

UNTERE GRENZKURVEN DER BRUCHZÄHIGKEIT IM ZÄH- SPRÖD-ÜBERGANGSBEREICH AUS VERSUCHEN AN KLEINEREN PROBEN

H. J. Schindler*, D. Kalkhof**

* Mat-Tec AG, Winterthur, Schweiz

** Eidgenössisches Nuklearsicherheitsinspektorat (ENSI), Brugg, Schweiz

Zusammenfassung: Trotz ausgeprägter Streuung der Bruchzähigkeit von Baustählen im Zäh-Spröd Übergangsbereich (ZSÜ) ist davon auszugehen, dass eine deterministische untere Grenzkurve existiert, und dass diese mit der Referenztemperatur T_0 zusammenhängt. Ein semi-analytischer Ansatz ermöglichte es, diese Grenzkurve aus einer Versuchserie an relativ kleinen Proben zu bestimmen. Die erhaltene Kurve stimmte bemerkenswerterweise gut mit der empirischen ASME-Grenzkurve überein, was einerseits letztere bestätigt und andererseits das hier vorgeschlagene Berechnungsverfahren verifiziert. In analoger Weise lassen sich auch unterer Grenzen für kleinere Bauteildicken berechnen, welche Sicherheitsnachweise mit reduzierter Konservativität ermöglichen. Des Weiteren lassen sich die gefundenen Zusammenhänge auch dazu benützen, aus unvollständigen oder „ungültiger“ Daten im oberen ZSÜ oder der Hochlage konservative Näherunge der Referenztemperatur T_0 zu erhalten

Stichwörter: Bruchzähigkeit, Übergangsbereich, untere Grenze, Referenztemperatur, ASME-Kurve, Probengrösse, Spaltbruch

LOWER-BOUND FRACTURE TOUGHNESS IN THE TRANSITION REGIME FROM SMALL SPECIMEN DATA

Abstract: In the ductile-to-brittle transition regime of ferritic steels there is a lower bound of fracture toughness, which is related to the reference temperature T_0 . It is shown how the lower bound be derived by a semi-analytical procedure from a series of data of tests on relatively small specimens. The resulting curve is in close agreement with the ASME lower bound, which confirms the latter and verifies the suggested theoretical analysis and its underlying hypotheses. Moreover, based on the same theoretical foundation, lower bound curves corresponding to smaller component thicknesses can be derived, which are in these cases less conservative than the ASME curve. If the reference temperature T_0 is not available, the procedure also allows lower bound curves to be estimated from fracture toughness in the upper transition range.

Keywords: Fracture toughness, ductile to brittle transition, lower bound, reference temperature, ASME curve, size, cleavage

Einleitung

Im rechnerischen Sprödbruchsicherheitsnachweis für Komponenten aus Baustahl kommt dem Zäh-Spröd-Übergangsbereich (ZSÜ) eine spezielle Bedeutung zu. Hier

ist die Bruchzähigkeit durch eine ausgeprägte Temperaturabhängigkeit und grosse Streuung gekennzeichnet. Letztere macht eine probabilistische Auswertung der Versuchsdaten erforderlich. Der „Weakest-Link“-Charakter der Spaltbruchauslösung bringt es mit sich, dass auch die Proben- bzw. Bauteilgrösse ein wichtiger Parameter sowohl in der Versuchsauswertung als auch in Sicherheitsberechnungen von Bauteilen darstellt. Ein entsprechendes Konzept bietet die in [1] standardisierte Master-Curve (MC) –Methodik. Danach wird das Zähigkeitsverhalten durch einen einzigen Parameter, die Referenztemperatur T_0 , charakterisiert. Was die Versuchsauswertung und die Charakterisierung des Werkstoffs durch T_0 betrifft, ist die MC-Methodik weitgehend akzeptiert, auch wenn sie bezüglich der Anzahl benötigter Proben und der Gültigkeitsbedingungen sehr anspruchsvoll ist und deshalb ausserhalb der Kerntechnik noch kaum Verbreitung gefunden hat. Es gibt zwar Bestrebungen, das Konzept auch im allgemeinen Maschinenbau zu etablieren [2], die Anwendung scheitert aber oft an mangelnden experimentellen Daten. Auch ist die Anwendung auf eine gewisse Klasse von Baustählen und auf den Temperaturbereich $T < T_0 + 50^\circ\text{C}$ beschränkt, so dass der wichtige obere ZSÜ-Bereich damit nicht abgedeckt ist.

