

**Bericht zur Darstellung der
Vorgehensweise bei der Bestimmung
der Anfangsrißgrößen zur Abdeckung
von Erfahrungen bei der Wahl der
Stahlgütegruppen**

T 2542

T 2542

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

Die in dieser Forschungsarbeit enthaltenen Darstellungen und Empfehlungen geben die fachlichen Auffassungen der Verfasser wieder. Diese werden hier unverändert wiedergegeben, sie geben nicht unbedingt die Meinung des Zuwendungsgebers oder des Herausgebers wieder.

Die Originalmanuskripte wurden reprototechnisch, jedoch nicht inhaltlich überarbeitet. Die Druckqualität hängt von der reprototechnischen Eignung des Originalmanuskriptes ab, das uns vom Autor bzw. von der Forschungsstelle zur Verfügung gestellt wurde.

© by Fraunhofer IRB Verlag

Vervielfältigung, auch auszugsweise,
nur mit ausdrücklicher Zustimmung des Verlages.

Fraunhofer IRB Verlag

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau

Postfach 80 04 69
70504 Stuttgart

Nobelstraße 12
70569 Stuttgart

Telefon (07 11) 9 70 - 25 00
Telefax (07 11) 9 70 - 25 08

E-Mail irb@irb.fraunhofer.de

www.baufachinformation.de

Bericht zur Darstellung der Vorgehensweise

**bei der Bestimmung der Anfangsrißgrößen
zur Abdeckung von Erfahrungen bei der
Wahl der Stahlgütegruppen**

im Neuentwurf des EC3 Annex C, Draft November 1992

G. Sedlacek und G. Stötzel

Inhaltsverzeichnis

1. Grundsätzliche Vorgehensweise bei dem Verfahren
2. Ansatz der Anfangsrißgröße a_0 nach dem EC3, Annex C
3. Definition einer Spannungsklasse S1 mit $\sigma = 0,7 \cdot f_y$
4. Definition weiterer Spannungsklassen S2 und S3
5. Ergebnisse der Untersuchungen
6. Definition der Sicherheitsbeiwerte γ_V und γ_H
7. Bewertung der Ergebnisse im Hinblick auf die DAST-Ri 009
8. Literatur

1. Grundsätzliche Vorgehensweise bei dem Verfahren

Als Ergebnis soll

- eine tolerierbare Anfangsrißgröße beschrieben werden
- die bisherigen drei Spannungsklassen durch neu zu definierende Spannungsklassen ersetzt werden.

Die Vorgehensweise zur Ermittlung dieser Ansätze ist folgende:

- 1.) Definition der Größe des anzusetzenden Anfangsrisses unter Beachtung der sicher nachzuweisenden Fehlergröße.
- 2.) Nach Definition der Spannungsklasse S1 ($\sigma = 0,7 f_y$) werden die Auswirkungen der mit diesem Ansatz neu entwickelten Ergebnisse auf die der jetzigen Version des EC 3 Annex C beschrieben.
- 3.) Im Anschluß daran wird eine neue Spannungsklasse S2 ($\sigma = 1,0 \cdot f_y$) untersucht, und die Auswirkungen in Bezug auf die bisherigen Ergebnisse des EC 3 Annex C beschrieben.
- 4.) Um eine Anpassung an die Regelungen des Druckbehälterbaus zu erreichen, wird eine weitere Spannungsklasse S3 ($\sigma = 1.4 f_y$) eingeführt und deren Auswirkungen auf die bisherigen Ergebnisse des Annex C beschrieben.
- 5.) Einführung von Teilsicherheitsbeiwerten für die Versagensfolgen γ_V und Herstellungsschwierigkeiten γ_H .

2. Definition der anzusetzenden Anfangsrißgrößen a_0

2.1 Allgemeines

Bei dem Problem der Sprödbruchsicherheit müssen zur Berechnung des Gefährdungsgrades Anfangsrisse angenommen werden.

Erfahrungen haben gezeigt, daß eine Rißbildung und damit weitergehendes Rißwachstum in der Regel auf der Bauteiloberfläche (z.B. durch mechanische Schäden) entsteht /1/, und einfacher nachzuweisen ist als ein innenliegender Fehler.

Als grundsätzliche Form dieser Oberflächenfehler wird ein halbelliptischer Riß mit den Kennwerten a und c (Bild 1) angenommen.

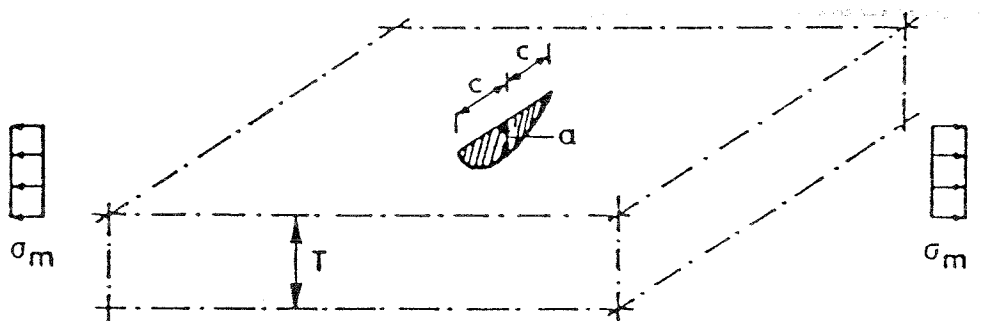


Bild 1: Darstellung der Fehlerkenngrößen a , c und t

Das anzusetzende Verhältnis a/c der Kenngrößen ist in einer Parameterstudie näher zu untersuchen, weil nach MARLEY /1/ die Wahrscheinlichkeit der Rißentdeckung mit zunehmender Rißtiefe a und nach KUNZ /2/ mit zunehmender Rißlänge $2c$ ansteigt (Bild 2).

