bruchmechanischer Sicht gefährlicher. Er lässt sich mit der vorgeschlagenen Anordnung bequem simulieren, wobei die halbelliptische Rissform realen Verhältnissen gut entspricht. Weitere Merkmale der Anordnung sind: Der Riss liegt rechtwinklig zur Oberfläche und rechtwinklig zur grössten Zugspannung, womit das grösstmögliche Bruchrisiko (also Prüfungsergebnisse auf der sicheren Seite) erreicht wird. Der Riss ist flach, und die Rissufer laufen unendlich spitz zusammen.

Die Lösungen, die im folgenden behandelt werden, gelten streng genommen nur für Risse in ebenen Scheiben. Auf die sich daraus ergebenden Schwierigkeiten bei der Anwendung auf zylindrische Wände wird im vorliegenden Zusammenhang nicht eingegangen.

Lösung nach Irwin

Aus Publikation [8] lässt sich für den Spannungsintensitätsfaktor des in Figur B.1.1 dargestellten Risses folgende Gleichung herleiten:

$$K = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\Phi} \left(\left(\frac{a^2}{c^2} \right) \cos^2\varphi + \sin^2\varphi \right)^{1/4} . \qquad (9)$$

Mit

$$\Phi = \int_0^{\pi/2} \left(\sin^2\varphi + \left(\frac{a}{c}\right)^2 \cos^2\varphi \right)^{1/2} d\varphi \qquad (10)$$

erhält man ein vollständiges elliptisches Integral zweiter Art.

Gleichung (9) gilt im Grunde nur für den rein linear-elastischen Spannungsintensitätsfaktor an einem elliptischen Riss im unendlich ausgedehnten Körper unter Zugbelastung. Bei angenäherter Berücksichtigung des Einflusses der vorderen und hinteren freien Oberflächen in Verbindung mit einer einfachen Plastizitätskorrektur gemäss Publikation [8] nimmt diese Gleichung die klassische Form der sogenannten "Irwin-Gleichung" an:

$$K = \frac{\sigma \sqrt{1,2\pi a}}{\sqrt{Q}} \left(\left(\frac{a}{c}\right)^2 \cos^2\varphi + \sin^2\varphi \right)^{1/4} . \qquad (11)$$

Dabei ist

$$Q = \Phi^2 - 0,212 \left(\frac{\sigma}{R_p}\right)^2$$

und R_p die Fliessspannung.

Es müssen bestimmte Voraussetzungen ($\frac{a}{t} < 0,5$, $\frac{a}{c} < 1$, vergl. Fig. B.1.1) erfüllt sein, damit Gleichung (11) für die endliche Geometrie gilt. Diese Voraussetzungen werden in verschiedenen Publikationen, beispielsweise [8], diskutiert.

Obwohl aus der Literatur auch andere Lösungen bekannt sind, wird in der Folge - abgesehen von den in der Folge diskutierten numerischen Verfahren - ausschliesslich mit den Gleichungen (9) und (11) gearbeitet. Diese haben in der Literatur eine beträchtliche Verbreitung gefunden, denn (11) stellt

nur insofern eine Näherung dar, als die endliche Geometrie (vordere und hintere freie Oberflächen) sowie die Plastizität vereinfacht berücksichtigt werden.

Numerische Lösungen

Um sich nicht in einer wenig ergiebigen Aufzählung verschiedenartiger Lösungen zu erschöpfen, möchte man hier nur einige der vertrauenswürdigsten unter den neueren numerischen Ansätzen diskutieren. Mit deren Hilfe kann man aus graphischen oder tabellarischen Darstellungen (Tab. B.1.1) Spannungsintensitätsfaktoren von Oberflächenrissen in zugbeanspruchten Scheiben, biegebeanspruchten Platten und anderen speziellen Strukturelementen (Druckbehältern, Stahlbau-Konstruktionen, u.s.w.) bestimmen.

Unter dem Gesichtswinkel der Praxisrelevanz sind dabei zwei Punkte zu beachten: Einmal sollen die angegangenen Probleme an sich praxisnah sein, zum anderen sollen die verwendeten Methoden praxisfreundlich, also leicht zu handhaben sein. Leider sind aber die praxisnah gestellten Probleme meistens zu komplex, um mit einfachen Methoden befriedigend lösbar zu sein. Ein brauchbarer Kompromiss für die Anwendung auf einen konkreten Fall besteht im Versuch, eine vorhandene Lösung in geeigneter Weise an die gestellte Aufgabe anzupassen. Auch dieses Vorgehen erfordert, wenn Fehlinterpretationen vermieden werden sollen, einen genügenden Einblick in die Bedingungen, unter denen die gewählte Lösung gültig ist. Zum Nachschlagen steht eine Reihe von ausgezeichneten Kompendien zur Verfügung [9 bis 14].

Für den Spannungsintensitätsfaktor relevante Parameter

Neuere numerische Lösungen stellen den Spannungsintensitätsfaktor für den Oberflächenriss in einer zugbeanspruchten Scheibe (Fig. B.1.1) in Abhängigkeit von der Beanspruchung sowie der Riss- und Scheibengeometrie in der Form

$$K = \sigma \sqrt{\pi a}\ f\left(\frac{a}{c}, \varphi, \frac{a}{t}, \frac{c}{W}, \frac{h}{t}\right) \tag{12}$$

dar [14]. Hierin bedeutet f eine Korrekturfunktion, die den Einfluss der Riss- und Bauteilgeometrie zu berücksichtigen gestattet. Sie muss daher als Formel, Tabelle oder als Diagramm vorliegen.

Besondere Bedeutung haben die Parameter a/c (Rissform), φ (Winkel, der die Lage eines Punktes an der Rissfront beschreibt) und a/t (Verhältnis der Risstiefe zur Scheibendicke). Der Einfluss der übrigen Scheibengeometrie (ausgedrückt durch die Verhältnisse c/W, h/t oder h/W) kann ebenfalls von Bedeutung sein, wurde aber bisher nur wenig untersucht. Werte $c/W \leq 0{,}2$ und $h/W \geq 2$ werden in Publikation [12] gefordert. In der Literatur ist übrigens der Winkel φ oder $\vartheta = \frac{\pi}{2} - \varphi$ nicht immer einheitlich definiert, so dass Vorsicht am Platz ist (Hinweise auf Umrechnungen in [15]).

Es gibt auch andere Korrekturfunktionen. Zum Beispiel wird in vielen Veröffentlichungen [12, 14] der Spannungsintensitätsfaktor in Anlehnung an die Irwinsche rein elastische Lösung (vgl. Gleichung (9)) wie folgt beschrieben:

$$K = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\Phi} \sqrt[4]{\frac{a^2}{c^2} \cos^2\varphi + \sin^2\varphi}\ F_m\left(\frac{a}{c}, \varphi, \frac{a}{t}, \frac{c}{W}, \frac{h}{t}\right). \tag{13}$$

Wie Richard [14] gezeigt hat, ist die Korrekturfunktion f vorteilhafter als F_m. Letztere allein liefert nämlich keine Aussage über die Abhängigkeit des Spannungsintensitätsfaktors von a/c und φ, weil diese Parameter in Gleichung (13) auch in dem vor F_m stehenden Ausdruck vorkommen. Dieser Umstand führt leicht zu Trugschlüssen bezüglich der Verteilung des Spannungsintensitätsfaktors entlang der Rissfront.

Aus (12) und (13) lässt sich der triviale Zusammenhang

$$F_m = f \cdot \frac{\Phi}{\sqrt[4]{\frac{a^2}{c^2}\cos^2\varphi + \sin^2\varphi}}$$

zwischen F_m und f ableiten.

Lösung von Raju und Newman

Für die Behandlung von Oberflächenrissen in zugbeanspruchten Scheiben werden heute vorwiegend die Lösungen von McGowan [12] sowie Raju und Newman [13] herangezogen. Raju und Newman bestimmten mit Hilfe finiter Elemente die Spannungsintensitätsfaktoren für sehr viele Riss- und Scheibenabmessungen und leiteten daraus eine Korrekturfunktion für Gleichung (12) ab. Dabei wurden die Gültigkeitsbereiche auf

$$c/h = c/W \leq 0.25 \qquad (14)$$

eingeschränkt, was etwas kleinere Scheibenabmessungen gestattet als die anschliessend an Gleichung (12) aus [12] zitierte Bedingung. Zugleich aber dürfen die c/W- und h/W- bzw. h/t-Abhängigkeiten der Korrekturfunktion in Gleichung (12) vernachlässigt werden. Tabelle B.1.1 stellt die so ermittelte Funktion

$$F\left(\frac{a}{c}, \varphi, \frac{a}{t}\right) = \frac{K \cdot \Phi}{\sigma \sqrt{\pi a}} \qquad (15)$$

dar.

Diese Schreibweise der Korrekturfunktion hängt mit denjenigen von (12) und (13) nach der Beziehung

$$F = f \cdot \Phi = F_m \sqrt[4]{\frac{a^2}{c^2}\cos^2\varphi + \sin^2\varphi}$$

zusammen.

Zur Vertrauenswürdigkeit dieser Resultate seien nachfolgende Hinweise gegeben [13]: Die dreidimensionalen linear-elastischen Berechnungen wurden mit dem STAR-100-Computer des Langley Research Center der NASA durchgeführt. Spezielle Elementtypen wurden gewählt (isoparametrisch und singular), verbunden mit einer ausserordentlich feinen Elementeinteilung (ca. 4500 Freiheitsgrade). Weiterhin wurde das Verfahren zuerst an Fällen getestet, für welche exakte analytische Lösungen vorlagen. Diese Vergleiche mit exakten Lösungen für Innenrisse ("penny-shaped cracks") und Durchrisse ergaben meist Abweichungen von weniger als 1%. Erst nach diesen Testrechnungen verwendete man das Verfahren für nichtdurchgehende Oberflächenrisse, für welche keine analytischen Lösungen vorlagen.

Vergleiche mit Resultaten verschiedener Arbeitsgruppen [12,14] zeigen, dass die nach Raju und Newman ermittelten Spannungsintensitätsfaktoren als sehr zuverlässig angesehen werden dürfen.

Ein Nachteil aller erwähnten numerischen Methoden besteht darin, dass man sich auf die Ermittlung der K-Verteilung längs der Rissfront beschränkt und den Risswiderstand K_c als einen einheitlichen Wert über die gesamte Rissfront betrachtet. Hier stellt sich die Frage nach einem längs der Rissfront veränderlichen Risswiderstand, die im Abschnitt B.3 behandelt werden soll.

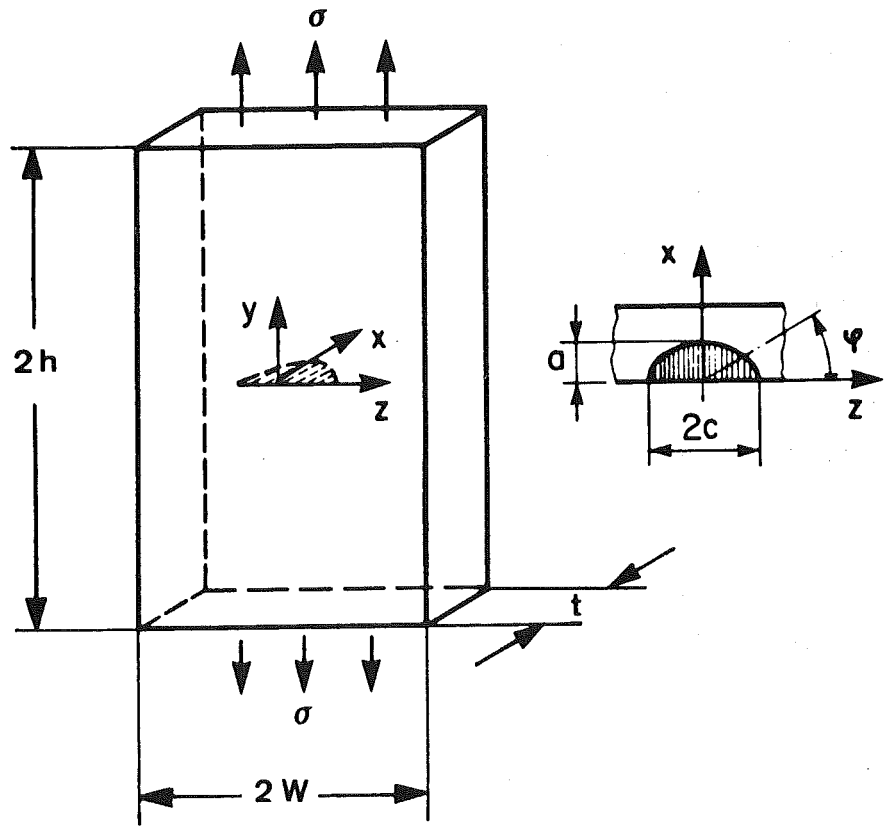


Fig. B.1.1 Halbelliptischer Oberflächenriss in einer auf Zug beanspruchten Scheibe

Tab. B.1.1 Werte der Korrekturfunktion $F\left(\frac{a}{c}, \varphi, \frac{a}{t}\right)$ nach den dreidimensionalen FE-Berechnungen von Raju und Newman [13] für den Oberflächenriss in zugbeanspruchter Scheibe

A/C	A/T	PHI [°] 0.00	11.25	22.50	33.75	45.00	56.25	67.50	78.75	90.00
.20	.20	.617	.650	.754	.882	.990	1.072	1.128	1.161	1.173
.40	.20	.767	.781	.842	.923	.998	1.058	1.103	1.129	1.138
.60	.20	.916	.919	.942	.982	1.024	1.059	1.087	1.104	1.110
1.00	.20	1.174	1.145	1.105	1.082	1.067	1.058	1.053	1.050	1.049
2.00	.20	.821	.749	.740	.692	.646	.599	.552	.512	.495
.20	.40	.724	.775	.883	1.009	1.122	1.222	1.297	1.344	1.359
.40	.40	.896	.902	.946	1.010	1.075	1.136	1.184	1.214	1.225
.60	.40	1.015	1.004	1.009	1.033	1.062	1.093	1.121	1.139	1.145
1.00	.40	1.229	1.206	1.157	1.126	1.104	1.088	1.075	1.066	1.062
2.00	.40	.848	.818	.759	.708	.659	.609	.560	.519	.501
.20	.60	.899	.953	1.080	1.237	1.384	1.501	1.581	1.627	1.642
.40	.60	1.080	1.075	1.113	1.179	1.247	1.302	1.341	1.363	1.370
.60	.60	1.172	1.149	1.142	1.160	1.182	1.202	1.218	1.227	1.230
1.00	.60	1.355	1.321	1.256	1.214	1.181	1.153	1.129	1.113	1.107
2.00	.60	.866	.833	.771	.716	.664	.610	.560	.519	.501
.20	.80	1.190	1.217	1.345	1.504	1.657	1.759	1.824	1.846	1.851
.40	.80	1.318	1.285	1.297	1.327	1.374	1.408	1.437	1.446	1.447
.60	.80	1.353	1.304	1.265	1.240	1.243	1.245	1.260	1.264	1.264
1.00	.80	1.464	1.410	1.314	1.234	1.193	1.150	1.134	1.118	1.112
2.00	.80	.876	.839	.775	.717	.661	.607	.554	.513	.496

B.2. Ermüdungsverhalten von Bauteilen: Zielsetzung des vorliegenden Beitrages

Die Ermüdung von Bauteilen ist ein interdisziplinäres Problem. Obwohl der vorliegende Beitrag nur auf einen Teilaspekt - das mehrdimensionale Risswachstum - ausgerichtet ist, vermag er auch allgemein theoretische Resultate sowie Empfehlungen für die Analyse komplexer Bauteil- und Risskonfigurationen zu liefern.

Ermüdung stellt sich bei wiederholter Beanspruchung von Werkstoffen unterhalb der statischen Festigkeit ein. Nach einer Einleitungsphase entstehen ein oder mehrere Risse, die sich ausbreiten und zum Bruch führen. Die heutigen Methoden der Lebensdauervorhersage beruhen leider mehr auf der pragmatischen Analyse von Versuchsdaten als auf einer erschöpfenden theoretischen Kenntnis der wirksamen Schädigungsmechanismen; bruchmechanische Ansätze ermöglichen es aber heutzutage, wenigstens die zweite Phase der Ermüdung - diejenige der Rissausbreitung - angenähert zu erfassen. Dies ist zwar bei praktisch fehlstellenfreien Bauteilen angesichts des Ueberwiegens der ersten Phase von bescheidenem Nutzen, spielt aber dort eine grosse Rolle, wo (wie bei Schweisskonstruktionen und dickwandigen Teilen) von Anfang an kleine Fehlstellen unvermeidlich sind.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde ein theoretisch-experimentelles Hybridverfahren entwickelt, das es gestattet, an kleinen Proben gewonnene Versuchsergebnisse - mit bestimmten Einschränkungen - auf das Verhalten von Bauteilen zu übertragen.

Bei der bruchmechanischen Analyse des Ermüdungsrisswachstums geht man im allgemeinen so vor, dass man die Risslänge a als Funktion der Lastwechselzahl N aufnimmt und die Rissfortschritts-Geschwindigkeit (in der Folge kurz "Rissgeschwindig-

keit" genannt) da/dN ermittelt. Diese Geschwindigkeit wird als Funktion der bruchmechanisch definierten Schwingbreite ΔK der Spannungsintensität dargestellt. Diesem Vorgehen liegt die Vorstellung zugrunde, das Wachstum von Ermüdungsrissen sei im wesentlichen von der zyklischen plastischen Deformation an der Rissfront bestimmt und diese werde wiederum von ΔK gesteuert.

Diese Arbeit geht von der Frage aus, welchen Einfluss die geometrische Mehrdimensionalität eines Bauteils im Vergleich mit quasi-eindimensionalen Labormodellen auf das Ermüdungsverhalten haben kann. Bei guter Korrelation lassen sich dann die aus solchen Modellen gewonnenen Ergebnisse auf die Bemessung realer Bauteile übertragen.

Der spezifische Charakter der Ermüdungsforschung bringt es oft mit sich, dass die Ergebnisse vom Konstrukteur kaum direkt zu verwerten sind. Andererseits muss dieser sich über die Projektierung und die statische Dimensionierung hinaus wohl oder übel mit dem Verhalten der Bauteile im Betrieb befassen. Anwendungsfreundliche Synthesen, von denen eine auch mit unseren Untersuchungen angestrebt wurde, können zur Konzeption und Bemessung von sicheren Bauteilen einen nützlichen Beitrag leisten. In der Ermüdungslehre sind Vereinfachungen nur möglich, wenn deren Auswirkungen und Anwendungsgrenzen hinreichend genau abgeschätzt werden können. Die Faktoren, die das Ermüdungsverhalten beeinflussen, können in vier Gruppen eingeteilt werden: Werkstoffeigenschaften (Festigkeit, Elastizitätsmodul, chemische Zusammensetzung, Struktur usw.); konstruktive Eigenschaften (Formgebung, Verbindungen usw.); produktionsbedingte Eigenschaften (Oberfläche, Toleranzen usw.); Beanspruchungen (mechanische, thermische, chemische usw.). Allein schon die vielfältige Wechselwirkung dieser Faktoren führt dazu, dass die in einem bestimmten Fall gewonnene Erfahrung nur beschränkt auf andere übertragbar ist.

Seit langem versuchen Maschineningenieure, die Behandlung von Ermüdungsproblemen zu vereinfachen, indem sie sich einerseits auf die wichtigsten Parameter konzentrieren und anderseits danach trachten, unter diesen Parametern einfache Beziehungen aufzustellen. In bruchmechanischer Sicht ist die Schwingbreite ΔK der Spannungsintensität der wichtigste ordnende Parameter, wenn auch nicht der einzige, der in die Rissgeschwindigkeit eingeht. Die durch bruchmechanisch zulässige spezifische Anpassung der Bedingungen angestrebte Korrelation zwischen quasi-eindimensionalem Probekörper und mehrdimensionalem Bauteil soll in der Folge unter Ausnützung der dominierenden Rolle dieses Parameters erfolgen mit dem Ziel, durch direkte experimentelle Vergleiche oder durch Integration geeigneter Rissgeschwindigkeits-Differentialgleichungen die Lebensdauer des Bauteils abzuschätzen.