Zur Verwendung von T_0 in Sicherheitsnachweisen gibt es generell noch einige Unklarheiten und Probleme. Die aus T_0 ableitbare Bruchzähigkeit ist immer mit einer gewissen Eintretenswahrscheinlichkeit behaftet. Angesichts der bekannten Sensitivität von T_0 bezüglich der Probenform und den Constraint-Bedingungen, sowie der diversen weiteren schlecht bekannten Einflussparameter wie Rissform und Eigenspannungen, ist die Aussagekraft und damit der Nutzen probabilistischer bruchmechanischer Analysen im ZSÜ-Bereich aber generell fraglich. In der Praxis werden deshalb deterministische, nachweisbar konservative Näherungsberechnungen der Sprödbrechtsicherheit in Form von Worst-Case Betrachtungen bevorzugt. Hierzu sind Bruchzähigkeiten erforderlich, die mit Sicherheit - und nicht nur mit einer gewissen Wahrscheinlichkeit - erreicht werden. Aus physikalischen Gründen darf davon ausgegangen werden, dass auch im ZSÜ-Bereich für jeden Stahl eine untere Grenzkurve der Bruchzähigkeit existiert [3]. Für Reaktor-Druckbehälter (RDB) Stähle gibt es die bekannte untere Grenzkurve nach ASME [4], die durch

$$K_{LB(ASME)}(T) = 36.5 + 22.8 \cdot \exp[0.036 \cdot (T - RT_x)] \quad (1)$$

gegeben ist und sich über die empirische Beziehung

$$RT_x = T_0 + 19.4^\circ \quad (2)$$

an T_0 aus dem MC-Konzept anknüpfen lässt [5]. Als Schwäche dieser gut etablierten und verifizierten unteren Grenzkurve ist zu bezeichnen, dass die Beziehungen (1) und (2) rein empirisch aufgestellt wurden. Ihre Gültigkeitsgrenzen sind deshalb nicht klar definierbar und bekannt. Auch tritt die Bauteilgrösse, die bekanntlich die Zähigkeit beeinflusst, darin nicht auf. Deshalb kann diese Grenzkurve bei kleineren Bauteilen zu konservativ sein.

In der vorliegenden Untersuchung wird versucht, das Konzept der unteren Grenzkurve im ZSÜ-Bereich theoretisch besser zu untermauern und zu verallgemeinern. Am Beispiel des RDB-Stahls 22 NiMoCr 3 7 wird (1) und (2) überprüft, indem semi-analytisch eine grössenunabhängige Grenzkurve auf der Basis neuer experimenteller Daten aus [6] und hergeleitet wird. In analoger Weise lassen sich auch für kleinere Bauteile weniger konservative Grenzkurven finden. Daraus ergeben sich umgekehrt

auch Möglichkeiten zur Abschätzung der ZSÜ-Grenzkurve aus unvollständigen oder „ungültigen“ Daten im oberen ZSÜ-Bereich. In theoretischer Hinsicht lehnt sich die Untersuchung stark an die Betrachtungen von Merkle et. al. in [7] und [8] an.

Einfluss der Proben- oder Bauteilgrösse auf die Bruchzähigkeit

Die Abhängigkeit der Bruchzähigkeit elastisch-plastischer Werkstoffe von der Probengrösse ist seit den Anfängen der technischen Bruchmechanik bekannt. Sie ist auf die Grössenabhängigkeit der Mehrachsigkeit des lokalen Spannungsfelds („Constraints“) zurückzuführen. Im ZSÜ, wo die Bruchzähigkeit stark streut und deshalb nur statistisch zu erfassen ist, ergibt sich eine zusätzliche Grössenabhängigkeit durch den Weakest-Link-Charakter der Spaltbruchzähigkeit. Diese ist mit der Weibull-Statistik zu beschreiben. Wenn an einer Probe der Dicke $B=B_1$ bei einer bestimmten Bruchwahrscheinlichkeit von $x\%$ die Bruchzähigkeit $K_{Jc(B1, x\%)}$ gemessen wurde, lässt sich die mit der gleichen Wahrscheinlichkeit behaftete Bruchzähigkeit für ein Bauteil der Dicke B nach [1] wie folgt berechnen:

$$K_{Jc(B, x\%)} = K_{\min} + (K_{Jc(B1, x\%)} - K_{\min}) \cdot \left(\frac{B_1}{B}\right)^{1/4} \quad (3)$$

Der Parameter K_{\min} , der gemäss [1] als $20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$ zu wählen ist, reflektiert den Umstand, dass die Bruchzähigkeit für gegen „unendlich“ strebende B aus physikalischen Gründen nicht gegen Null tendieren kann. Der angegebene Wert ist aber nur als statistische Hilfsgrösse zu interpretieren, und sollte nicht als physikalisch begründete untere Grenze der Zähigkeit missverstanden werden. Dass - wie von (3) beschrieben - die minimale Zähigkeit erst bei einer „unendlichen“ Dicke B erreicht werden soll, ist intuitiv nicht zu bestätigen. Vielmehr dürfte sich schon bei einer bestimmten endlichen Grenzdicke ein diesbezüglicher Sättigungszustand einstellen, und zwar aus folgenden Gründen: Zum Einen ist davon auszugehen, dass ab einer bestimmten Probendicke in der kritischen Zone um die Risspitze immer genügend Schwachstellen als Rissinitiierungskeime vorhanden, um einen Spaltbruch auszulösen, sobald die energetischen Bedingungen hierfür erfüllt sind. Zum Andern wird sich eine zufällige lokale Schwachstelle mit zunehmender Proben- oder Bauteilgrösse immer schwächer auf das Gesamtverhalten der Probe auswirken. Auch die Grenzkurve (1) impliziert, dass es bezüglich der Bruchzähigkeit eine Sättigungsgrenze des Grösseneinflusses gibt. Ähnliche Überlegungen finden sich auch in [7, 8]. Dort wird im Sinn einer Hypothese angenommen, dass ein Sättigungswert der Dicke dann erreicht ist, wenn die klassischen Grössenbedingungen der linear-elastischen Bruchmechanik (LEFM) erfüllt sind, also wenn

