

Anhang zu:

**Nachrechnung
bestehender Stahl- und
Verbundbrücken
– Restnutzung**

von

Karsten Geißler
Sebastian Krohn

Technische Universität Berlin
Fachgebiet Entwerfen und Konstruieren- Stahlbau

**Berichte der
Bundesanstalt für Straßenwesen**

Brücken- und Ingenieurbau Heft B 123 – Anhang

bast

Anhang A – Grundlagen Spannungsmechanik

Ermittlung von Spannungsmechanik

Das Spannungsmechanik-Konzept wurde vornehmlich für den Nachweis von Schweißnähten entwickelt. Wesentlich ist, dass alle Spannungserhöhungen infolge makroskopisch-geometrischer Einflüsse, die sich durch Steifigkeit- bzw. Querschnittänderungen ergeben, aber nicht zur Schweißnaht selbst gehören, bereits auf der Einwirkungsseite erfasst werden. Sie sind in den sogenannten lokalen Bezugsspannungen oder Spannungsmechanik (engl. hot-spot-stress) enthalten. Lediglich die sich aus der Nahtform bzw. aus der Fertigung ergebenden Einflüsse wie z. B. ein konkaver, konvexer oder flacher Nahtquerschnitt oder die Ausbildung des Schweißnahtüberganges (Radius, Einbrand etc.) werden auf Seiten der Wöhlerlinie erfasst [10].

Die lokale Bezugsspannung ist die maximale Spannungsmechanik an der Stelle, an der in der Regel Ermüdungsrisse entstehen. Sofern eine Schweißnaht vorliegt, wird der Schweißnahtübergang als kritische Stelle betrachtet. In diesem Fall entspricht die lokale Bezugsspannung der maximalen geometrischen Spannungsmechanik entlang des Schweißnahtüberganges. Spannungsmechanik setzen sich aus dem über die Blechdicke konstanten und dem linearen Spannungsanteil zusammen, sodass sich der Maximalwert stets am Blechrand befindet. Der nichtlineare Spannungsanteil, vgl. Bild 61, darf für die Bestimmung von Spannungsmechanik nicht angesetzt werden, da dieser stark durch die Schweißnaht beeinflusst wird. Einflüsse der Naht selbst werden mit dem entsprechenden Spannungsmechanik-Kerbfall berücksichtigt.

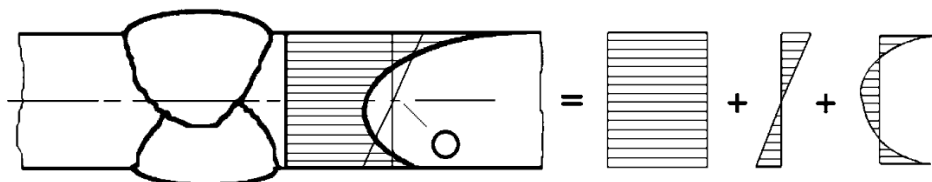


Bild 61: Nichtlineare Spannungsverteilung über die Blechdicke und die Zerlegung in einem konstanten, einem linearen und einem nichtlinearen Anteil, aus [8]

Spannungsmechanik variieren entlang der Schweißnaht sowie über die Blechdicke hinweg, vgl. Bild 62. Dementsprechend ist für die Spannungsermittlung ein detailliertes FE-Modell mit Flächen- oder Schalenelementen zur Bestimmung der maximalen Spannungsmechanik in der Nähe des Schweißnahtüberganges notwendig.

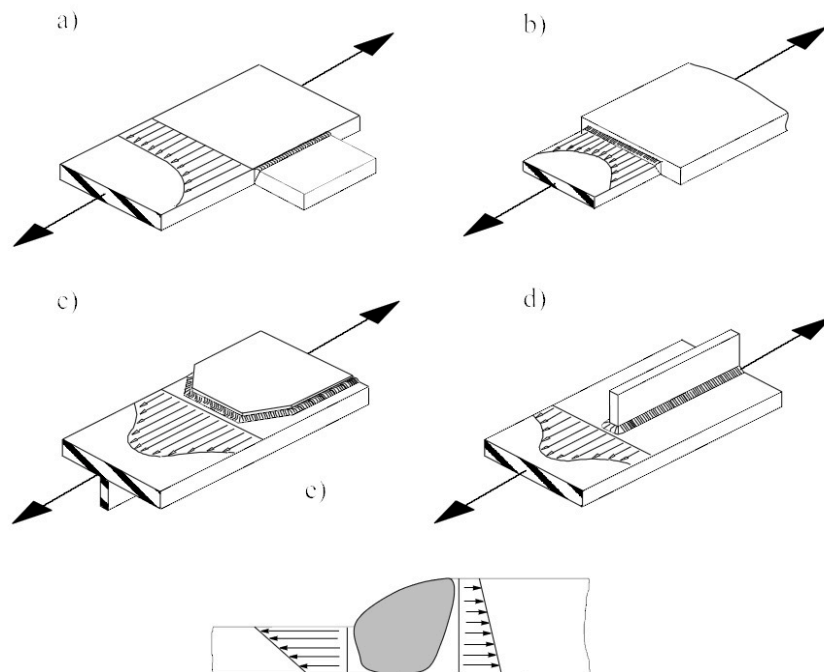


Bild 62: Strukturspannungsverläufe am Schweißnahtübergang an verschiedenen Details, aus [8]

Um nichtlineare Spannungsanteile bei der Spannungsermittlung am Schweißnahtfuß ausschließen zu können, werden die Oberflächenspannungen in der Regel an Referenzpunkten in einem gewissen Abstand zur Naht ermittelt und anschließend auf den Nahtübergang selbst extrapoliert. Bild 63 zeigt die reale Spannungsverteilung über die Blechdicke in der Nähe der Naht. Infolge der geometrischen Diskontinuität entsteht eine singuläre Spannungsspitze am Schweißnahtfuß mit einem hohen nichtlinearen Anteil.

