

# **Abschätzung der Bruchzähigkeit aus der Bruch- oder Kerbschlagarbeit.**

## **Estimation of Fracture Toughness from the Charpy Fracture Energy**

Hans-Jakob Schindler

### **Zusammenfassung**

*Mittels eines einfachen mechanischen Modells wurde ein Zusammenhang zwischen der gesamten Brucharbeit eines angerissenen Balkens unter Biegung und der Bruchzähigkeit hergeleitet. Ergänzt durch eine Korrektur für die relativ kurze und ausgerundete Kerbe lässt sich daraus eine Formel zur Berechnung des kritischen J-Integrals aus der Kerbschlagarbeit erhalten. Diese Formel gilt, anders als die bekannten empirischen Korrelationsformeln, allgemein für alle elastisch-plastischen Werkstoffe und darf, da bei der Herleitung auf Konservativität der Annahmen geachtet wurde, in allen Fällen als konservativ betrachtet werden. Obschon sie nur für die Hochlage hergeleitet wurde, lässt sie sich auch im zäh-spröd-Übergangsbereich als untere Grenze anwenden. Will man in diesem Bereich Überkonservativität vermeiden, ist die bekannte Verschiebung der Übergangstemperatur zusätzlich zu berücksichtigen. Vergleiche mit experimentellen Daten aus eigenen Versuchen und der Literatur bestätigen die Zuverlässigkeit der vorgeschlagenen Berechnungsformel.*

### **Abstract**

*By means of a simplistic mechanical model a mathematical relation between the total fracture energy of an edge-cracked beam under bending and the fracture toughness was derived. Inserting the parameters of the standard Charpy specimens and accounting for the finite root radius and the shallowness of the notch, an equation to calculate fracture toughness from the Charpy fracture energy was obtained. Unlike the commonly used empirical correlation formulas, the presented equation is applicable to any elastic-plastic material. From its theoretical basis and the underlying assumptions it is expected to be conservative in any case. Although the derivation only holds for the upper-shelf regime, it also is applicable to the brittle-to-ductile transition regime as a lower bound. In this range, the degree of conservatism can be reduced by accounting for the well-known shift of the transition temperature. Comparison with experimental data confirm these features of the presented formula.*

## **1. Einleitung**

Schon seit den Anfängen der technischen Bruchmechanik in den Sechzigerjahren wird immer wieder versucht, die Kerbschlagarbeit KV und die Bruchzähigkeit  $K_{Ic}$  miteinander in Verbindung zu bringen. Vor der Einführung der J-Integral-Prüftechnik war die experimentelle Ermittlung der Bruchzähigkeit wegen der restriktiven Größenbedingung praktisch auf hochfeste Stähle beschränkt, so dass es ein grosses Bedürfnis gab, diese als Alternative aus der Kerbschlagarbeit abzuschätzen. Aus dieser Zeit stammen verschiedene bekannte Korrelationsformeln [1 – 4]. Auch heute noch ist ihre Verwendung zur

Abschätzung von  $K_{Ic}$  oder  $J_{Ic}$  sehr populär, sind doch normgerechte bruchmechanische Versuche immer noch sehr viel aufwendiger als Kerbschlagbiegeversuche. Bei den bekannten Korrelationsformeln handelt es sich ausschliesslich um rein empirische Gesetzmässigkeiten, deren Gültigkeitsbereich und Genauigkeit jeweils nur schlecht definiert sind. Mit ihrer Anwendung ist deshalb immer auch eine gewisse Unsicherheit der Ergebnisse verbunden. In praktischen Anwendungen der Bruchmechanik geht es aber oft in erster Linie um einen nachvollziehbaren Sicherheitsnachweis. Das verlangt, dass alle Berechnungsschritte theoretisch begründet oder zumindest nachweisbar konservativ sind. Deshalb sind auch zur Abschätzung der Bruchzähigkeitswerte Bestimmungsformeln nötig, deren Zuverlässigkeit und Anwendbarkeit durch ein adäquates theoretisches Fundament gesichert ist.

Generell lassen sich empirische Gesetze nur zu Interpolationszwecken in dem Gebiet verwenden, das durch die zugrundeliegenden experimentellen Daten abgedeckt wird. Deshalb ist der Anwendungsbereich der besagten Korrelationsformeln immer auf bestimmte Werkstoffkategorien und Zähigkeitsklassen beschränkt. Weit leistungsfähiger und zuverlässiger sind dagegen solche Gesetze, deren funktionale Ansätze auf der mathematischen Beschreibung physikalischer Modelle beruhen. Da solche Modelle zugunsten einer angemessenen Einfachheit im allgemeinen eine beschränkte Genauigkeit aufweisen, werden sie wenn möglich mittels experimenteller Daten gewissermassen geeicht, was zu leistungsfähigen sogenannten semi-empirischen Formeln führt. Diese unterscheiden sich von den rein empirischen typischerweise dadurch, dass sie dimensionsmässig korrekt – und damit auch auf andere Probenabmessungen als nur die Normprobe anwendbar sind - und dass sie die relevanten weiteren Materialparameter in funktional richtiger Form mit beinhalten – und damit eine breitere Materialpalette abdecken. Derartige physikalisch abgestützte, theoretische oder semi-empirische Formeln sind sowohl für Inter- als auch für Extrapolationen zulässig. Einige in diesem Sinn semi-empirische Korrelationsformeln zur Abschätzung der Bruchzähigkeit aus der Charpy-Brucharbeit wurden vom Autor in [5] vorgeschlagen.

Im vorliegenden Aufsatz wird noch ein Schritt weiter gegangen und gezeigt, wie auf der gleichen Basis auch Beziehungen hergeleitet werden können, die aufgrund ihrer theoretischen Herleitung als eigentliche Bestimmungsgleichungen für untere Grenzwerte der Bruchzähigkeit gelten dürfen. Um seinen Rahmen nicht zu sprengen beschränkt sich der Bericht darauf, die wichtigsten Gedankengänge und physikalischen Hintergründe der präsentierten Beziehungen auszuleuchten. Für die Berechnungsmodelle im Einzelnen und die mathematischen Herleitungen wird auf weitere Arbeiten [5 – 8] verwiesen.