Mit der so umschriebenen Methode liess sich das Ermüdungsverhalten in den untersuchten Fällen an Scheiben mit nichtdurchgehenden Rissen recht zufriedenstellend beurteilen. Auch einer allgemeineren Anwendung des Verfahrens stehen keine unüberwindlichen Schwierigkeiten im Wege, wenn man es nicht bei ein paar Faustformeln bewenden lässt, sondern den vorhandenen Stoff (Mechanik, Materialwissenschaften, Chemie) voll nutzbar macht und die vorgeschlagenen Ansätze sinnvoll erweitert.

Zum Abschluss dieser einleitenden Gedanken sei noch auf eine Literaturstelle hingewiesen [16], die im vorliegenden Kontext von allgemeinem Interesse ist.

B.3. Bestimmungsgrössen des Risswachstums: Geometrie, Spannungsintensitätsfaktor und Risswiderstand

Die Geometrie

Es sei das Bruchverhalten eines Bauteils mit Riss bei ESZ und EVZ betrachtet. In elastizitätstheoretischer Beziehung macht sich der Unterschied zwischen den beiden Zuständen nur in verschiedenen Zahlenfaktoren bemerkbar [17]. So tritt in vielen Gleichungen (z.B. 6a) der für Stähle nicht sehr bedeutsame Term $(1-\nu^2)$ auf. Hingegen ist der herrschende Zustand für das Bruchverhalten entscheidend, denn mit zunehmender Bauteildicke erfolgt ein Uebergang vom zweidimensionalen Spannungszustand (ESZ) zum dreidimensionalen (EVZ), bedingt durch die zunehmende Verformungsbehinderung an der Rissfront.

Untersucht man die Bruchflächen von Proben mit Rissen, wie sie in der experimentellen Bruchmechanik verwendet werden (Fig. B.3.1), so zeigen sich in dünnen Proben, bei denen ESZ vorliegt, schrägliegende Bruchflächen, während für genügend dicke Proben, bei denen EVZ auftritt, im wesentlichen ebene Normalspannungsbruchflächen charakteristisch sind. In welchem Mass der ebene Verformungszustand bei endlicher Dicke entwickelt ist, lässt sich durch das Verhältnis der vorhandenen Querspannungen zur maximal möglichen Querspannung $\nu(\sigma_x + \sigma_y)$ ausdrücken (vgl. Gleichungssystem (2)).

Gemäss dem damit umschriebenen unterschiedlichen Bruchverhalten beobachtet man verschiedene Last-Verformungskurven, die für die beiden Grenzfälle schematisch in Fig. B.3.2 dargestellt sind. Infolge des Probendickeneinflusses auf das Bruchverhalten ergibt sich die in Fig. B.3.3 gezeigte, für alle Metalle charakteristische Abhängigkeit der kritischen Werte des Spannungsintensitätsfaktors von der Probendicke [17].

Dass diese Einflüsse nicht nur das statische, sondern auch das Ermüdungsverhalten betreffen, liegt auf der Hand, wie in der Folge etwas näher kommentiert sei.

Der Spannungsintensitätsfaktor als Kernparameter

Man betrachte den halbelliptischen Oberflächenriss in Fig. B.3.4. Zunächst werde vorausgesetzt, die Rissgeschwindigkeit sei an jeder Stelle über ein bestimmtes Gesetz mit dem lokalen Spannungsintensitätsfaktor verknüpft. Sind die anderen im postulierten Gesetz vorkommenden Parameter bei einem isotropen Werkstoff von der Richtung der Rissfront unabhängig, so lässt sich das Wachstum des Risses in Form und Geschwindigkeit mit Hilfe des Spannungsintenstitätsfaktors quantitativ beschreiben:

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K). \qquad (16)$$

Darin bedeutet da/dN die Vergrösserung der Risstiefe in einer Periode. Es ist üblich, mit Schwellbeanspruchung zu arbeiten die Rissgrösse mit der Tiefe a auszudrücken. Natürlich kann statt deren auch die Rissbreite c oder irgendeine andere den Riss eindeutig umschreibende Abmessung l verwendet werden.

Ortsabhängiger Risswiderstand

Sämtliche bruchmechanischen Konzepte gehen von der Vorstellung aus, dass das Zusammenwirken einer beanspruchungsspezifischen rissfördernden Grösse K (oder ΔK) und einer die Werkstoffzähigkeit kennzeichnenden Widerstandsgrösse (zum Beispiel K_c) für das Versagen massgebend ist. Der Gedanke eines ortsabhängigen Risswiderstandes sei vorerst nur kurz erläutert. Ausführlicher lässt er sich mit Vorteil erst nach der Darstellung des neuen rechnerisch-experimentellen Verfahrens und der Auswertung der im Rahmen dieser Arbeit gemachten Experimente behandeln (siehe Abschnitt B.7.).

Längs der Rissfront hat man einen veränderlichen Spannungszustand, der in der Regel dreidimensional ist. Man könnte vermuten, der Risswiderstand, ausgedrückt durch die Risszähig-

keit, sei ein Materialkennwert und damit vom Spannungszustand unabhängig. Bei genauerer Ueberlegung muss man jedoch feststellen, dass die Risszähigkeit K_c nur für eine wohldefinierte Spannungsverteilung und die dazugehörige Ausdehnung der plastischen Zone gültig ist. Es ist nicht von vorneherein erwiesen, ob der unter bestimmten Bedingungen ermittelte Wert auch für andere Verhältnisse gilt, ob also der Spannungsintensitätsfaktor allein für den lokalen Rissfortschritt massgebend ist. Dies führt zur Vorstellung eines vom gesamten örtlichen Spannungstensor abhängigen Risswiderstandes.

Historisch betrachtet entstand diese Vorstellung, als sich herausstellte, dass trotz Erfüllung vieler einschränkender Voraussetzungen und besonderer Sorgfalt bei der Versuchsführung Diskrepanzen zwischen Experiment und Rechnung bestehen blieben [18 bis 22].

Wenn man den Spannungsintensitätsfaktor und den ortsabhängigen Risswiderstand gleichzeitig berücksichtigt, so besteht die Hoffnung, das zyklische und auch das monotone mehrdimensionale Risswachstum qualitativ und eventuell auch quantitativ besser zu beschreiben als mit einem einparametrigen Denkmodell (vgl. Abschnitt B.7., B.8. und C.).

Die Resultate der vorliegenden Arbeit schwächen allerdings diese Erwartungen etwas ab. Der ortsabhängige Risswiderstand scheint eher von sekundärer Bedeutung für die Lebensdauer zu sein. Es muss dabei im Auge behalten werden, dass die Hypothese des ortsabhängigen Risswiderstandes angesichts der aufwendigen Versuchstechnik erst in bescheidenem Masse experimentell abgestützt ist.

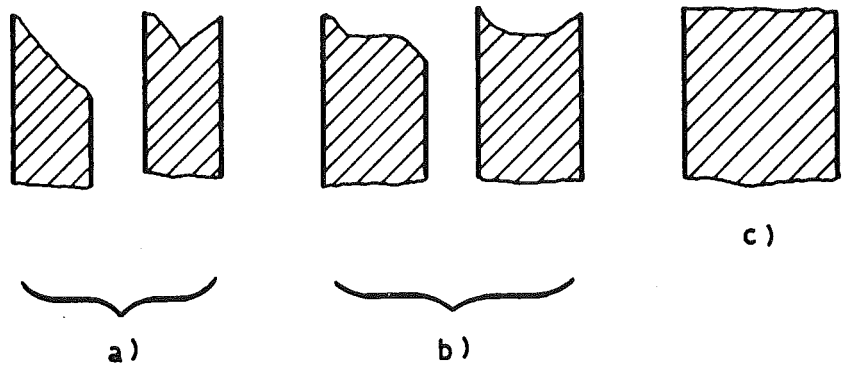


Fig. B.3.1 Querschnitte durch Bruchflächen, Blick in Rissausbreitungsrichtung (schematisch): a: Schubbruch mit geneigter Bruchfläche (dünne Probe, ESZ), b: Normalspannungsbruch mit Scherlippen (Uebergangsgebiet), c: reine Normalspannungsbruch (dicke Probe, EVZ). Natürlich hängt die zu jedem Typus gehörende absolute Dicke stark von der Sprödigkeit des Materials ab

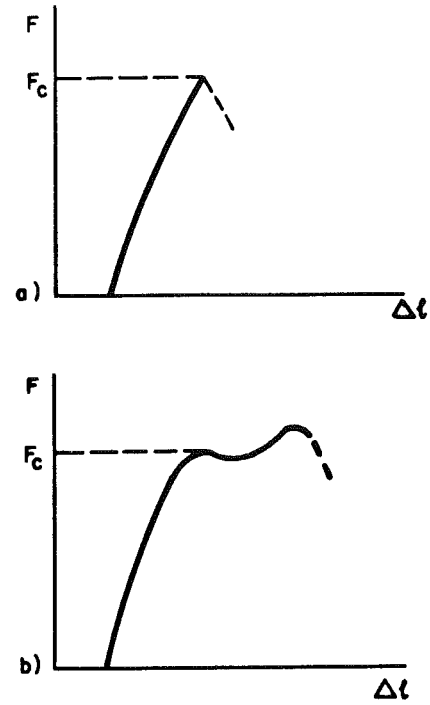


Fig. B.3.2 Schematischer Verlauf der Last-Verformungskurven bei Bruchversuchen: a: EVZ in dicken Proben, b: ESZ in dünnen Proben

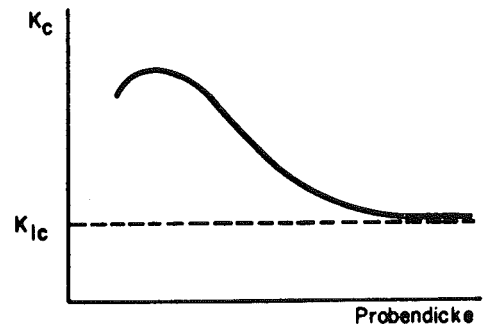
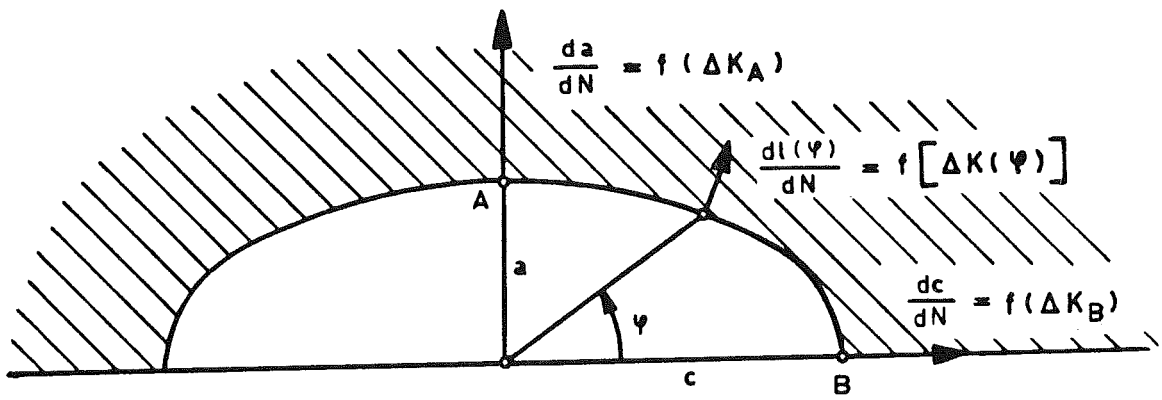


Fig. B.3.3 Abhängigkeit des kritischen Spannungsintensitätsfaktors (Bruchzähigkeit) von der Probendicke



B.3.4 Annahme für das Ermüdungswachstum von Rissen im isotropen Werkstoff (Risswiderstand nicht ortsabhängig)

B.4. Rechnerisch-experimentelles Hybridverfahren zur Anpassung von CT-Proben an Bauteile

Mit der vorliegenden Arbeit wurde versucht, dem Praktiker ein Werkzeug in die Hand zu geben, das mit relativ einfachen Versuchen (an CT-Proben) zuverlässige Aussagen über die Lebenserwartung komplizierterer Teile liefert. Dies wäre ohne solide Vorarbeit nicht denkbar. So waren neben der Anwendung bestehender Kenntnisse auch gewisse "weisse Flecken" (z.B. eine allfällige ortsabhängige Wechselwirkung zwischen Spannungsintensitätsfaktor und Risswiderstand) zu untersuchen. Dies wurde durch ein neues Verfahren zur Uebertragung des Spannungsintensitätsfaktors und der Risstiefe von Oberflächenrissen auf CT-Proben unter geeignet angepassten Bedingungen (Abmessungen und Beanspruchungen) ermöglicht.

Der Kerngedanke des Verfahrens ist einfach: Man ermittelt die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors an einem wohldefinierten Ort (z.B. am tiefsten Punkt) eines halbelliptischen Oberflächenrisses. Dann bestimmt man Abmessungen und Beanspruchung einer CT-Probe derart, dass sich für entsprechende Rissabmessungen die gleichen ΔK-Werte einstellen wie für den Oberflächenriss.

Dem Hybridcharakter des Verfahrens wird bei der folgenden Darstellung durch Aufteilung in einen rechnerischen und einen experimentellen Abschnitt Rechnung getragen.

B.5. Rechnerische Anpassung der ΔK-Werte

Der Berechnung des Oberflächenrisswachstums liegt ein in aequidistanten Schritten der Risstiefe a erfolgendes Vorgehen zugrunde. Für den Schritt vom Zustand (i-1) zum Zustand (i) ergeben sich folgende Teilschritte:

a) Nach Paris [23] und Erdogan [24] sowie Irwin [8] ist der Rissfortschritt in der Breite c mit demjenigen in der Tiefe a durch das Verhältnis a/c sowie einen Exponenten m/2 verbunden. Damit wird

$$c_i = c_{i-1} + (a_i - a_{i-1}) \left(\frac{a_{i-1}}{c_{i-1}}\right)^{m/2} . \qquad (17)$$

b) ΔK_i wird aus $\Delta\sigma$, a_i und c_i nach einer der unter B.1 erläuterten Methoden bestimmt.

Dieser Rechnungsgang kann leicht programmiert werden.

So erhält man eine Serie von Wertpaaren (a_i, ΔK_i) als Basis für die Abmessungen und die Beanspruchung einer CT-Probe, bei der sich für entsprechende Rissabmessungen möglichst die gleichen ΔK-Werte einstellen wie für die gegebene Scheibe mit Oberflächenriss.

Der Zusammenhang zwischen ΔK und a für die CT-Proben lautet gemäss ASTM E 399-81:

$$\Delta K = \frac{\Delta F}{t\sqrt{W}} \; f\left(\frac{a}{W}\right) , \qquad (18)$$

wobei

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{\left(2+\frac{a}{W}\right)\left(0{,}886+4{,}64\left(\frac{a}{W}\right)-13{,}32\left(\frac{a}{W}\right)^2+14{,}72\left(\frac{a}{W}\right)^3-5{,}6\left(\frac{a}{W}\right)^4\right)}{\left(1-\frac{a}{W}\right)^{3/2}}$$

gilt und der zulässige Bereich von a/W durch

$$0{,}2 \leq \frac{a}{W} \leq 0{,}8$$

festgelegt ist.

Gleichung (18) lässt sich auch in die Form

$$\Delta K = \frac{\eta}{\sqrt{W}} f\left(\frac{a_o + a'}{W}\right) \tag{19}$$

umschreiben, wobei offensichtlich

$$\eta = \frac{\Delta F}{t}, \quad a_o + a' = a, \quad a' = \sum_{i=1}^{n} (a_i - a_{i-1})$$

zu gelten hat.

Gleichung (19) enthält die drei Parameter W, a_o und η, die eine bequeme Anpassung der ΔK-Werte der CT-Probe an diejenigen der Scheibe gestatten.

Die Optimierung der Anpassung erfolgt, ausgehend von geeigneten Anfangswerten für die drei Parameter, durch eine auf das Prinzip der kleinsten Fehlerquadrate gestützte Iteration. Auf die rein mathematischen Einzelheiten dieser Optimierung soll hier nicht eingegangen werden. Ihre Darstellung enthielte nur allgemein Bekanntes und wäre recht umfangreich. Statt dessen sei hier auf die einschlägige Literatur [26 bis 28] sowie auf die Zusammenstellung der verwendeten Computerprogramme am Schluss dieses Abschnittes hingewiesen (Tabelle B.5.1).

Es wurde sowohl mit einem modifizierten Newton-Raphson-Minimalisierungsschema [25] als auch mit der Methode des stärksten Abstiegs [27] gearbeitet. Beide ergaben übereinstimmende Resultate.

Zur Güte der Optimierung sei bemerkt, dass sie von den Anfangswerten zu einer nahegelegenen Minimalstelle der

ΔK-Abweichungen führt, also nicht unbedingt zu deren absolutem Minimum (falls ein solches überhaupt existiert). Eine gewisse Abhängigkeit von den Anfangswerten besteht somit. Man tut deshalb gut daran, die graphisch dargestellten Ergebnisse (Figuren B.5.1, B.5.2, z.B.) zur Kontrolle des Ansatzes und zur Gewinnung eines Gesamtüberblickes kurz zu betrachten.

Anhaltspunkte für eine geeignete Wahl von Anfangswerten für W, a_o und η

Sobald die Scheibendicke t festgelegt ist, kann ein Anfangswert für W gewählt werden, der die Bedingung

$$W \geq \frac{5}{3} t \tag{20}$$

erfüllt. Für den Anfangswert von a_o bietet die Ungleichung

$$a_o \geq 0{,}2\ W \tag{21}$$

einen Anhaltspunkt.

Bei der Annahme eines ungefähren η-Wertes muss man etwas umständlicher vorgehen.

Für die auf exzentrischen Zug beanspruchte CT-Probe ist die Nominalspannung

$$\Delta\sigma = \Delta F \left[\frac{1}{t(W-a_o)} + 3 \cdot \frac{W+a_o}{t(W-a_o)^2} \right] \tag{22}$$

gültig. Diese Beziehung lässt sich unter Benützung von $\eta = \Delta F/t$ aus Gleichung (19) in die Form

$$\eta = \frac{\Delta\sigma(W-a_o)^2}{2(2W+a_o)} \tag{23}$$

bringen. Damit kann man unter der Annahme

$$\Delta\sigma \approx \Delta\sigma_{Scheibe} = \frac{\Delta F_{Scheibe}}{A_{Scheibe}} \tag{24}$$

einen brauchbaren Anfangswert für η ermitteln.

Beispiel:

Gegeben: $t = 20$ mm und $\Delta\sigma = 250 \frac{N}{mm^2}$

$W \geq \frac{5}{3} t = 33$ mm; gewählt $W = 50$ mm

$a_o \geq 0{,}2\ W = 10$ mm; gewählt $a_o = 10$ mm

Ergebnis: $\eta \approx \frac{\Delta\sigma (W-a_o)^2}{2(W+a_o)} = 1800 \frac{N}{mm}$

Für die Berechnungen zu Fig. B.5.1 wurde von den etwas modifizierten Werten $W = 50$ mm, $a_o = 15$ mm und $\eta = 1300$ N/mm ausgegangen. Die Figur zeigt mit der Irwin-Gleichung (11) berechnete ΔK-Werte für die Oberflächenrisskonfiguration ($\varphi = \pi/2$) im Vergleich mit ΔK-Werten einer CT-Probe mit angepasster Geometrie und Beanspruchung. Figur B.5.2 zeigt die entsprechenden Resultate nach Raju und Newman. Hier wurden die Anfangswerte $W = 100$ mm, $a_o = 15$ mm und $\eta = 1700$ N/mm gewählt. Berechnet wurden beide Figuren mit den Computer-Programmen RIFTIR bzw. RIFTFE (siehe Tab. B.5.1).