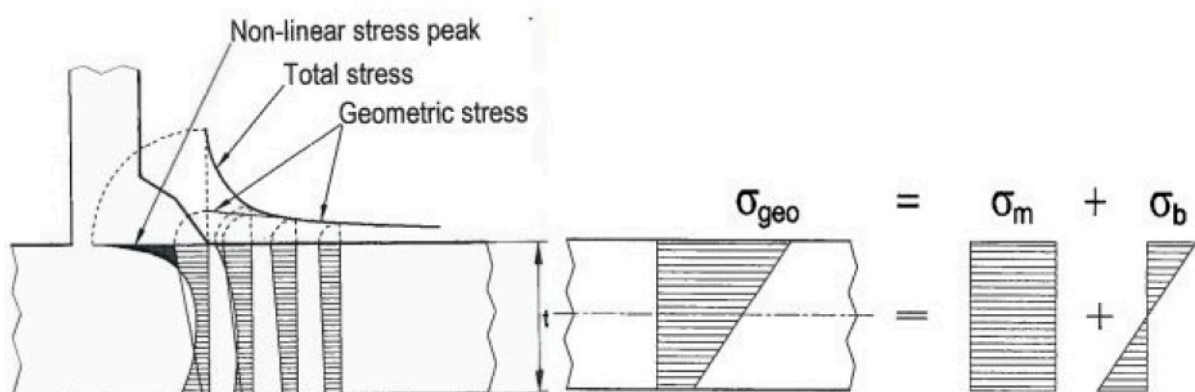


Bild 63: Hohe Spannungsspitze infolge des nichtlinearen Spannungsanteils (Eigenspannungen), aus [9]

In Bild 64 wird die Bestimmung der Strukturspannungen über die im Extrapolationsbereich zwischen $L_{r,min}$ und $L_{r,max}$ berechneten oder gemessenen Oberflächenspannungen veranschaulicht. Mithilfe die Extrapolation wird der nichtlineare Anteil vernachlässigt, sodass reine Strukturspannungen am Schweißnahtfuß ermittelt werden. Entsprechende Extrapolationsvorschriften unter Verwendung von 2 bzw. 3 Stützstellen werden in u. a. in [8] angegeben.

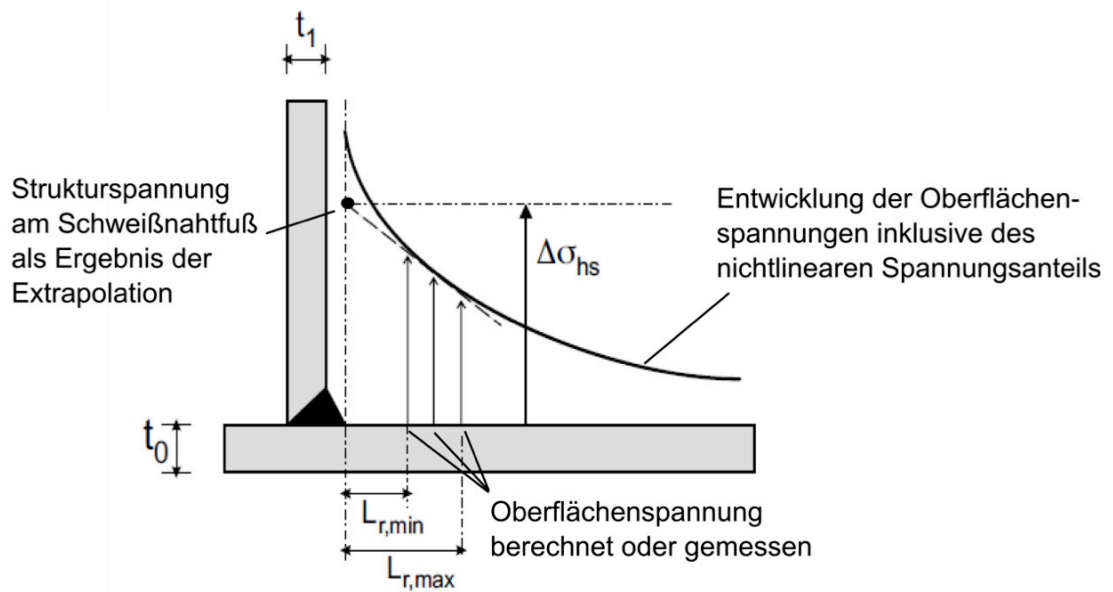


Bild 64: Strukturspannungsermittlung am Schweißnahtfuß mittels Extrapolation der Oberflächenspannungen im definierten Extrapolationsbereich, nach [10]

Alternativ kann zur Spannungsermittlung auf vertafelte Spannungskonzentrationsfaktoren zur Anpassung von Nennspannungen zurückgegriffen werden, solange durch diese Faktoren alle bis hin zum Schweißnahtübergang vorliegenden Spannungserhöhungen korrekt erfasst werden. Nach HAIBACH [6] können Strukturspannungen daher auch als verbesserte Nennspannungen im Bereich der Schweißnaht interpretiert werden.