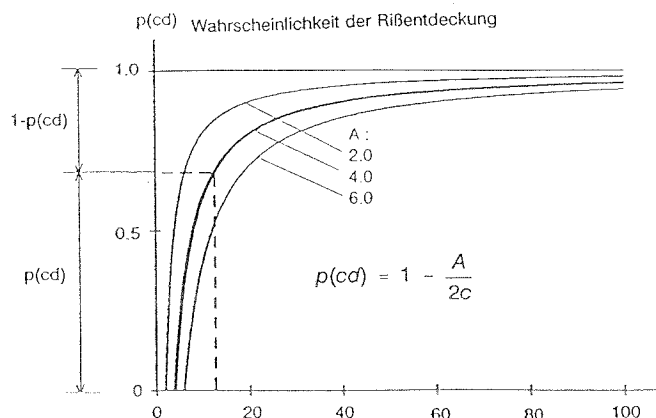


Bild 2: Rißentdeckungswahrscheinlichkeit in Funktion der meßbaren Rißlänge nach KUNZ /2/

($p(cd)$ = Wahrscheinlichkeit der Rißentdeckung, A = Rißentdeckungskonstante)

2.2 Ansatz der Anfangsrißgröße a_0 nach dem EC3 Annex C

Die Wahl der anzusetzenden Fehlergröße richtet sich in erster Linie nach der Erkennbarkeit und Nachweisbarkeit der Risse. In MARLEY /1/ wird die nachweisbare Rißtiefe a für verschiedene Nachweisverfahren beschrieben. Die nachweisbare Rißtiefe liegt in der Regel bei größer als 2 mm.

Auf dieser Grundlage ist die Bestimmung der zulässigen Anfangsrißgröße a_0 mit dem folgenden Ansatz aus dem EC3 Annex C zweckmäßig:

$$a_0 = \ln(t) \quad (\text{Ansatz im Annex C des Eurocode mit } t = \text{Blechdicke in [mm]})$$

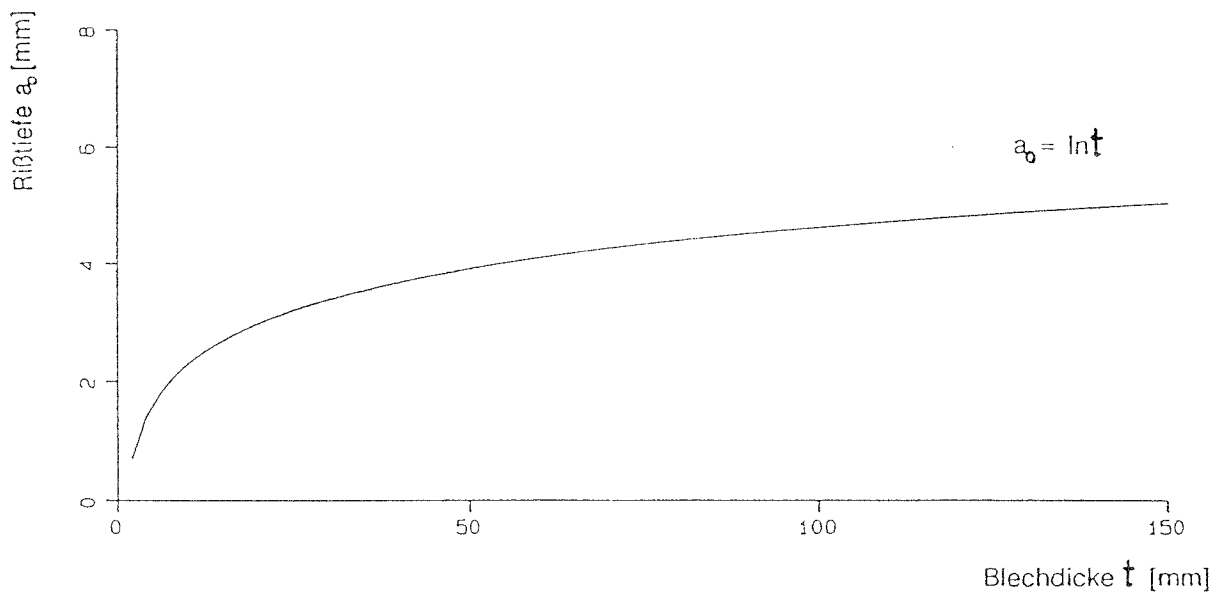


Bild 3: Ansatz für die Rißgröße $a_0 = \ln(t)$

3. Definition einer Spannungsklasse S1 mit $\sigma = 0,7 f_y$

3.1 Allgemeines

Zur Bestimmung der bruchmechanischen Beanspruchung wird die CEGB-R6-Methode angewendet. Diese basiert auf einem Bruchvorhersagediagramm (Failure Assessment Diagram, FAD). Die Bauteilsicherheit wird hierbei mit Hilfe einer geometrieunabhängigen Grenzkurve (K_{grenz}) abgeschätzt. Sicherheit wird vorhergesagt, wenn der Betriebspunkt in Abhängigkeit von Betriebslast, Fehlergröße und Materialkennwerten innerhalb dieser Grenzkurve liegt.

