

CHARAKTERISIERUNG UND ABSCHÄTZUNG DES ERMÜDUNGSRISS- VERHALTENS IM BEREICH DES SCHWELLENWERTS

H.J. Schindler

Eidgenössische Materialprüfungs- und Forschungsanstalt (EMPA), Dübendorf, Schweiz

1. Einleitung

Unterhalb einer gewissen Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors (SIF) findet bekanntlich kein Risswachstum mehr statt. Dieser sogenannte Schwellenwert ΔK_{th} spielt eine wichtige Rolle in experimentellen und theoretischen Untersuchungen des Ermüdungsverhaltens von Bauteilen. Er liefert beispielsweise die theoretische Rechtfertigung sowie die entsprechenden Kriterien zur Vernachlässigung der oft unzähligen Belastungszyklen infolge von hochfrequenten Schwingungen, oder er stellt eine gewisse plausible Begründung für das noch nicht abschliessend geklärte Phänomen der Dauerfestigkeit dar.

Die Mechanismen, die der Bildung einer Risswachstumsschwelle zugrundeliegen, sind heute noch nicht befriedigend bekannt. Der Zugang zu diesem Phänomen ist noch weitgehend ein empirischer. Aufgrund der in der Literatur zu findenden experimentellen Daten weiss man, dass ΔK_{th} von verschiedenen Einflussfaktoren, allen voran dem Spannungsverhältnis R , aber auch von den Umgebungsbedingungen, der Lastgeschichte, der Lastfrequenz, etc., abhängt. Entsprechend stark streuen die experimentell gemessenen Werte, und entsprechend zahlreich sind die zur diesbezüglichen Charakterisierung eines Werkstoffs notwendigen Versuche. In Anbetracht der Aufwendigkeit und Kostspieligkeit der Versuche zur Ermittlung von ΔK_{th} besteht deshalb ein Bedürfnis zur Reduktion der Anzahl Versuche, die zur Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens im Bereich des Schwellenwerts nötig sind [1]. Dies ist mit vereinfachenden theoretischen Modellen möglich.

Indem er das untere Ende einer sogenannten da/dN -Kurve darstellt, lässt sich der Schwellenwert mittels eines geeigneten theoretischen Modells des Risswachstums theoretisch erfassen - vorausgesetzt es beinhaltet auch die wesentlichen physikalischen Aspekte der zum Schwellenwert führenden Rissverzögerungseffekte. Ein einfaches analytisches Modell zur Abschätzung des Ermüdungsrisswachstums wurde in [2] vorgeschlagen. In [3] wird gezeigt, wie es zur besseren Beschreibung des Rissverhaltens im Bereich des Schwellenwerts verfeinert werden kann. Dabei wird vor allem der Erkenntnis Rechnung getragen, dass der Schwellenwert eine intrinsische (materialbedingte) und eine extrinsische (systembedingte) Komponente aufweist [3 - 5]. Erstere ergibt sich daraus, dass unterhalb einer gewissen Rissbeanspruchungsgrenze keine Versetzungen mehr zyklisch bewegt werden und damit keine Energiedissipation erfolgt [5]. Zu den extrinsischen Abschirmungseffekten gehören vor allem die von Elber [6] entdeckte Risschliessung. Die Bedeutung dieses Effekts im Ermüdungsrisswachstum und seinem Schwellenwert wird in der Fachwelt allerdings noch unterschiedlich beurteilt [4, 7 - 9]. Es gibt Indizien dafür, dass neben dem Schliessen weitere Abschirmungsmechanismen für den Rissstillstand unterhalb des Schwellenwerts verantwortlich sind [9, 10]. Mit einer neuen Messmethode der Risschliessung, der Cut-Compliance Methode [11 - 13], lassen sich in dieser Hinsicht - wie in [3] und im folgenden gezeigt - einige offene Fragen zum Einfluss der Risschliessung von einer zusätzlichen Seite her betrachten.

Im vorliegenden Bericht wird – basierend auf [2] und [3] - ein Modell vorgestellt, mit welchem mit wenigen Parametern und damit wenigen Versuchen das Risswachstum im Bereich des Schwellenwerts berechnet werden kann. Das Modell erlaubt auch die Bestimmung der von einer Probe auf ein Bauteil konservativ übertragbaren Anteile des Schwellenwerts, ein für die praktische Anwendung wichtiger Aspekt. Des weiteren wird gezeigt, wie auch Einflüsse der Risslänge und tiefer R-Werte näherungsweise mitberücksichtigt werden können.