Nachweise mit Strukturspannungen

Im Regelfall werden Strukturspannungsnachweise mit Hauptspannungen geführt. In den IIW-Empfehlungen [8] wird im Falle mehraxialer Spannungszustände in Blechebene folgendes Vorgehen empfohlen. Für den Fall, dass die betragsmäßig größere der beiden Hauptspannungen in einem Winkel $\alpha \leq 60^\circ$ zur Senkrechten zur Schweißnahtachse steht, darf die Hauptspannung σ_1 als Hotspot- oder Strukturspannung σ_{hs} verwendet werden, siehe Bild 65a). Falls erforderlich, ist die zweite Hauptspannung σ_2 gegen einen Nennspannungskerbfall mit einer Belastungsrichtung parallel zur Nahtachsachse nachzuweisen. Bei einem Winkel von $\alpha > 60^\circ$ sind nicht mehr Hauptspannungen, sondern die senkrecht (bzw. parallel) zur Nahtachse stehende Spannungsergebnisse zu verwenden, siehe Bild 65b).

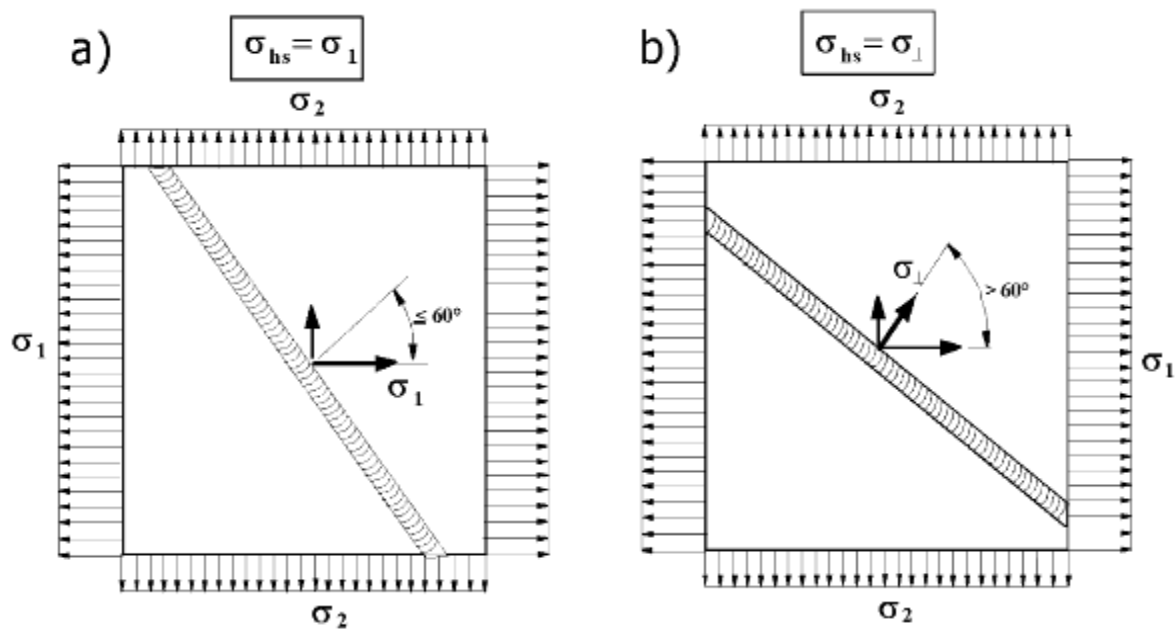


Bild 65: Empfehlungen für die Bestimmung der rechnerischen Hotspot-Spannungen bei zweiachialem Spannungszustand am Schweißnahtfuß, aus [8]

Anhang B – Grundlagen zum bruchmechanischen Nachweis- konzept

Anwendungsfälle

Das Hauptanwendungsgebiet der Bruchmechanik liegt in der Bestimmung des Risswachstums. Unter der Voraussetzung, dass ein Anriss von definierter Länge existiert, lässt sich beispielsweise die Dauer bis zum Erreichen der kritischen Risslänge bzw. zum Bruch berechnen. Mit dieser Rissfortschrittsberechnung liegt der Fokus also nicht auf der Betrachtung der gesamten Lebensdauer. Vielmehr beschränkt sich die Bruchmechanik auf die Bestimmung der Restlebensdauer nach Entstehung eines tatsächlichen oder angenommenen Anrisses. Somit eignen sich bruchmechanische Methoden zur Tragfähigkeitsbewertung von gerissenen Bauteilen und vor allem zum Führen eines Inspektionsintervallnachweises.

Die praxisrelevante Anwendung bruchmechanischer Nachweiskonzepte im Massivbrückenbau ist dem Autor nicht bekannt. Somit beschränken sich die folgenden Ausführungen zur Bruchmechanik ausschließlich auf Bauteile aus Baustahl.

Bruchmechanische Grundlagen

Zur Entstehung eines Risses und den zugehörigen Bruchflächen müssen die atomaren bzw. molekularen Bindungen unter Wirkung einer mechanischen Beanspruchung überwunden werden [11]. Die nachfolgende Herleitung ist in weiten Teilen [11] entnommen.