$$\text{Min}[B, (W - a)] \geq 2.5 \cdot \frac{K_{Jc}^2}{R_p^2} \quad (4)$$

gilt [9], wobei $W-a$ die Ligamentstärke und R_p die Streckgrenze bezeichnet. Diese Hypothese erscheint aus folgenden Gründen als plausibel: Zum Einen sind unter den Bedingungen der LEFM die Constraints mit einiger Reserve gesättigt. Zum Andern wird infolge der in eine elastische Umgebung eingebetteten plastischen Zone der Bruchwiderstand nicht in erster Linie durch die lokale Initiierung eines Spaltbruchs an

einer lokalen Schwachstelle, sondern durch die globale energetische Bedingung der Rissstabilität, die kritische Energiefreisetzungsrate, bestimmt.

Zur Bestimmung der minimalen Dicke $B=B_{LEFM}$, ab welcher die Bedingungen der LEFM erfüllt sind, ist (4) in (3) einzusetzen. Zur Vereinfachung der Berechnung wird – anders als in [7, 8] – $K_{min}=0$ gesetzt¹. Ausgehend von an 1-Zoll-Proben mit $B=B_{1T}=0.0254$ m gemessenen K_{Jc} -Werten $K_{Jc(1T, x\%)}$ erhält man

$$B = 1.842 \cdot B_{1T}^{1/3} \cdot \left(\frac{K_{Jc(1T, x\%)}}{R_p} \right)^{4/3} =: B_{LEFM} \quad (5)$$

Durch Einsetzen von $B=B_{LEFM}$ nach (5) in Gl. (4) findet man den unteren Sättigungswert der Bruchzähigkeit, $K_{Jc(LEFM, x\%)}$, zu

$$K_{Jc(LEFM, x\%)} = 0.858 \cdot R_p^{1/3} \cdot B_{1T}^{1/6} \cdot K_{Jc(1T, x\%)}^{2/3} \quad (6)$$

Damit lässt sich (4) durch

$$K_{Jc(B, x\%)} = K_{Jc(1T, x\%)} \cdot \left(\frac{B_{1T}}{B} \right)^{1/4} \quad \text{für } B < B_{LEFM} \quad (7a)$$

$$K_{Jc(B, x\%)} = K_{Jc(LEFM, x\%)} = 0.858 \cdot R_p^{1/3} \cdot B_{1T}^{1/6} \cdot K_{Jc(1T, x\%)}^{2/3} \quad \text{für } B > B_{LEFM} \quad (7b)$$

ersetzen. Es sei darauf hingewiesen, dass $K_{Jc(LEFM, x\%)}$ nach (6) oder (7b) noch keine untere Grenze der Zähigkeit darstellt, sondern immer noch mit der Eintretenswahrscheinlichkeit von $x\%$ behaftet ist.

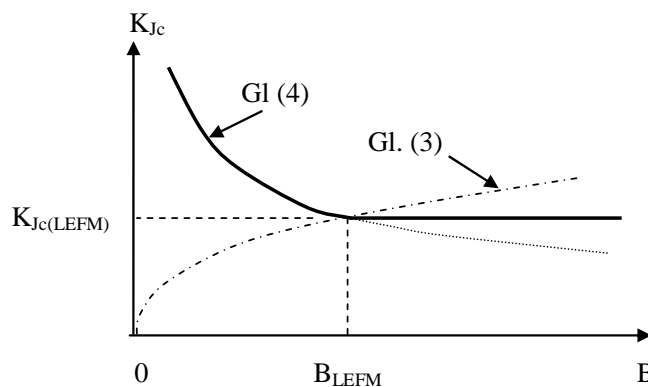


Fig. 1: Schematische Darstellung der Bestimmung von B_{LEFM} und $K_{Jc(LEFM)}$

Bestimmung der unteren Grenzkurve

Die untere Grenzkurve der Bruchzähigkeit im ZSÜ lässt sich naturgemäss nicht aus einzelnen Versuchen bestimmen, sondern ist nur als Umhüllende über eine möglichst grosse Anzahl von repräsentativen experimentellen Datenpunkten zu erhalten. Entsprechend handelt es sich bei unteren Grenzen immer nur um mehr oder weniger konservative Näherungen. Im Folgenden wird die untere Grenzkurven am Beispiel des Stahls 22 NiMoCr 3 7 auf der Basis der Versuchsdaten aus [6] evaluiert. Die Re-

¹ Es lässt sich zeigen, dass diese Vereinfachung die Ergebnisse nur unwesentlich beeinflusst.

ferenzttemperatur T_0 dieses Materials aus den Daten der 1T-CT-Proben ergab sich zu -71° bestimmt, aus jenen der Biegeproben (0.4T SEB, $B=W=10$ mm) zu -86° [6].