In HENSEN /3/ wird die Grenzkurve $K_{R,\text{grenz}}$ der Option 2 der R6-Methode vereinfacht durch

$$K_{R,\text{grenz}} = \frac{1}{\sqrt{1 + 0,5 L_R^2}} \quad , \text{ für } L_R < 1,0 \quad (1)$$

beschrieben, wobei L_R das Verhältnis der Ausnutzung im Nettoquerschnitt zur Fließspannung f_y darstellt.

Für einen halb elliptischen Oberflächenriß ergibt sich die Querschnittsschwächung zu

$$A_{\text{Fehler}} = A_{\text{Ellipse}} = \frac{\pi}{2} \cdot a \cdot c \quad (2)$$

so daß L_R wird

$$L_R = \frac{\sigma_{\text{vorh}}}{f_y \cdot \left(1 - \frac{A_{\text{Fehler}}}{A_{\text{Brutto}}}\right)} \quad (3)$$

A_{Brutto} wird in diesem Falle gewählt zu $W \cdot t$ mit $W = 500 \text{ mm}$.

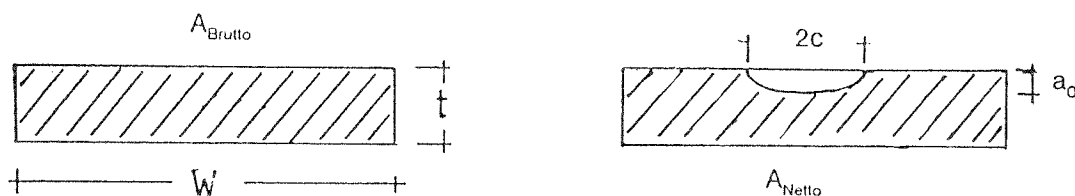


Bild 4: Brutto- und Nettoquerschnitt eines halb elliptischen Oberflächenrisse

Die Beanspruchungskurve K_R ist definiert als

$$K_R = \frac{K_I}{K_{Mat}} = \frac{K_{appl}}{K_{Mat}} \quad (4)$$

mit K_{Mat} = Materialkennwert für die Rißzähigkeit des Bauteils

$$K_I = \sigma_{vorh} \cdot \sqrt{\pi a} \cdot f(a, t, c, b = W, \phi)$$

F_s = geometrieabhängige Korrekturfunktion

Die Korrekturfunktion F_s ist in BILD /4/ nach Untersuchungen von RAWE /5/ und NEWMAN/RAJU /6/ beschrieben durch

$$F_s = [M_1 + M_2 \left(\frac{a}{C}\right)^2 + M_3 \left(\frac{a}{t}\right)^4] g f_\phi f_w$$

mit $M_1 = 1,13 - 0,09 \left(\frac{a}{t}\right)$

$$M_2 = -0,54 + \frac{0,89}{0,2 + \left(\frac{a}{C}\right)}$$

$$M_3 = 0,5 - \frac{1}{0,65 + \left(\frac{a}{C}\right)} + 14 \left(1 - \frac{a}{C}\right)^{24}$$

$$g = 1 + [0,1 + 0,35 \left(\frac{a}{t}\right)^2] (1 - \sin\phi)^2$$

$$f_\phi = \left[\left(\frac{a}{C}\right)^2 \cos^2\phi + \sin^2\phi \right]^{\frac{1}{4}}$$

$$f_w = \left[\frac{1}{\cos\left(\frac{\pi c}{2b} \sqrt{\frac{a}{t}}\right)} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (5)$$

Mit: a = Fehlertiefe,

t = Plattendicke,

$2b = W$ = Plattenbreite

c = halbe Fehlerlänge

ϕ = betrachteter Winkel (wg. $a/c < 0.8$ wird ϕ zu 90° gesetzt)

Im weiteren Verlauf muß eine Beziehung für die Materialzähigkeit des Bauteils K_{Mat} ermittelt werden, wie sie schon in der jetzigen Version des Background Documents zu EC 3 Annex C angewandt wurde.

Die nach Abschnitt 2.2 anzusetzende Anfangsrißgrößen wird als kritische Rißgrößen unterstellt, so daß $K_R = K_{R, \text{grenz}}$ wird.

Es gilt somit:

$$K_{R, \text{grenz}} = K_R = \frac{K_I}{K_{Mat}} \quad (6)$$

Durch mathematische Umformung erhält man:

$$K_{Mat} = \frac{K_I}{K_{R, \text{grenz}}} \quad (7)$$

mit:

$$K_I = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot \frac{a}{Q}} \cdot F_s \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t}, \frac{c}{b}, \phi \right) \quad (8)$$

$$K_{R, \text{lim}} = \frac{1}{\sqrt{1 + 0,5 \cdot L_R^2}} \quad (9)$$

Durch Einsetzen der festgelegten Rißgröße a_0 läßt sich so der Wert für K_{Mat} berechnen.

Durch diese Vorgehensweise soll erreicht werden, daß durch Einsetzen bekannter Eingangsgrößen (z.B. Blechdicke t und Streckgrenze f_y) eine direkte Beziehung zum K_{Mat} -Wert gegeben ist.

Es gilt:

$$\begin{aligned} K_{Mat} &= \frac{\sigma \cdot \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{a} \cdot f(a, c, t, W)}{K_{R, \text{grenz}}} \\ &= \frac{\sigma \cdot \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{a} \cdot f(a, c, t, W)}{f_y \cdot \sqrt{t} \cdot K_{R, \text{grenz}}} \cdot f_y \cdot \sqrt{t} \\ &= \alpha \cdot f_y \cdot \sqrt{t} \end{aligned} \quad (10)$$

wobei der dimensionslose Proportionalitätsfaktor α berechnet wird mit

$$\alpha = \frac{\sigma \cdot \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{a} \cdot f(a, c, t, W)}{f_y \cdot \sqrt{t} \cdot K_{R, \text{grenz}}} \quad (11)$$

3.2 Ansatz der Fehlergröße zu $a_0 = \ln t$

Mit dem in Abschnitt 3.1 abgeleiteten Verfahren lassen sich für verschiedene Größenverhältnisse a/c die α -Werte bestimmen.