## **2. Allgemeines zum Zusammenhang zwischen Brucharbeit und Bruchzähigkeit**

Zwischen der Kerbschlagarbeit,  $KV$ , und der Bruchzähigkeit,  $K_{Jd}$  oder  $J_{Id}$  (diese Parameter, die ja bekanntlich ineinander umrechenbar sind, werden hier beide als Bruchzähigkeit bezeichnet) besteht eine relativ enge qualitative Verwandtschaft - soviel ist zumindest intuitiv klar. Beide charakterisieren auf ihre Art das Bruchverhalten eines Werkstoffs in Gegenwart versprödender Bedingungen wie Spannungskonzentration, Mehrachsigkeit, Temperatur und Belastungsgeschwindigkeit. Während der Bruchzähigkeit

aber eine solide Theorie der Rissstabilität zugrunde liegt, in der  $K_{Ic}$  oder  $J_{Ic}$  den Rissausbreitungswiderstand charakterisieren, stellt die Kerbschlagarbeit KV lediglich eine intuitiv begründet, technologische Grösse dar, die nur an der genau definierten Normprobe zu ermitteln ist und keine quantitative Übertragung auf ein Bauteil erlaubt. In KV gehen alle am Bruch beteiligten physikalischen Prozesse ein, die zur Energiedissipation beitragen. Das sind im wesentlichen folgende: Die anfängliche plastische Verformung des Werkstoffs im Kerbgrund, die Risseinleitungsprozesse, die Rissausbreitung, die plastische Rotation des vom Restquerschnitt gebildeten plastischen Gelengs sowie die Bildung der Scherlippen und ihr anschliessendes Schubversagen. Dabei ist der mit der Rissinitiierung direkt verbundene Energieanteil, der zur Bestimmung der Bruchzähigkeit massgebend wäre, in allgemeinen verschwindend klein, was ihre Identifizierung aus der gesamten Brucharbeit schwierig und ungenau macht. Des weitem liegt bei der Kerbschlagprobe wegen des endlichen Kerbradius und der relativ geringen Tiefe eine im bruchmechanischen Sinn zu schwache Spannungskonzentration und Mehrachsigkeit (Constraints) vor. Ein direkter, theoretischer Zusammenhang zwischen der Bruchzähigkeit und der Kerbschlagzähigkeit erscheint deshalb als weitgehend ausgeschlossen.

Wie im folgenden gezeigt wird, lassen sich durch Anwendung geeigneter Modelle überraschenderweise dennoch mathematische Beziehungen zwischen der gesamten Brucharbeit und der Bruchzähigkeit herstellen, die eine Abschätzung konservativer Bruchzähigkeitskennwerte erlauben. Hierzu sind einfache mechanische Modelle weit geeigneter sind als ausgeklügelten Theorien oder detaillierte FEM-Berechnungen, geht es doch vor allem darum, hinreichend einfache mathematische Grundbeziehungen zu erhalten. Das allgemeine Vorgehen ist nachfolgend beschrieben. Ausgangspunkt ist die in [6 - 8] vorgeschlagene Methode zur Ermittlung der J-R-Kurve aus einem instrumentierten Kerbschlagbiegeversuch an einer angeschwungenen Probe. Diese Formeln werden hier mittels einer weiteren mathematischen Bedingung so modifiziert, dass nur die gesamte Brucharbeit als Eingabeparameter erfordern, so dass sie auch auf den nicht-instrumentierten Schlagbiegeversuch mit einer angeschwungenen Biegeprobe angewendet werden können. Schliesslich lässt sich daraus durch Einsetzen der geometrischen Parameter für die Norm-Probe, einer näherungsweisen Berücksichtigung des endlichen Kerbradius und der wegen der relativ geringen Kerbtiefe reduzierten Constraints eine immer noch relativ einfache Formel zur Berechnung von  $J_{Ic}$  aus KV herleiten, die im Prinzip ohne empirische Daten auskommt.

### 3. Ermittlung der J-R-Kurve aus der Brucharbeit in der Hochlage

In einem ersten Schritt wird in diesem Abschnitt ein Zusammenhang zwischen der gesamten Brucharbeit,  $W_t$ , und der J-R-Kurve ermittelt. Wie in [6 - 8] gezeigt lässt sich letztere aus einem Kraft-Weg-Diagramm eines instrumentierten Schlagbiegeversuchs an einer angeschwungenen Proben (Fig. 1 und 2) näherungsweise berechnen. Im zugrundeliegenden Modell wird angenommen, dass die duktile Rissausbreitung innerhalb des J-kontrollierten Bereichs (d.h. für etw  $\Delta a = b_0/10$ ) dem oft verwendeten Ansatz

$$J(\Delta a) = C \Delta a^p \quad (1)$$

folgt. Die Konstanten C und p lassen sich aus der Übergangsbedingung der J-R-Kurve zum nicht-J-kontrollierten Bereich finden, wobei angenommen wird, dass der Rissverlauf in diesem restlichen Intervall durch einen konstanten Rissöffnungswinkel (CTOA) bestimmt wird. Man erhält

$$C = \left(\frac{2}{p}\right)^p \cdot \frac{\mathbf{h}(a_0)}{\mathbf{k}(a_0/W) \cdot B (W - a_0)^{1+p}} \cdot W_t^p \cdot W_{mp}^{1-p} \quad (2)$$

$$p = \frac{3}{4} \cdot \left(1 + \frac{W_{mp}}{W_t}\right)^{-1} \quad (3)$$

$\eta(a_0)$  stellt den „ $\eta$ -Faktor“ dar, d.h. gemäss [9]:

$$\mathbf{h} = 13.81 \cdot \frac{a}{W} - 25.12 \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^2 \quad \text{für } 0 < a/W < 0.275 \quad (4a)$$

$$\mathbf{h} = 1.859 + 0.03/(1-a/W) \quad \text{für } a > 0.275W \quad (4b)$$

Die Funktion  $\kappa(a_0/W)$  ist eine halb-empirische Korrekturfunktion zur Berücksichtigung der bei Risslängen von  $a_0 < 0.5W$  nicht vollständig entwickelten Mehrachsigkeit an der Rissspitze („Constraints“). Basierend auf experimentellen Daten [10, 11] und theoretischen Zusammenhängen [12] wird sie als

$$\mathbf{k}(a_0/W) = 1 + 9 \cdot \left(0.5 - \frac{a_0}{W}\right)^2 \quad \text{für } a_0 < 0.5W \quad (5a)$$

$$\mathbf{k}(a_0/W) = 1 \quad \text{für } a_0 > 0.5W \quad (5b)$$

angenähert. Zur Ermittlung der J-R-Kurve nach (1) – (5) wird somit lediglich die dissipierte Energie beim Kraftmaximum,  $W_{mp}$ , und die gesamte Bruchenergie,  $W_t$ , als experimentell zu bestimmende Eingabedaten benötigt. Bei beiden handelt es sich um gut definierte, leicht und mit guter Genauigkeit aus dem Kraft-Weg-Diagramm zu erhaltende Parameter (Fig. 2). Die Zuverlässigkeit dieser Methode zur Abschätzung der J-R-Kurve aus einem instrumentierten Schlagbiegeversuch mit angeschwungener Probe wurde verschiedentlich durch Vergleiche mit Datenpunkten aus dem Mehrprobenverfahren nachgewiesen (siehe [6, 7], Beispiel Fig. 3). Anzumerken ist noch, dass (1) – (5) streng genommen nur den plastischen Anteil des J-Integrals beschreiben, der aber bei kleinen Proben wie beispielsweise Kerbschlagbiegeproben den elastischen Anteil weit überwiegt.