2. Mechanisches Modell des Ermüdungsrisswachstums

Wie in [2] hergeleitet lässt sich das Ermüdungsrisswachstum in einem elastisch-plastischen Material unter dem in Fig. 1 gezeigten Belastungsverlauf, der zwischen K_{max} und K_{min} zyklisch variiert, allgemein durch folgenden, theoretisch begründeten Ansatz beschreiben:

$$\frac{da}{dN} = \frac{A \cdot (R_p + R_m) \cdot \left(\mathbf{DK}_{eff}^n - \mathbf{DK}_{th/int}^n \right)}{R_p^3 \cdot \left(K_i^{n-2} - K_{max}^{n-2} \right)} \quad (1)$$

R_p und R_m bezeichnen die Streckgrenze bzw. die Zugfestigkeit, K_i den SIF bei der Initiierung des duktilen Reissens (der näherungsweise $K_{0,2}$ oder K_{Ic} gleichgesetzt werden kann), A und n dimensionslose Konstanten, die aus einer da/dN -Kurve zu bestimmen sind. In [2] ist gezeigt, dass sich A und n bei fehlenden experimentellen Ermüdungsdaten auch theoretisch abschätzen lassen. Unter Annahme einer einfachen bruchmechanisch begründeten Schädigungshypothese und einer linearen Schadensakkumulation erhält man

$$A=0.0164 ; n=4. \quad (1a)$$

$\Delta K_{th/int}$ bezeichnet die Schwingbreite des SIF, unterhalb welcher die zur Rissausbreitung nötigen mikroplastischen zyklischen Deformationen aus mikromechanischen Gründen nicht mehr auftreten können. $\Delta K_{th/int}$ wird deshalb als "intrinsischen" oder "effektiven" Schwellenwert bezeichnet und ist als Materialkonstante zu betrachten. ΔK_{eff} stellt den Anteil der Schwingbreite des SIF dar, der an der Risspitze zyklische plastische Deformationen hervorruft. Er ergibt sich aus der gesamten Schwingbreite ΔK durch Subtraktion der extrinsischen Abschirmeffekte, die durch den Parameter K_{sh} quantifiziert werden (Fig. 2),

$$\mathbf{DK}_{eff} = \begin{cases} K_{max} - K_{sh} & \text{for } R < R_{sh} \\ \mathbf{DK} & \text{for } R > R_{sh} \end{cases} \quad (2)$$

Die Abschirmung wird dann unwirksam, wenn $K_{min} > K_{sh}$. Dies ist für $R > R_{sh}$ der Fall, wobei

$$R = K_{min} / K_{max} \quad (2a)$$

und

$$R_{sh} = K_{sh} / K_{max} \quad (2b)$$

Wie aus (1) und (2) ersichtlich lässt sich K_{sh} aus einer da/dN -Kurve bei tiefem R-Wert ($R < R_{sh}$, z.B. $R=0.1$) und einer bei hohem R-Wert ($R > R_{sh}$, z.B. $R=0.7$) experimentell bestimmen,

$$K_{sh} = K_{max} \left((da/dN)_0, R < R_{sh} \right) - \Delta K \left((da/dN)_0, R > R_{sh} \right) \quad (3)$$

wobei $(da/dN)_0$ eine beliebige Risswachstumsgeschwindigkeit bezeichnet. Da zwischen den mit direkten und indirekten Methoden der Messung der Risschliessung oft Diskrepanzen festgestellt werden [1, 10, 12], wird postuliert, dass

$$K_{sh} = K_{op} + K_{nc}, \quad (4)$$

Dieser Ansatz besagt, dass K_{sh} neben der Risschliessung K_{op} eine weitere Komponente, K_{nc} , enthält, die einen allfälligen zusätzlichen Abschirmungseffekt erfassen soll. Dabei wird angenommen, dass K_{nc} sich analog wie K_{op} auf die effektive Schwingbreite auswirkt, sich jedoch nicht direkt als Risschliesseffekt messen lässt. Ein solcher zusätzlicher extrinsischer Abschirmungseffekt ist in einem 2D-Modell zwar kaum vorstellbar, bei räumlichen Situationen aber möglich, beispielsweise infolge der Krümmung oder lokaler Diskontinuitäten der Rissfront. Dementsprechend ist davon auszugehen, dass der Wert von K_{nc} nicht eine reine Materialkonstante ist, sondern von der Bauteildicke abhängt: Unter ebenem Spannungszustand (ESZ) dürfte er kleiner sein als unter ebenem Verschiebungszustand (EVZ).