Tabelle B.5.1 enthält eine Liste und Kurzbeschreibung der für die Anpassung entwickelten Computer-Programme, Tabellen B.5.2 und 3 die Resultate, die in den Figuren B.5.1 und 2 graphisch dargestellt sind.

Noch eine kurze Bemerkung zur bis dahin unerwähnt gebliebenen Wahl der CT-Probendicke t. Hier wird man in Ermangelung besserer Kriterien die Prüfung in natürlicher Wandstärke anstreben.

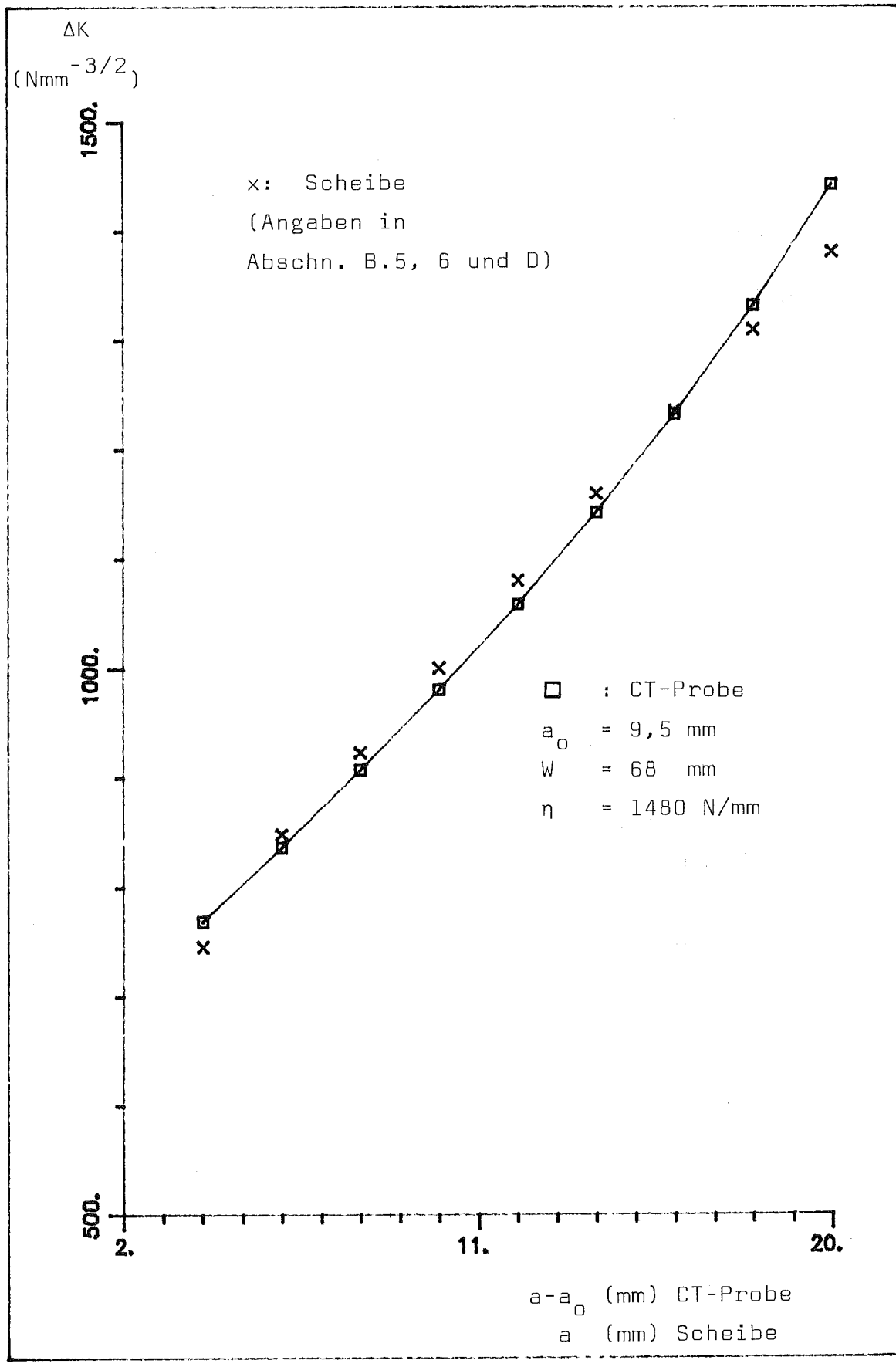


Fig. B.5.1 ΔK-Werte von wachsenden Rissen in Scheiben ($\varphi = \pi/2$) und in entsprechenden CT-Proben. Berechnung nach der Irwin-Gleichung

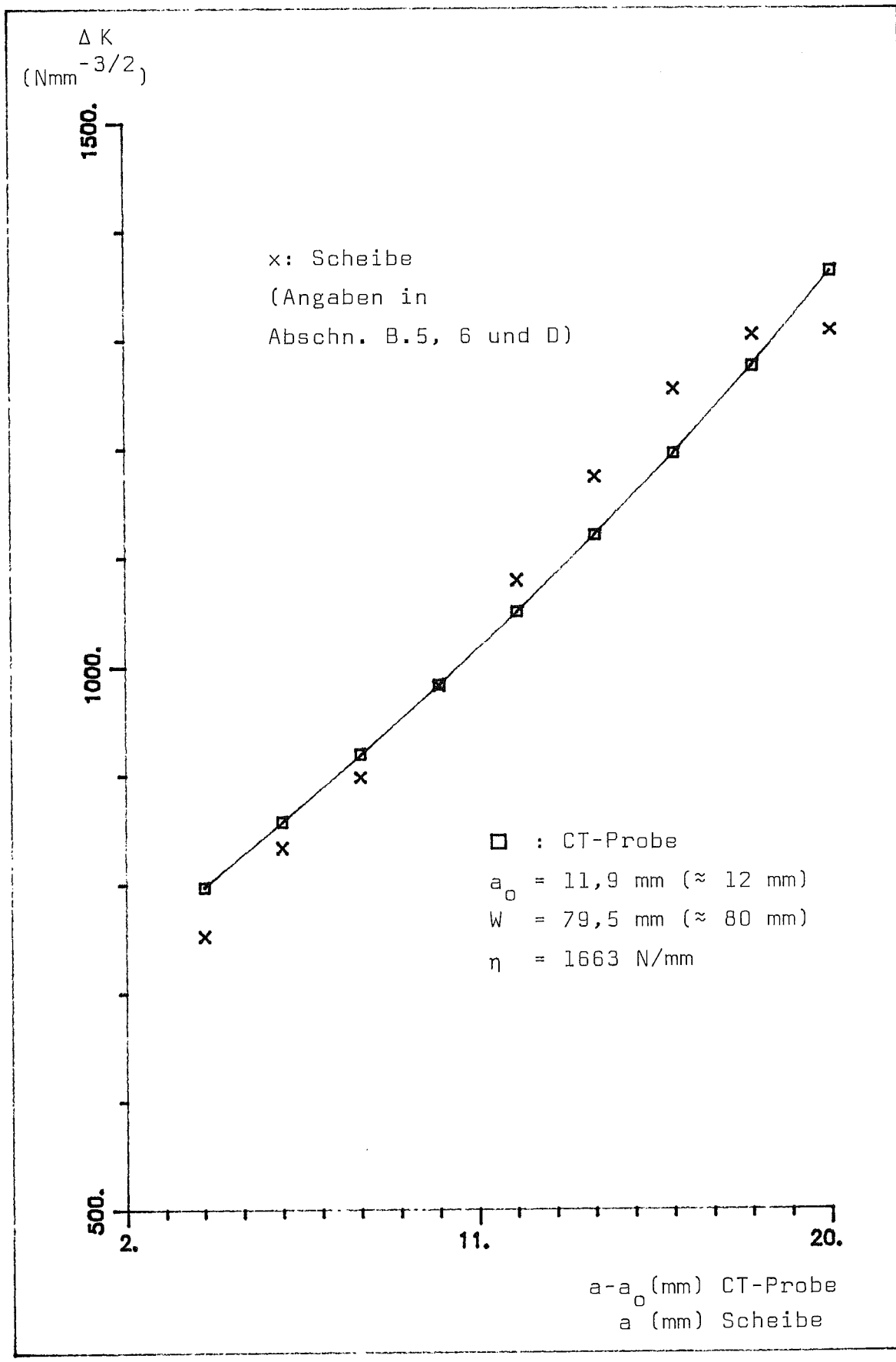


Fig. B.5.2 ΔK-Werte von wachsenden Rissen in Scheiben ($\varphi=\pi/2$) und in entsprechenden CT-Proben. Berechnung nach Raju und Newman

Tabelle B.5.1 Liste der verwendeten Computer-Programme

Name	Beschreibung
RIFTIR	Risswachstum-Fit-Irwin. Berechnet für den Oberflächenriss einer Scheibe den Spannungsintensitätsfaktor ΔK_i für eine Serie der Risstiefen a_i mit der Irwin-Gleichung (11) und nach dem in Abschnitt B.5. beschriebenen Vorgehen. Enthält des Fitprogramm RIKAFT.
CURVFT	Curve-Fit. Berechnet ΔK_i zu a_i wie RIFTIR, jedoch mit einer anderen Definition des Risswachstumsschrittes. Enthält das Fitprogramm RIKAFT.
RIFTFE	Risswachstum-Fit-Finite-Elemente. Berechnet für den Oberflächenriss einer Scheibe den Spannungsintensitätsfaktor ΔK_i für eine Serie der Risstiefen a_i nach der Raju-Newman-Formel (15) (Finite Elemente). Enthält das Programm INTERP zur Interpolation der Korrekturfunktion $F\left(\frac{a}{c}, \varphi, \frac{a}{t}\right)$ für alle Fälle, die in Tab. B.1.1 nicht tabelliert sind. Enthält das Fitprogramm RIKAFT.
INTERP	Interpolation. Führt eine zweidimensionale Lagrange-Interpolation zwischen den in Tab. B.1.1 tabellierten Werten der Korrekturfunktion $F\left(\frac{a}{c}, \varphi, \frac{a}{t}\right)$ durch. Wird im Programm RIFTFE benützt.
RIKAFT	Risswachstum-K,a-Fit. Passt die Formeln (18,19) der CT-Probe an eine gegebene Folge von Wertpaaren (a_i, ΔK_i) durch Minimalisierung der Fehlerquadratsumme an. Wird benützt in den Programmen RIFTIR, RIFTFE und CURVFT. Gibt die Fitparameter a_o, W und η an.

Tabelle B.5.2 Zahlenwerte zu Figur B.5.1

$a-a_o$ [mm] CT-Probe a [mm] Scheibe	ΔK [$Nmm^{-3/2}$] Scheibe	 CT-Probe
4	745	768
6	848	836
8	923	907
10	1000	980
12	1080	1058
14	1159	1142
16	1235	1232
18	1309	1331
20	1380	1442

Tabelle B.5.3 Zahlenwerte zu Figur B.5.2

$a-a_o$ [mm] CT-Probe a [mm] Scheibe	ΔK [$Nmm^{-3/2}$] Scheibe	 CT-Probe
4	752	797
6	833	857
8	898	919
10	982	983
12	1079	1050
14	1174	1120
16	1254	1195
18	1304	1275
20	1308	1362

B.6. Experimentelle Ueberprüfung und Ergänzung der Rechnung

Zur experimentellen Ueberprüfung der Rechnung, also zur Feststellung der prinzipiellen Brauchbarkeit des vorgestellten Verfahrens wurden parallele Versuche an Scheiben und CT-Proben durchgeführt und systematisch ausgewertet.

Die Abmessungen der auf Zug beanspruchten Scheiben mit halbelliptischem Oberflächenriss sind aus dem Anhang (Fig. D.1) zu ersehen. Eine annähernd reine Zugschwellbeanspruchung zwischen den Grenzen 50 und 800 kN wurde aufgebracht. Als Werkstoff diente der Feinkornbaustahl BH 43 W (St.E.43, Analysen und Festigkeitswerte gemäss [29,30]).

Ueber die Scheiben-Experimente enthält der Anhang sowie Publikation [31] ausführliche Detailangaben, über die CT-Experimente findet man weitere Details in Publikation [32].

Figuren B.6.1 und 2 zeigen die Auswertung von Experimenten mit vier Scheiben und drei CT-Proben. Tabellen B.6.1, 2 und 3 enthalten die den graphisch dargestellten Resultaten zugrundeliegenden Zahlenwerte. Im Interesse einer guten Uebersicht sind nur die Rechnungswerte nach Raju und Newman angegeben (siehe auch Fig. B.5.2).

Nach Fig. B.6.1 und 2 scheint zunächst die Hypothese, wonach an jedem Ort der Rissfront deren Geschwindigkeit - unter sonst gleichen Bedingungen - primär durch den lokalen Spannungsintensitätsfaktor bestimmt wird, recht gut bestätigt zu sein. Sollten künftige Versuche weitere mit ΔK allein nicht zu beschreibende Diskrepanzen zwischen der Fortpflanzung von Oberflächen- und äquivalenten Durchrissen ergeben, so müssten über diese monokausale Hypothese hinaus weitere Effekte, in erster Linie ortsabhängiger Risswiderstand, zur Korrektur herangezogen werden.

Da die Versuche - insbesondere diejenigen an Scheiben - ausgesprochen heikel sind, müssen die in Fig. B.6.1 und 2 dargestellten Ergebnisse mit gewissen Vorbehalten bewertet werden. Nimmt man an, die Anpassung der ΔK-Werte (Fig. B.6.1) sei hinreichend gut gelungen, so ist ein direkter Vergleich der Kurven in Fig. B.6.2 zulässig. Dies lässt vermuten, dass das Wachstum nichtdurchgehender Risse generell etwas langsamer erfolgt als dasjenige von Durchrissen. Diese Feststellung steht in Uebereinstimmung mit den in Publikation [33] mitgeteilten Ergebnissen.

In Publikation [34] heisst es in diesem Zusammenhang: "Dies bedeutet, dass, wenn ein ausreichendes Schadenstoleranzverhalten (Bruchsicherheit) eines Durchrisses nachgewiesen werden kann, der Fall Oberflächenriss automatisch mit abgedeckt ist". - Auf die Publikation [34] sowie auf die Frage des einem bestimmten Durchriss entsprechenden Oberflächenrisses wird noch zurückgekommen.

Mithin liegen die mit normalen (wenn auch dimensionsmässig angepassten) CT-Proben ermittelten Resultate im Vergleich mit der Realität in der Regel auf der sicheren Seite. Für die Praxis ist dieser Umstand von beträchtlicher Bedeutung.

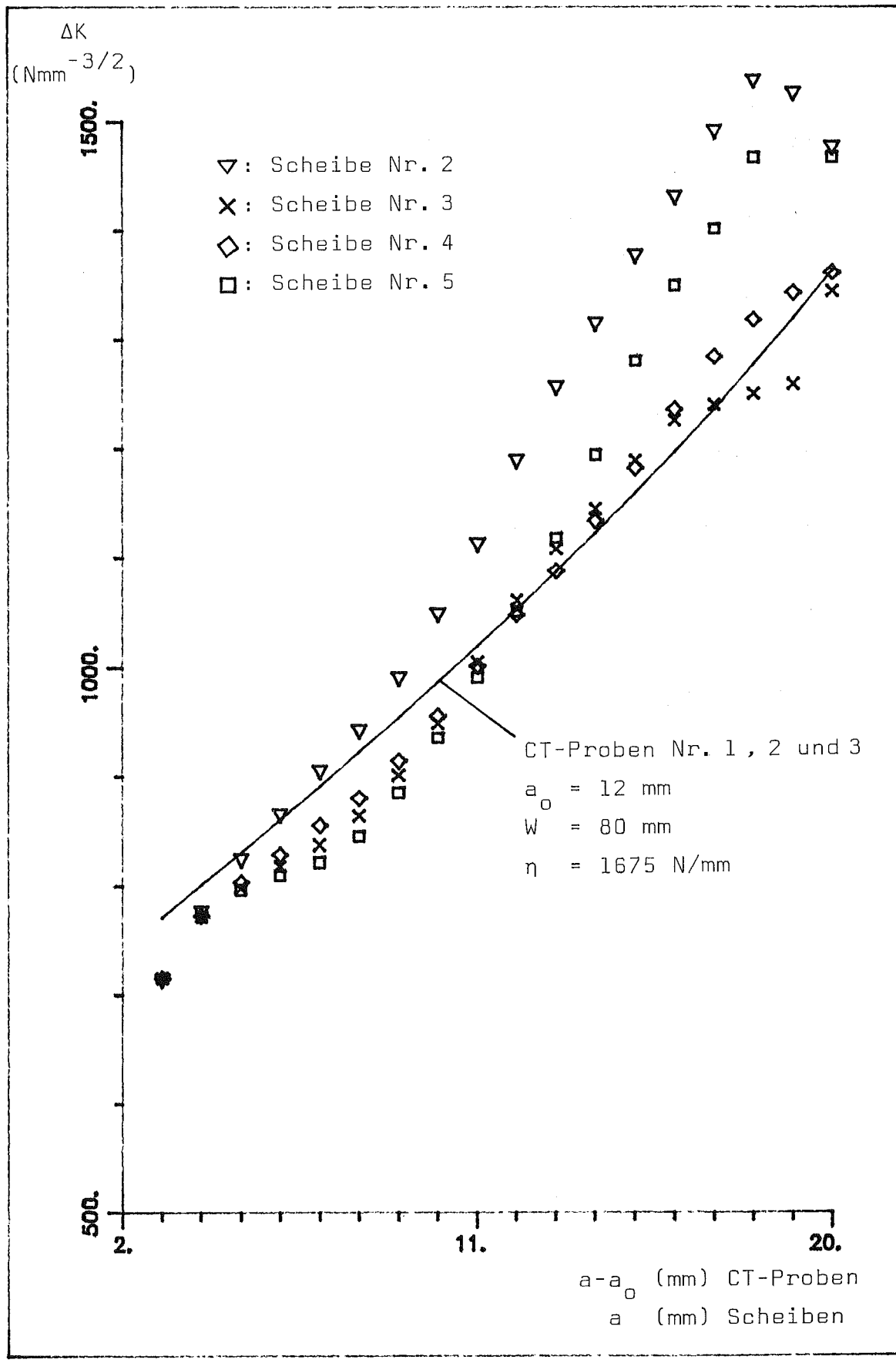


Fig. B.6.1 ΔK-Werte von wachsenden Rissen in Scheiben ($\varphi = \pi/2$, ermittelt nach Raju und Newman) und in entsprechenden CT-Proben