Wie daraus eine Beziehung zwischen J und  $W_t$  allein erreicht werden kann, wurde in [5] gezeigt und wird hier nochmals kurz durchgegangen. Das den Beziehungen (1) – (4) zugrundeliegende Modell (siehe [5-7]) liefert unter anderem auch die stabile Rissverlängerung im Moment des Kraftmaximums. Sie ergibt sich zu

$$\Delta a_m = \frac{W_{mp} \cdot p \cdot b_0}{2W_t} \quad (6)$$

Mathematisch wird das Kraftmaximum durch die Gleichung

$$\frac{dF}{d\mathbf{D}a}(\mathbf{D}a = \mathbf{D}a_m) = 0 \quad (7)$$

bestimmt. Des Weiteren gilt zwischen J und F die funktionale Beziehung [13]

$$J \propto \left( \frac{F}{F_0} \right)^{1+1/n} \quad (8)$$

Hierin bezeichnet n den durch den Ansatz

$$\sigma = A \cdot \varepsilon^n \quad (9)$$

aus dem einachsigen Spannungs-Dehnungs-Diagramm zu erhaltenden Verfestigungsexponenten. Er entspricht bekanntlich der wahren Dehnung beim Beginn der Einschnürung und darf konservativerweise ohne Weiteres der Gleichmassdehnung  $A_g$ , einem Normwert nach ISO 10002, gleichgesetzt werden, also

$$n \approx A_g. \quad (10)$$

$F_0$  stellt einen im Prinzip beliebigen Referenzwert der Kraft F nach dem Beginn des plastischen Fliessens dar und kann beispielsweise als die plastische Grenzlast  $F_0$  angenommen werden. Letztere ist dem Quadrat der Stärke des Restquerschnitts proportional, d.h. es gilt

$$F_0 \propto (b_0 - \mathbf{D}a)^2, \quad (11)$$

Damit ergibt sich unter Verwendung von (1) und (8) für  $n \ll 1$  näherungsweise

$$F(\Delta a) \propto (b_0 - \Delta a)^2 \cdot C \cdot \Delta a^p \quad (12)$$

Einsetzen in (7) liefert die Rissverlängerung bei Maximalkraft zu

$$\Delta a_m = \frac{n \cdot p \cdot b_0}{2} \quad (13)$$

Der Vergleich von (13) mit (7) ergibt

$$W_{mp} = n \cdot W_t \quad (14)$$

Damit lässt sich  $W_{mp}$  aus (2) und (3) eliminieren, was zu

$$C = \left( \frac{2}{p} \right)^p \cdot \frac{\mathbf{h}(a_0)}{\mathbf{k}(a_0/W) \cdot B (W - a_0)^{1+p}} \cdot W_t \cdot A_g^{1-p} \quad (15)$$

$$p = \frac{3}{4} \cdot (1 + A_g)^{-1} \quad (16)$$

führt. Eingesetzt in (1) ermöglichen (15) und (16) somit die Bestimmung der J-R-Kurve allein aufgrund der gesamten Bruchenergie  $W_t$  in der Hochlage. Dies ermöglicht eine Abschätzung der dynamischen J-R-Kurve durch einen Schlagbiegeversuch, bei dem nur die

gesamte Brucharbeit gemessen werden muss, also auf einem klassischen (d.h. nicht instrumentierten) Pendelschlagwerk durchgeführt werden kann. Verschiedene Vergleiche von derart bestimmten J-R-Kurven mit solchen, die mit der Mehrprobentechnik bestimmt wurden, zeigten eine gute Übereinstimmung und damit die Zuverlässigkeit der Berechnung mit (1), (15) und (16). Ein Beispiel ist in Fig. 3 gezeigt. Vergleiche zwischen Auswertungen mit dem instrumentierten Versuch zeigen auch, dass (15) und (16) im Vergleich mit (2) und (3) eine zusätzliche Konservativität enthalten. Diese Eigenschaft ist auch aus Fig. 3 ersichtlich. Es sei aber daran erinnert, dass bisher eine bis zu einer Risstiefe  $a_0$  angeschwungene Probe vorausgesetzt wurde; zur Anwendung auf lediglich gekerbte Proben wie die Charpy-Probe sind einige weiter hinten gezeigten Modifikationen einzuführen.

#### 4. Ermittlung der Bruchzähigkeit in der Hochlage

Wie in der statischen bruchmechanischen Prüfung ist es auch hier zweckmässig, aus der J-R-Kurve charakteristische Bruchzähigkeitskennwerte zu ermitteln. In Anlehnung an die statischen Prüfnormen erhält man die Bruchzähigkeit  $J_{0.2BI}$  als den Schnittpunkt der um 0.2 mm auf der  $\Delta a$ -Achse verschobenen Bluntinglinie (Fig. 4). Letztere ist gemäss ISO 12135 durch die Gleichung

$$J = s_1 \cdot \Delta a, \quad (17a)$$

mit

$$s_1 = 3.75 \cdot R_m \quad (17b)$$

beschrieben, wobei  $R_m$  die Zugfestigkeit nach ISO 10002 bezeichnet. Bei kleinen, untermassigen Proben wie den hier betrachteten Kerbschlagbiegeproben ist zu beachten, dass die J-R-Kurven wegen der reduzierten Constraints tendenziell zu steil verlaufen, was zu etwas überhöhten, nicht-konservativen Werten von  $J_{0.2BI}$  führen kann. Deshalb ist es zweckmässig, anstelle von  $J_{0.2BI}$  den in Fig. 4 definierten Wert  $J_{0.2td}$  als Bruchzähigkeitskennwert heranzuziehen. Im Vergleich mit  $J_{0.2BI}$  hat er, neben der erwähnten Konservativität, zwei weitere Vorteile: Er entspricht der physikalischen Vorstellung des J-Integrals nach 0.2 mm stabiler Rissverlängerung besser, und er lässt sich mathematisch als geschlossener Ausdruck angeben, nämlich:

$$J_{0.2td} = C \cdot \left[ \left( \frac{C}{s_1} \right)^{1-p} + 0.2mm \right]^p + \frac{K_I^2(F_{max})}{\mathbf{k}(a_0/W) \cdot E} (1 - \mathbf{n}^2) \quad (18)$$

Die benötigten Parameter C und p sind nach (15) und (16) zu berechnen.  $\sigma_f$  bezeichnet den Mittelwert von  $R_m$  und  $R_{p0.2}$ , und E den Elastizitätsmodul.