Mit den festgelegten Eingangsdaten $a = \ln t$ und $\sigma = 0,7 f_y$ ermittelt sich der Faktor α zu

$$\alpha = \frac{0,7 \cdot \sqrt{\pi} \cdot f\left(\frac{a}{t}\right)}{K_{R, \text{grenz}}} \cdot \sqrt{\frac{\ln t}{t}} \quad (12)$$

Für verschiedene Parameter a/c und Blechdicken t sind diese Werte in der folgenden Tabelle zusammengefaßt :

$a = \ln(t)$	t	10	30	50	100	150	200
$a/c = 0,1$	α	0,760	0,491	0,402	0,305	0,260	0,231
$a/c = 0,2$	α	0,712	0,472	0,388	0,296	0,251	0,224
$a/c = 0,4$	α	0,637	0,432	0,357	0,273	0,232	0,207
$a/c = 0,5$	α	0,602	0,412	0,340	0,2603	0,222	0,197
$a/c = 1,0$	α	0,445	0,310	0,257	0,197	0,168	0,149

Tabelle 1: α -Werte für die Spannungsstufe S1

Dabei werden die α - Werte der verschiedenen a/c - Verhältnisse ausschließlich von den Einfluß der Korrekturfunktion bestimmt.

Zur Verdeutlichung dieses Einflusses werden die Werte der Korrekturfunktion in Abhängigkeit des a/c - Verhältnisses und der Blechdicke t in der folgenden Tabelle dargestellt, wobei $a_0 = \ln(t)$ gilt.

	t	10	30	50	100	150	200
$a/c = 0,1$	$f(a/t)$	1,159	1,067	1,052	1,043	1,040	1,039
$a/c = 0,2$	$f(a/t)$	1,124	1,062	1,051	1,045	1,043	1,042
$a/c = 0,4$	$f(a/t)$	1,102	1,066	1,060	1,056	1,055	1,055
$a/c = 0,5$	$f(a/t)$	1,096	1,069	1,064	1,061	1,060	1,060
$a/c = 1,0$	$f(a/t)$	1,0504	1,043	1,041	1,040	1,040	1,040

Tabelle 2: Verhalten der Korrekturfunktion

Mit zunehmender Rißlänge ($a/c \rightarrow 0$) steigen die α - Faktor und damit die erforderliche Rißzähigkeit. Bei der Berechnung der minimalen Einsatztemperatur T_s ergibt eine höhere erforderliche Rißzähigkeit über den Korrekturwert β eine schärfere Bedingung für die minimale Einsatztemperatur T_s .

Trotzdem die Fehlererkennbarkeit nach MARLEY und KUNZ mit größer werdender Rißlänge c zunimmt, wird das Verhältnis $a/c = 0,1$ (weiteste Rißöffnung) als maßgebend für die weiteren Untersuchungen festgelegt, da mit zunehmender Rißlängen c bei gleichbleibendem a_0 die Gefahr des Sprödbruchs ansteigt.

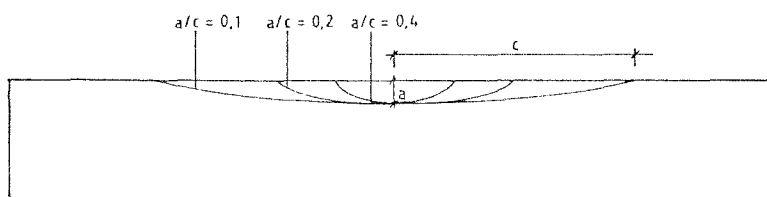


Bild 5: Darstellung der a/c - Verhältnisse

Entsprechend dem bisherigen Vorgehen im EC 3 Annex C werden die berechneten α -Werte durch eine einfachere Funktion in Abhängigkeit von der Blechdicke t in [mm] näherungsweise beschrieben durch

$$\alpha_{ber} \approx \frac{1}{k_a + k_b \cdot \ln t + k_c \cdot \sqrt{t}} \quad (13)$$

Darauf wird in Kapitel 5. näher eingegangen.

4. Definition weiterer Spannungsklassen S2 und S3

4.1 Spannungsklasse S2 mit $\sigma = f_y$

Im Bruttoquerschnitt eines Bauteiles liegt eine Spannung in Höhe der Streckgrenze f_y an. Dies bedeutet, daß die Ausnutzung L_R des Nettoquerschnittes immer größer als 1,0 ist. Aus dem Bruchvorhersagediagramm der R6-Methode Option 2 ergibt sich so ein Wert von 0,816 für $K_{R,grenz}$ (da $L_r = 1$).