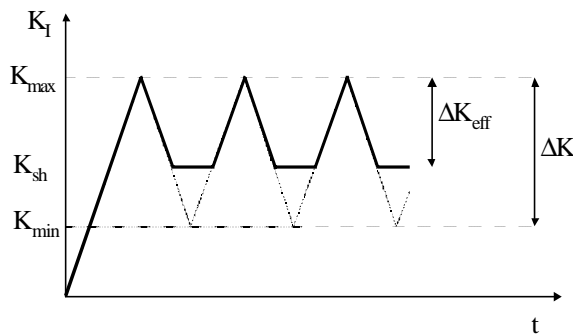


Fig. 1: Verlauf der Rissbeanspruchung unter dem Einfluss der Risschliessung (schematisch)

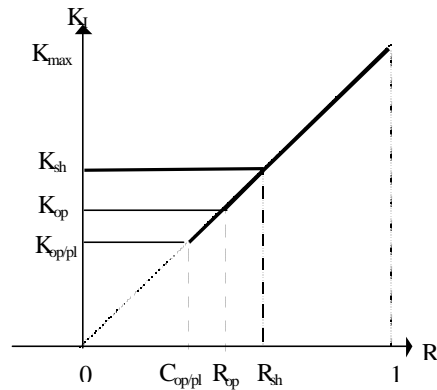


Fig. 2: Genereller Verlauf der Schliesseffekte nach dem verwendeten analytischen Modell

Es ist bekannt, dass K_{op} vor allem von der lokalen Plastizität an der Risspitze abhängt, zusätzlich aber auch von weiteren Faktoren wie Korrosion, Rauigkeit der Rissfläche, Belastungsgeschichte, etc. [4]. Im Modell gemäss [2] wird K_{op} er als aus zwei Anteilen bestehend angesetzt, nämlich

$$K_{op} = K_{op/pl} + K_{op/ext} \quad (5)$$

$K_{op/pl}$ stellt hierbei den Schliess-SIF infolge der lokalen Plastizität dar, die untrennbar mit dem Ermüdungsprozess verbunden ist. Der zweite Summand dagegen, $K_{op/ext}$, beschreibt pauschalen SIF infolge aller weiterer erwähnten Schliesseffekte und hängt somit vom geometrischen System, der Lastgeschichte und den Umgebungsbedingungen ab [3]. Unter Verwendung eines Fliesstreifenmodells wurde in [2] $K_{op/pl}$ für ESZ zu

$$K_{op/pl} = C_{op/pl} \cdot K_{max} \quad (6)$$

berechnet, mit

$$C_{op/pl} \cong \frac{R_p}{R_p + R_m} \quad (\text{für ESZ}) \quad (7a)$$

Unter EVZ sind infolge der Mehrachsigkeit die lokalen Spannungen höher und die plastischen Deformationen an der Rissspitze geringer, was zu einem weniger ausgeprägten Schliessverhalten führt [7, 16]. Dies wird im vorliegenden Modell versuchsweise durch eine weitgehend intuitive Korrektur von (7a) zu

$$C_{op/pl} \cong \frac{R_p}{R_p + 2R_m} \quad (\text{für EVZ}) \quad (7b)$$

berücksichtigt. Dass $K_{op/pl}$ in zweiter Näherung auch von K_{min} bzw. R abhängt, wird hier vorerst der Einfachheit halber vernachlässigt (vgl. Abschnitt 5 für eine entsprechende Berücksichtigung). Der von (6) und (7) dargestellte Verlauf von K_{op} ist in Fig. 2 gezeigt. Er stimmt zumindest qualitativ gut mit experimentellen Daten überein.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass mit diesem Modell das Ermüdungsrisswachstum durch lediglich vier Parameter - A , n , R_{sh} und $\Delta K_{th/int}$ - vollständig beschrieben werden kann. Zu deren Bestimmung ist eine da/dN -Kurve bei relativ hohen R -Wert ($R > R_{sh}$, z.B. $R=0.7$) sowie die Risswachstumsgeschwindigkeit bei einem beliebigen Wert von K_{max} bei einem bei relativ tiefen ($R < R_{sh}$, z.B. $R=0.1$) nötig. Dabei ist zu beachten, dass nach obigen Erläuterungen gewisse Anteile von K_{sh} von der Proben- bzw. Bauteilgeometrie, der Risslänge und -form sowie der Belastungsgeschichte abhängen, also nicht bedingungslos von einer Probe auf ein Bauteil übertragbar sind. Als inhärent mit dem Ermüdungsprozess verbunden und damit übertragbar ist lediglich $K_{op/pl}$ zu betrachten. Eine konservative Übertragung der da/dN -Kurve und der Risswachstumsschwelle von der Probe auf ein beliebiges Bauteil erhält man deshalb, wenn $K_{sh}=K_{op/pl}$ gesetzt wird, die beiden weiteren Abschirmeffekte $K_{op/ext}$ und K_{nc} also vernachlässigt werden.