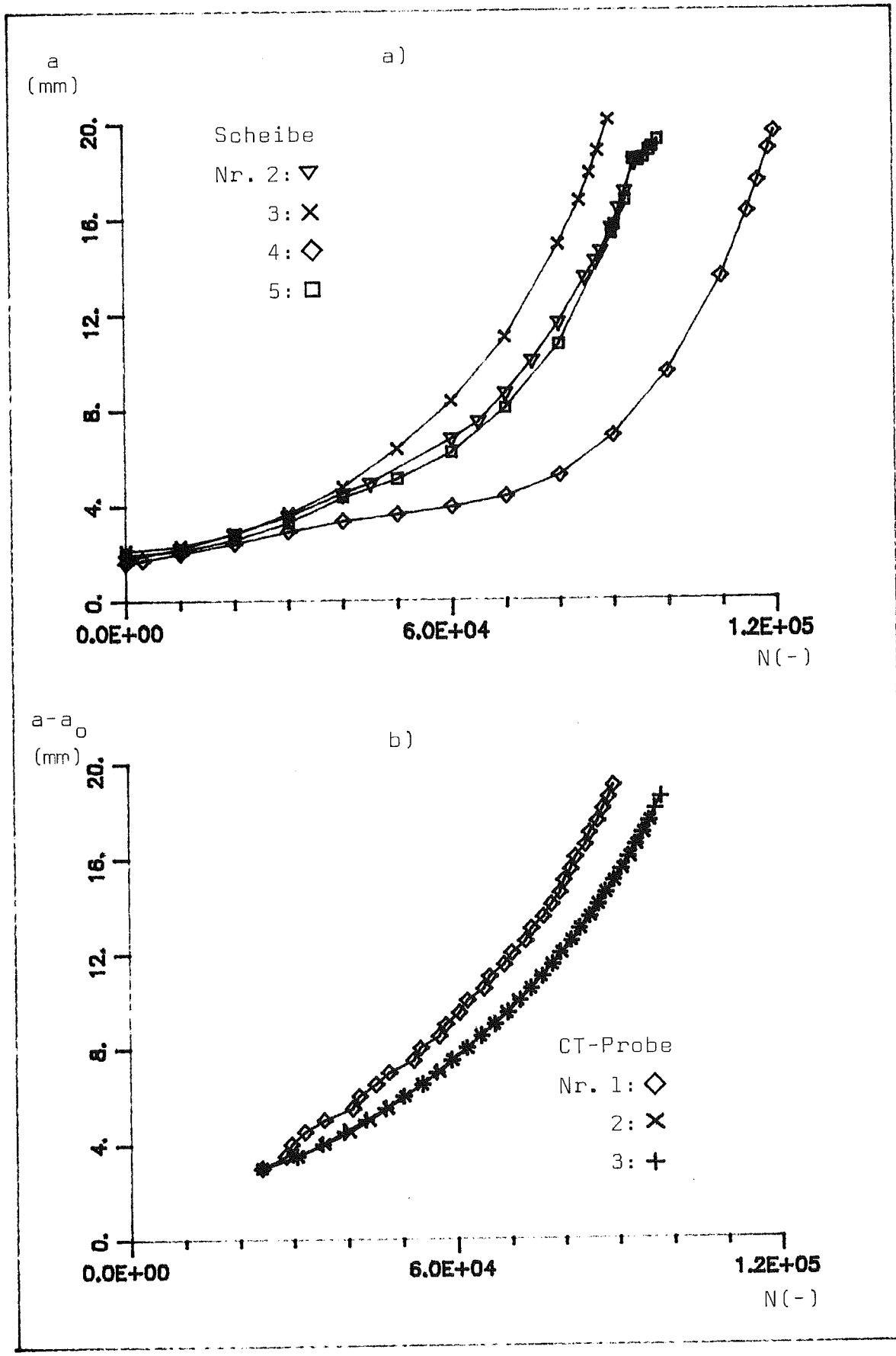


Fig. B.6.2 Rissfortschritt der vier Scheiben- und drei CT-Proben-Versuche

Tabelle B.6.1 Zahlenwerte zu Figur B.6.1

a [mm]	ΔK [$Nmm^{-3/2}$] Scheibe 2	Scheibe 3	Scheibe 4	Scheibe 5
3	715	715	715	715
4	777	771	772	771
5	825	798	803	796
6	866	817	828	809
7	906	837	855	821
8	943	864	880	845
9	991	901	914	885
10	1050	948	955	935
11	1114	1004	1001	990
12	1190	1061	1048	1051
13	1258	1108	1088	1118
14	1316	1145	1134	1194
15	1378	1189	1182	1280
16	1432	1226	1236	1349
17	1492	1240	1284	1401
18	1539	1250	1318	1467
19	1527	1259	1343	—
20	1477	1344	1361	1467

Die Zahlenwerte für die CT-Proben können aus Publikation [32] entnommen oder mit Gleichung (18) direkt ermittelt werden.

Tabelle B.6.2 Messwerte und ausgewertete Resultate (a_{reg}) der vier Scheiben-Experimente

a) Scheibe Nr. 2

a(1.Messg.) [mm]	a(2.Messg.)	a_{reg}	N [-]	c [mm]
1,90	1,90	1,79	0	7,0
2,05	2,05	2,24	10000	7,0
2,85	3,05	2,84	20000	7,0
3,30	3,50	3,57	30000	7,15
4,50	4,60	4,49	40000	7,5
4,75	5,35	4,93	45000	7,7
6,45	6,65	6,79	60000	9,1
7,50	7,50	7,48	65000	9,85
8,20	8,55	8,68	70000	10,55
10,55	10,10	10,03	75000	11,95
11,90	11,85	11,62	80000	13,35
12,40	12,55	13,50	85000	15,20
14,80	14,70	14,18	87000	16,60
15,10	15,05	14,58	88000	17,80
15,20	15,25	15,53	90000	18,80
16,10	16,05	16,36	91400	19,45
16,25	16,55	17,07	92500	20,80
18,20	19,50	18,32	94300	22,70

b) Scheibe Nr. 3

2,0	2,0	2,13	0	7,0
2,55	2,40	2,31	10000	7,0
2,80	2,85	2,83	20000	7,0
3,75	3,80	3,68	30000	7,0
4,90	4,75	4,74	40000	7,05
6,10	6,10	6,33	50000	7,45
8,10	8,70	8,33	60000	8,70
10,90	11,30	10,99	70000	10,65
14,15	14,00	14,87	80000	14,25
15,65	16,25	16,69	84000	16,95
18,65	18,70	17,86	86000	17,75
19,15	19,35	18,78	87500	18,80
19,40	20,00	20,08	89500	20,95

Tabelle B.6.2 (Forts.)

c) Scheibe Nr. 4

a(1.Messg.) [mm]	a(2.Messg.) [mm]	a_{reg} [mm]	N [-]	c [mm]
1,60	1,60	1,61	0	7,0
1,85	1,80	1,73	3000	7,0
1,85	1,95	2,01	10000	7,0
2,45	2,40	2,43	20000	7,0
2,70	2,85	2,91	30000	7,0
3,65	3,15	3,33	40000	7,0
4,15	3,75	3,62	50000	7,0
4,15	4,00	3,92	60000	7,05
4,00	4,10	4,35	70000	7,20
5,05	4,95	5,20	80000	7,45
7,15	7,05	6,86	90000	8,25
9,55	9,60	9,51	100000	9,90
11,25	11,55	13,48	110000	13,30
16,45	16,05	16,21	115000	16,20
17,30	18,50	17,49	117000	17,35
19,15	19,15	18,85	119000	19,60
19,45	19,45	19,56	120000	20,95

d) Scheibe Nr. 5

1,85	1,90	1,95	0	7,0
2,25	2,15	2,14	10000	7,0
2,75	2,70	2,58	20000	7,0
3,15	3,30	3,28	30000	7,0
4,05	4,15	4,34	40000	7,0
5,30	5,50	5,10	50000	7,2
7,00	6,80	6,20	60000	7,6
6,85	6,95	8,04	70000	9,2
10,65	10,90	10,68	80000	11,4
14,90	15,15	15,28	90000	15,5
15,10	15,45	15,65	90500	16,8
17,35	17,00	16,70	92500	17,6
17,85	18,15	18,42	94000	18,4
18,10	18,20	18,34	95000	18,95
18,75	18,50	18,48	96000	19,6
18,50	18,75	18,79	97000	20,4
19,10	19,10	18,94	97500	20,8
19,00	19,20	19,23	98500	21,5

In Fig. B.6.2a sind $a_{reg} = a_{reg}(N)$-Resultate dargestellt.

Tabelle B.6.3 Zahlenwerte zu Fig. B.6.2b

(3 CT-Proben-Experimente nach [32]*)

$(a-a_o)$ [mm]	N [-] Nr. 1	Nr. 2	Nr. 3
3,0	24000	24000	24000
3,5	28470	30575	30475
4,0	29510	35550	35175
4,5	31950	40300	39250
5,0	35640	43825	43175
5,5	40775	47275	46775
6,0	42050	50375	50150
6,5	45020	53500	53550
7,0	47500	56700	56175
7,5	51955	59150	59025
8,0	53235	61875	61825
8,5	56705	64275	64475
9,0	57875	66875	66975
9,5	60390	69150	69450
10,0	61855	71225	71675
10,5	65045	73625	73725
11,0	66150	75575	75850
11,5	68790	77600	77700
12,0	70200	79500	79200
12,5	72755	81275	81225
13,0	73830	82950	82800
13,5	76035	84800	84625
14,0	77670	86275	86300
14,5	79205	87800	87725
15,0	79935	89350	89175
15,5	81230	90900	90625
16,0	82175	92275	91925
16,5	84010	93575	93300
17,0	84800	94850	94625
17,5	86240	96000	95800
18,0	87320	-	96900
18,5	88370	-	98025
19,0	89305	-	-

*Man beachte die Nullpunkt-Verschiebung um N_o = 24000 als Auswertungskorrektur für $(a-a_o)_{o_{CT\text{-}Probe}} = a_{o_{Scheibe}}$ = 3mm.

B.7. Ortsabhängiger Risswiderstand

Theoretische Voraussagen über das Risswachstum gehen häufig von der Kenntnis der Spannungsintensitätsfaktor-Verteilung entlang der Rissfront aus, setzen aber meistens eine Konstanz des Risswiderstandes voraus. Die sich hieraus ergebenden Konsequenzen für Aenderungen der Rissform sind anhand einfacher Modelle in den Publikationen [18] bis [21] erläutert. Dort wird das formmässige Wachstum eines elliptischen Innenrisses im unendlich ausgedehnten Festkörper, eines halbelliptischen Oberflächenrisses im halbunendlichen Festkörper sowie in einer Scheibe endlicher Dicke unter einachsiger Ermüdungsbeanspruchung senkrecht zur Rissebene betrachtet. Unter Beschränkung auf eine Beanspruchungsvariation im Zugbereich treten die Extrema im Risswachstum in den Richtungen der Halbachsen auf.

So gilt für die Vollellipse im unendlichen Körper, dass sich schliesslich eine Kreisform als stabile Rissform einstellt.

Das zweite Beispiel - die Halbellipse im halbunendlichen Körper - zeigt ein ähnliches Verhalten wie das erste, nur sind in diesem Fall die durch die freie Oberfläche bedingten Korrekturen des Spannungsintensitätsfaktors zu berücksichtigen. Einer stabilen Rissform entspricht hier eine Halbellipse mit dem Achsenverhältnis $c/a > 1$.

Bei der Scheibe als drittem Beispiel - vgl. die gestrichelte Kurve in Fig. B.7.1 - hat der zusätzliche Einfluss der Rückwand auf den Spannungsintensitätsfaktor zur Folge, dass das Risswachstum in Tiefenrichtung mit zunehmender Risstiefe ($a/t \rightarrow 1$) wegen der relativen Zunahme des Spannungsintensitätsfaktors im Scheitelpunkt ebenfalls relativ zunimmt. Als Folge davon bleibt ein stabiles Verhältnis c/a nur bis zu einer gewissen Risstiefe erhalten.

Dass diese idealisierten Vorstellungen einer Korrektur bedürfen, ergibt sich in den genannten Publikationen aus der Unregelmässigkeit des formmässigen Risswachstums (s. Bruchflächenbilder mit Markierungen dort) und aus den Unterschieden der Lastwechselzahlen zwischen Scheiben- und CT-Proben-Experimenten (vgl. Fig. B.6.2 und 3). Uebrigens stellten wir keine so grosse Unregelmässigkeit fest wie die Autoren von [18] bis [21]. Dieser Unterschied dürfte nach unserem Dafürhalten nicht nur auf den ortsabhängigen Risswiderstand allein, sondern auch auf gewisse Unterschiede in der Prüftechnik (z.B. Einspannung der Scheibe in der Maschine sowie deren biegefreie Ausrichtung etc., vgl. Publikation [31]und Abschnitt B.8) zurückzuführen sein. Bei unseren Experimenten wurden beispielsweise die Scheiben in Klemmbacken eingespannt und die Gleichmässigkeit der Spannungsverteilung im ungestörten Bereich mittels DMS laufend gemessen (siehe Anhang und Publikation [31]), bei denen von [18] bis [21] wurde die Kraft durch Bolzen in die Scheiben eingeleitet. Uebrigens enthält auch Publikation [35] keinen Hinweis auf wensentliche Abweichungen von einer halbelliptischen Rissform.

Nach diesem kurzen Exkurs - der vor allem als Hinweis auf Mess- und Interpretationsunsicherheiten zu verstehen ist - sei näher auf die Frage des ortsabhängigen Risswiderstandes eingegangen (siehe auch Publikationen [22],[36]). Den Grundgedanken schickten wir schon im Abschnitt B.3 voraus: Bekannt ist, dass der Risswiderstand beim Gewaltbruch unter den Bedingungen des ebenen Spannungszustandes (ESZ) im Vergleich zu denen des ebenen Verformungszustandes (EVZ) erheblich höher sein kann (vgl. Abschnitt B.3., Fig. B.3.2 und 3). Damit liegt die Vermutung nahe, dass ähnliche Unterschiede beim Ermüdungsrisswachstum in Breiten- (ESZ) und Tiefenrichtung (EVZ) auftreten.

Um den Einfluss des ortsabhängigen Risswiderstandes zu erfassen, wird in [18] bis [21] das am Anfang dieses Abschnittes skizzierte Modell des Risswachstums modifiziert. Analog zum Bruchverhalten dünner und dicker ebener Proben (vgl. Abschn. B.3.) wird angenommen, der Risswiderstand sei auf beiden Seiten der Probe in je einer Oberflächenschicht grösser als im Probeninneren. Die resultierende Rissentwicklung ist durch die ausgezogene Kurve des Diagramms c(a) in Fig. B.7.1 wiedergegeben. Diese fällt mit der gestrichelten Kurve (gültig für konstanten Widerstand) nur zusammen, solange sich die ganze Rissfront in der Oberflächenschicht befindet. Bei zunehmender Risstiefe wird der Rissfortschritt in Tiefenrichtung begünstigt. Solange die Dicke der Oberflächenschicht im Vergleich zur Probendicke klein ist, wird der Risswiderstand des Probeninneren umso dominanter, je tiefer der Riss ist, d.h. für hinreichend tiefe Risse nähert sich die ausgezogene Kurve der gestrichelten wieder an. Erst bei Annäherung des Risses an die Rückseite der Probe resultiert eine erneute Verzögerung des Risswachstums nach der Tiefe. Dies steht in Widerspruch zu den analytischen Lösungen.

Fig. B.7.2 zeigt Diagramme von c(a) aus den durchgeführten Scheiben-Experimenten, Tabelle B.7.1 die dazugehörigen numerischen Werte. In Figur B.7.3 werden diese Ergebnisse der entsprechenden Annahme nach dem ASME-Code gegenübergestellt[37].

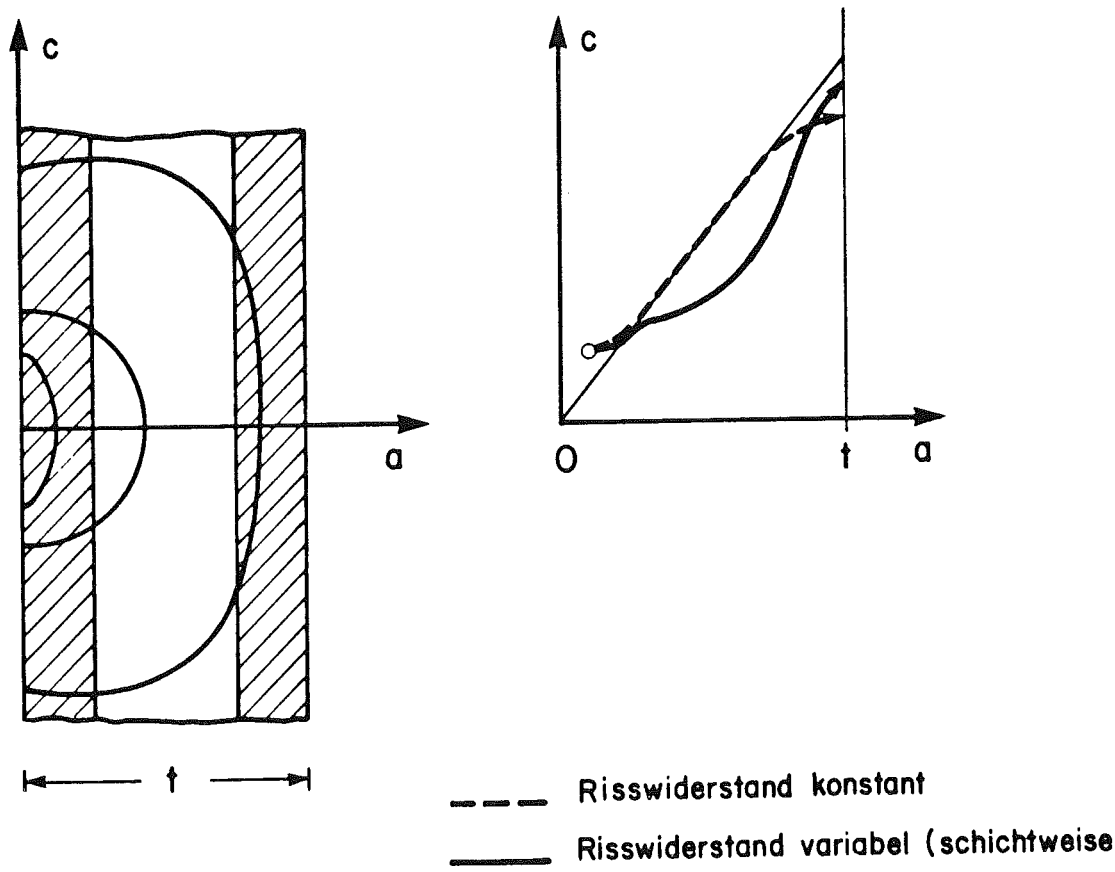


Fig. B.7.1 Modellvorstellung zum Wachstum von Oberflächenrissen in Scheiben mit Oberflächenschichten höheren Risswiderstandes [18]bis [21]

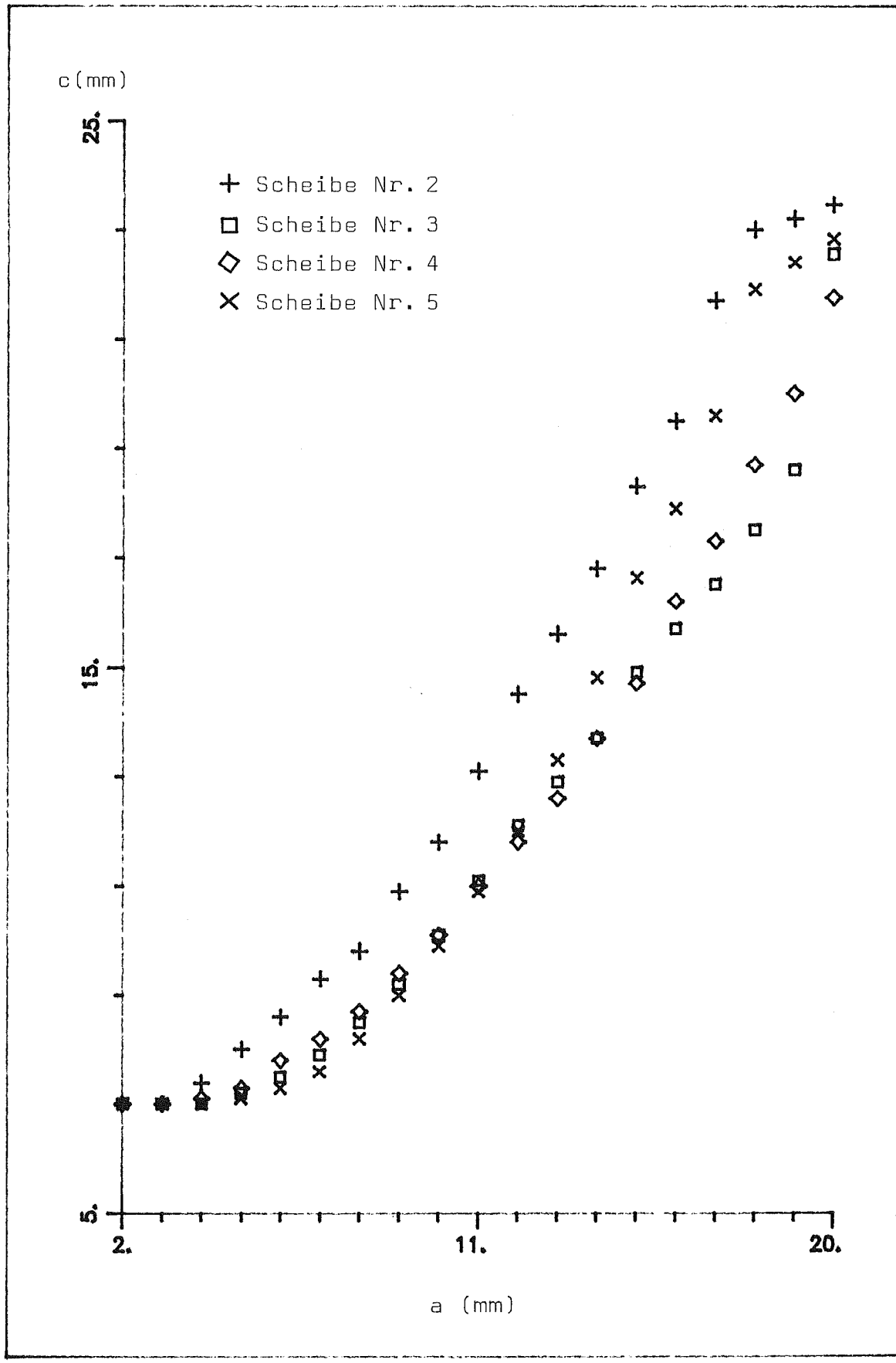


Fig. B.7.2 Experimentelle Resultate: Halbe Risslänge als Funktion der Risstiefe der wachsenden Oberflächenrisse von vier Scheibenversuchen