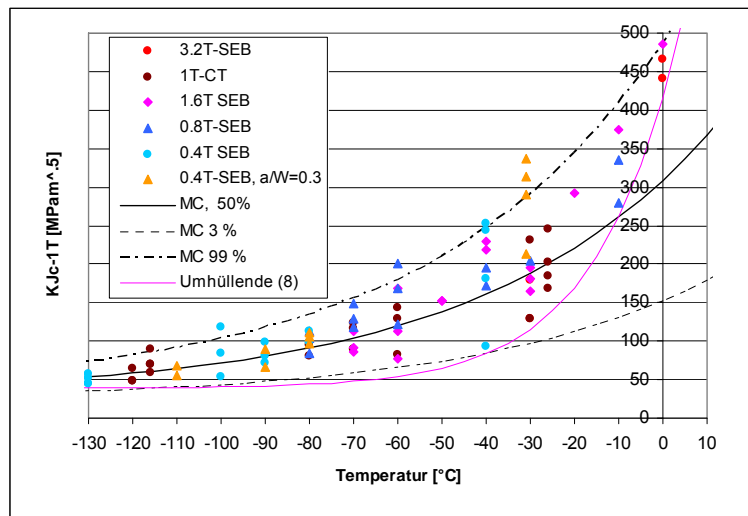


Fig. 2: Experimentelle Daten aus [6], mittels (7a) auf 1 Zoll-Proben ($B=0.0254$ m) normiert

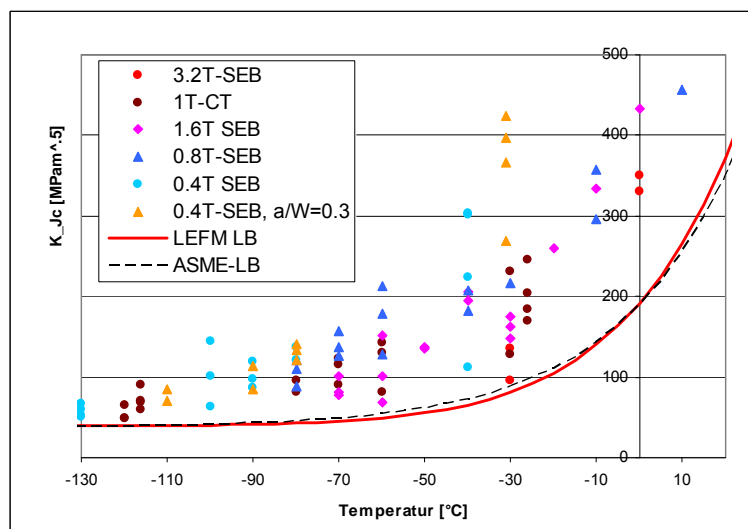


Fig. 3: Experimentelle Daten aus [6], im Vergleich mit den Grenzkurven (1)-(2) und (9b)

Fig. 2 zeigt die Bruchzähigkeitswerte $K_{Jc(1T)}$ die mit CT- und Biegeproben verschiedener Größe bestimmt und mittels Gl. (7a) auf die Dicke $B=B_{1T}=25.4$ mm umgerechnet wurden. Diese Datenpunkte werden gegen unten durch folgende Kurve umhüllt:

$$K_{LB(1T)}(T) = 39 + 24.0 \cdot \exp[0.053 \cdot (T + 52^\circ)] \quad (8)$$

Die in (8) auftretenden numerischen Parameter wurden durch Curvefitting bestimmt. Angesichts der relativ vielen und vielfältigen Proben mit durchwegs hohen Constraints erscheint es als unwahrscheinlich, dass weitere Versuche zu Werten unterhalb dieser Kurve führen würden. Man kann also davon ausgehen, dass die Umhüllende (8) der physikalischen unteren Grenzkurve der Zähigkeit des betrachteten Werkstoffs relativ nahe kommt. Dies gilt jedoch nur für Proben bzw. Bauteile von 25.4 mm Dicke. Für andere Bauteildicken sind Anpassungen nötig (siehe nächster Abschnitt). Von Interesse ist insbesondere die Grenzkurve, die – wie die ASME-Kurve