3. Schwellenwert der Ermüdungsrissausbreitung

3.1. Prinzipielles Verhalten

Wenn in (1) $da/dN=0$ gesetzt wird, entsprechen die dazugehörigen Belastungsparameter K_{max} und ΔK den Schwellenwerten und werden mit einem zusätzlichen Index "th" bezeichnet:

$$K_{max/th} = \frac{\Delta K_{th/int} + K_{op/ext} + K_{nc}}{1 - C_{op/pl}} =: \Delta K_{th0} \quad \text{für } R > R_{sh} \quad (8b)$$

$$\Delta K_{th} = \Delta K_{th/int} \quad \text{für } R > R_{sh} \quad (8b)$$

Durch Anwendung von (2a) in (8a) erhält man

$$DK_{th}(R) = DK_{th0} \cdot (1-R), \quad \text{für } R < R_{sh} \quad (8c)$$

also die experimentell oft festgestellte lineare Abhängigkeit von ΔK_{th} von R im Bereich $R < R_{sh}$ [4, 10, 14], wobei ΔK_{th0} in (8a) definiert ist.

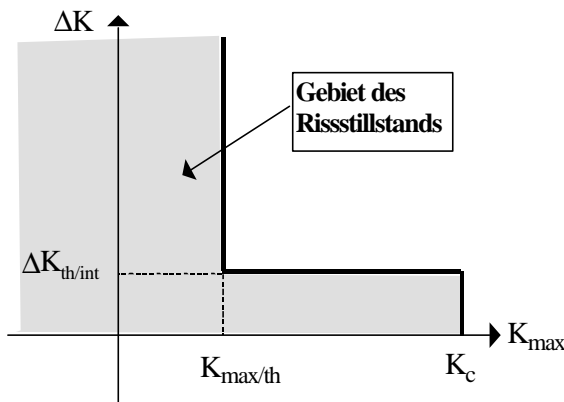


Fig. 3: Darstellung der Bedingungen für Rissstillstand im K_{max} -vs.- ΔK -Diagramm

Die Schwellenwerte gemäss (8a) und (8b) bilden in der K_{max} -vs.- ΔK -Ebene zwei Geraden, $\Delta K = \Delta K_{th}$ und $K_{max} = K_{max/th}$ (Fig. 3), die die Ebene in ein Gebiet des Risswachstums und eines des Rissstillstands unterteilen. Das Modell stimmt somit qualitativ mit [1, 10, 14] überein, wo ebenfalls auf diese Art der Darstellung des Schwellenwerts hingewiesen wird. Die Bedingungen für einen Rissstillstand lauten gemäss (8a) und (8b) $\Delta K < \Delta K_{th}$ oder $K_{max} < K_{max/th}$. Das damit beschriebene Gebiet des Rissstillstands ist in Fig. 3 als schattierte Fläche gezeigt. Die beiden Begrenzungslinien sind durch lediglich zwei Parameter, $\Delta K_{th/int}$ und $K_{max/th} = \Delta K_{th0}$, gegeben. Entsprechend sind im Prinzip lediglich zwei experimentelle Schwellenwerte - die an der gleichen Probe ermittelt werden können [1] - zur Bestimmung dieser Fläche nötig: Einer bei tiefem R -Wert ($R < R_{sh}$, z.B. $R=0.1$), mit welchem $K_{max/th}$ bestimmt wird, der andere bei hohem R -Wert, ($R > R_{sh}$, z.B. $R=0.7$), mit welchem sich $\Delta K_{th/int}$ bestimmen lässt. Der Versuch mit tiefem R -Wert wird zweckmässigerweise mit konstantem R nach ASTM E 647 durchgeführt, der zweite mit konstantem K_{max} nach [9, 10]. Als obere Begrenzung von K_{max} tritt zudem ein Grenzwert K_c auf, der je nach System und Belastungsbedingungen die Bruchzähigkeit K_{Ic} , den Schwellenwert für Spannungsrissskorrosion, K_{Isc} oder den kritischen Wert für Kriechrissswachstum, K_{creep} , darstellen kann.

4. Untere Grenzen der Schwellenwerte

Da die Schwellenwerte letztlich dazu dienen, in Bauteilen Situationen des Rissstillstands und des Risswachstums zu unterscheiden, ist es im Hinblick auf praktische Anwendungen wichtig, zuverlässig übertragbare untere Grenzen der oft streuenden Schwellenwerte zu kennen. Für $R > R_{sh}$ stellt ΔK_{th} einen Materialkennwert, $\Delta K_{th/int}$, dar, der von einer Probe auf ein Bauteil übertragbar ist. Für $R < R_{sh}$ enthält der Schwellenwert dagegen nach (8a) bzw. (8c) verschiedene Komponenten, von welchen einige von der Geometrie, den Umgebungsbedingungen und der Lastgeschichte abhängen, also nicht ohne weiteres von einer Probe auf ein Bauteil übertragbar sind. Einzig $K_{op/pl}$ (in Form des Faktors $C_{op/pl}$) ist so eng mit dem Prozess des Ermüdungsrissswachstums verbunden, dass es als übertragbar betrachtet werden darf. Somit erhält man einen konservativ übertragbaren unteren Grenzwert von $K_{max/th}$, $K_{max/th/LB}$, dadurch dass in (8a) alle Terme ausser $\Delta K_{th/int}$ und $C_{op/pl}$ vernachlässigt werden:

$$K_{\max/th/LB} = \frac{\Delta K_{th/int}}{1 - C_{op/pl}} \quad (9)$$

Das entsprechende konservative Gebiet des Rissstillstands, und wie es aus den Parametern $\Delta K_{th/int}$ und $C_{op/pl}$ berechnet oder graphisch konstruiert werden kann, ist in Fig. 4 gezeigt. Allenfalls lässt sich die Konservativität dieses Vorgehens vermindern, indem auch K_{nc} aus (8) als Summand im Zähler von (9) berücksichtigt wird. Diesen erhält man bei bekanntem K_{op} vgl. [3, 17] aus (4) und (2b). Da K_{nc} mit zunehmender Bauteildicke zunehmen dürfte, und damit den Dickeneinfluss von $C_{op/pl}$ auf $K_{\max/th/LB}$ tendenziell kompensiert, könnte dieser Effekt möglicherweise berücksichtigt werden, indem zur Berechnung von $K_{\max/th/LB}$ nach (9) generell $C_{op/pl}$ für ESZ (Gl. (7a)) verwendet wird. Dies bedarf aber noch einer experimentellen Validierung.

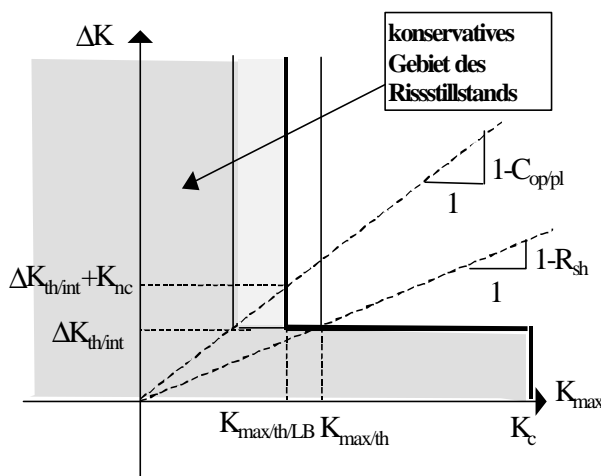


Fig. 4: Konservative Begrenzung des Rissstillstandsgebiets

5. Einfluss von R und der Risslänge auf das Rissstillstandsgebiet

Wie weiter oben schon erwähnt ist $K_{op/pl}$ nur in erster Näherung konstant. Genauer betrachtet nimmt es mit abnehmendem R ab, da die damit verbundene Zunahme der Druckspannungen den Schliesseffekt durch plastisches Fließen reduzieren. Dieser Effekt ist allerdings kaum mit einem einfachen, analytischen Modell beschreibbar. Aufgrund von Finite-Elemente Rechnungen [15] darf angenommen werden, dass $K_{op/pl}(R)$ eine näherungsweise lineare Funktion darstellt. Damit ist $K_{op/pl}(R)$ durch zwei Fixpunkte gegeben. Da die Herleitung von (7a) streng genommen nur für $R=C_{op/pl}$ gilt, wo keine Druckspannungen auf die Rissflächen wirken, ist ein Fixpunkt für ESZ gegeben durch

$$K_{op/pl}(R=C_{op/pl}) = \frac{R_p \cdot K_{\max}}{R_p + R_m} \quad (10)$$

Für EVZ gilt analog (7b). Ein zweiter Fixpunkt ergibt sich aus der plausiblen Annahme, dass alle Schliesseffekte durch plastisches Fließen ausgewischt werden, wenn K_{\min} die Streckgrenze auf Druck erreicht. Der dazugehörige formale SIF wird als $K_{\min 0}$ bezeichnet und hängt von der Systemgeometrie und der Risslänge ab. Beispielsweise im Fall eines kurzen Oberflächenrisses der Länge a ist er nach bekannten Formeln der Bruchmechanik durch

$$K_{\min 0} = 1.12 \cdot R_p \cdot \sqrt{p \cdot a} \quad (11)$$

gegeben, oder im Fall eines relativ tiefen Risses in einem Balken unter Biegung oder einer CT-Probe durch

$$K_{\min 0} = R_p \cdot \sqrt{W - a} \quad (12)$$

(mit W als die Höhe des Balkens bzw. der Breite der CT-Probe). $K_{\min 0}$ hat keine physikalische Bedeutung als SIF (da sich unter Druck keine Spannungskonzentration an der Rissspitze einstellt), sondern dient nur der rechnerischen Ermittlung von R_0 , dem Bezugspunkt für $K_{op}=K_{op/pl}=0$ auf der R -Achse (vgl. Fig. 5), d.h.