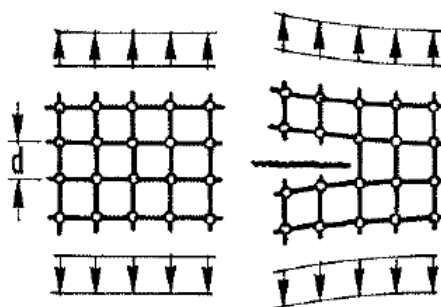


Bild 66: Atomgitter ungerissen (links), an der Risspitze (rechts), aus [3]

Zur Überwindung der Kohäsionsfestigkeit zweier Gitterebenen ist folgende Zugspannung notwendig, Bild 67.

$$\sigma = \sigma_{max} \sin\left(\frac{2\pi x}{\lambda}\right) \approx \sigma_{max} \frac{2\pi x}{\lambda}$$

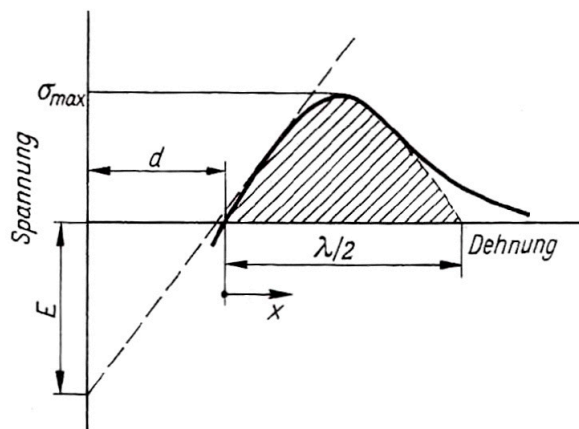


Bild 67: Atomares Spannungs-Dehnungsdiagramm, aus [11]

Mit dem Hookschen Gesetz lässt sich schreiben:

$$\sigma = E \frac{x}{d}$$

Aus der oben stehenden Gleichung erhält man:

$$\sigma_{max} = \frac{E\lambda}{2\pi d}$$

Die beim Überwinden der atomaren Bindungen benötigte Energie entspricht der in Bild Bild **67** schraffierten Fläche:

$$W = \int_{x=0}^{\lambda/2} \sigma_{max} \sin\left(\frac{2\pi x}{\lambda}\right) dx = 2\gamma_0$$

Schließlich ergibt sich folgende Gleichung, vgl. [11]:

$$\sigma_{max} = \sqrt{\frac{E\gamma_0}{d}}$$

Die zur Trennung der Atomebenen erforderliche Spannung σ_{max} wird auch als ideale ZerreiBfestigkeit bezeichnet und enthält die spezifische Oberflächenenergie γ_0 . Diese Oberflächenenergie ist eine physikalisch messbare Stoffkonstante [3] und ein Maß für die atomaren Bindungskräfte. Sie liegt für metallische Werkstoffe bei etwa 10 J/m^2 .

Für Stahl ergibt sich z. B.:

$$\sigma_{max} = \sqrt{\frac{21.000 \text{ kN/cm}^2 \cdot 10^{-5} \text{ kNcm/cm}^2}{3 \cdot 10^{-8} \text{ cm}}}$$

$$\sigma_{max} = \frac{2.646 \text{ kN}}{\text{cm}^2} = \frac{E}{8}$$

Diese ideale Zerreißfestigkeit liegt allerdings um 2-3 Größenordnungen über den in Versuchen ermittelten Werten. Ursachen für diese enorme Differenz zwischen theoretischem und gemessenem Wert sind Fehlstellen und Risse innerhalb der Kristallstruktur. Die Fehlstellen führen zu einem Bruchvorgang, der stufenweise erfolgt, sodass nicht alle atomaren Bindungen zusammen aufgebrochen werden müssen, um den Bruch einzuleiten. Vielmehr entsteht ein Anfangsriß der sich schnell bis zum Durchri vergrößert [12].

Zur Beschreibung eines Risses existiert eine Vielzahl von Rissmodellen. Das bekannteste Modell ist das nach Griffith, bei dem von einem langen, schmalen Riss der Länge $2a$ in einer unter Zugspannung stehenden, unendlich großen Scheibe ausgegangen wird. Führt man zusätzlich noch eine unendlich große Plattendicke ein, so erhält man einen theoretisch kreisrunden, nach [11] „pfennigfrmigen“ Riss innerhalb dieses Körpers.

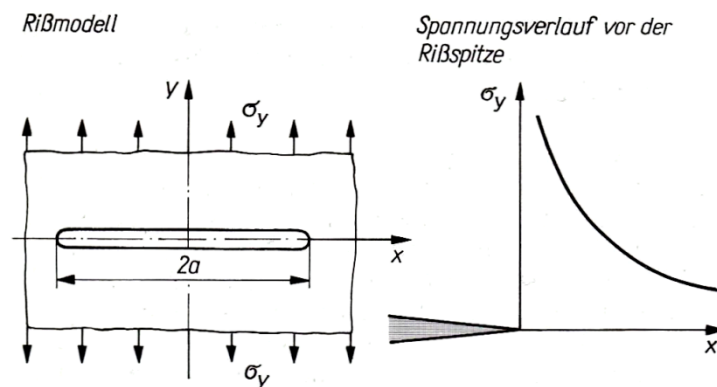


Bild 68: Rissmodell nach Griffith, aus [11]

Zur Vergrößerung des Risses muss die aufgebraachte Energie größer oder gleich der zur Bildung der Bruchflächen benötigten Oberflächenenergie sein. Auf Basis des Griffith-Risses führt dieser Ansatz zu einer kritischen, risserzeugenden Spannung von:

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{2E\gamma_0}{\pi a}}$$

Die kritische Risslänge ergibt sich somit zu:

$$a_c = \frac{2E\gamma_0}{\pi\sigma^2}$$

Die kritische Zugspannung für ein Bauteil mit einem 1 mm langen Riss ($2a = 0,1 \text{ cm}$) beträgt auf Basis der spezifischen Oberflächenenergie γ_0 :