(1) – (2) für beliebig dicke Bauteile gilt und somit eine allgemein gültige, konservative untere Grenze darstellt. Diese ergibt sich durch Anwendung von (7b) auf (8) zu:

$$K_{LB\infty}(T) = 0.858 \cdot R_p^{1/3} \cdot B_{1T}^{1/6} \cdot \{39 + 24.0 \cdot \exp[0.053 \cdot (T + 52^\circ)]\}^{2/3} \quad (9a)$$

oder, durch Verwendung von $T_0 = -71^\circ\text{C}$,

$$K_{LB\infty}(T) = 0.858 \cdot R_p^{1/3} \cdot B_{1T}^{1/6} \cdot \{39 + 24.0 \cdot \exp[0.053 \cdot (T - T_0 - 19^\circ)]\}^{2/3} \quad (9b)$$

Die Kurve $K_{LB\infty}(T)$ ist in Fig. 3 graphisch dargestellt und mit $K_{LB(ASME)}(T)$ nach (1) und (2) verglichen. Bemerkenswerterweise fallen die beiden Grenzkurven praktisch zusammen. Im Folgenden wird deshalb der Einfachheit halber statt (9b) die mathematisch etwas kompaktere Formulierung

$$K_{LB\infty}(T) \cong K_{ASME}(T) = 36.5 + 22.8 \cdot \exp[0.036 \cdot (T - T_0 - 19.4^\circ)] \quad (10)$$

verwendet. Die gute Übereinstimmung zwischen (9b) und (1) - (2) bestätigt einerseits die der Herleitung von (9) zugrunde gelegten Hypothesen, und stellt andererseits eine unabhängige, semi-empirische Verifizierung von (1) und (2) dar.

Untere Grenzkurven für kleinere Bauteildicken

Die oben hergeleitete untere Grenzkurve gilt für beliebig grosse Bauteil- oder Proben-dicken. Entsprechend tendiert sie bei der Anwendung auf dünnere Bauteile zu übertriebener Konservativität. Im Folgenden wird gezeigt, wie man aus (10) eine für Dicken $B < B_{LEFM}$ angepasste untere Grenzkurve erhalten kann. In analoger Weise, wie sich die für beliebig grosse Bauteile gültige Grenzkurve (9b) aus Daten kleinerer Proben bestimmen liess, lässt sich durch Umkehrung der entsprechenden Berechnung aus (9b) bzw. (10) auch eine für kleinere Bauteildicken gültige Grenzkurve erhalten. Durch Anwendung von (5) - (7) auf (10) findet man

$$K_{LB(B)}(T) = \frac{1.257}{B^{0.25} \cdot \sqrt{R_p}} \cdot \{36.5 + 22.8 \cdot \exp[0.036 \cdot (T - T_0 - 19.4^\circ)]\}^{3/2}. \quad (11)$$

Gl. (11) gilt nur im Temperaturbereich, wo $K_{LB(B)} > K_{LB\infty}$ ist, sonst ist sie durch (10) zu ersetzen. Das Verhalten von $K_{LB(B)}(T)$ im Vergleich zur ASME-Kurve (1)-(2) ist in Fig. 4 gezeigt. In Fig. 5 sind die experimentellen Daten der Biegeproben aus [6], wo Proben-größen zwischen $B=10\text{mm}$ (0.4T) und 80 mm (3.2T) geprüft wurden, mit den entsprechenden Grenzkurven nach (11) verglichen. Daraus ist ersichtlich, dass keiner der experimentellen Punkte unter die von (11) gegebene Grenze fällt. Dies gilt namentlich auch im Bereich $T > T_0 + 50^\circ$, der von der MC nicht mehr abgedeckt wird. Damit wird (11) als dickenabhängige Grenzkurve bestätigt.

Zäh-Spröd Übergangstemperatur

Beispielsweise für ein Screening ist es oft hilfreich, die Zäh-Spröd- Übergangstemperatur T_{us} des Werkstoffs zu kennen. Darunter wird die Temperatur verstanden, bei der auch im ungünstigsten Fall eines grossen Bauteils ein duktileres Reissen einsetzt, bevor ein Spaltbruch ausgelöst wird. T_{us} erhält man entsprechend als die Temperatur

beim Schnittpunkt der unteren Grenzkurve (10) mit der Hochlagenzähigkeit $K_{Jc/us}$ (Fig. 4). Letztere ist durch

$$K_{Jc/us} = \sqrt{\frac{J_{0.2/Bl} \cdot E}{1 - \nu^2}} \quad (12)$$

gegeben, wobei $J_{0.2/Bl}$ die Initiierungszähigkeit nach [10] oder J_{Ic} nach [11], E den E-Modul und ν die Querdehnungszahl bezeichnet. T_{us} ergibt sich aus der Bedingung $K_{LB\infty}(T_{us}) = K_{Jc/us}$ und Einsetzen von (10) zu

$$T_{us} = 27.78 \cdot \ln(K_{Jc/us} - 36.5) + T_0 - 67.5^\circ \quad (13)$$

Analog erhält man aus der Bedingung $K_{LB(B)}(T_{us(B)}) = K_{Jc/us}$ durch Einsetzen von (11) die Übergangstemperatur $T_{us(B)}$ für kleinere Bauteildicken ($B < B_{LEFM}$) zu

$$T_{us(B)} = 27.78 \cdot \ln\left(\left[\frac{B^{0.25} K_{Jc/us} \sqrt{R_p}}{1.257}\right]^{2/3} - 36.5\right) + T_0 - 67.5^\circ \quad (14)$$

Um (14) in möglichst einfacher Form zu erhalten, wurde die Temperaturabhängigkeit von R_p vernachlässigt. Für R_p sollte die Streckgrenze eingesetzt werden, die bei der Temperatur $T_{us(B)}$ gilt.