Der zweite Summand in (18) stellt die Energiefreisetzungsrates unter der maximalen Last dar, also den elastischen Anteil des J-Integrals, der in (15) und (16) der Einfachheit halber vernachlässigt wurde.

Bei nicht-instrumentierten Versuchen, wie sie hier im Hinblick auf die Kerbschlagbiegeversuch vor allem betrachtet werden, ist  $F_{max}$  unbekannt. Bei so kleinen

Proben erreicht die Kraft in den meisten Fällen, ausgenommen in der Tieflage der Zähigkeit, die plastische Grenzlast. Diese lässt er sich aus der Fließspannung  $\sigma_f$  abschätzen. In Anlehnung an die Norm ASTM E 1820 ergibt sie sich zu

$$F_{\max} \cong F_0 \cong \frac{4 \cdot \mathbf{s}_f \cdot B \cdot (W - a_0)^2}{3S} \quad (19)$$

Unter Verwendung einer bekannten Näherungsformel aus [14] ergibt sich daraus ein Spannungsintensitätsfaktor von

$$K_I(F_{\max}) \cong \frac{4 \cdot \mathbf{s}_f \cdot \sqrt{W - a_0}}{3} \quad (20)$$

## 5. Vorgehen im Zäh-Spröd-Übergangsbereich

Der Bereich der zäh-spröd-Übergangstemperatur, BDTT (Brittle-to-Ductile Transition Temperature) ist dadurch gekennzeichnet, dass nach einer bestimmten Rissverlängerung  $\Delta a_s$  ein instabiler Spaltbruch ausgelöst wird. Der dazugehörige Wert des J-Integrals wird als  $J_u$  bezeichnet. Wie aus verschiedenen experimentellen Ergebnissen bekannt, liegen die Wertepaare  $J_u/\Delta a_s$ , auf einer Kurve, die im wesentlichen mit der J-R-Kurve im angrenzenden Temperaturbereich der Hochlage übereinstimmt [15, 16]. Somit lässt sich  $J_u$  aus der nach dem Versuch auf der Bruchfläche gemessenen stabilen Rissverlängerung  $\Delta a_s$  mit

$$J_u = C \cdot \Delta a_s^p \quad (21)$$

berechnen, wobei C und p nach (15) und (16) aus einem Versuch in der angrenzenden Hochlage zu bestimmen sind.

Bei einer stabilen Rissverlängerung von  $\Delta a_s > 0.2 \text{ mm}$  ist  $J_u > J_{0.2td}$ , spricht man vom oberen BDTT-Bereich. In diesem Fall bleibt  $J_{0.2td}$  als Bruchzähigkeit massgebend (wobei aber die verschärften Gültigkeitsbedingungen des BDTT-Bereichs nach ISO 12135 zu beachten sind). Im unteren BDTT-Bereich, d.h. für  $\Delta a_s < 0.2 \text{ mm}$  ist  $J_u < J_{0.2td}$  und wird als  $J_{uc}$  bezeichnet. Dieser Wert stellt die massgebende Bruchzähigkeit im Übergangsbereich dar.

Als einfachere Alternative, bei der die Messung von  $\Delta a_s$  auf der Bruchfläche entfällt, kann (18) mit (15) und (16) auch im zäh-spröd-Übergangsbereich formal angewendet werden, obschon die Herleitung dieser Formel nur für die Hochlage gilt. Es lässt sich aber mathematisch leicht zeigen, dass ihre Anwendung im BDTT-Bereich zu einem unteren Grenzwerten von  $J_u$ , also einer konservativen Bruchzähigkeit führt. Die von (15) und (16) erhaltenen Werte von C und p haben in diesem Fall rein formale Bedeutung und stellen nicht mehr die Parameter einer J-R-Kurve nach (1) dar.

Im unteren BDTT-Bereich gewinnt der elastische Anteil an  $J_u$  zunehmend an Bedeutung, so dass die Näherung nach (18) – (20) zunehmend ungenau wird. Unterhalb einer gewissen

Grenze von  $K_{Jd}$ , die bei ferritischen Stählen etwa bei  $K_{Jd} = 100 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  anzunehmen ist, ist es zweckmässig, den Verlauf nicht mehr aus experimentellen Daten zu bestimmen, sondern durch die Beziehung

$$K_{Jd} \cong 30 + 70 \cdot \exp(0.019 \cdot (T - T_{100})) \quad \text{für } < 100 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2} \text{ (in MPa}\cdot\text{m}^{1/2}) \quad (22)$$

anzunähern [17], wobei  $T_{100}$  die Temperatur bezeichnet, bei der  $K_{Jd} = 100 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  gilt.

Zur einheitlichen Darstellung der Bruchzähigkeit in Funktion der Temperatur ist es üblich, sie als kritischer Spannungsintensitätsfaktoren auszudrücken, die wie folgt aus den entsprechenden J-Werten berechnet werden:

$$K_{Jd} = \sqrt{\frac{E}{1-\nu^2}} \cdot J_{0.2td} \quad \text{bzw.} \quad K_{Jd} = \sqrt{\frac{E}{1-\nu^2}} \cdot J_u \quad (23)$$

Der Index „d“ in  $K_{Jd}$  soll anzeigen, dass es sich im Gegensatz zum gebräuchlichen quasistatischen Analogon  $K_{Jc}$  um eine Bruchzähigkeit bei erhöhter Belastungsgeschwindigkeit handelt.