Alle anderen Bedingungen sind die gleichen wie in Abschnitt 3., so daß sich die erforderliche Rißzähigkeit im Bauteil K_{Mat} hier ergibt zu:

$$\begin{aligned}
 K_{Mat} &= \frac{f_y \cdot \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{a} \cdot f\left(\frac{a}{t}\right)}{0,816} \\
 &= \frac{f_y \cdot \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{a} \cdot f\left(\frac{a}{t}\right)}{f_y \cdot \sqrt{t} \cdot 0,816} \cdot f_y \cdot \sqrt{t} \\
 &= \alpha \cdot f_y \cdot \sqrt{t}
 \end{aligned} \tag{14}$$

wobei der Proportionalitätsfaktor α berechnet wird mit

$$\alpha = \frac{\sqrt{\pi} \cdot \sqrt{a} \cdot f\left(\frac{a}{t}\right)}{\sqrt{t} \cdot 0,816} \tag{15}$$

Für $a = \ln(t)$ ergeben sich so folgende Werte für α :

$a = \ln(t)$	t	10	30	50	100	150	200
$a/c = 0,1$	α	1,188	0,768	0,629	0,478	0,406	0,362
$a/c = 0,2$	α	1,115	0,739	0,608	0,464	0,394	0,351
$a/c = 0,4$	α	0,998	0,678	0,560	0,428	0,364	0,324
$a/c = 0,5$	α	0,944	0,645	0,534	0,408	0,348	0,309
$a/c = 1,0$	α	0,698	0,486	0,403	0,309	0,263	0,234

Tabelle 3: α -Werte für die Spannungsklasse S2

4.2 Spannungsstufe S3 mit $\sigma = 1,4 f_y$

In Anlehnung an die Vereinbarungen im Bereich des Druckbehälterbaus wird zusätzlich noch die Spannungsstufe S3 mit einer Bruttospannung von $\sigma = 1,4 f_y$ definiert. Analog zu den vorherigen Abschnitten ergeben sich für den Ansatz einer vorhandenen Rißtiefe von $a = \ln t$ folgende α -Werte:

$a = \ln(t)$	t	10	30	50	100	150	200
$a/c = 0,1$	α	1,664	1,075	0,881	0,670	0,569	0,506
$a/c = 0,2$	α	1,561	1,035	0,851	0,649	0,552	0,491
$a/c = 0,4$	α	1,398	0,949	0,784	0,599	0,510	0,454
$a/c = 0,5$	α	1,321	0,903	0,747	0,572	0,487	0,433
$a/c = 1,0$	α	0,977	0,680	0,564	0,433	0,368	0,328

Tabelle 4: α -Werte für die Spannungsstufe S3

5. Ergebnisse der Untersuchungen

Als Ergebnis dieser Untersuchungen ergibt sich für eine definierte Anfangsrißgröße a_0 zunächst eine erforderliche Rißzähigkeit K_{Ic} , mit der über das bisher im EC 3 Annex C angewandte modifizierte SANZ-Konzept direkt die minimale Einsatztemperatur T_s berechnet werden kann.

Diese ist direkt abhängig von folgenden Eingangsparametern:

- der Stahlsorte, gekennzeichnet durch die nominelle Streckgrenze f_y und die Temperatur, bei der eine Kerbschlagarbeit A_v von mind. 27 Joule garantiert wird
- der Beanspruchungsgeschwindigkeit $\dot{\epsilon}$ nach BARSOM/ROLFE /8/
- der Blechdicke t in [mm]
- und der Spannungsklasse S .

In diesem Kapitel wird die Abhängigkeit der minimalen Einsatztemperatur T_s von den Eingangsparametern verdeutlicht. Die Bestimmung der minimalen Einsatztemperatur T_s entspricht bis auf den Ansatz von Sicherheitsfaktoren γ_v und γ_H dem bisherigen Vorgehen nach EC 3 Annex C, wie es in /7/ erläutert ist.

5.1 Die erforderliche Rißzähigkeit K_{Ic}

Die berechneten dimensionslosen α -Werte werden durch eine einfachere Funktion nur in Abhängigkeit von der Blechdicke t in [mm] näherungsweise beschrieben zu

$$\alpha_{ber} \approx \frac{1}{k_a + k_b \cdot \ln t/t_0 + k_c \cdot \sqrt{t/t_0}} \quad , \quad t_0 = 1 \text{ mm} \quad (16)$$

So ergibt sich die erforderliche Rißzähigkeit im Bauteil mit der Blechdicke t in [mm] und f_y in [N/mm²] zu

$$K_{Mat} = \alpha_{ber}(t) \cdot f_y \cdot \sqrt{t} \quad (17)$$

Dieser Bauteilkennwert K_{Mat} ist jedoch noch entsprechend dem bisherigen Vorgehen für den ebenen Dehnungszustand zu einem charakteristischen Materialkennwert K_{Ic} zu korrigieren, welcher nach dem SANZ-Konzept in Korrelation mit der Kerbschlagarbeit A_v steht:

$$K_{Ic} = \frac{\alpha^{0,55} \cdot f_y \cdot \sqrt{t}}{1,226} \quad (18)$$

Beim bisherigen Vorgehen im EC 3 Annex C wurde der Bauteilkennwert K_{Mat} mit einem Sicherheitsfaktor $\gamma = 1,0$ oder $1,5$ erhöht, um so die Folgen eines eventuellen Versagens zu berücksichtigen.

Bei der Erweiterung des Verfahrens sollen auch die Herstellungsschwierigkeiten berücksichtigt werden. Darunter sind Abhängigkeiten der Kennwerte und Eingangsgrößen von verschiedenen Parametern wie z.B. Schwierigkeitsgrad der Schweißung, Komplexizität der Beanspruchung, nicht berücksichtigte Eigenstressungen usw. zu verstehen. Diese Herstellungsschwierigkeiten können durch einen Sicherheitsbeiwert γ_H berücksichtigt werden.