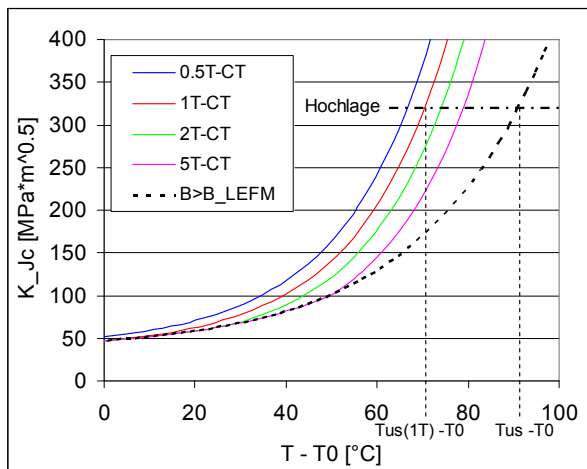


Fig. 4: ZSÜ-Grenzkurven für Bauteile oder Proben endlicher Dicke, im Vergleich mit jener für grosse Dicken (10).

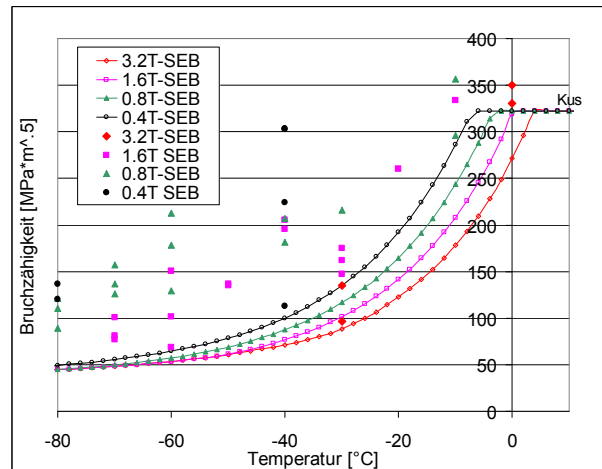


Fig. 5: ZSÜ-Grenzkurven für Proben endlicher Dicke, im Vergleich mit experimentellen Daten von Biegeproben [6]

Abschätzung der unteren Grenzkurve bei fehlendem T_0

Zur Festlegung der unteren Grenzkurve ist, wie aus (10) oder (11) ersichtlich, die Kenntnis von T_0 erforderlich. In der Praxis sieht man sich aber oft in der Situation, dass T_0 nicht bekannt ist und auch nicht bestimmt werden kann. In solchen Fällen ist man darauf angewiesen, aus dem vorhandenen Datenmaterial begründbare konservative Schätzungen ableiten zu können. Im Folgenden werden zwei typische Fälle betrachtet:

a) Abschätzung von T_0 aus Bruchzähigkeit in der Hochlage

Die Bruchzähigkeit $K_{Jc/us}$ in der Hochlage sei an einer Probe mit der Dicke $B=B_{test}$ bei der Prüftemperatur T_{tA} ermittelt worden und in Form von $J_{0.2BI}$ bzw. dem K_{Jc} -Wert gegeben (Punkt A in Fig. 6). Somit gilt offensichtlich $T_{tA} > T_{us(Bt)}$. Einsetzen in (14) ergibt eine Ungleichung, die sich wie folgt nach T_0 auflösen lässt:

$$T_0 \leq T_{tA} - 27.8 \cdot \ln \left[\left(\frac{K_{Jc/us} \cdot B_{test}^{1/4} \cdot \sqrt{R_p}}{1.257} \right)^{2/3} - 36.5 \right] + 67.5 \quad (15)$$

Daraus lässt sich dann mit (10) oder (11) die dazu gehörende untere Grenzkurve (in Fig. 6 als $LB_A(B)$ bezeichnet) ermitteln.

b) Abschätzung von T_0 aus experimentellen Daten im oberen ZSÜ-Bereich²

Man betrachte einen experimentell ermittelten Datenpunkt im oberen ZSÜ-Bereich, d.h. den Fall, wo der Spaltbruch nach einer gewissen messbaren stabilen Rissverlängerung auftrat (Punkt B in Fig. 6). Dieser Punkt wird naturgemäss mit grösster Wahrscheinlichkeit nicht auf der gesuchten unteren Grenzkurve, sondern mehr oder weniger weit darüber liegen (wie beispielsweise alle in Fig. 5 gezeigten experimentellen Daten). Die Abweichung eines einzelnen gemessenen K_{Jc} -Werts von der unteren Grenze ist dadurch zu erklären, dass unter der Belastung, die der unteren Zähigkeitsgrenze entspricht, bei kleinen Proben im Allgemeinen kein geeigneter Spaltbruchkeim im Bereich des lokalen Spannungsmaximums liegt. Dadurch kann die Belastung gesteigert werden, ohne dass die Probe bricht, wodurch sich die Constraints durch plastisches Fließen verringern [12]. Deshalb muss die Belastung erst recht noch weiter erhöht werden, um einen Spaltbruch zu erzeugen. So kommen die Streuung und der Steilanstieg der Zähigkeit im ZSÜ-Bereich zustande.