## 6. Anwendung auf den Kerbschlagbiegeversuchen

Die oben hergeleiteten Beziehungen gelten für allgemein für Biegeproben mit Randriss. Zur Anwendung auf den klassischen Kerbschlagbiegeversuch sind zum einen die entsprechenden geometrischen Parameter, d.h.  $B = W = 10 \text{ mm}$ ,  $a_0 = 2 \text{ mm}$  einzusetzen und zum anderen der Umstand zu berücksichtigen, dass es sich bei der normgerechten Kerbschlagprobe nicht um einen Anriss im bruchmechanischen Sinn, sondern um eine Kerbe mit endlichem Radius, nämlich  $\rho = 0.25 \text{ mm}$ , handelt. Diese liefert einen zusätzlichen Beitrag  $\Delta W_\rho$  zur Bruchenergie, der von der plastischen Verformung des Materials im Kerbgrund stammt, d.h.

$$W_t = KV - \Delta W_\rho \quad (24)$$

anzusetzen.  $\Delta W_\rho$  lässt sich mit folgender Überlegung quantifizieren:

Ein endlicher Kerbradius  $\rho$  resultiert in einer um  $\Delta J_\rho(\rho)$  erhöhten scheinbaren Bruchzähigkeit. Gemäss [18, 19] lässt sich diese Erhöhung zu etwa

$$\Delta J_r = 0.7 \cdot U_f \cdot r \quad (25)$$

abschätzen. In dieser halb-empirischen Beziehung bezeichnet  $U_f$  die spezifische Brucharbeit, die im einachsigen Zugversuch die Fläche unter dem gesamten wahren Spannungs-Dehnungs-Diagramm darstellt. Diese lässt sich gemäss [18, 19] als

$$U_f = \frac{\mathbf{s}_f \cdot Z}{1 - Z} \quad (26)$$

annähern, wobei  $Z$  die (als Dezimalzahl, nicht wie üblich als Prozentzahl angegebene) Brucheinschnürung im einachsigen Zugversuch nach ISO 10002 bezeichnet. Über die bekannte Beziehung zwischen J-Integral und Brucharbeit bei einem Randriss unter Biegung [20] entspricht dieser Beitrag zum J-Integral einer um

$$\Delta W_r = \frac{\Delta J_r \cdot b_0 \cdot B}{\mathbf{H}(a_0/W)} \quad (27)$$

erhöhten Brucharbeit.

Einsetzen von (24) – (27) in (18) ergibt:

$$J_{0.2td} = C \cdot \left[ \left( \frac{C}{3.75 \cdot R_m} \right)^{1-p} + 0.2mm \right]^p + \frac{7.15 \cdot \mathbf{s}_f^2}{E} \quad (28)$$

wobei

$$C = \frac{0.0250}{8^p} \cdot \left( KV - \frac{7.97 \cdot \mathbf{s}_f \cdot Z}{1 - Z} \right) \cdot A_g^{1-p} \quad (28a)$$

$$p = \frac{3}{4} \cdot (1 + A_g)^{-1} \quad (28b)$$

Mit (28) lässt sich die Bruchzähigkeit in der Hochlage abschätzen. Dabei sind  $KV$  in  $N \cdot mm$ ,  $R_m$  und  $\sigma_f$  in  $N/mm^2$  einzusetzen.  $J_{0.2t}$  resultiert in  $N/mm$ .

Im BDTT-Bereich liefert (28) gemäss Abschnitt 5 einen unteren Grenzwert der Bruchzähigkeit  $J_u$ , d.h.

$$J_u \geq C \cdot \left[ \left( \frac{C}{3.75 \cdot R_m} \right)^{1-p} + 0.2mm \right]^p + \frac{7.15 \cdot \mathbf{s}_f^2}{E} \quad (29)$$

wobei  $C$  und  $p$  nach (28a) und (28b) zu berechnen sind.

Im Bereich der Tieflage endet die Anwendbarkeit von (29), weil die Bruchenergie zunehmend durch die elastische Energiefreisetzungsrage dominiert wird, die in (29) nur rudimentär berücksichtigt ist. Als Grenze der Anwendung wird die Gültigkeitslimite für Spaltbruch nach ISO 12135 vorgeschlagen: Für die vorliegenden  $B=10mm$  führt dies zu

$$J_u \geq \frac{\mathbf{s}_f}{20} \cdot mm \quad (30)$$

Im Fall ferritischer Stähle wird für tiefere Werte von  $J_u$  (d.h. für tiefere Temperaturen) empfohlen, die Master-Kurve (22) als Extrapolationsformel zu verwenden.

## 7. Vergleiche mit experimentellen Daten

Vergleiche von (28) mit Daten aus der Literatur sind relativ schwierig durchzuführen, weil meistens die in (28) benötigten weiteren Materialkennwerte  $A_g$  und  $Z$  nicht angegeben sind. Approximative Vergleiche durch Schätzung dieser Werte bestätigen jedoch die aus der theoretischen Herleitung folgende Eigenschaft, dass damit relativ gute und konservative Schätzwerte gewonnen werden können (Fig. 5 und 6). Wie beabsichtigt und aus theoretischen Gründen zu erwarten bilden die berechnete Kurve weitgehend eine untere, konservative Grenzlinie. Generell ist die Abweichung zwischen gemessenen und berechneten Werten im BDTT-Bereich am grössten. Hier ist auch die Streuung der Kerbschlagarbeiten untereinander relativ gross, so dass schon allein deswegen mit einer beschränkten Genauigkeit der Bestimmungsformeln zu rechnen ist. Dies ist wohl auch die Erklärung dafür, dass einige der Vergleichdaten im unteren BDTT-Bereich leicht unter der rechnerischen Abschätzung liegen.

Bei den in Fig. 5 und 6 gezeigten Vergleichen handelt es sich um aufgrund ihrer Verfügbarkeit, also zufällig ausgewählte Daten. Da andererseits das zugrundeliegende Berechnungsmodell keine Annahmen bezüglich des Werkstoffverhaltens enthält, ist deshalb nicht zu erwarten, dass die Übereinstimmung zwischen experimentellen und berechneten Werten bei andern Werkstoffen wesentlich anders ausfallen würde.

## 8. Diskussion

Gleichung (28) beschreibt den Zusammenhang zwischen der Brucharbeit einer Kerbschlagprobe,  $KV$ , und der Bruchzähigkeit in der Hochlage. Im BDTT-Bereich stellt sie eine untere Grenze dar, sofern der gleiche Bruchmodus vorliegt, d.h. wenn die dem Spaltbruch vorangegangene duktile Rissausbreitung etwa gleich lang ist. Dies ist beim Vergleich zwischen einer Kerbschlagprobe und einer normgerechten, statisch beanspruchten CT-Probe oder ein grösseres rissbehaftetes Bauteil infolge der Beanspruchungsgeschwindigkeit, der reduzierten Constraints und des Kerbradius bei unterschiedlichen Temperaturen der Fall. Die entsprechende Verschiebung der BDTT [21, 22] sollte bei der Anwendung von (28) auf das Rissverhalten eines grösseren Bauteils unter quasistatischer Belastung deshalb berücksichtigt werden. Hierzu ist anzumerken, dass eine Vernachlässigung dieses Einflusses im Fall quasistatisch beanspruchter Bauteile als konservativ gelten kann, da der Effekt der beim Kerbschlagversuch stark erhöhten Geschwindigkeit jene der Probengrösse, der Constraints und des Kerbradius überwiegt. Will man diesen Effekt zur Vermeidung von Überkonservativität mitberücksichtigen, stehen zwei Wege offen: Entweder man zieht empirische Formeln zur Temperaturverschiebung aus der Literatur bei [21, 22] oder man führt einige zusätzliche normgerechte Bruchmechanikversuche im BDTT-Bereich durch. Aus dem Vergleich dieser Werte mit der aus Kerbschlagversuchen mittels (28) bestimmten Übergangskurve wird die entsprechende Temperaturverschiebung sofort ersichtlich.