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{2 * 21.000 \text{ kN/cm}^2 * 10^{-5} \text{ kNcm/cm}^2}{\pi * 0,05 \text{ cm}}}$$

$$\sigma_c = 1,64 \text{ kN/cm}^2$$

Theoretisch würde also ein 1 mm breiter Riss bei einer statischen Belastung von 16,4 N/mm² zum Bruch führen. Das reale Tragverhalten von Stahl ist hingegen deutlich gutmütiger, was sich auf die plastische Verformbarkeit bzw. Fließfähigkeit zurückführen lässt. In plastisch verformbaren Metallen werden Spannungsspitzen an der Risspitze durch die Erzeugung und Bewegung von Versetzungen im Metallgefüge abgebaut. Somit ist für ein Risswachstum die in Abhängigkeit der Verformungsfähigkeit des Werkstoffes bestimmbare effektive Oberflächenenergie γ_{eff} mit $\gamma_{\text{eff}} \approx (10 \text{ bis } 10^3) \gamma_0$ zu überwinden ist, um neue Bruchflächen zu erzeugen, vgl. [11].

Die Entstehung kleiner plastisch verformter Zonen im Bereich der Risspitze wird durch das Rissmodell nach IRWIN, siehe z. B. [11], erfasst. Dieses Modell bildet u. a. die Grundlage für die linear elastische Bruchmechanik.

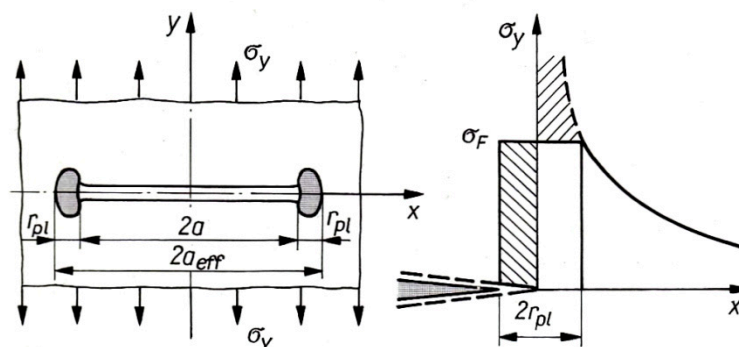


Bild 69: Rissmodell nach IRWIN, aus [11]

Im Unterschied zum Griffith-Modell sollten beim Kleinbereichsfließen gemäß dem Rissmodell nach IRWIN die plastisierten Bereiche beidseits des Risses durch die effektive Risslänge von $2a_{\text{eff}}$ berücksichtigt werden. In allen folgenden Betrachtungen wird von der Annahme Gebrauch gemacht, dass die Fließbereiche an den Risspitzen derart klein sind, dass die effektive Risslänge mit $2a_{\text{eff}} \approx 2a$ ausreichend genau beschrieben ist.

Linear elastische Bruchmechanik

Die linear elastische Bruchmechanik (LEBM) basiert auf der Annahme, dass der Bruch als Spröbruch ohne Ausbildung von nennenswerten Fließbereichen stattfindet. Aufgrund der Spannungskonzentrationen an der Risspitze ist stets eine mehr oder weniger stark ausgeprägte Fließzone vorhanden, sodass die LEBM strenggenommen nur dort anzuwenden ist, wo diese plastisierten Bereiche im Verhältnis zum Bauteilquerschnitt sehr klein bleiben, vgl. Bild 70.

Eine wesentliche Berechnungsgröße in der LEBM ist der Spannungsintensitätsfaktor K . Er wird für die drei in Bild 71 dargestellten Rissöffnungsarten (o. -modi) unterschiedlich definiert. Vor allem Modus I kommt in praxisrelevanten Fällen zur Anwendung, da der Werkstoffwiderstand gegenüber Beanspruchungen nach Modus I im Regelfall geringer ist als nach Modus II oder III.

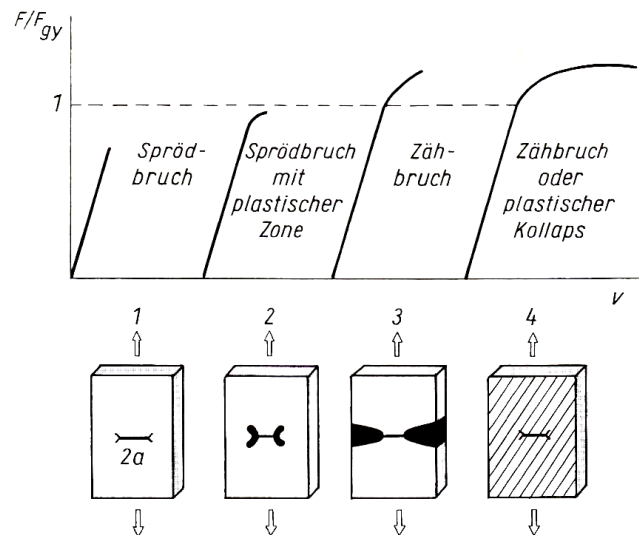


Bild 70: Verformung eines gerissenen Bauteils bis zum Bruch, aus [11]

1 - linear elastische Verformungen

2 - Ausbildung einer begrenzt plastischen Zone vor der Rissspitze

3 - plastische Verformungen im Rissligament

4 - ausgedehntes plastisches Fließen

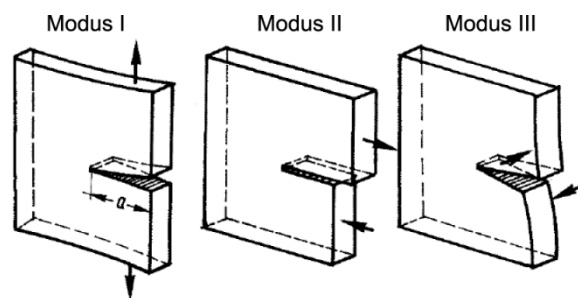


Bild 71: Rissöffnungsmodi, Darstellung aus [3]