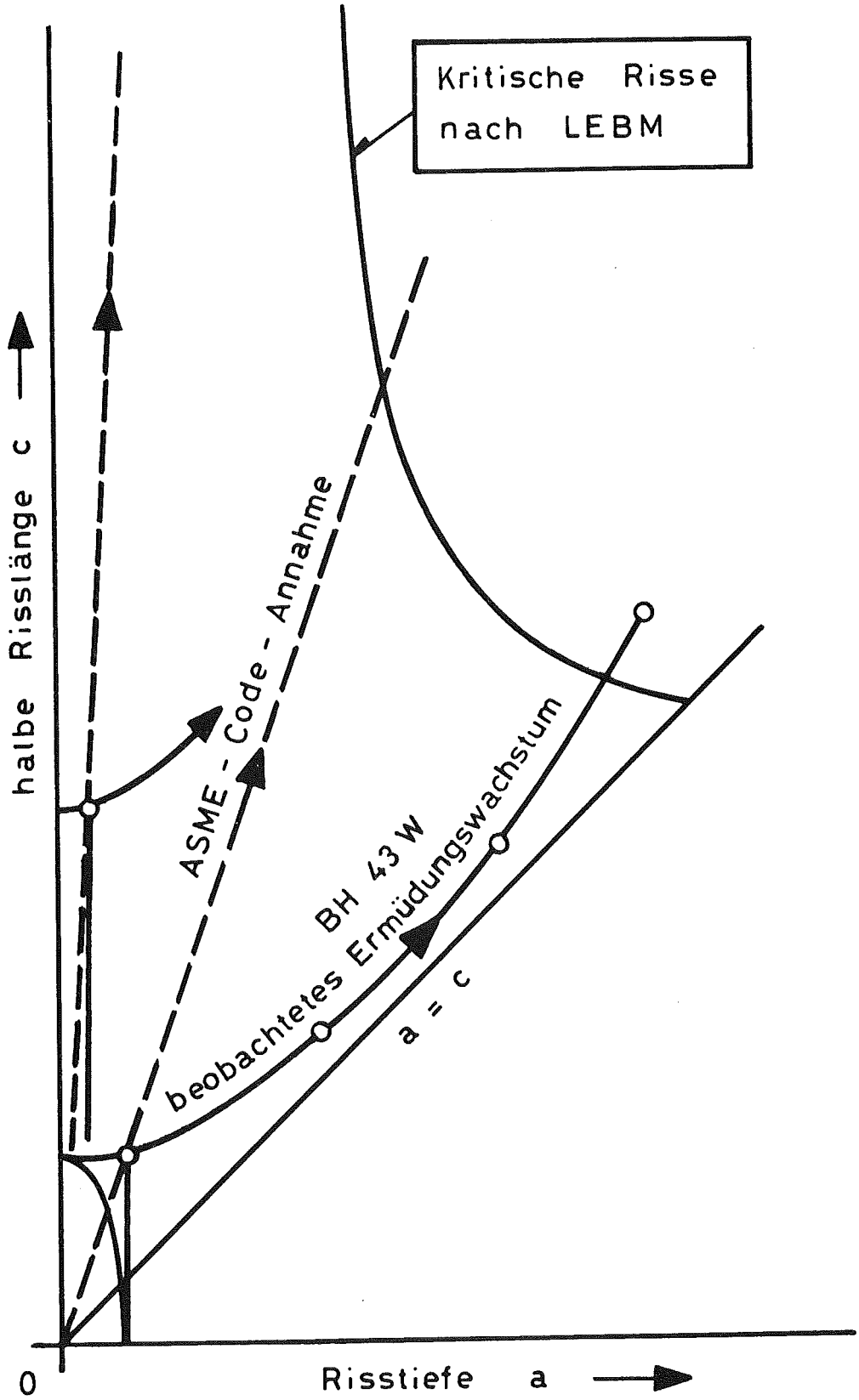


Fig. B.7.3 Formmässiges Ermüdungswachstum von Oberflächenrissen bis zur kritischen Grösse: Resultate dieser Arbeit verglichen mit einer ASME-Code-Annahme (Darstellung nach [37])

Tabelle B.7.1 Zahlenwerte zu Fig. B.7.2

a [mm]	c [mm] Scheibe 2	Scheibe 3	Scheibe 4	Scheibe 5
2	7	7	7	7
3	7	7	7	7
4	7,4	7	7,1	7
5	8	7,2	7,3	7,1
6	8,6	7,5	7,8	7,3
7	9,3	7,9	8,2	7,6
8	9,8	8,5	8,7	8,2
9	10,9	9,2	9,4	9
10	11,8	10,1	10,1	9,9
11	13,1	11,1	11	10,9
12	14,5	12,1	11,8	12
13	15,6	12,9	12,6	13,3
14	16,8	13,7	13,7	14,8
14,892	-	-	-	16,625
15	18,3	14,9	14,7	-
16	19,5	15,7	16,2	17,9
17	21,7	16,5	17,3	19,6
18	23	17,5	18,7	21,9
19	23,2	18,6	20	22,4
20	23,45	22,55	21,75	22,82

B.8. Vergleich bestehender Verfahren zur Ermittlung der Lebensdauer mit dem hier vorgeschlagenen

Bei der heute üblichen analytischen Lebensdauerberechnung geht man von Rissgeschwindigkeits-Gleichungen aus, deren 33 in Publikation [38] aufgelistet sind. Aus diesen Gleichungen folgen durch Integration die Gleichungen der Lebensdauerkurven.

Beispiel für die analytische Lebensdauerberechnung

Ausgehend von der Rissgeschwindigkeits-Gleichung

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K)^m \tag{25}$$

nach Paris und Erdogan [23,24,38] kann, unter Berücksichtigung der Gleichung (4), die Lebensdauerkurve durch die Beziehung

$$\int_{a_o}^{a_c} a^{-m/2}\, da = \int_0^N C \cdot (\Delta\sigma)^m \cdot Y^m\, dN \tag{26}$$

ausgedrückt werden, deren Integration die zu erwartende Lebensdauer liefert. Man darf allerdings nicht übersehen, dass alle Rissgeschwindigkeits-Gleichungen rein empirischen Charakter haben, ohne kohärente theoretische oder materialwissenschaftliche Grundlage. Beispielsweise darf Gleichung (25) nicht - wie in Publikation [39] - euphorisch als "zweite Grundformel der Bruchmechanik" oder auch nur als Stoffgesetz gepriesen werden. Angesichts dieser Sachlage ist die Konstanz der verwendeten Grössen, etwa C, m und Y in (25) und (26), keineswegs sichergestellt. Auch ist es oft nicht leicht, aus dem grossen Angebot solcher Gleichungen die für einen speziellen Fall geeignetste auszusuchen.

Mit dem hier vorgeschlagenen rechnerisch-experimentellen Verfahren werden diese Unsicherheiten dank direkter Uebertragung des Spannungsintensitätsfaktors und einer charakteristischen Rissabmessung vom Bauteil auf eine geeignet bemessene CT-Probe vermieden.

Gewiss ist es möglich, eine allgemeiner gültige Risswachstums-Gleichung als (25) in Anlehnung an Publikation [38] in der Form

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K, C, m, R, E, K_{Ic} \ldots) \qquad (27)$$

vorzuschlagen. Diese kann jedoch kaum in Teilfunktionen rein mechanischer und rein werkstoffbezogener Parameter separiert werden. In dieser Unmöglichkeit dürfte eines der Kernprobleme der Ermüdung liegen: Mechanische und Werkstoff-Parameter sind zu eng verflochten und lassen sich nicht getrennt analysieren.

Das hier eingeführte Anpassungsverfahren leistet diese Separation zwar ebenfalls nicht; dank exakter Uebernahme des dominierenden Parameters ΔK und globaler Berücksichtigung der übrigen Einflussgrössen durch Anpassung der geometrischen Verhältnisse liefert es aber ein Modell von guter Plausibilität, bei dem die komplexen Verhältnisse der Scheibe mit nichtdurchgehendem Riss auf eine leicht zu beherrschende CT-Probe so transponiert werden, dass die Ergebnisse mit hoher Wahrscheinlichkeit auf der sicheren Seite liegen.

Der einzige Gedanke, der von der analytischen Methode übernommen wurde, besteht also in der Anerkennung des Spannungsintensitätsfaktors als beherrschender Einflussgrösse des Wachstums von Ermüdungsrissen.

Offensichtlich ist der beobachtete Unterschied in der Fortschrittsgeschwindigkeit zwischen durchgehenden und nichtdurchgehenden Rissen eine Folge der zwangsweise unvollkommenen

geometrischen Anpassung. Dabei dürfte der unter B.7 erwähnte ortsabhängige Risswiderstand eine Schlüsselrolle spielen. Dieser Frage könnte mit dem hier vorgeschlagenen Verfahren nachgegangen werden, indem die Anpassung nicht auf W, a_o und η, sondern auf die Rissfortschritts-Geschwindigkeit bzw. auf die Lebensdauer optimiert würde. Allerdings wäre zur Erzielung brauchbarer Ergebnisse ein erheblicher Versuchsaufwand unvermeidlich.

Das Anpassungsverfahren wurde in dieser Arbeit auf die CT-Probe als meistbenützte Probe der Bruchmechanik angewendet. Es könnte aber auch auf andere Probeformen angewendet werden, z.B. DCB-Proben, die für die Quantifizierung des ortsabhängigen Risswiderstandes besonders zweckmässig erscheinen. Aber nicht nur als Alternative zu einem analytischen Verfahren kann die hier dargelegte Methode gute Dienste leisten, sondern auch in Kombination mit einem solchen: Es wurde schon erwähnt, dass die Bestimmung der Werkstoffparameter für analytische Lebensdauervorhersagen keineswegs einfach ist. Hier kann das Anpassungsverfahren zur rationellen Ermittlung einiger Stützpunkte Verwendung finden, worauf dem weiteren analytischen Vorgehen zur Hauptsache interpolatorische Aufgaben zufallen, womit gleichzeitig eine wesentlich grössere Zuverlässigkeit der Resultate sichergestellt wird. Damit wird eine wesentliche Lücke wenigstens teilweise geschlossen: Dass mit dem Risswachstums-Gleichungen allein das mehrdimensionale Verhalten nichtdurchgehender Risse rein analytisch nicht erfassbar ist, zeigen die am IWM in Freiburg gesammelten Erfahrungen [21]. Der zunächst intensiv verfolgte Versuch, aus der Vermessung des Wachstums nichtdurchgehender Oberflächenrisse auf dem Umweg über empirisch ermittelte Risswachstums-Gleichungen die Spannungsintensitätsfaktor-Verteilung entlang der Rissfront zu bestimmen, musste aufgegeben werden.

In diesem Zusammenhang ist noch eine weitere Ueberlegung von Nutzen. Sie ist in Fig. B.8.1 illustriert, die auf Grund der Paris-Gleichung (25) durch Integration und andere mathematische Operationen hergeleitet wurde. Sie stellt die Abhängigkeit des Lebensdauer-Fehlers P_N von einer gegebenen Ungenauigkeit P_K in der Berechnung der Schwingbreite ΔK der Spannungsintensität dar. Ein Bereich von ± 20 % scheint eine realistische Annahme für P_K zu sein. Wie das Diagramm zeigt, reagiert P_N stärker auf negative Werte von P_K als auf positive. Diese höhere Empfindlichkeit liegt naturgemäss auf der unsicheren Seite der Lebensdauervoraussagen. Damit wird die Nützlichkeit einer mit vertretbarem Aufwand möglichen experimentellen Abstützung, wie sie hier angeboten wird, deutlich.

Dass Fehlbeurteilungen der genannten Grössenordnung keineswegs utopisch sind, geht auch aus der Tatsache hervor, dass die Kennwerte von Risswachstums-Gleichungen nicht selten aus dem Kurzzeitverhalten einer Kleinprobe (also aus Experimenten mit erhöhten ΔK-Werten) ermittelt, dann aber auf das Langzeit-Ermüdungsverhalten eines Bauteils (z.B. einer Scheibe), also im Bereich relativ kleiner ΔK-Werte angewendet werden. Das neue Anpassungsverfahren schliesst diese Fehlerquelle aus, indem es die Beanspruchungen von CT-Proben und Scheiben im gleichen ΔK-Bereich vorsieht.

Abschiessend sei nochmals auf die Publikation [34] eingegangen, die Zweifel an der Nützlichkeit des hier vorgeschlagenen Verfahrens erwecken könnte. Dort wird auf Grund von Versuchen an Proben mit Oberflächenrissen eine gute Uebereinstimmung der Ergebnisse mit der Berechnung nach der Risswachstums-Gleichung von Forman festgestellt. Dazu ist zu bemerken, dass keine Vergleichsversuche mit Durchrissen erfolgten. Diese wurden durch Rechnung simuliert, wobei auf die Berücksichtigung eines ortsabhängigen Risswiderstandes verzichtet wurde. Unter diesen Umständen dürfte zumindest eine Uebertragung der Resultate von den 10 mm dicken Proben auf dickwandige Bauteile einige Risiken mit sich bringen.

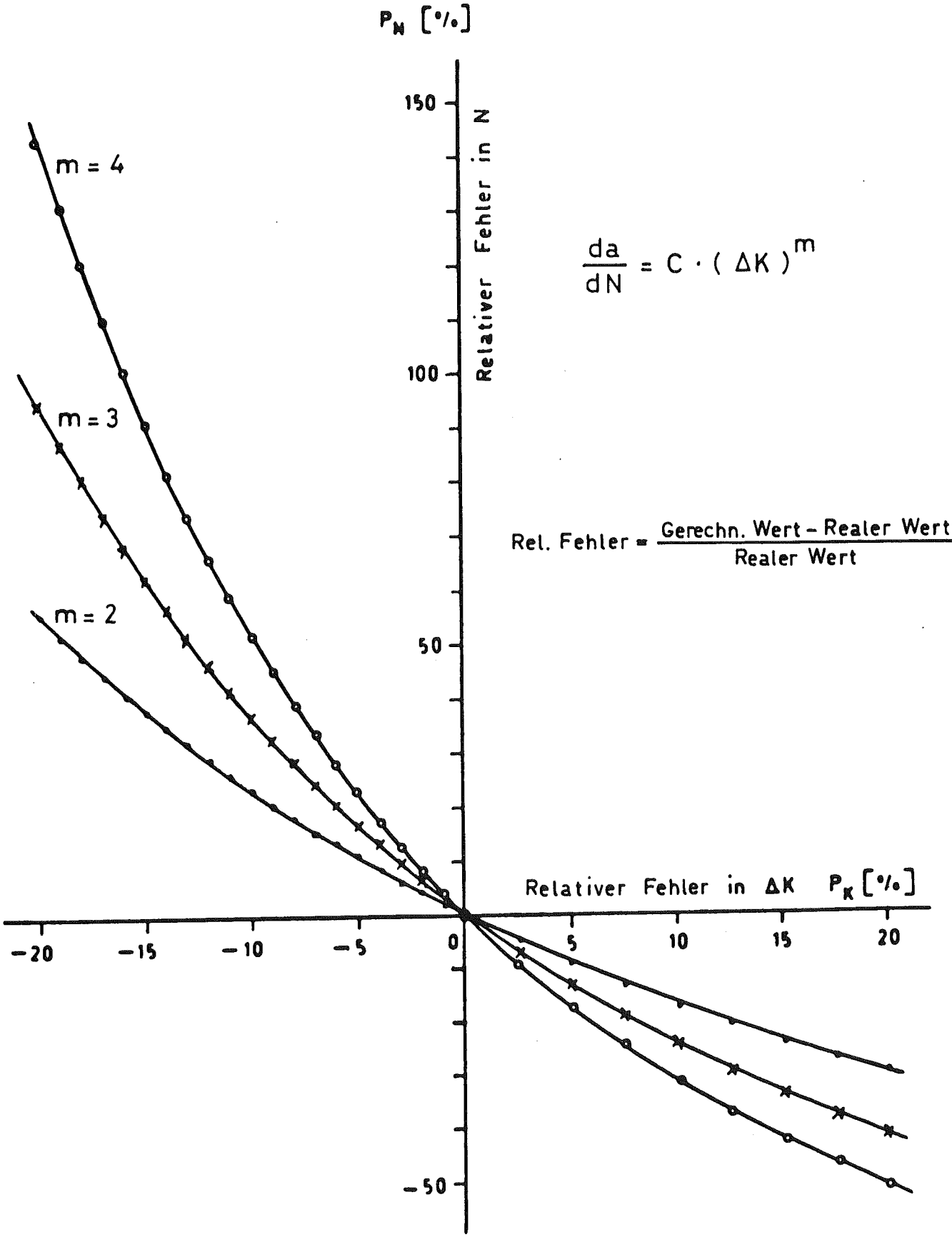


Fig. B.8.1 Einfluss einer Fehlbeurteilung von ΔK auf die Lebensdauer bei Anwendung der Paris-Gleichung (25)

C. Hinweise auf die Anwendung der Ergebnisse

C.1. Gültigkeit bei Anwesenheit schädlicher Medien

Die in der Folge kommentierten Messungen der Rissöffnungs-Verschiebung (COD) an Scheiben mit Oberflächenrissen und CT-Proben erfolgten in bekannter Weise durch Extrapolation aus Kerböffnungswerten (Fig. C.1.1). Mit Mini-Clip-Gauges wurde an sieben Stellen die Kerböffnung der Scheibe gemessen (vier Oberflächen- und drei Innenmessstellen). Aus diesen Werten wurde auf die Rissfront extrapoliert.