Ein zweiter wichtiger Punkt hinsichtlich der Anwendung der durch (28) abgeschätzten Kennwerte in bruchmechanischen Berechnungen ist ihre „Gültigkeit“ (d.h. ihre Übertragbarkeit auf grössere Bauteile), die wegen der Kleinheit der Proben eingeschränkt ist. Die bekannten Grössenbedingungen der elastisch-plastischen Bruchmechanik (z.B. ISO 12135) sind deshalb analog anzuwenden. Dementsprechend gilt für Spaltbruch etwa (30) als obere Grenze der Gültigkeit, für duktilen Reissen ein etwa zehn mal höherer Wert.

Angeichts der einleitend angeführten Gründe, die gegen einen mathematischen Zusammenhang zwischen KV und  $K_{Jc}$  bzw.  $K_{Jd}$  sprechen, bedarf die hier präsentierte Bestimmungsformel (28) einer physikalischen Begründung. Diese liegt darin, dass – wie in Abschnitt 3 erwähnt – implizit angenommen wurde, dass die duktile Rissinitiierung und -ausbreitung der allgemeinen Form (1) folgt und dass ein kontinuierlicher Übergang zum CTOA-kontrollierten Risswachstum stattfindet, so dass vom Verhalten der R-Kurve im Bereich relativ grosser Rissverlängerungen auf die Rissinitiierung zurück extrapoliert werden kann. Die gute Übereinstimmung zwischen berechneten und experimentellen Daten zeigt, dass die Annahme im Wesentlichen zulässig ist.

## 9. Schlussfolgerungen

- Mit den Formeln (28) wurde eine Möglichkeit vorgestellt, allein aus Kerbschlagbiegeversuchen konservative Bruchzähigkeitskennwerte im ganzen Zähigkeitsbereich – mit Ausnahme reiner Spaltbrüche in der Tieflage – zu ermitteln, also eine sogenannte Übergangskurve aufzustellen. Als weitgehend theoretisch hergeleitete Formeln unterliegen sie, was das Material oder die Prüfgeschwindigkeit betrifft – keinen Beschränkungen. So sind sie auf alle elastisch-plastischen Werkstoffe und alle Prüfgeschwindigkeiten im Bereich des quasistatischen Verhaltens anwendbar.
- In analoger Weise lässt sich die Bruchzähigkeit in der allgemeineren Form (18) (mit (15) und (16)) auch bei anderen Probendimensionen als die Charpy-Standardprobe aus der gesamten Bruchenergie abschätzen.
- Liegen instrumentierte Versuche vor, ist die Berechnung von C und p mit (2) und (3) im Vergleich zu (15) und (16) etwas weniger konservativ und deshalb vorzuziehen.
- In der Tieflage wird bei ferritischen Baustählen die Anwendung der "Master-Curve" empfohlen, deren Bestimmung sich auf die Werte im angrenzenden Übergangsbereich stützen kann.
- Bei der Herleitung der Bestimmungsformeln wurde auf Konservativität geachtet. Im zäh-spröden Übergangsbereich kann die effektive Bruchzähigkeit bis etwa zum 2- bis 3-fachen über den berechneten liegen.
- Die vorgestellten Beziehungen gelten für gleiches Bruchverhalten, sodass die im allgemeinen auftretende Verschiebung der BDTT zwischen einer Kerbschlagbiegeprobe und einer bruchmechanischen Normprobe unter der Belastungsgeschwindigkeit des realen Bauteils ist zusätzlich zu berücksichtigen. Diese

Temperaturverschiebung ist entweder aus empirischen Daten der Literatur zu nehmen oder mittels separaten Normversuchen zu bestimmen. Wird sie nicht berücksichtigt, liegt man - zumindest bei quasistatischer Belastung - auf der sicheren Seite.

## Literaturverzeichnis

- [1] Server, W.L., "Static and Dynamic fibrous initiation toughness results for nine pressure vessel materials," *Elastic-Plastic Fracture*, ASTM STP 668, J.D. Landes, et al., Eds., American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 1979, pp. 493-514
- [2] Norris, D.M., Reaugh, J.E. and Server, W.L., "A fracture toughness correlation based on Charpy initiation energy," *Fracture Mechanics: 13th Conference*, ASTM STP 743, R. Roberts, Ed., American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 1981, pp. 207-217.
- [3] Barsom, J.M. and Rolfe, S.T., *Fracture and fatigue Controlle in Structures – Application of Fracture Mechanics*, 2nd ed., Prentice-Hall. Englewood Cliffs, NJ, 1987
- [4] Sailors, R.H. and Corten, H.T., "Relationship Between Material Fracture Toughness Using Fracture Mechanics and Transition Temperature Tests, Proc. of the 1971 National Symposium on Fracture, *ASTM STP 514*, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 1972, p. 164-191
- [5] Schindler, H.J., "Relation Between Fracture Toughness and Charpy Fracture Energy - An Analytical Approach ", *Pendulum Impact Testing: A Century of Progress*, ASTM STP 1380, T. Siewert and M. P. Manahan, Sr., Eds., American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 1999, 337-353
- [6] "Estimation of the dynamic J-R curve from a single impact bending test," *Proc. 11th European Conf. on Fracture*, Poitiers, 1996, EMAS, London, pp. 2007-2012
- [7] Schindler, H.J. "The Use of Instrumented Impact Testing in Engineering Integrity Assessment," *Evaluating Material Properties by Dynamic Testing*, ESIS 20, Ed. E. Van Walle, Mech. Eng. Publ., London, 1996, pp. 45-58
- [8] Schindler, H.J., Approximative Bestimmung dynamischer  $J_c$ -Werte und J-R-Kurven mit Schlagbiegeversuchen, Tagungsband der 24. Vortragsveranstaltung des DVM-Arbeitskreises Bruchvorgänge Aachen, p.119 - 129, 1992
- [9] Nevalainen, M. and Wallin, K., "The effect of crack depth and absolute thickness on fracture toughness of 3PB specimens," *Proc. 10th Europ. Conf. Fracture*, Berlin, EMAS, 1994, pp. 997-1006