Im Grunde dient der Spannungsintensitätsfaktor zur Beschreibung des Spannungsfeldes an der Rissspitze unter der Voraussetzung eines linear elastischen Materialverhaltens. Damit ist er auch eine wesentliche Kenngröße für die Berechnung des Rissfortschrittes oder das Führen bruchmechanischer Nachweise. Geht man von einem Polarkoordinatensystem an der Rissspitze aus, in dem alle in einem flächigen Bauteil (Blech) vorhandenen Punkte mit dem Radius r und dem Winkel Θ beschreibbar sind, so kann der Spannungszustand nach [11] mithilfe folgender Gleichung beschrieben werden:

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

Hierbei geht die Funktion $f_{ij}(\theta)$ als dimensionslose Größe mit ein. Als explizite Lösung dieser Gleichung für den Modus I ergibt sich die sogenannte Williams-Irwin-Gleichung [11]:

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \begin{bmatrix} 1 - \sin\frac{\theta}{2} \sin\frac{3\theta}{2} \\ 1 + \sin\frac{\theta}{2} \sin\frac{3\theta}{2} \\ \sin\frac{\theta}{2} \cos\frac{3\theta}{2} \end{bmatrix}$$

Der Zusammenhang zwischen Spannungsintensitätsfaktor K_I und Berechnungsgrößen, wie z. B. der spezifischen Oberflächenenergie lässt sich mit folgender Gleichung veranschaulichen. Für einen mittigen Riss in einem unendlich großen Blech (Griffith-Riss) gilt folgender Zusammenhang für den ebenen Spannungszustand [3]:

$$2\gamma_0 = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} = \frac{K_I^2}{E}$$

Grundsätzlich berechnet sich der Spannungsintensitätsfaktor wie folgt:

$$K = \sigma \cdot \sqrt{\pi a} \cdot Y(a)$$

Hierbei ist $Y(a)$ eine dimensionslose Geometriefunktion, die entsprechend der Rissöffnungsart zu wählen ist. Für das oben erwähnte, mittig gerissene Blech (Griffith-Riss) ist $Y(a) = 1$.

Nach der LEBM liegt ein Bauteilversagen vor, wenn der vorhandene Spannungsintensitätsfaktor K den kritischen Wert K_c übersteigt. K_c wird auch als Risszähigkeit bezeichnet und kennzeichnet den Beginn der instabilen Rissausbreitung. Für alle drei Rissöffnungsmodi werden die kritischen Werte als K_{Ic} , K_{IIc} und K_{IIIc} für den ebenen Dehnungszustand ermittelt. In [3] werden als Anhaltswerte für die Risszähigkeit $K_{Ic} = 3.000 - 4.000 \text{ N/mm}^{3/2}$ für St37 und $K_{Ic} = 4.000 - 5.000 \text{ N/mm}^{3/2}$ für St52 bei Raumtemperatur angegeben.

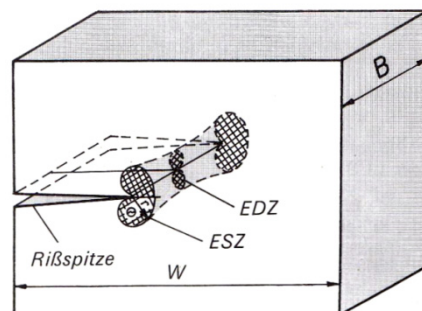


Bild 72: Form der plastischen Zone bei Kleinbereichsfließen, aus [11]

Wie Bild 72 zeigt, liegt der ebene Dehnungszustand (EDZ) innerhalb der plastizierten Zone nur in Bereichen mit behinderter Querkontraktion, also nur in ausreichender Entfernung zum freien Rand vor. Im Gegensatz dazu ist der ebene Spannungszustand (ESZ) an der Bauteiloberfläche vorhanden. Dementsprechend überwiegt bei dünnen Blechen der ESZ und bei dickeren Bauteilen der EDZ, sodass sich für die Ermittlung eines kritischen Spannungsintensitätsfaktors eine Dickenabhängigkeit ergibt. Hierbei stellt das Versagen dicker Bauteile einen unteren Grenzwert dar, wie Bild 73 zeigt. Der auf Grundlage eines ebenen Dehnungszustandes ermittelte kritische Spannungsintensitätsfaktor K_c liegt somit stets auf der sicheren Seite.

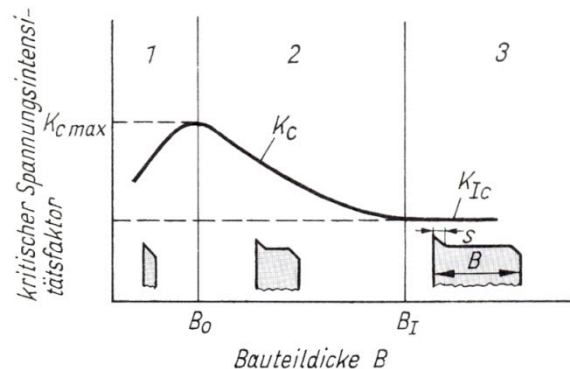


Bild 73: Dickenabhängigkeit von K_c für Modus I, aus [11]

- 1 - ebener Spannungszustand
- 2 - gemischter Spannungszustand
- 3 - ebener Dehnungszustand