$$K_{op/pl}(R = -R_0) = K_{op}(R = -R_0) = 0 \quad (13)$$

wobei

$$R_0 = \frac{K_{\min 0}}{K_{\max}} \quad \text{bzw.} \quad R_0 = \frac{K_{\min 0}}{\Delta K_{th/int}} \quad (14)$$

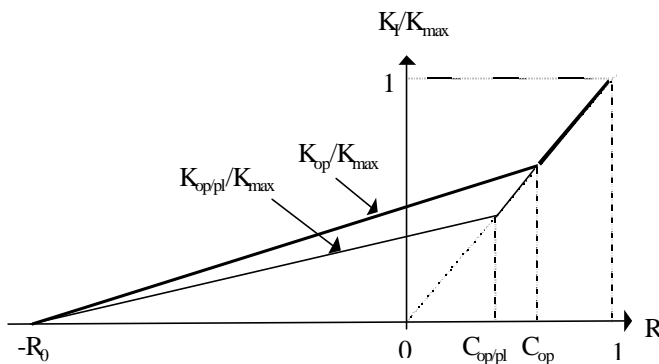


Fig. 5: Verlauf von K_{op} und $K_{op/pl}$ als Funktion von R

Die erste Gleichung in (14) gilt allgemein, die zweite für den hier betrachteten Fall des Schwellenwerts. Durch diese beiden Punkte ist der näherungsweise als linear angenommene Verlauf von $K_{op/pl}(R)$ bzw. $K_{op}(R)$ bestimmt (Fig. 5). Man erhält

$$\begin{aligned} \frac{K_{op/pl}}{K_{\max}} &= 0 && \text{für } R < -R_0 \\ \frac{K_{op/pl}}{K_{\max}} &= \frac{R_p \cdot (R + R_0)}{(R_p + R_m) \cdot (C_{op/pl} + R_0)} && \text{für } -R_0 < R < C_{op/pl} \\ \frac{K_{op/pl}}{K_{\max}} &= R && \text{für } R > C_{op/pl} \end{aligned} \quad (15)$$

Analoge Beziehungen wie (15) gelten nach (13) näherungsweise auch für K_{op} (vgl. Fig. 5).

Einem linearen Verlauf von $K_{op}(R)$ entspricht auch ein linearer Verlauf von ΔK_{th} in Funktion von K_{\max} . Somit ist das konservative Rissstillstandsgebiet für das betrachtete System im ΔK_{th} -vs.- K_{\max} -Diagramm wie in Fig. 6 gezeigt gegeben. Zum Wert K_c ist anzumerken, dass dieser bei kur-

zen Rissen die Interaktion des kritischen SIF mit der globalen Spannung oder dem primären Kriechen berücksichtigen muss. K_c kann somit tiefer liegen als die Bruchzähigkeit K_{Ic} .