- [10] Hancock, J.W., Reuter W.G., Parks D.M., "Constraint and toughness parameterized by T", Constraint Effects in Fracture, ASTM STP 1171, 1993, 21-40
- [11] Sumpter, J., "An experimental Investigation of the T-Stress approach", Constraint Effects in Fracture, ASTM-Symposium, Indianapolis. May 8-9, 1991
- [12] Schindler, H.J., An Engineering Framework to Account for Crack-Tip-Constraints in Fracture Mechanics, Proc. of 8<sup>th</sup> Int. Conf. on the Mechanical Behaviour of Materials, Victoria, CA, 1999, pp. 29-35
- [13] Electric Power Research Institute (EPRI), "An Engineering Approach to Fracture," EPRI NP 1931, Palo Alto, July 1981
- [14] Tada, H. et al., The Stress Analysis of Cracks Handbook, Del Research Corporation, Hellertown, Penn. 1973
- [15] Böhme, W., "Experience with Instrumented Charpy test Obtained by a DVM Round Robin. Evaluating Material Properties by Dynamic Testing," *ESIS 20*, Ed. E. Van Walle, Mech. Eng. Publ., London, 1996, pp. 1-44
- [16] Böhme, W. and Schindler, H.J. "Application of Single Specimen Methods on Instrumented Charpy Tests: Results of DVM Round Robin Exercises," *Pendulum Impact Testing: A Century of Progress*, ASTM STP 1380, T. Siewert and M.P. Manahan, Eds., American Society for Testing and Materials, West Conshocken, 1999, 327-336.
- [17] Wallin, K, "Recommendation for Application of Fracture Toughness Data for Structural Integrity Analysis," Proc. CSNI/IAEA Specialists' Meeting, Oak Ridge, TN, 1992
- [18] Schindler, H.J., Determination of fracture mechanics material properties utilizing notched test specimens, Proceed. 6th, Int. Conf. Mech. Behaviour of Materials, Kyoto, 1991, p. 159 – 164
- [19] Schindler, H.J, Veidt, M., Fracture Toughness Evaluation from Instrumented Sub-size Charpy-Type Tests, in: Small Specimen Test Techniques, ASTM STP 1329, W.R. Corwin, et al., Eds., 1998, 48 – 62
- [20] J.R. Rice, P.C. Paris, J.G. Merkle, "Some further results of J-Integral analysis and estimates", in: ASTM STP 536, Am. Soc. for Testing and Materials, 1973, 231-245
- [21] Barsom, J.M., "Structural Problems in Search of Fracture Mechanics Solutions," *Fracture Mechanics: 23<sup>rd</sup> Symposium*, ASTM STP 1189, R. Chona, Ed., American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 1993, pp. 5-34

- [22] Europäisches Komitee für Normung, "Bemessung und Konstruktion von Stahlbauteilen", Europäische Vornorm ENV 1993-1, 1992

## Figuren

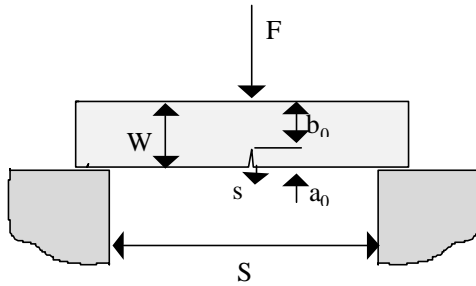


Abb. 1 Mechanisches System des Schlagbiegeversuchs mit angerissener Probe

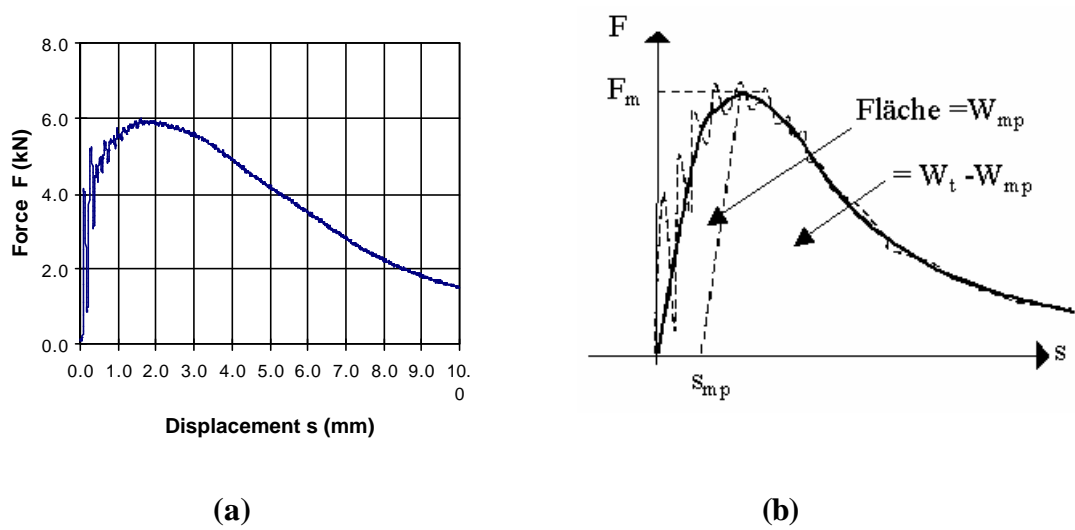


Abb. 2: Beispiel eines gemessenen des Kraft-Weg-Diagramms (a) sowie in schematischer darstellung zur Definition von Definition von  $W_{mp}$  und  $W_t$

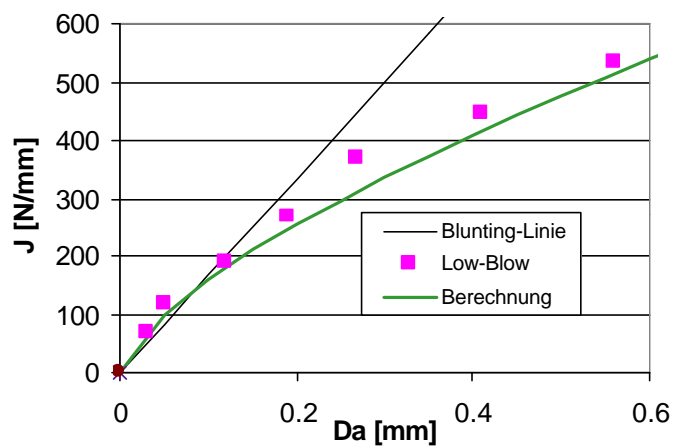


Abb. 3: Beispiel eines Vergleichs einer nach (1), (15) und (16) berechneten J-R-Kurve mit einer aus Low-Blow-Versuchen bestimmten