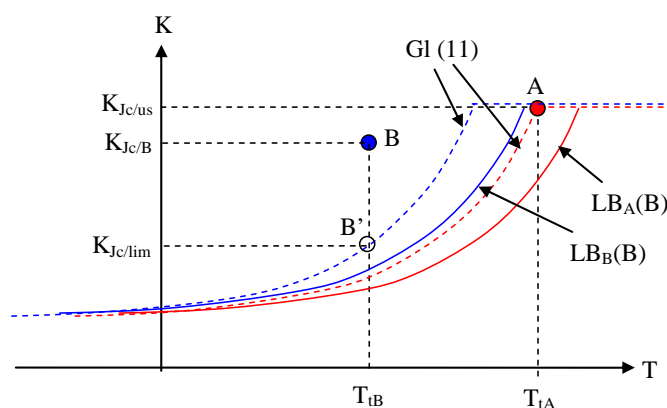


Fig. 6: Schematische Darstellung der Abschätzung der unteren Grenzkurven $LB_A(B)$ bzw. $LB_B(B)$ aus einem Datenpunkt in der Hochlage (A) oder im oberen ZSÜ-Bereich (B)

Wenn eine Probe im oberen ZSÜ-Bereich gebrochen ist, wie im Fall des schematischen Beispiels B in Fig. 6, muss im Sinn einer konservativen Interpretation dieses Ergebnisses davon ausgegangen werden, dass sie bei zufällig ungünstiger Lage

² Damit sind bruchmechanische Versuche gemeint, die vor dem Versagen durch Spaltbruch eine stabile Rissverlängerung von 0.2 mm -1.5 mm zeigten.

eines Spaltbruchkeims schon unter erheblich tieferem J-Wert hätte brechen können: Im ungünstigsten Fall unter dem J-Wert, bei dem die Constraints noch maximal waren, aber plastizitätsbedingt gerade zu sinken begannen. Dies ist etwa bei dem K_{Jc} -Wert der Fall, welcher der Gültigkeitslimite für J_c -Werte nach [11] entspricht, d.h. bei

$$K_{Jc/lim} = \sqrt{\frac{\sigma_f \cdot (W - a) \cdot E}{100 \cdot (1 - \nu^2)}} \quad (16)$$

Dabei bezeichnet σ_f die technische Fließspannung, d.h. den Mittelwert aus der Streckgrenze und der Zugfestigkeit. Aus der Bedingung, dass der Punkt B' ($T=T_{tB}$, $K_{Jc}=K_{Jc/lim}$) auf der unteren Grenzkurve (11) liegt, erhält man aus (11)

$$T_0 [^\circ C] = T_{tB} - 27.8 \cdot \ln \left[\left(\frac{K_{Jc/lim} \cdot B_{test}^{1/4} \cdot \sqrt{R_p}}{1.257} \right)^{2/3} - 36.5 \right] + 67.5 \quad (17)$$

Mit diesem Näherungswert für T_0 lässt sich mit (10) oder (11) die untere Grenzkurve LB_B näherungsweise bestimmen (Fig. 6).

Diskussion und Schlussfolgerungen

Mit einer einfachen analytischen Grössenkorrektur ist es gelungen, die ASME-Grenzkurve (1)–(2) aus einer Prüfserie mit relativ kleinen Proben zu reproduzieren. Die gute Übereinstimmung bestätigt die entsprechenden theoretischen Überlegungen. Sie stärkt aber auch das Vertrauen in die empirische ASME-Grenzkurve und zeigt auf, dass diese auch bei sehr grossen Bauteilen keine weitere Grössenkorrektur benötigt. Die früher, in [3], vorgeschlagene Festlegung einer unteren Grenzkurve hat sich damit als zu konservativ erwiesen und ist als obsolet zu betrachten.

Die im vorliegenden Bericht erläuterten theoretischen Ansätze ermöglichen es auch, deterministische ZSÜ-Grenzkurven für Bauteile mit kleineren Abmessungen zu berechnen und damit bei Bedarf die Konservativität der ASME-Grenzkurve (1)–(2) bei der Anwendung auf kleinere Bauteile oder dünnere Bleche zu reduzieren. Man beachte, dass diese Grenzkurven – im Unterschied zur ASME-Grenzkurve - nicht nur von der Dicke des Bauteils, sondern auch von der Streckgrenze des Werkstoffs abhängen, was plausibel ist. Wer aber auf maximale Konservativität bedacht ist, wird bei der grössenunabhängigen unteren Grenze (10) bleiben und von der Dicken- und Materialabhängigkeit der Grenzkurven nach (11) keinen Kredit nehmen wollen.