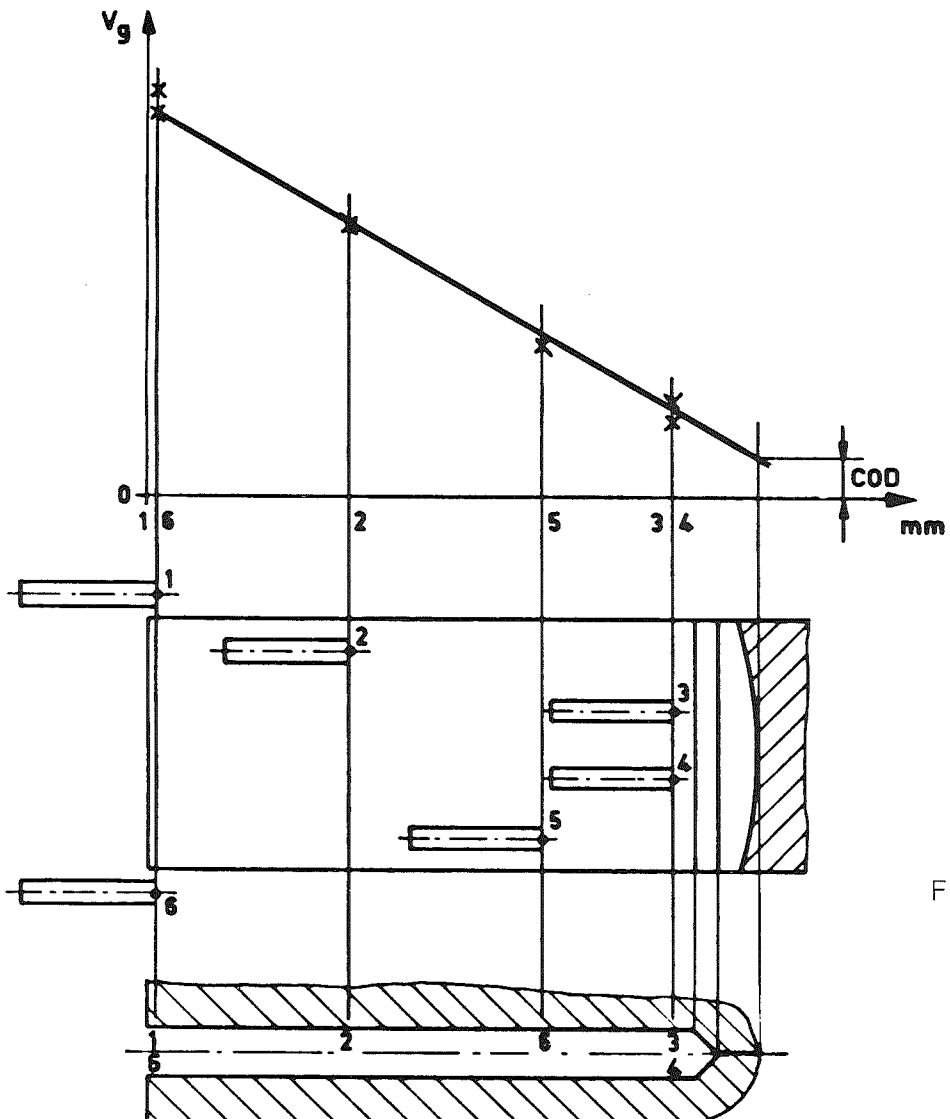
Die Versuche sollten unter anderem erste Anhaltspunkte für die Brauchbarkeit des vorgeschlagenen Verfahrens unter dem Einfluss eines korrosiven oder versprödenden Mediums liefern. Ohne auf Fragen der Korrosionsermüdung und der Wasserstoffversprödung näher einzugehen, sei auf den Zusammenhang zwischen der Geometrie der Rissöffnung und der Zutrittsmöglichkeit des betreffenden Mediums zur Rissfront hingewiesen. Ausführlichere Angaben sind in der Publikation [40] zu finden.

Die Figuren C.1.2 und 3 zeigen den Versuchsaufbau für die COD-Messungen an Scheiben mit Oberflächenrissen. Dabei wurden etwas andere Scheibenabmessungen verwendet als für die Ermüdungsversuche, das Material war ein Stahl Ck 15, und auch die Kerben wurden grösser gewählt (t = 28 mm, $2W$ = 100 mm, a = 15 mm, $2c$ = 63 mm). Die Messungen an CT-Proben erfolgten gemäss den diesbezüglichen schweizerischen Richtlinien [41].

Wie aus Figur C.1.4 ersichtlich, liegen die COD-Werte des Oberflächenrisses an verschiedenen Orten der Rissfront selbst bei überelastischer Beanspruchung nahe beieinander. Für Beanspruchungen im linear-elastischen Bereich - was bei Langzeit-Ermüdung im allgemeinen der Fall ist - gilt der Zusammenhang

$$\delta = \frac{(1-\nu^2)K^2}{E \cdot R_p} \tag{28}$$

zwischen COD und dem Spannungsintensitätsfaktor K bei EVZ, und der selbe Ausdruck ohne den Multiplikator $(1-\nu^2)$ bei ESZ (vgl. Gleichungen (6a und 8a)).Daraus darf - unter dem Vorbehalt der Bestätigung durch weitere Versuche - der Schluss gezogen werden, dass auch bezüglich der Zutrittsmöglichkeit eines schädlichen Mediums mit dem vorgeschlagenen Verfahren eine vernünftige Annäherung an praktisch brauchbare Verhältnisse möglich ist.



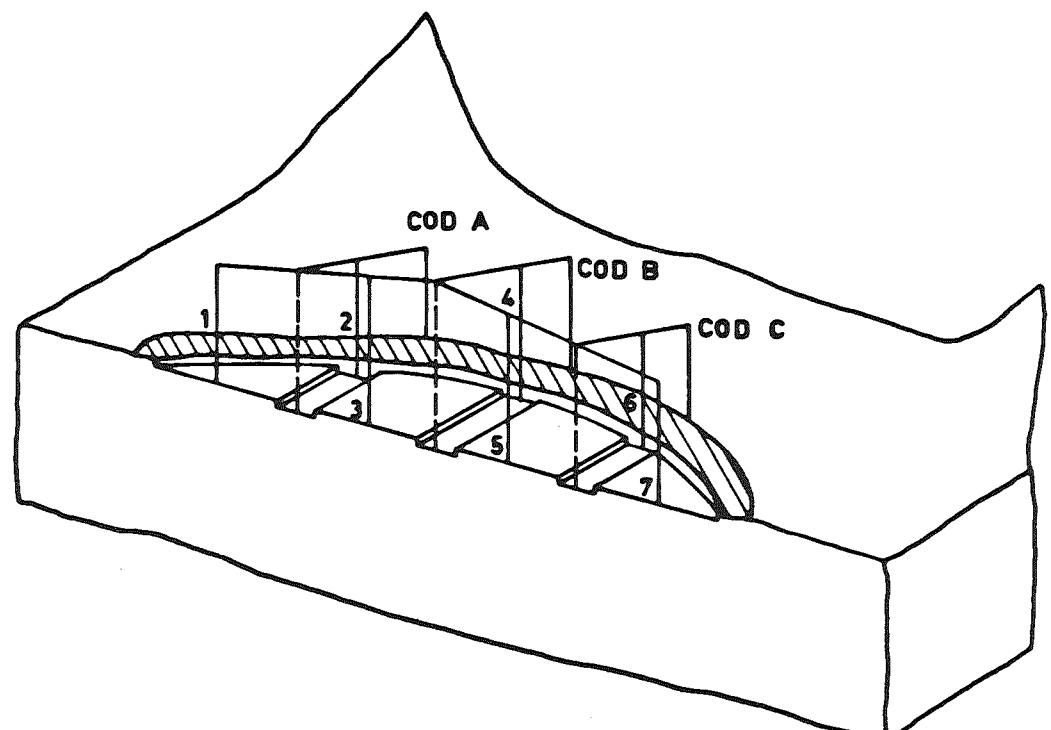


Fig. C.1.1 Ermittlung der Rissöffnungs-Verschiebung (COD), Anordnung der Mini-Clip-Gauges an CT-Probe (links) und Scheibe mit Oberflächenriss (rechts) und graphische Darstellung der Extrapolation auf die Rissfront

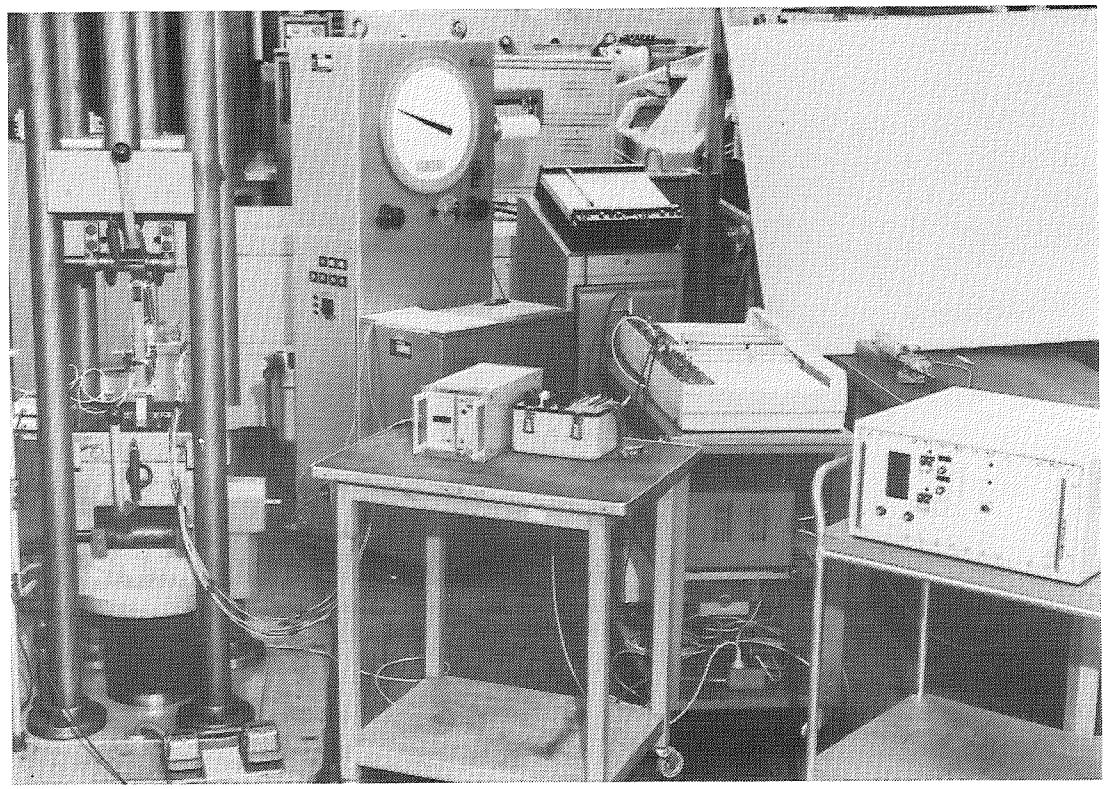


Fig. C.1.2 Versuchsaufbau der COD-Messung von Oberflächenrissen in Scheiben. Neben der Zugkraft und der Rissaufweitung wurde auch die Schallemission gemessen. Photo EMPA Nr. 78039/38

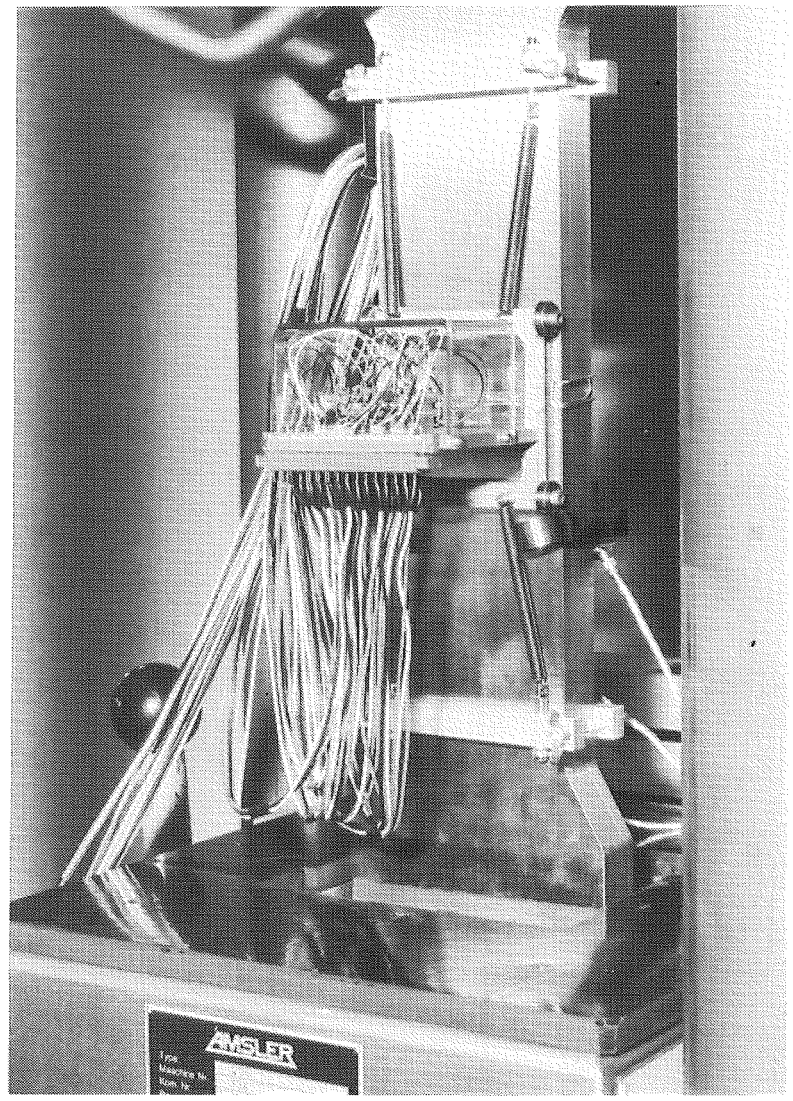


Fig. C.1.3 COD-Messung von Oberflächenrissen nach dem Extrapolationsverfahren. Mini-Clip-Gauge-"Schublade", appliziert an einer Flachzugprobe (Scheibe). Photo EMPA Nr. 78039/19

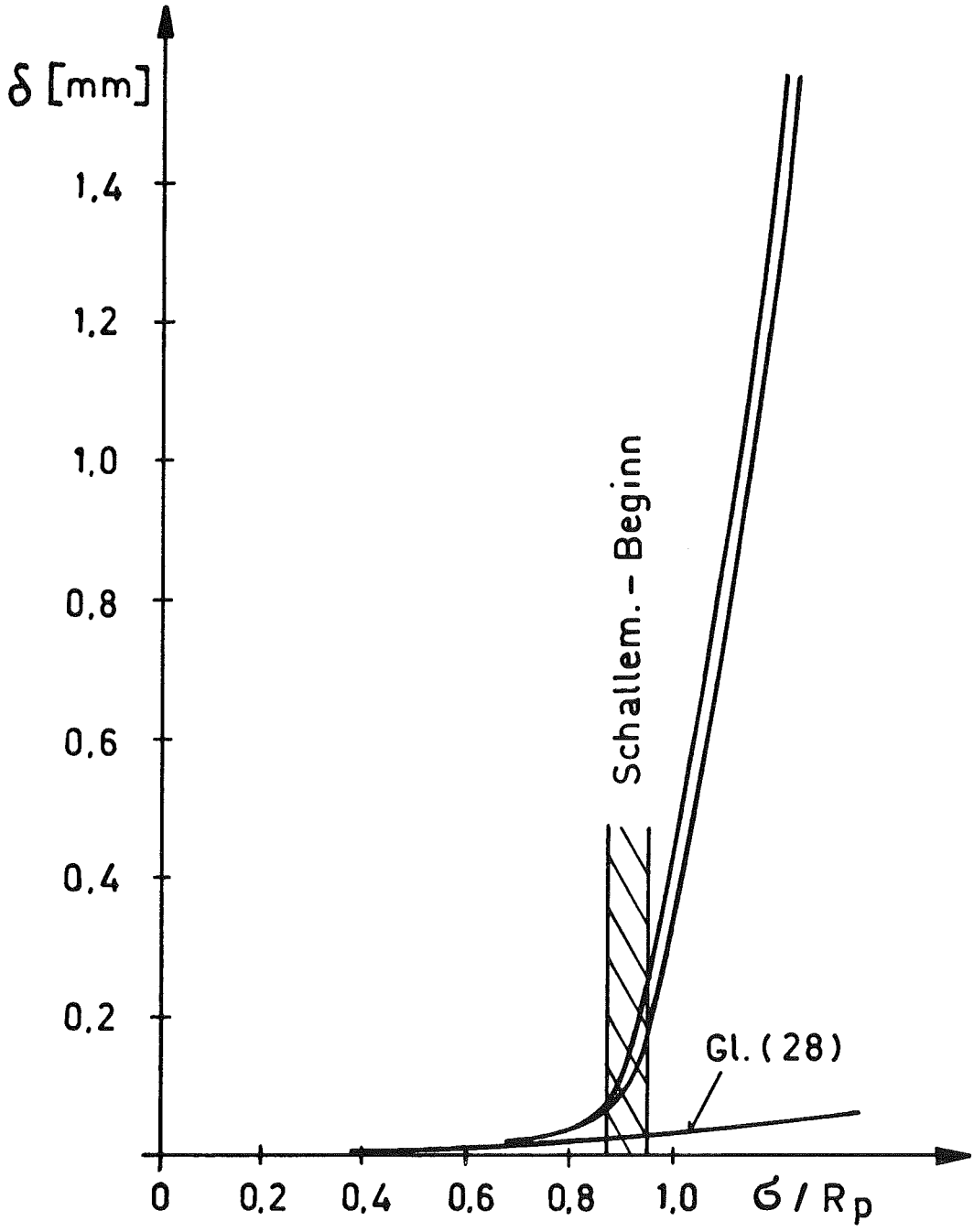


Fig. C.1.4 Extrapolierte COD-Werte für die Längsschnitte A, B und C der Scheibe bei vier Experimenten nach [40]. Man beachte die gute Uebereinstimmung

C.2. Zukunftsperspektiven

Das Anpassungsverfahren wurde hier zwar nur am Beispiel einseitig angerissener Scheiben (mit CT-Proben als Analogie) vorgestellt, enthält jedoch die Option für die Untersuchung einer Vielzahl von Risskonfigurationen an verschieden geformten Bauteilen. Als Hinweis sei hier vermerkt, dass ungleichmässige Spannungsverteilungen (z.B. infolge von Thermospannungen) durch Gewichtsfunktionen im Spannungsintensitätsfaktor berücksichtigt werden können [42,43]. Im übrigen lassen sich die erforderlichen Anpassungen mutatis mutandis auf jede rechnerisch erfasste Geometrie anwenden, wobei zur Bestimmung von K bzw. ΔK in der Regel mit finiten Elementen gearbeitet werden dürfte.

In diesem Zusammenhang darf man sich allerdings keine Illusionen über den erforderlichen Aufwand machen. Beispielsweise wurden die Arbeiten von Raju und Newman [13] offensichtlich mit einer kaum zu übertreffenden Perfektion und grösstem Einsatz personeller und maschineller Mittel durchgeführt. Dies ist für ein breit anwendbares Objekt wie die angerissene Scheibe gerechtfertigt, kaum jedoch für einen einzelnen Maschinenteil.

Eine analoge Option bietet sich auch für die Anwendung auf unregelmässige Beanspruchungsfolgen als Ergänzung der hier gewählten Einstufenversuche an. Bei einem so umfangreichen Thema, wie es das Ermüdungsriss-Wachstum darstellt, ist eine vollständige Erfassung aller Einflüsse kaum möglich (vgl. Abschnitt B.2) und es ist kein auf einfache Versuche abgestütztes Rechenverfahren für eine zuverlässige Vorhersage der Lebensdauer bei beliebigem Beanspruchungsverlauf bekannt [36].

Gerade darum erscheinen halb experimentelle Verfahren wie das hier beschriebene nützlich, sofern die verwendeten Analogien keine Vergewaltigung der Realität bewirken. Für Fälle, in

denen (25) und (27) oder ähnliche Gleichungen nicht integrierbar sind, kann an ein Vorgehen in Stufen und numerische Summation der Resultate gedacht werden.