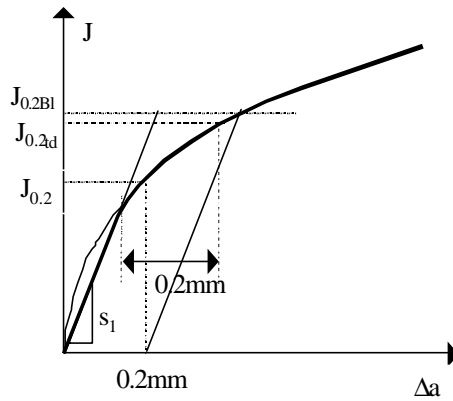


Abb. 4 J-R Kurve und Definition des hier verwendeten Initiierungskennwerts  $J_{0.2td}$  im Vergleich mit dem Standardwert  $J_{0.2Bl}$

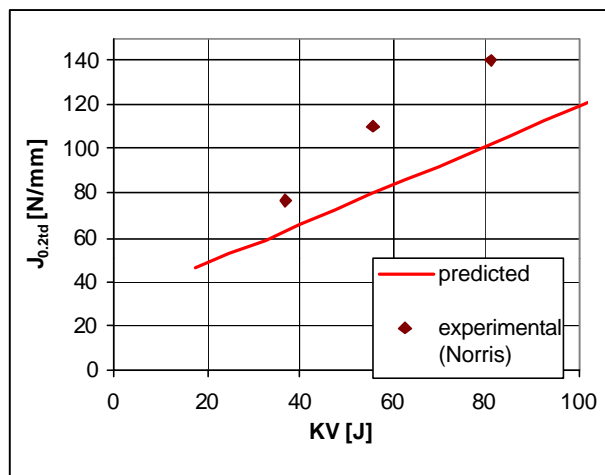
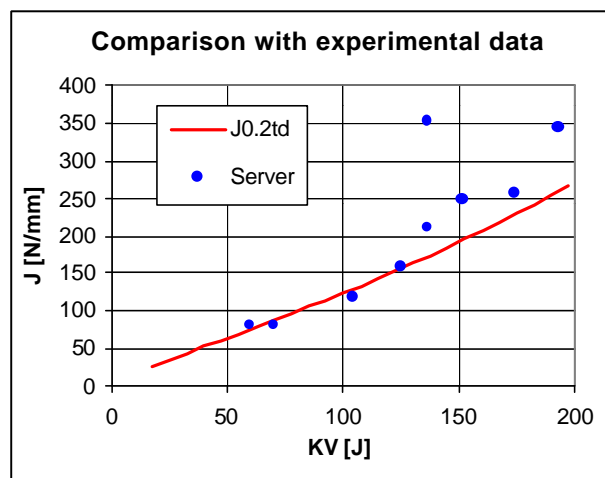


Abb. 5: Vergleich berechneter Werte nach (28) mit experimentellen Daten aus [1] (oben) und [2] (unten) für mittelfeste Baustähle

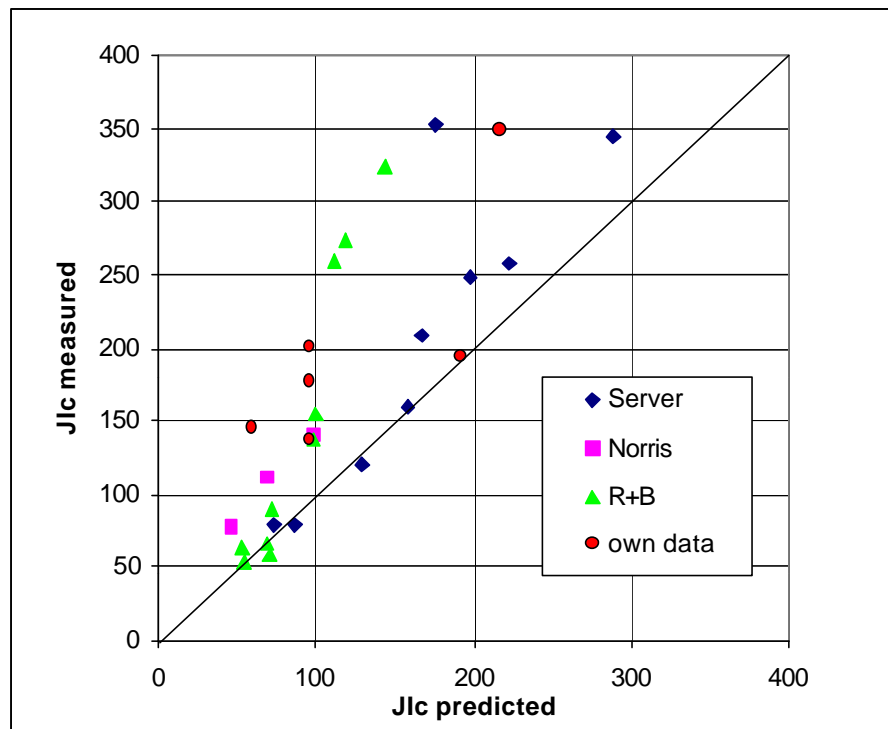


Abb. 6: Vergleich zwischen mit Gl. (28) berechneten Werten und experimentellen Daten aus der Literatur ([1-4]) sowie eigenen Messwerten für verschiedene Stähle

**Figure Captions:**

Fig. 1: Mechanical system of the impact bending test on a pre-cracked specimen

Fig. 2: Exampe of a measured force-deflection diagram (a) and definition of  $W_{mp}$  and  $W_t$  on a schematic scetch (b).

Fig. 3: Exampe of the comparison of a J-R-curve calculated by (1), (15) and (16) with data-points from low-blow-tests

Fig. 4: Definition of the initiation-toughness value  $J_{0,2td}$  used here, in comparison with the standard fracture toughness  $J_{0,2BI}$ .

Fig. 5: Comparison of fracture toughness estimated by (28) with measured data from [1] (above) and [2] (below) for medium strength structural steels.

Fig. 6: Comparison of fracture toughness estimated by (28) with measured data from the literature [1 – 4] and own data for several types of steels.