Bruchmechanik bei zyklischer Beanspruchung

Ausgehend von der Tatsache, dass die Spannungsschwingbreite an der Risspitze die maßgebende Bestimmungsgröße für das Risswachstum ist, ergibt sich in Anlehnung an die linear elastische Bruchmechanik und unter Ansatz der Spannungsschwingbreite im Bauteil eine Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors:

$$\Delta K = K_{max} - K_{min} = \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi a} \cdot Y(a)$$

In Bild 74 zeigt sich, dass ΔK mit wachsender Risslänge bei konstant einwirkender Lastwechselbeanspruchung stetig ansteigt. Die in Bild 74 dargestellte S-Kurve (im rechten Teilbild) ist ein charakteristischer Verlauf für die doppellogarithmische Darstellung des Zusammenhangs zwischen der Rissfortschrittsrate und der Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors. Die Kurve beginnt in Bereich I mit ΔK_0 . Bei ΔK_0 liegt die Rissfortschrittsrate bei null. Das heißt, dass für alle Beanspruchungen, die ΔK_0 übersteigen, kein Rissfortschritt nachweisbar ist. Nach [2] ist $\Delta K_0 = 180 \text{ N/mm}^{3/2}$ eine bewährte, die untere Streubandgrenze für Baustähle kennzeichnender Wert. In [5] wurde zur Berechnung stählerner Eisenbahnbrücken ein Schwellwert von $\Delta K_0 = 70 \text{ N/mm}^{3/2}$ für alte Baustähle gewählt. Allgemein gilt der Einfluss der Mikrostruktur, der Mittelspannung sowie der Umgebungsmedien auf das Risswachstum in Bereich I als groß [11].

Von ΔK_0 aus schwenkt der Graph am Übergang zum Bereich II asymptotisch auf den Verlauf der sogenannten Paris-Geraden ein. Der im doppelt-logarithmischen Maßstab annähernd gerade Verlauf wird durch die Paris-Gleichung beschrieben:

$$\frac{da}{dn} = C \cdot \Delta K^m$$

Der Bereich II beschreibt den stabilen zyklischen Rissfortschritt. Die Kenngrößen C und m erweisen sich nach [6] als mittelspannungsabhängig. Für m bewegen sich praxisrelevante Werte für Baustähle St37 und St52 zwischen $m = 2,25$ und $m = 4$. Von RADAJ [2] werden für St37 und St52 $m = 3,33$ bzw. $m = 3,18$ sowie $C = 1,37 \cdot 10^{-14}$ bzw. $C = 3,39 \cdot 10^{-14}$ (für da/dn in mm je Schwingspiel und ΔK in $N/mm^{3/2}$) angegeben. In [5] wurde für den Betriebsintervallnachweis stählerner Eisenbahnbrücken $m = 3$ und $C = 4 \cdot 10^{-13}$ angesetzt, da diese Werte eine sichere Abschätzung für alte Baustähle darstellen. Gemäß [11] ist der Einfluss der Mikrostruktur, der Umgebungsmedien, sowie der Bauteildicke in Bereich II relativ gering.

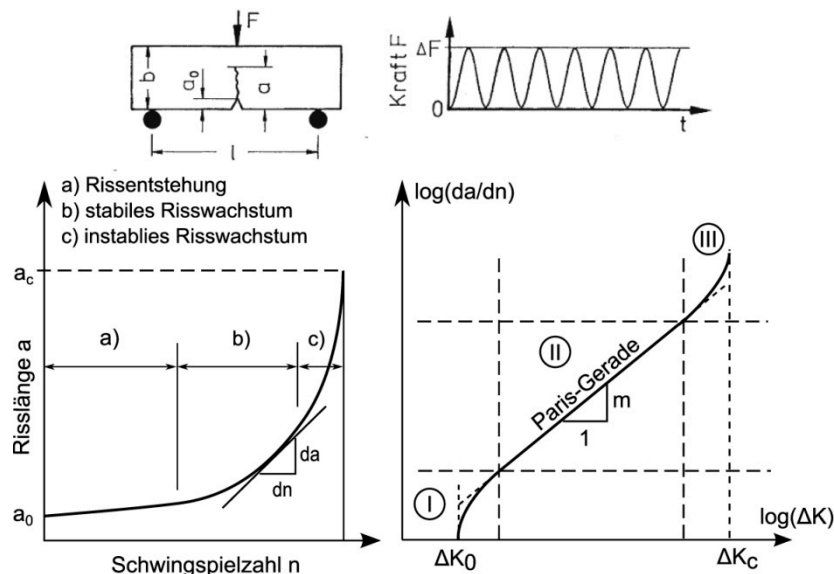


Bild 74: Risslänge a über der Schwingspielzahl (links) und Rissfortschrittsrate als Funktion der Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors (rechts), nach [6]

Bereich III kennzeichnet die Phase des beschleunigten Rissfortschritts bis zum Restbruch. In dieser Phase gewinnen nach [11] der Einfluss der Mikrostruktur, der Bauteildicke und der Mittelspannung im Vergleich zum Bereich II wieder an Bedeutung.