Damit sind nur zwei der wichtigsten Anhaltspunkte für weitere Forschungen - Einsatz für beliebig geformte Bauteile und Ermüdung unter unregelmässigen Beanspruchungsfolgen - angesprochen. Der Fall der Anwesenheit schädlicher Medien wurde bereits unter C.1 erwähnt. Es besteht aber eine grosse Zahl anderer Möglichkeiten zur Erweiterung des erarbeiteten Wissens. Hier seien einige davon in loser Folge stichwortartig aufgezählt:

- Perfektionierung der Versuchstechnik, z.B. der Risstiefenmessung,
- Vergleiche mit Bauteilprüfungen (z.B. an Druckbehältern, Flugzeug- und Stahlbaukonstruktionen, u.s.w.),
- Statistische Auswertungen,
- Einbezug grundlegender Aspekte der Ermüdung und Mikrostruktur.

Die Arbeiten des EIR auf dem Grenzbereich von Bruchmechanik und Ermüdung betreffen einen kleinen Teil im Brennpunkt eines ungeheuer weiten Gebietes. Sie sind darauf ausgerichtet, praktisch brauchbare Verfahren zu entwickeln, nötigenfalls unter Verzicht auf lückenlose theoretische Transparenz, stets aber mit der für die Lösung der anstehenden Sicherheitsprobleme unerlässlichen breiten und plausiblen Abstützung auf Experimente. Wenn die vorliegende Studie als Schritt in dieser Richtung betrachtet werden darf, hat sie ihren Zweck vollauf erfüllt.

Literaturverzeichnis

[1] Erismann, T.H.: Materialprüfung und Management. (Gekürzte Wiedergabe eines am 25. August 1977 anlässlich des siebzigsten Geburtstages von Prof. Max Pfender in Berlin gehaltenen Vortrages). Material und Technik Zürich (1977) 4, 165/168.

[2] Liu, H.W.: On the fundamental basis of fracture mechanics. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 17 (1983) 5, 425/438.

[3] Griffith, A.A.: The phenomena of rupture and flow in solids. Phil. Trans. of the Royal Soc. London (1920) Series A, Vol. 221, 163/198; als Reprint mit neuem Kommentar in Trans. ASME 61 (1968), 871/915.

[4] Irwin, G.R.: Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. Journal of Appl. Mech. 24 (1957) 3, 361/364.

[5] Macherauch, E.: Bruchmechanik. In Grundlagen des Festigkeits- und Bruchverhaltens, (Herausgeber: W. Dahl). Verlag Stahleisen mbH., Düsseldorf, 1974, 143/163.

[6] Erismann, T.H.: Die Relativierung des Spannungsbegriffes in der zerstörenden Materialprüfung. Z.f. Werkstofftechnik 3 (1972), 7.

[7] Varga, T.: Denkmodelle zur Beurteilung der Bruchsicherheit von Bauteilen aus ferritischen Baustählen unter statischer und schlagartiger Belastung. Habilitationsschrift, ETH Zürich, 1972; Schweiz. Bauzeitung 90 (1972), 1007/1024; 91 (1973), 69/83 und 125/132.

[8] Irwin, G.R.: Crack-extension force for a part-through crack in a plate. Transactions ASME, Series E, Journal of Appl. Mech. (1962) 4, 651/654.

[9] Sih, G.C.: Handbook of stress intensity factors for researchers and engineers; a catalogue of stress-intensity factor solutions with application to mixed mode problems. Institute of Fracture and Solid Mechanics, Lehigh University, Bethlehem, Pa., 1973.

[10] Tada, H. with cooperation of P.C. Paris and G.R. Irwin: The stress analysis of cracks handbook. Del Research Corp. Hellertown, Pa., 1973.

[11] Rooke, D.P./D.J. Cartwright: Compendium of stress intensity factors. London, Her Majesty's Stationary Office. Hillingdon Press, Uxbridge, Middx., 1976.

[12] McGowan, J.J. (chairman and editor): A critical evaluation of numerical solutions to the 'Benchmark' surface flaw problem. Benchmark Editorial Committee of the SESA Fracture Committee. Experimental Mechanics, August 1980, 253/264.

[13] Raju, I.S./J.C. Newman Jr.: Stress-intensity factors for a wide range of semi-elliptical surface cracks in finite-thickness plates. Engineering Fracture Mechanics (1979) Vol. 11, 817/829.

[14] Richard, H.-A.: Einfluss der Riss- und Bauteilgeometrie auf den Spannungsintensitätsfaktor von Oberflächenrissen. Beitrag zur 3. Sitzung der DVM-Arbeitsgruppe "Oberflächenrisse" am 23.7.1981 in Darmstadt.

[15] Prodan, M./H. Decker: Berichtigung der Unstimmigkeiten bei der Anwendung einer Näherungslösung nach Irwin auf Oberflächenrisse. Material und Technik, Zürich (1979)1, 18/20.

[16] Razim, C.: Ueber den Stand, die künftigen Möglichkeiten und die Grenzen der Uebertragbarkeit des an Proben ermittelten Werkstoffverhaltens auf Bauteile. VDI-Berichte Nr. 354, 1979, 1/6.

[17] Hahn, H.G.: Bruchmechanik, B.G. Teubner, Stuttgart, 1976.

[18] Sommer, E.: Praxisrelevante Methoden zur Bestimmung von Spannungsintensitätsfaktoren. Beitrag zur 8. Sitzung des DVM-Arbeitskreises Bruchvorgänge am 6.-7.10.1976 in Köln.

[19] Hodulak, L./H. Kordisch/E. Sommer: Zur Ausbreitung von teilweise durchgehenden Rissen. Fortschr.-Ber. VDI-Zeitschrift Reihe 18, (1977)1.

[20] Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik, IWM früher: IFKM, Freiburg i.Br., Institutsveröffentlichungen, Ausgabe 1979 (Herausgeber: E. Sommer).

[21] Hodulak, L./H. Kordisch/S. Kunzelmann/E. Sommer: Bruchverhalten von teilweise durchgehenden Rissen. IFKM-Bericht Nr. V1/77, Freiburg i. Br., Januar 1977.

[22] Chang, J.B. (editor): Part-through crack fatigue life prediction, ASTM Spec. Techn. Publication 687, Philadelphia, Pa., October 1979.

[23] Paris, P.C./M.P. Gomez/W.E. Anderson: A rational analytic theory of fatigue. The Trend in Engineering, Vol.13 (1961) 1, 9/14.

[24] Erdogan, F.: Crack-propagation theories, Chapter III. Fatigue crack propagation. In Liebowitz, H.: Fracture Bd. II, Academic Press, New York, London 1969, 561/590.

[25] Jacobs, P./M. Prodan: Preliminary calculations for correlating stress intensity factors, fatigue crack growth rates and cycle numbers of surface crack configurations with those of CT specimens. EIR-Technische Mitteilung, TM-IN-807, Würenlingen, 5.11.1979.

[26] Hager, H.: FQMARA, ein allgemeines Fitprogramm. EIR-Technische Mitteilung, TM-PH-418, Würenlingen, 18.2.1972.

[27] Lootsma, F.A. (editor): Numerical Methods for Non-linear Optimization, Academic Press, London, New York, 1972.

[28] Adby, P.R./M.A.H. Dempster: Introduction to Optimization Methods. Chapman and Hall, London / John Wiley & Sons, New York, 1974.

[29] Prodan, M.: Eindimensionales Risswachstum. Ermüdungsversuche an 2M-CT-Proben zur Charakterisierung des Werkstoffes BH 43W. EIR-Technische Mitteilung, TM-IN-715, Würenlingen, 12.12.1977.

[30] EMPA Prüfbericht Nr. 36 944/1, Dübendorf, 28.1.1977: Resultate der Zugversuche mit Feindehnungsmessung (Stahl BH 43 W).

[31] Soyka, G./V. Esslinger: Scheibenversuche. Dehnungsmessungen und Ermüdungsversuche an den Proben Nr. 1 bis 5. EMPA Prüfbericht Nr. 36 944/4, Dübendorf, 11.12.1981.

[32] Soyka, G./V. Esslinger: Risswachstumsversuche an CT-Proben. EMPA Prüfbericht Nr. 45 790/1, Dübendorf, 30.6.82.

[33] Lee, K.-S. et al.: Experimental research on surface crack propagation laws for low alloy steel. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 16 (1982) 1, 105/113.

[34] Schwarmann, L.: Analytische Untersuchungen der Risslebensdauer von Oberflächenrissen. Vereinigte Flugtechnische Werke GmbH. (VFW), Bremen. Bericht Ek 43-B/170/80 vom 7.10.1980.

[35] Portch, D.J.: An investigation into the change of shape of fatigue cracks initiated at surface flaws. Central Electricity Generating Board, Research Division, Berkeley Nuclear Laboratories, England. Bericht Nr. RD/B/N 4645, September 1979.

[36] Schwalbe, K.-H.: Bruchmechanik metallischer Werkstoffe. Carl Hanser-Verlag, München, Wien 1980.

[37] Prantl, G./T. Varga/D.H. Njo: Some aspects relating to the reliability of steel reactor pressure vessels. IAEA-SM-218/3, "Reliability problems of reactor pressure components", Vol. II, International Atomic Energy Agency, Vienna 1978, 53/62.

[38] Hoeppner, D.W./W.E. Krupp: Prediction of component life by application of fatigue crack growth knowledge. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 6 (1974), 47/70.

[39] Rossmanith, H.P. (Herausgeber): Grundlagen der Bruchmechanik (Band 1); Finite Elemente in der Bruchmechanik (Band 2), Springer Verlag Wien, New York, 1982.

[40] Prantl, G./M. Prodan: The crack tip opening displacement of semi-elliptical surface cracks in tensile plates. In Radon, J.C. (editor): Fracture and Fatigue, Pergamon Press, Oxford, New York, Frankfurt 1980 (Proceedings ECF3), 185/193.

[41] Njo, D.H./G. Prantl/T. Varga: Prüfrichtlinien für das COD-(Rissöffnungsverschiebungs-)Verfahren. Material und Technik, Zürich (1979)2, 89/93.

[42] Grueter, H./W. Huget: Der elliptische Fehler unter beliebiger Normalbelastung. Proc. der 13. Sitzung des DVM-Arbeitskreises Bruchvorgänge, Hannover, 6.-7.10.1981.

[43] Mattheck, C./P. Morawietz/D. Munz: Berechnung der Ligamentinstabilität von Oberflächenrissen in Platten und Rohrleitungen mit Hilfe des Dugdale-Modells und der Methode der Gewichtsfunktionen. Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Primärbericht PSB-Ber. 1572, November 1981.

D. ANHANG

Bemerkungen zur Versuchstechnik

Angesichts der recht komplexen Konfiguration von Parametern und der damit verbundenen Gefahr unerwünschter Einflüsse wurden die im Rahmen dieser Arbeit gemachten Experimente mit ganz besonderer Sorgfalt durchgeführt.

Das Risswachstum wurde an Scheiben nach Fig. D.1 untersucht. Figur D.2 zeigt die Scheibe mit Risswachstumsmessfolie und Dehnungsmessstreifen (DMS). Die Messungen in a-Richtung erfolgten nach dem direkten, die in c-Richtung nach dem indirekten Potentialverfahren (Crack Micro-Gauge, Unit Inspection Company, Swansea/Grossbritannien und FRACTOMAT 7609, Fa. Russenberger, Schaffhausen/Schweiz). Auf der Gegenseite der Scheibe wurde in der EMPA ein Rissdetektor gemäss Fig. D.3 appliziert, der den Versuch nach Erreichen des Durchrisses automatisch beendete. Der gesamte Versuchsaufbau ist in Fig. D.4 sichtbar.

Wie schon im Abschnitt B.6 und B.7 erwähnt wurde, ist es notwendig, die Spannungsverteilung in der Scheibe durch Dehnungsmessungen zu kontrollieren. Ein Problem ist in diesem Zusammenhang die biegefreie Ausrichtung der Scheiben. Bei einer Kraft von 800 kN verursacht eine Asymmetrie der Kraftlinie von 0,1 mm quer zur Scheibendicke ein Dehnungsgefälle von 78 µm/m, quer zur Scheibenbreite ein solches von 10 µm/m. Die entsprechenden Spannungsgefälle liegen bei 16 und 2 MPa. Eine Krümmung der Scheibe bewirkt ebenfalls ein Dehnungsgefälle; dessen Betrag bleibt jedoch konstant, sobald sich die Scheibe gestreckt hat.

Auch eine relative Parallelverschiebung der Klemmbacken quer zur Scheibenebene macht sich durch ein Dehnungsgefälle beim Einspannen bemerkbar. Die systematische Messung und Behebung dieser Ungenauigkeiten wurde - soweit uns bekannt ist - erstmals bei Scheibenversuchen eingesetzt, um die ohnehin heiklen Versuche von vermeidbaren Störeinflüssen zu befreien.

Figur D.5 zeigt die aus den gemessenen Dehnungen errechneten Spannungen für eine der Scheiben (Nr. 4) bei Maximal- und Minimalkraft. Die Messwerte 1 und 2 bzw. 3 und 5 gehen gegen Versuchsende paarweise geringfügig auseinander. Dies ist bedingt durch die vom wachsenden Riss verursachte Asymmetrie.

Figuren D.6 bis 8 zeigen in erster Linie die Bruchflächen der Scheibenversuche. Wie daraus zu ersehen ist, konnte eine sehr gute Reproduzierbarkeit erreicht werden, gewiss ein Ergebnis der grossen Sorgfalt in Vorbereitung und Durchführung der Versuche. Alle Experimente, auch diejenigen mit CT-Proben, wurden an der EMPA Dübendorf durchgeführt. Weitere Details sind in den Publikationen [31, 32] zu finden.

Der Wahl der Scheibenlänge von 800 mm waren spannungsoptische Voruntersuchungen und zweidimensionale Berechnungen mit finiten Elementen vorangegangen. Dabei ergab sich, dass zwischen den Krafteinleitungsstellen an den Enden und der Singularität beim Riss genügend ausgedehnte ungestörte Gebiete vorhanden sind, die die Annahme eines einachsigen Spannungszustandes im Sinne des Prinzips von Saint-Vernant rechtfertigen.

Ueber die Entnahme und Herstellung der Proben und Vorrichtungen für die Ermüdungsversuche enthält Publikation [29] ausführlichere Angaben. Hier sei nur erwähnt, dass sowohl die Scheiben als auch die CT-Proben aus einem und demselben Blech (Werkstoff BH 43 W) herausgearbeitet wurden und dass auf eine einheitliche Lage aller Rissflächen quer zur Walzrichtung sorgfältig geachtet wurde.

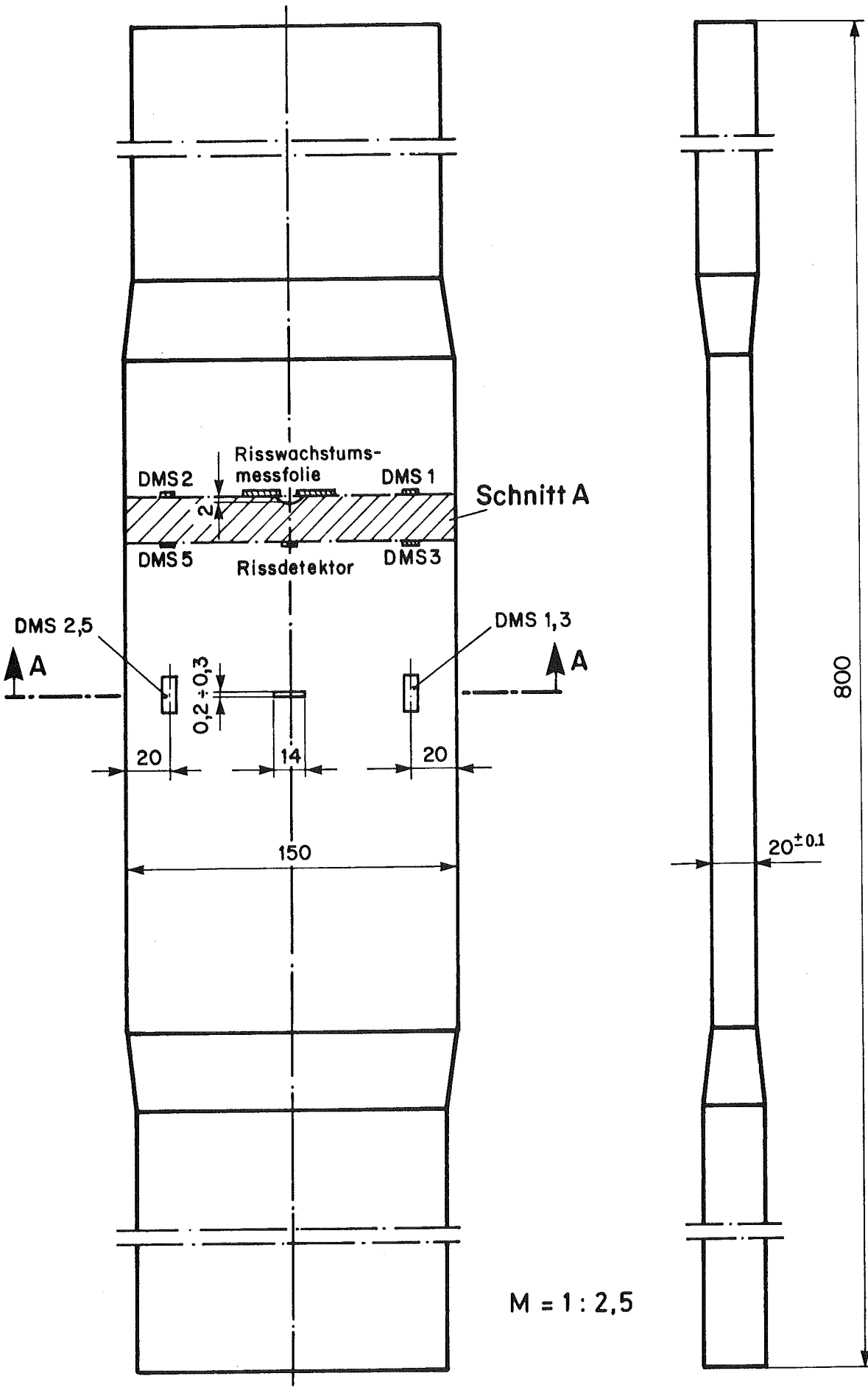


Fig. D.1 Zeichnung der instrumentierten Scheibe

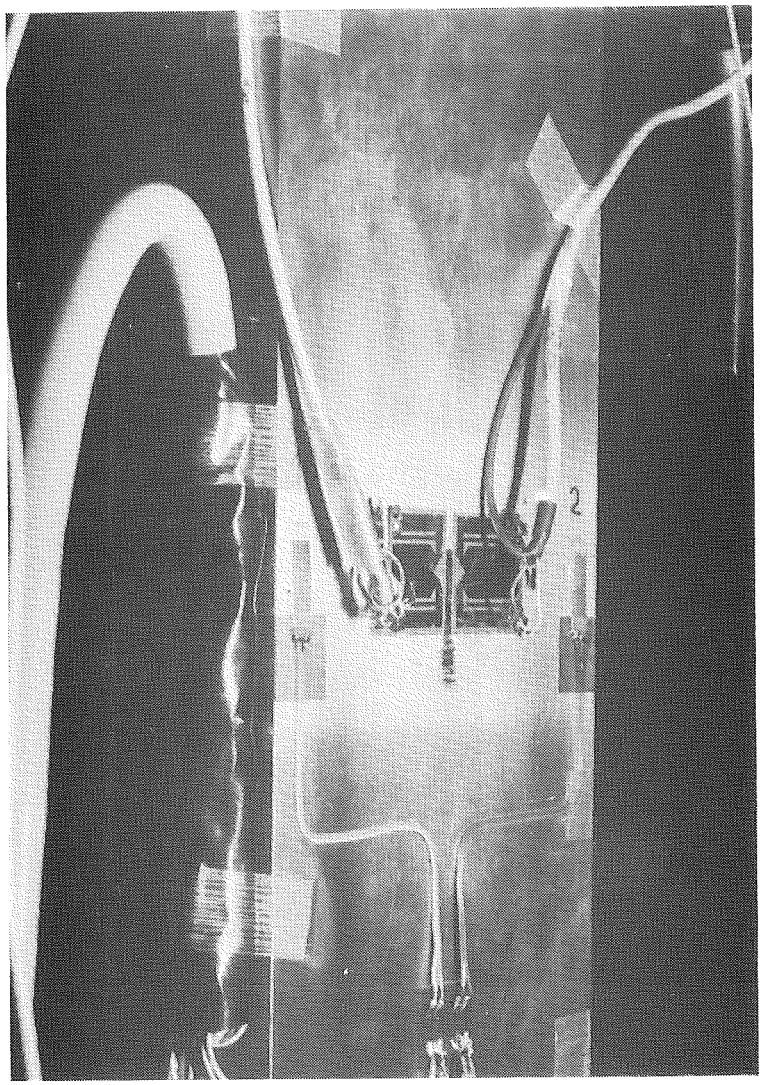


Fig. D.2 Scheibe mit Risswachstumsmessfolie und DMS. Ansicht von der Anriss-Seite. Photo EMPA Nr. 82 253/9