Zusammen mit dem Sicherheitsbeiwert γ_V wird so ein gemeinsamer Wert γ mit dem α -Wert verknüpft.

$$erf K_{Ic} = \frac{(\gamma \cdot \alpha)^{0,55} \cdot f_y \cdot \sqrt{t}}{1,226} \quad , \text{wobei } \gamma = \gamma_V \cdot \gamma_H \quad (19)$$

Nähere Erläuterungen dazu werden in Kapitel 6 gemacht.

Die weiteren Ergebnisse werden jedoch zunächst für einen kombinierten Sicherheitsbeiwert $\gamma = 1,0$ ermittelt.

Die Konstanten k_a , k_b und k_c zur Berechnung der α -Werte ergeben sich für die verschiedenen Spannungsniveaus und den zwei Ansätzen für die Fehlergröße $a_0 = \ln(t)$ näherungsweise zu:

	S1	S2	S3
ka	0.180	0.122	0.086
kb	0.189	0.113	0.082
kc	0.222	0.145	0.103

5.2 Abhängigkeit der minimalen Einsatztemperatur von der Stahlgüte

Die Ergebnisse in Abhängigkeit der minimalen Einsatztemperatur von der Stahlgüte werden beispielhaft für die Stahlsorten St 37 (Fe360) und St 52 (Fe510) und die Spannungsstufe S2 in den Bildern 6 und 7 dargestellt. Die Berechnungen erfolgen unter der Voraussetzung statischer Beanspruchung, d.h. $\epsilon = 0,001 \text{ s}^{-1}$. Sie zeigen die aus der SANZ-Korrelation bedingte starke Abhängigkeit der minimalen Einsatztemperatur von der Temperatur T_{CV} der garantierten Kerbschlagarbeit von 27 Joule.

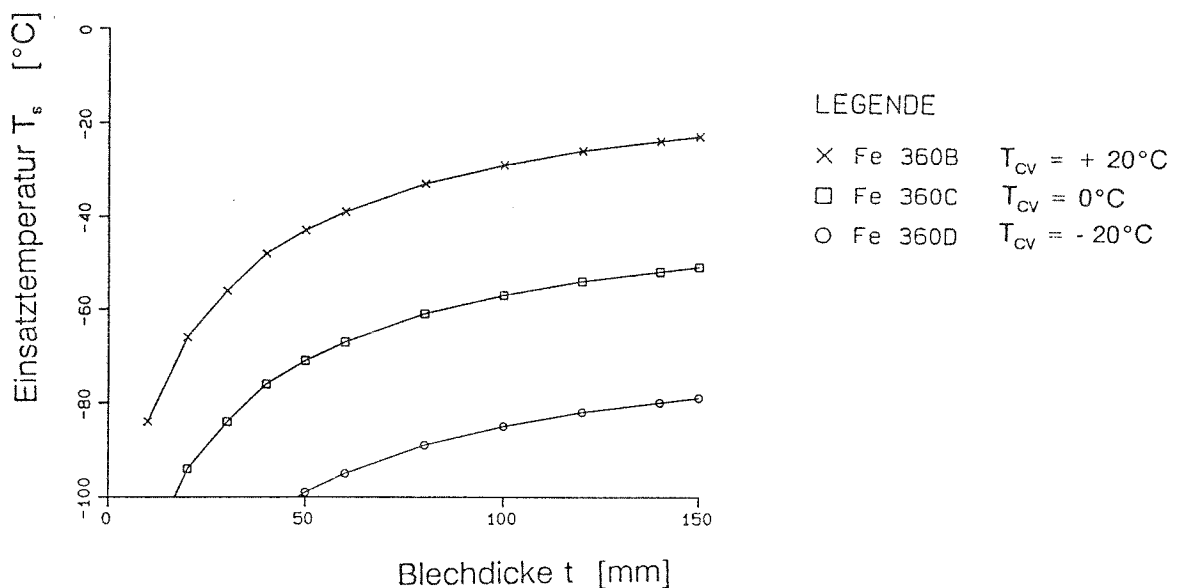


Bild 6: Minimale Einsatztemperaturen T_s über die Blechdicke t für die Reihe Fe 360 ($a/c = 0.1$)