Der Restbruch tritt auf, wenn die kritische Spannungsintensität erreicht wird. Gemäß HAIBACH [6] wird diese mittelspannungsabhängig angegeben mit:

$$\Delta K_c = (1 - R) \cdot K_c$$

Für die Paris-Gleichung existieren mehrere Formen, durch die nicht nur Bereich II beschrieben werden kann. Z. B. lässt sich mit der folgenden Variante eine Näherung für die Bereiche I und II angeben [6]:

$$\frac{da}{dn} = C \cdot [\Delta K^m - \Delta K_0^m]$$

Die Beschreibung des Rissfortschritts über die Bereiche I, II und III kann mit folgendem Ansatz gelingen [6]:

$$\frac{da}{dn} = \frac{C \cdot [\Delta K - \Delta K_0]^m}{[(1 - R) \cdot K_c - \Delta K]}$$

Nach [2] kann Gleichung oben stehende Gleichung für $\Delta K_0 \ll \Delta K \ll (1 - R)K_c$ auch in folgende vereinfachte Form gebracht werden:

$$\frac{da}{dn} = \frac{C \cdot \Delta K^m}{(1 - R)}$$

Neben der Korrelation zur Mittelspannung ist die Temperaturabhängigkeit der Rissfortschrittsrate zu erwähnen. Der Grund hierfür liegt in der Versprödung des Baustahls bei niedrigen Temperaturen. Das Plastizierungsvermögen an der Risspitze nimmt entsprechend ab, sodass das Risswachstum beschleunigt wird (vgl. kritische, risserzeugende Spannung).

Eine sehr umfassende Beschreibung für bruchmechanische Berechnungsmethoden wird u. a. im British Standard BS 7910 [7] bereitgestellt. Hier finden sich auch umfangreiche Angaben zu Ermittlung von Spannungsintensitätsfaktoren sowie Angaben zu den Konstanten C und m.

Restnutzungsdauernachweis

Wie bereits beschrieben, ist für bruchmechanische Nachweismethoden stets die Annahme eines Anrisses der Länge a_0 nötig. Da die angegebenen Zusammenhänge bei Mikrorissen ($a < 0,1$ mm, [11]) zum Teil ihre Gültigkeit verlieren, sollte die Anrisslänge weit genug davon entfernt liegen. Sofern der Restnutzungsdauernachweis auf Basis der Ergebnisse einer Bauwerksprüfung sowie eines dort gefundenen Risses geführt werden soll, ist die zum Zeitpunkt der Prüfung t vorliegende Risslänge a_t als Startwert zu setzen. Des Weiteren ist die kritische Risslänge a_c zu bestimmen. Sie liegt vor, wenn $K_{\max}(a) = K_c$ ist. Anschließend kann die noch ertragbare Lastspielzahl auf Grundlage der letzten Gleichung über folgendes Integral berechnet werden:

$$n_{rest} = \int_{a_t}^{a_c} \frac{(1 - R)}{C \cdot \Delta K^m} da = \int_{a_t}^{a_c} \frac{(1 - R)}{C \cdot [\Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi a} \cdot Y(a)]^m} da$$

Für den Fall, dass die Geometriefunktion Y nicht abhängig von a ist lässt sich das Integral direkt lösen:

$$n_{rest} = \frac{(1 - R)}{\left[1 - \frac{m}{2}\right] \cdot C [\Delta\sigma Y \sqrt{\pi}]^m} \left(a_c^{(1-\frac{m}{2})} - a_t^{(1-\frac{m}{2})} \right)$$

Ist ΔK jedoch abhängig von der Risslänge a , wird das Integral in der Regel programmunterstützt bzw. numerisch gelöst.

Betriebsintervallnachweis

Beim Betriebsintervallnachweis wird ein Anriss der Länge a_0 unterstellt, der im Rahmen einer Bauwerksprüfung gerade noch nicht die Größe erreicht hat, mit welcher der Riss sicher entdeckt wird. Von dieser Annahme ausgehend wird die Restnutzungsdauer bis zum Bruch berechnet, um ein sicheres Prüfintervall festzulegen. Mit Sicherheit ist es eine Ermessensfrage, ab welcher Risslänge ein Riss sicher entdeckt wird. Somit ist erstens die Festlegung der Anrisslänge a_0 mit Unsicherheiten behaftet und zweitens sei darauf hingewiesen, dass nicht jeder mögliche Anriss im Rahmen einer Sichtprüfung identifizierbar ist, vgl. Bild 75.

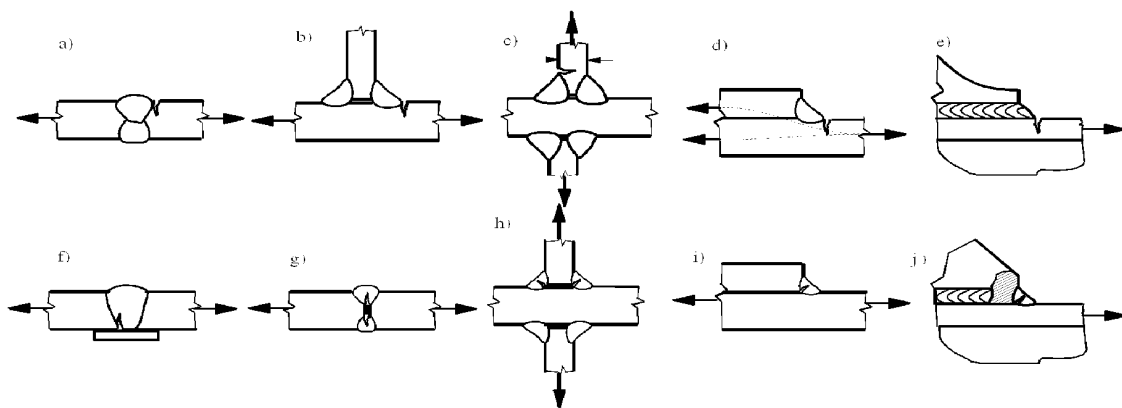


Bild 75: Visuell erkennbare (oben) und nicht erkennbare (unten) Anrisse, aus [8]