Zur Berechnung der unteren Grenzkurve nach (10) oder (11) sollte T_0 bekannt sein. Dies ist in der Praxis oft nicht der Fall. Es gibt aber auch andere Informationsquellen. Speziell geeignet sind Versuche im oberen ZSÜ-Bereich. Solche Versuche gelten oft als unbrauchbar, weil sich daraus oft keine „gültige“, übertragbare Norm-Kennwerte ermitteln lassen: Für J_{Ic} nach [10] zeigen sie zu wenig stabiles Risswachstum zeigen, für ein J_c nach [10] verletzen sie die Grössenbedingung oder zur Auswertung nach [1] fallen sie aus dem Gültigkeitsfenster. Solche Daten enthalten jedoch wie gezeigt mehr Information zum ZSÜ-Verhalten als Daten aus der Hochlage oder dem unteren ZSÜ-Bereich. Mit dem hier vorgeschlagenen Verfahren ist es möglich, diese Information zur Festlegung der ZSÜ-Kurve nutzbar zu machen.

Es sei in diesem Zusammenhang noch auf ein häufige Fehlinterpretation von Daten aus der Hochlage hingewiesen: Wie in Fig. 6 anhand des Punkts A ersichtlich, bedeutet das Vorliegen eines „gültigen“ Zähigkeitskennwert in der Hochlage nicht, dass bei der entsprechenden Temperatur T_{tA} ein Spaltbruch ausgeschlossen ist. Ohne zusätzliche Information zum ZSÜ-Verhalten muss für den Fall, dass die Bauteildicke grösser als die Probendicke ist, als „Worst Case“ mit der in Fig. 6 als LB_A bezeichneten Zähigkeitskurve gerechnet werden.

Nicht eingegangen wurde hier auf die Möglichkeit der Abschätzung von T_0 aus der Kerbschlagarbeit [1, 12]. Bei diesem Vorgehen kommen weitere Aspekte wie die Temperaturverschiebung infolge der Beanspruchungsgeschwindigkeit ins Spiel, die hinsichtlich der Festlegung einer unteren Grenze einer speziellen Betrachtung und Klärung bedürfen. Nicht explizit eingegangen wurde auch auf die Frage der Temperaturabhängigkeit von R_p oder σ_f . Diese wurden der Einfachheit halber als konstant angenommen. Durch iteratives Vorgehen lassen sich aber auch analoge Lösungen unter Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit erhalten.

Literatur

- [1] American Soc. For Testing and Materials, ASTM Standard E 1921-06, West Conshohocken, PA, 2006
- [2] Forschungskuratorium Maschinenbau, Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis, Abschlussbericht 2001/2.Ausgabe 2004. Heft Nummer 258. Frankfurt 2004
- [3] Schindler, H.J., Kalkhof, D., Tipping, Ph., Determination of Transferable Lower-Bound Fracture Toughness from Small Specimens, J. ASTM International, Vol. 5, No. 8
- [4] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Division 1, Appendix A, American Society of Mechanical Engineers, New York, 2007
- [5] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Code Case N-629, Section XI, Division 1, American Society of Mechanical Engineers, New York, 1999
- [6] Zurbuchen, C., Viehrig, H.W., Bruchmechanische Werkstoffcharakterisierung zur Überwachung der Neutronenversprödung von Reaktordruckbehältern, Forschungszentrum Dresden, Institutsbericht FZD/FWS/2009/07, Juli 2009
- [7] McCabe, D.E., Merkle J.G., "Estimation of Lower-Bound K_{Jc} on Pressure Vessel Steels from Invalid Data, in: ASTM STP 1321, J.H. Underwood, B.D. MacDonald, and M.R. Mitchell, Eds., American Soc. For Testing and Materials, West Conshohocken, Pa., 1997, 198-213
- [8] Merkle, J.G., Sokolov, M.A., Nanstad, R.K., Mc Cabe, D.E., Statistical representation of valid K_{Jc} Data for irradiated RPV-Steels, ORNL/NRC/LTR-01/08, Oak Ridge National Laboratory, August 2002
- [9] American Soc. For Testing and Materials, ASTM Standard E 399-05, West Conshohocken, PA, 2005
- [10] ISO, Metallic materials — Unified method of test for the determination of quasistatic fracture toughness, ISO 12135
- [11] American Soc. For Testing and Materials, ASTM Standard E 1820-6a, West Conshohocken, PA, 2006
- [12] Kim, Y.J., et. al., 3-D constraint effects on J testing and crack tip constraint in M(T), SE(B), SE(T) and C(T) specimens: numerical study, Eng. Fract. Mechanics, 71 (2004) 1203–1218
- [13] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section XI, Division 1, NB 2331, American Society of Mechanical Engineers, New York, 2004