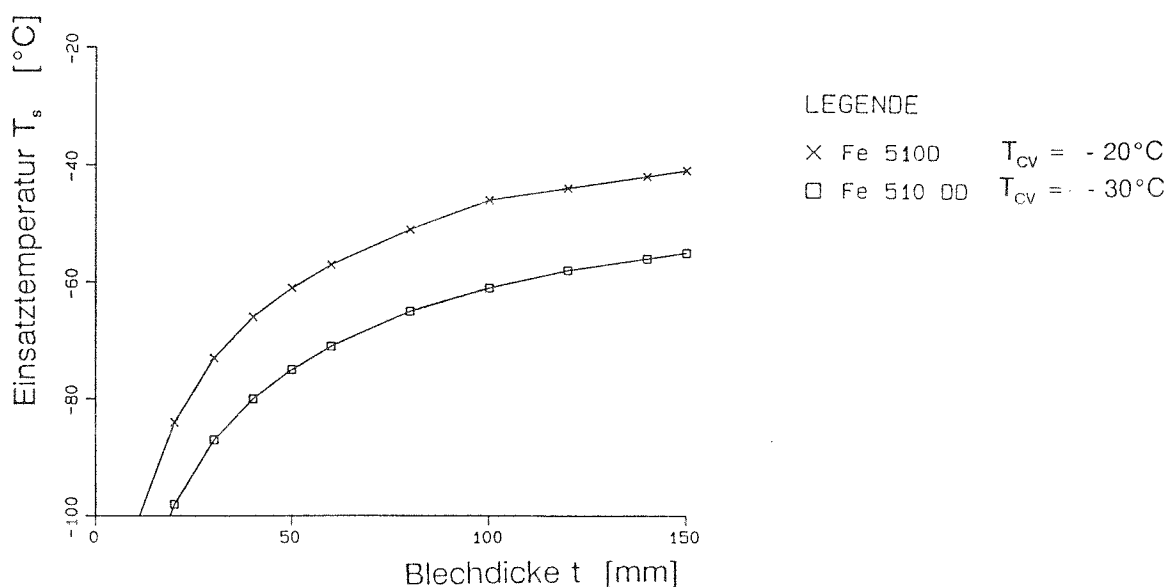


Bild 7: Minimale Einsatztemperaturen T_s über die Blechdicke t für die Reihe Fe 510 ($a/c = 0.1$)

Aus einem Vergleich der beiden Stähle Fe 360 D und Fe 510 D ist aber auch der Einfluß der zunehmenden Festigkeit zu erkennen, der zu einer Einschränkung des Anwendungsbereiches führt. D.h. mit zunehmender Festigkeit sinkt die Rißzähigkeit bei gleicher Qualität der zugrundeliegenden Temperatur $T_{cv} = -20^{\circ}\text{C}$.

Für die Spannungsclassen S1 ($\sigma = 0,7 \cdot f_y$) und S3 ($\sigma = 1,4 \cdot f_y$) ergibt sich die gleiche Tendenz, so daß auf eine Darstellung verzichtet werden kann.

5.3 Abhängigkeit der minimalen Einsatztemperatur von der Spannungsclass

Diese Abhängigkeit wird exemplarisch in den Bildern 8 und 9 an den Stählen Fe 360 D und Fe 510 D verdeutlicht. Naturgemäß hat die Erhöhung der Spannungsclass einen deutlichen Einfluß auf die Reduzierung der minimalen Einsatztemperatur. Die Größenordnung der Reduzierung liegt bei etwa 25 - 30°C für die Steigerung von S1 auf S2 und bei ca. 10 - 15°C bei einer Steigerung von S2 auf S3, so daß eine Verdoppelung der Bruttospannung von $0,7 \cdot f_y$ auf $1,4 \cdot f_y$ zu einer Reduzierung der minimalen Einsatztemperatur von nahezu 40 - 50°C führt.

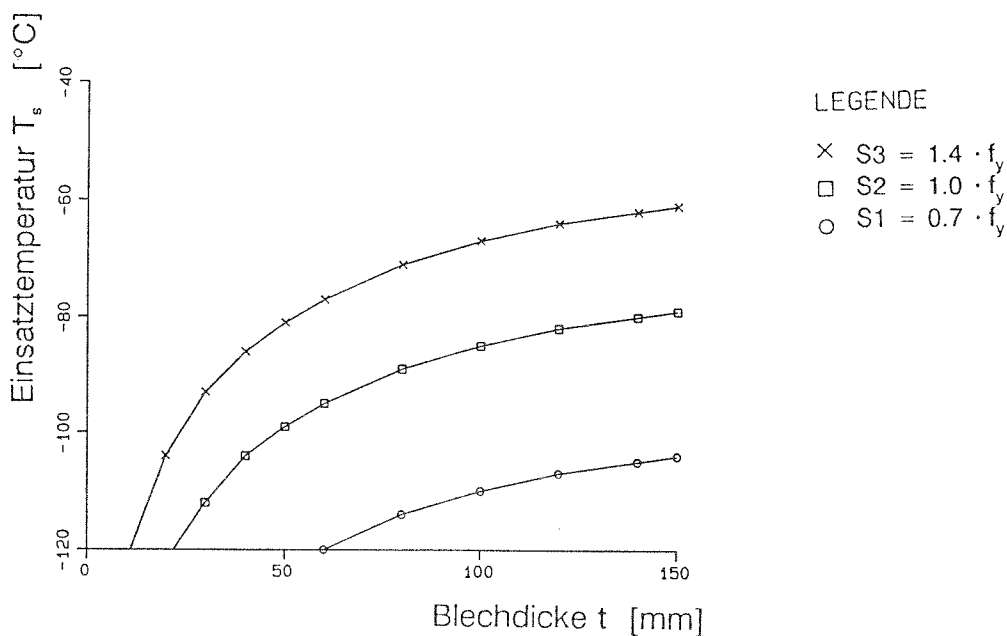


Bild 8: Minimale Einsatztemperatur T_s über der Blechdicke t für Fe 360 D ($\epsilon = 0.001$, $a/c = 0.1$)