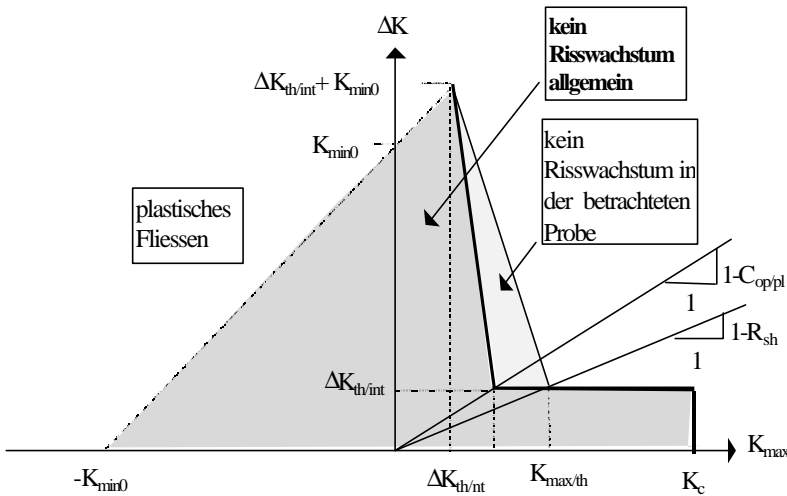


Fig. 6: Konservativ-übertragbares Rissstillstandsgebiet

6. Experimentelle Daten für zwei Stähle

Um eine quantitative Vorstellung zu den Werten der im beschriebenen Modell auftretenden Parametern zu erhalten, wurden als zwei Materialien mit unterschiedlichen Schwellenwerten untersucht [16]: Ein mittelfester Feinkornbaustahl (Streckgrenze $R_p=420$ N/mm, Zugfestigkeit 550 N/mm²) sowie den Werkstoff alter Brücken aus der Jahrhundertwende, Schweisseisen ($R_p=240$ N/mm², $R_m=370$ N/mm²). Von letzterem ist bekannt, dass es einen relativ hohen Schwellenwert des Ermüdungsrischwachstums aufweist. Bei beiden Materialien wurde der Schwellenwert bei verschiedenen Spannungsverhältnissen bestimmt (Tabelle 1). Die Versuche wurden mit konstantem R und abnehmender Schwingbreite an Biegeproben durchgeführt, wobei beim Baustahl Proben mit einer Höhe $W=14$ mm, Dicke $B=10$ mm, beim Schweisseisen solche von $W=30$ mm, $B=12$ mm verwendet wurden. Die Endrisslänge betrug rund 6mm beim Baustahl und 10mm beim Schweisseisen.

	Baustahl				Schweisseisen	
R	0.1	0.3	0.5	0.7	0.1	0.7
ΔK_{th} [N/mm ²]	274	226	153	132	632	224
K_{max} [N/mm ²]	305	315	307	440	699	737
K_{sh} [N/mm ²]	173	183	175	-	475	-

Tabelle 1: Ergebnisse der Ermüdungsversuche (Schwellenwertbestimmung) an den beiden untersuchten Werkstoffen

Nach der Schwellenwertbestimmung wurde mit der Cut-Compliance Methode die Risschließung K_{op} gemessen (siehe [16] für weitere Angaben zum experimentellen Vorgehen). Die Ergebnisse aus den Versuchen mit $R=0.1$ sowie die weiteren relevanten Parameter des Modells sind in Tabelle 2 zusammengestellt. Sie zeigen, dass der hohe Schwellenwert des Schweisseisens zum einen auf einen erhöhten $\Delta K_{th/int}$ und zum andern auf ausgeprägtere Risschliesseffekte zurückzuführen ist. Beide Effekte sind mit der fein geschichteten, nichtmetallische Einschlüsse enthaltenden Mikrostruktur des Schweisseisens (vgl. [16]) zu erklären. Diese führen dazu, dass

in den Ferrit-Schichten auch bei grösseren Blechdicken gewissermassen ein ebener Spannungszustand herrscht, Einen ähnlichen Effekt reduzierter Constraints findet man auch in der Bruchfähigkeit von Schweisseisen [17]. Deshalb ist zur Berechnung von $K_{op/pl}$ beim Schweisseisen eher (7a) als (7b) heranzuziehen.

	$K_{max/th}$ [N/mm ^{3/2}]	$\Delta K_{th/int}$ [N/mm ^{3/2}]	R_{sh}	K_{op} [N/mm ^{3/2}]	K_{nc} [N/mm ^{3/2}]	K_{min0} ¹⁾ [N/mm ^{3/2}]	$C_{op/pl}$
Baustahl	305	132	0.57	110	63	1224	0.28 ²⁾
Schweisseisen	699	224	0.68	390	85	1046	0.39 ³⁾

¹⁾Für Biegung, gem. (12); ²⁾für EVZ, (7b); ³⁾für ESZ, (7a)

Tabelle 2: Zusammenstellung der Ergebnisse der Risschliessung der daraus abgeleiteten Parameter

7. Diskussion und Schlussfolgerungen

Nach dem hier vorgestellten Modell genügen zwei Versuche, um das Rissstillstandsgebiet in der ΔK -vs.- K_{max} -Ebene festzulegen, oder sogar ein einziger Versuch, um seinen in konservativer Weise von einer Probe auf ein Bauteil übertragbaren Teil davon zu erhalten. Es ist anzunehmen, dass mit der Risschliessung, der Risslänge und der Rissgeometrie die wesentlichen Aspekte des sogenannten "Kurzzrisseffekts" ("anomales", ungünstigeres Verhalten kurzer Risse im Bereich des Schwellenwerts) berücksichtigt ist. Mit den gleichen Parametern - also mit ebensowenig Proben - lässt sich auch die Rissgeschwindigkeit nach Gl. (1) abschätzen. Qualitativ wird dieses Modell durch zahlreiche Daten aus der Literatur bestätigt, und auch Plausibilitätsbetrachtungen lassen es als zuverlässig und konservativ erscheinen. Die Genauigkeit des Modells muss allerdings noch mit Schwellenwert-Versuchen an verschiedenen Materialien experimentell abgeklärt werden. Der gezielten experimentellen Validierung bedürfen insbesondere die Gleichungen (7a) und (7b), die sich in der Berechnung der unteren Grenzwerte nach (9) direkt auswirken. Noch nicht klar ist auch, wann in (7) die Grenzfälle EVZ und ESZ anzunehmen sind, und wie der allgemeine Fall, also Zwischenstufen, in dieser Beziehung zu bewerten sind. Da der Risschliesseffekt im Bereich des Schwellenwerts experimentell aber schwierig zu messen ist, sind entsprechende Vergleichsmöglichkeiten selten. Eine neue direkte Messmethode der Risschliessung, die Cut-Compliance Methode, dürfte in dieser Hinsicht künftig wertvolle Dienste leisten