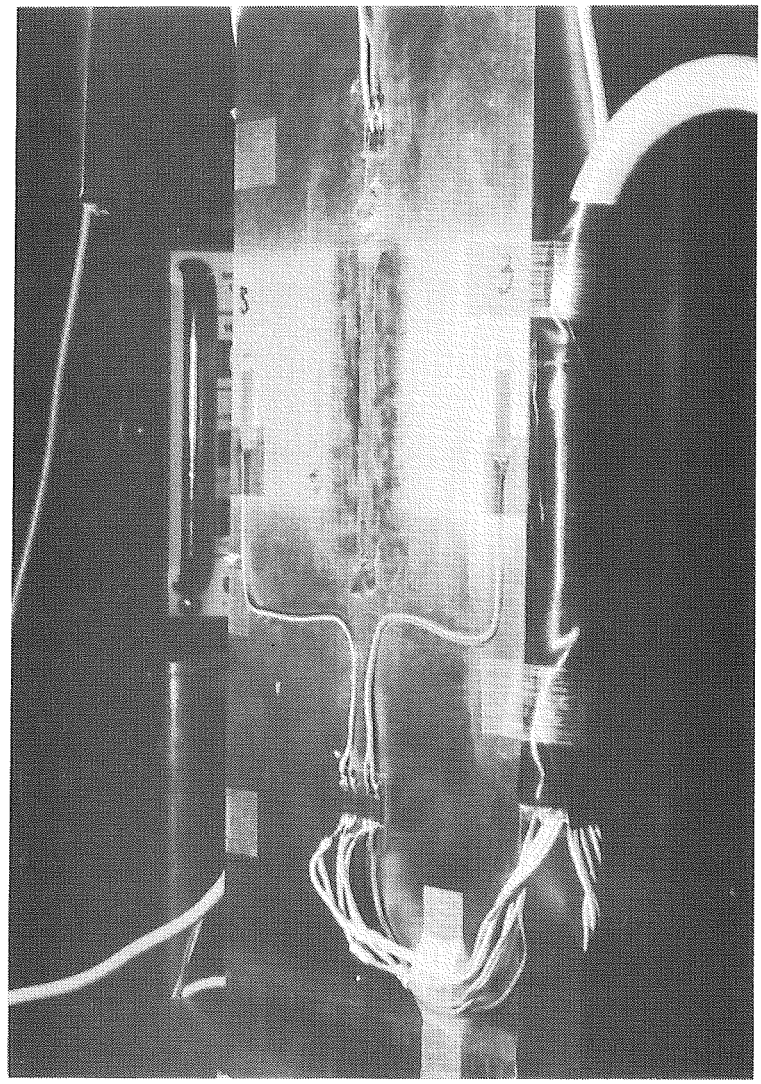


Fig. D.3 Scheibe mit Rissdetektor und DMS.
Ansicht von der Rissdetektorseite. Photo EMPA
Nr. 82 253/6

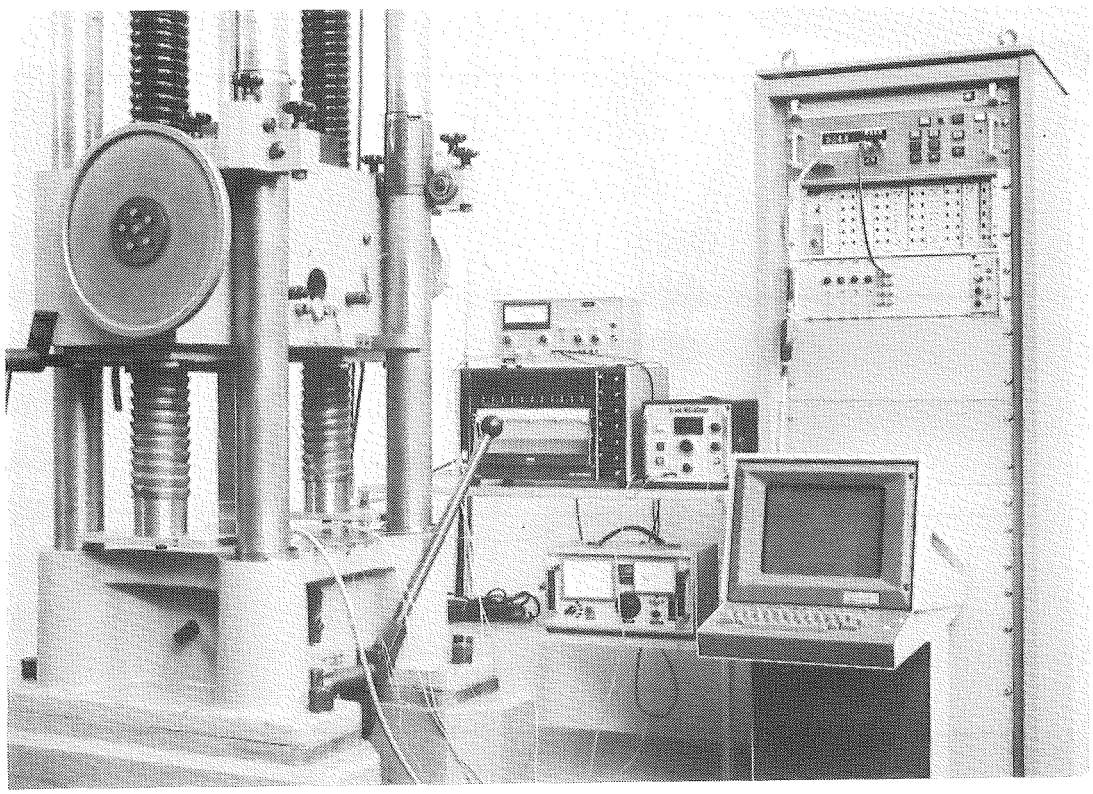


Fig. D.4 Versuchsaufbau. Photo EMPA Nr. 82 267/8

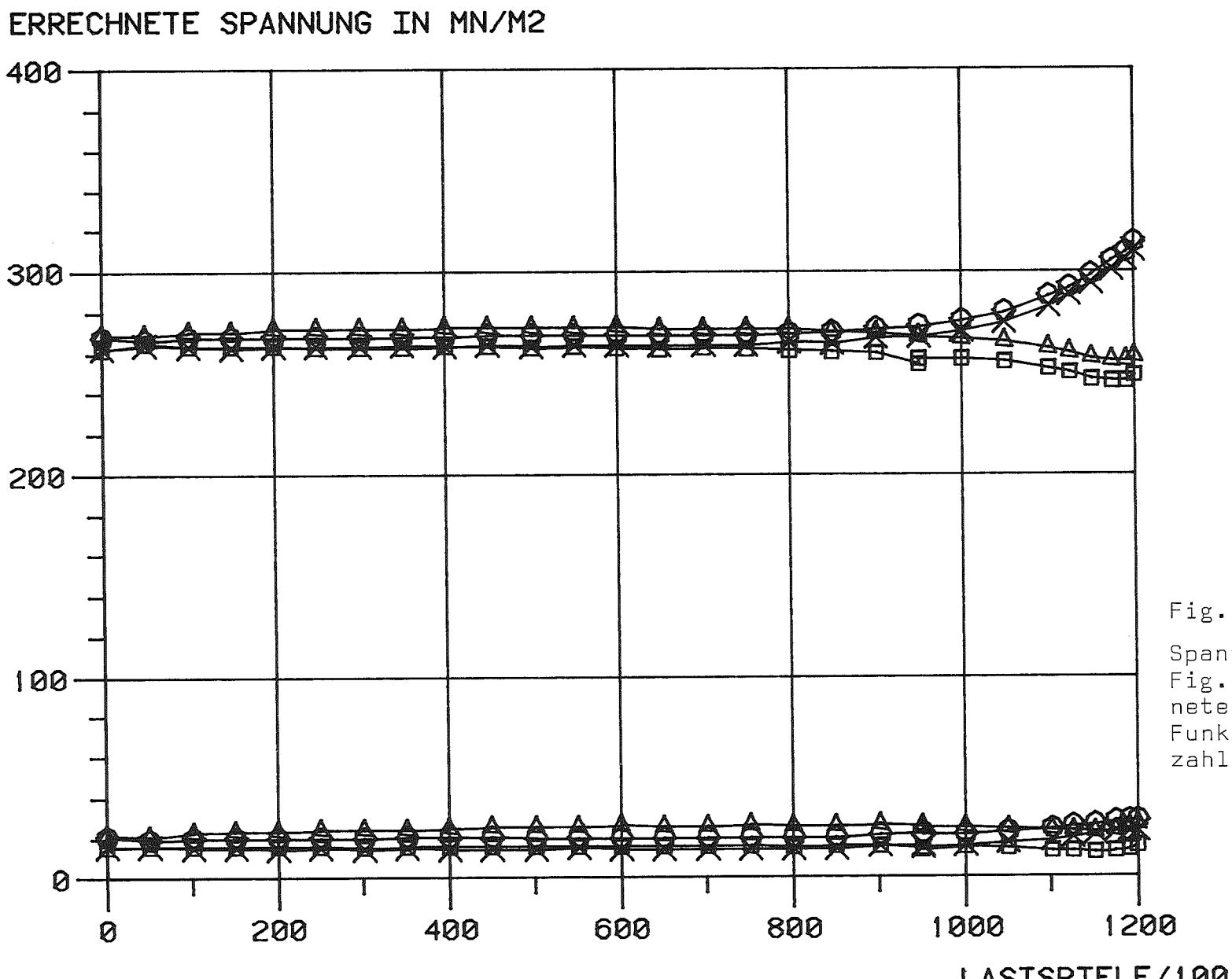


Fig. D.5

Spannungen an den in Fig. D.1 mit DMS bezeichneten Messstellen in Funktion der Lastwechselzahlen

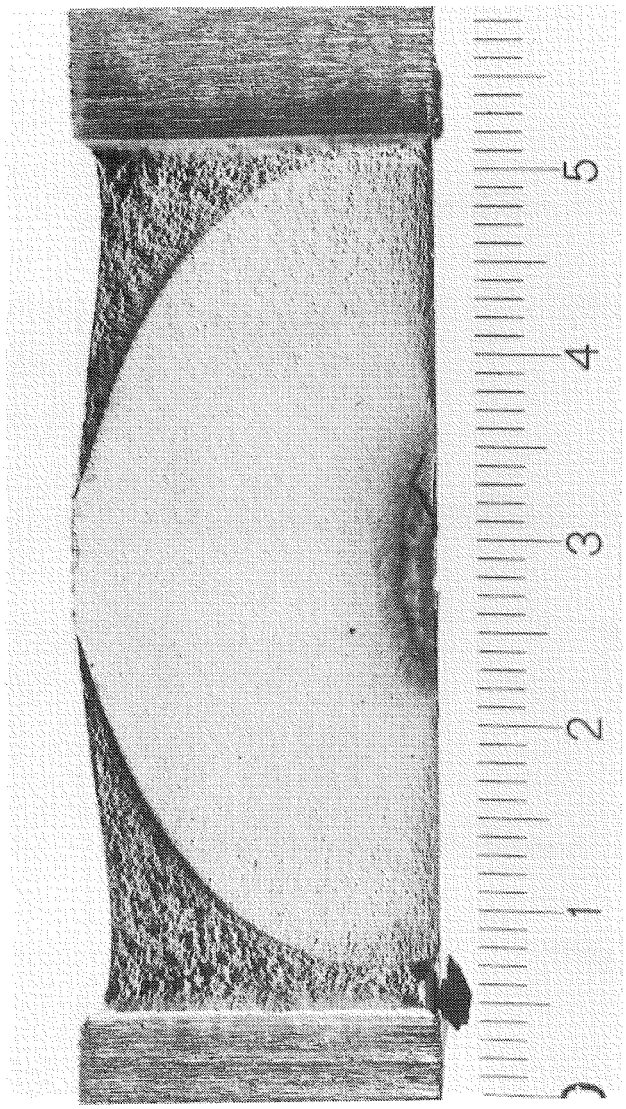


Fig. D.6 Bruchfläche, Detail der Scheibe Nr. 4. Photo EMPA Nr. 82 286

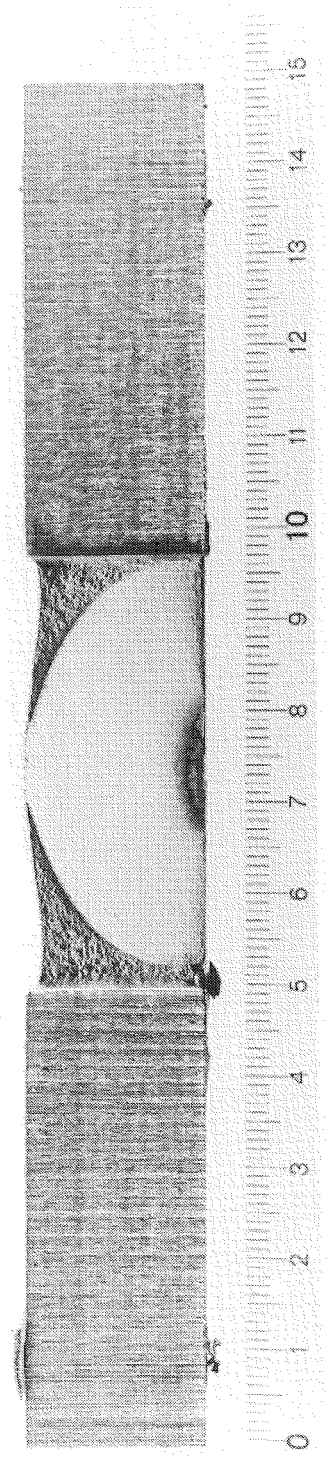


Fig. D.7 Bruchfläche, Gesamtaufnahme der Scheibe Nr. 4. Photo EMPA Nr. 82 291

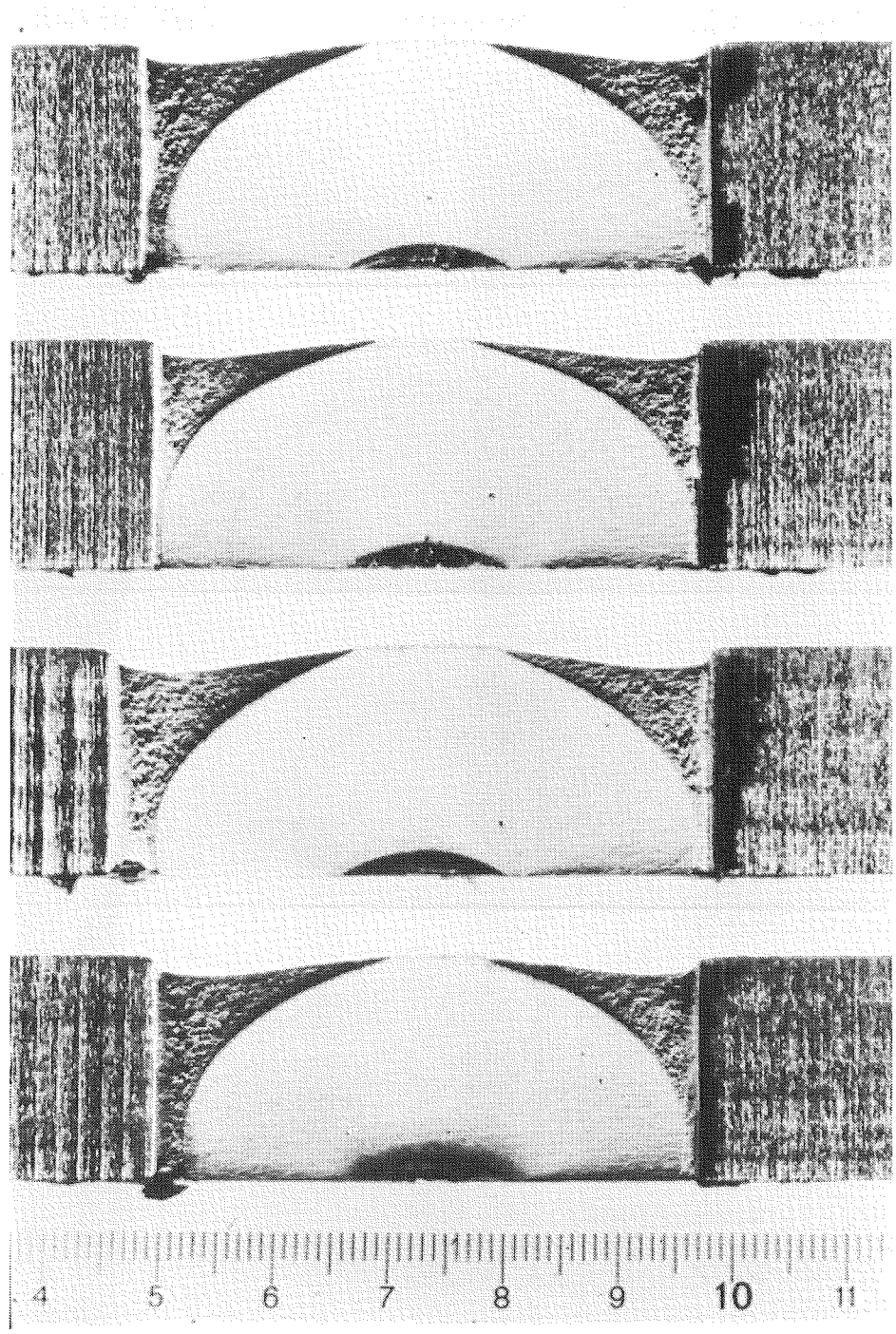


Fig. D.8 Bruchflächen der Scheiben Nr. 2 bis 5. Nach den Ermüdungsversuchen wurde die Scheibe im Rissquerschnitt beidseitig je ca. 50 mm eingesägt, um den statischen Restbruch möglichst klein zu halten. Photo EMPA Nr. 85 139

Verdankung

Diese Arbeit entstand im Rahmen einer Zusammenarbeit zwischen dem Eidgenössischen Institut für Reaktorforschung (EIR), Würenlingen und der Eidgenössischen Materialprüfungs- und Versuchsanstalt (EMPA), Dübendorf auf dem Gebiet der bruchmechanischen Forschung. Mein Dank gilt an erster Stelle Herrn Prof. Dr. T.H. Erismann, Direktionspräsident der EMPA, auf dessen sachkundige Unterstützung ich jederzeit zählen konnte.

Dr. G. Prantl, Leiter der einstigen Abteilung Ingenieurwesen des EIR (heute Gebr. Sulzer AG, Winterthur), förderte die vorliegende Arbeit, ihm danke ich für viele anregende Diskussionen. Dr. V. Esslinger und Dipl. Ing. G. Soyka ermöglichten die Durchführung der Experimente an der EMPA Dübendorf. Für die Herstellung und Instrumentierung der Proben waren die Herren E. Härdi und P. Häberli, EIR, zuständig. Die Herren E. Schneider und W. Bulgheroni, EIR, wirkten bei den Versuchen mit. Ihnen allen, die mir mit vielseitiger Zusammenarbeit beistanden, bin ich zu Dank verpflichtet.