Nicht betrachtet wurde der Einfluss der Belastungsfrequenz, die sich - wie aus experimentellen Daten zu schliessen ist [15] - auch auf $\Delta K_{th/int}$ auswirken dürfte, ebensowenig die bei einigen Werkstoffen auftretende Abnahme von $\Delta K_{th/int}$ mit zunehmendem K_{max} im Bereich $R > R_{sh}$ [1, 10]. Solche "Anomalien" lassen sich im Bedarfsfall ins Modell integrieren, was dann aber zusätzliche experimentelle Daten erfordert.

Literaturverzeichnis

- [1] Döker, H., "Fatigue Crack Growth Threshold: Implications, Determination and Data Evaluation", Int. J. Fatigue, Vol. 19, No. 1, 1997, 145-149.

- [2] Schindler, H.J. "Analytisches Modell zur Berechnung der Rissausbreitungs-geschwindigkeit unter Ermüdungsbeanspruchung", Berichtsband 30. Tagung des DVM AK Bruchvorgänge, DVM-Bericht 230, Berlin, 1998, 333-343
- [3] Schindler, H.J., "Crack Tip Shielding Effects in Fatigue Threshold - Theoretical Relations and Experimental Implications", ASTM STP 1372, J.C. Newman and R.S. Piascik, Eds., ASTM, West Conshohockenm PA., to be published 1999
- [4] Mc Evily, A.J., Ritchie, R.O., "Crack Closure and the Fatigue Crack Propagation Threshold as a Function of Load Ratio", Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 21, 1998, 847-855
- [5] Pippan, R., to be published in: ASTM STP 1372, J.C. Newman and R.S. Piascik, Eds., ASTM, West Conshohockenm PA., 1999
- [6] Elber, W., "The significance of fatigue crack closure ", ASTM STP 486, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1971, 230-242
- [7] James, M.N., "Some unresolved issues with fatigue crack closure-measurement, mechanism and interpretation problems", in: Advances in Fracture Research, ed. B.L. Karihaaloo, et al. Pergamon, Amsterdam, Vol. 5, 2403-2413, (1997)
- [8] Louat, N., Sadananda, K., Duesbury, M., Vasudevan, A.K., "A theoretical Evaluation of Crack Closure", Metall. Transactions A, 24A, 1993, 2225-2232
- [9] Marci, G., "Determination of the Partitioning Point Dividing ΔK into ΔK_{eff} , Engineering Fracture Mechanics, 53, 1995, 23-36
- [10] Döker, H. Bachmann, V., "Determination of Crack Opening Load by Use of Threshold Behaviour", ASTM STP 982, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1988, 274-259
- [11] Schindler, H.J., "Experimental Determination of Crack Closure by the Cut Compliance Technique ", Advances in Fatigue Crack Closure Measurement and Analysis, ASTM STP 1343, R.C. McClung and J.C. Newman, Jr., Eds., to be published 1998.
- [12] Schindler, H.J., Cheng, W., Finnie, I., "Experimental Determination of Stress Intensity Factors due to Residual Stresses", Experimental Mechanics, Vol. 37, No. 3 272-279, (1997)
- [13] Schindler, H.J., "Experimental Determination of Crack Closure by the Cut Compliance Technique ", Advances in Fatigue Crack Closure Measurement and Analysis, ASTM STP 1343, R.C. McClung and J.C. Newman, Jr., Eds., American Society for Testing and Materials, 1998.
- [14] de Koning, A.U. and Liefting, G., "Analysis of Crack Opening Behaviour by Application of a Discretized Strip Yield Model", ASTM STP 982, J.C. Newman and W. Elber, Eds., ASTM, Philadelphia, 437-458, 1988
- [15] R.A. Schmitt, P.C. Paris, in: ASTM STP 536, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1973, 79-94
- [16] P. Bertschinger, H.J. Schindler, G. Soyka, "Experimentelle Ermittlung der Risschliessung .." Berichtsband 31. Tagung des DVM AK Bruchvorgänge, 1999(vorliegender Berichtsband)
- [17] Schindler H.J., "Toughness evaluation and assessment of old bridge steel", Proceedings of IABSE syposium on extending the lifespan of structures, San Francisco, 1995, Vol. 73/2 p. 1313 – 1318