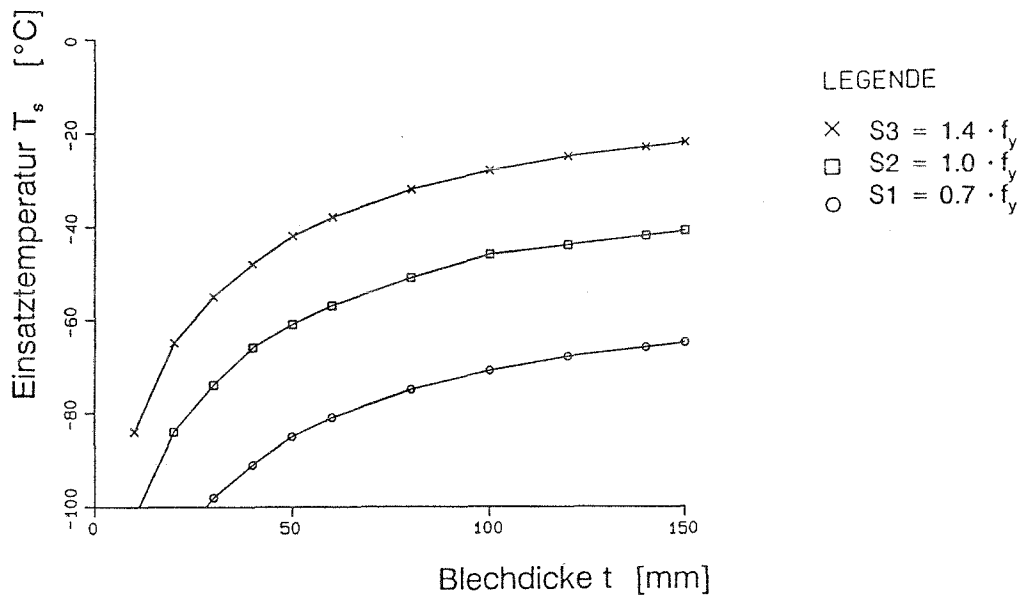


Bild 9: Minimale Einsatztemperatur T_s über der Blechdicke t für Fe 510 D (ε = 0.001, a/c = 0.1)

5.4 Abhängigkeit der minimalen Einsatztemperatur von der Beanspruchungsgeschwindigkeit ε̇

Die minimale Einsatztemperatur ist unter Berücksichtigung der Korrelation von BARSOM/ROLFE /8/ abhängig von der Belastungsgeschwindigkeit ε̇.

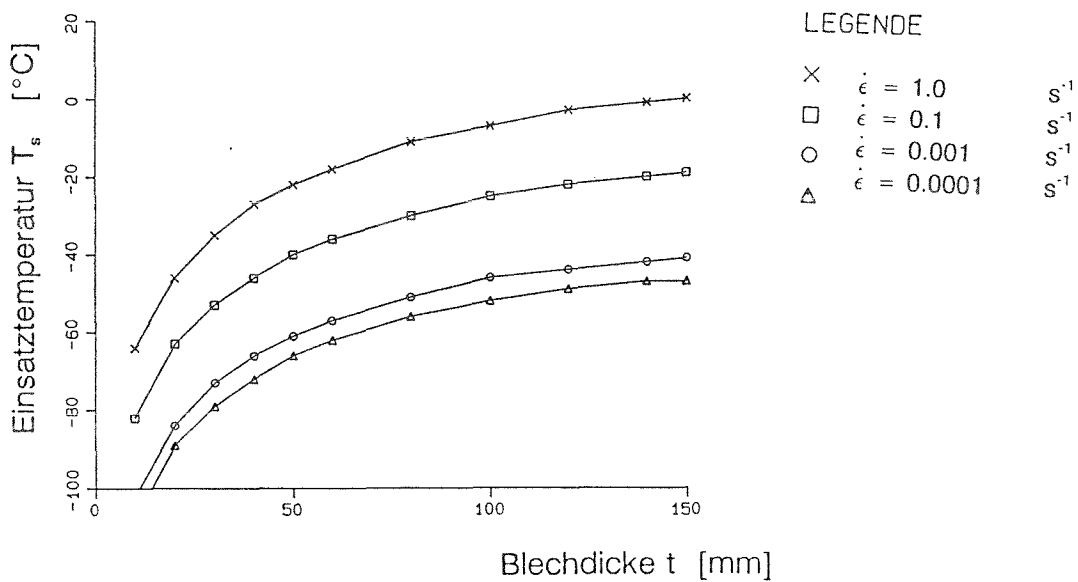


Bild 10: Minimale Einsatztemperatur T_s für die Spannungsklasse S2 und Fe 510 D (a/c = 0.1)

-

Dieser Einfluß ist in Bild 10 dargestellt. Es ist auch hier mit steigender Belastungsgeschwindigkeit ϵ eine deutliche Reduzierung der zulässigen Einsatztemperatur festzustellen.

Für alle anderen Stahlsorten ist die Tendenz ähnlich, so daß auf eine genauere Darstellung verzichtet werden kann.

6. Definition der Sicherheitsbeiwerte γ_V und γ_H

6.1 Berücksichtigung der Versagensfolgen

Die Versagensfolgen werden wie in der bisherigen Fassung des EC 3 Annex C durch Multiplikation des Faktors α (als Maßstab für die Anfangsrißgröße) mit einem Sicherheitsbeiwert γ_V berücksichtigt.

Für lokal begrenzte Versagensfolgen wird $\gamma_V = 1,0$ und für Versagen mit weitreichenden Folgen (z.B. Personenschaden, hoher wirtschaftlicher Schaden etc.) wird $\gamma_V = 1,25$ festgelegt.

lokale Folgen	$\gamma_V = 1,00$
weitreichende Folgen	$\gamma_V = 1,25$

6.2 Berücksichtigung der Herstellungsschwierigkeiten

Die Herstellungsschwierigkeiten werden durch die Multiplikation des Wertes α mit einem Sicherheitsbeiwert γ_H berücksichtigt.

Dieser ist abhängig von verschiedenen Einflußgrößen:

- Schweißnahtgüte
- Schwierigkeitsgrad der Schweißung
- Spannungszustand im Bauteil
- Qualifizierung des Schweißers usw.

Es wird hierzu eine dreigeteilte Klassifizierung mit entsprechenden Sicherheitsfaktoren vorgenommen.

keine besonderen Schwierigkeiten	$\gamma_H = 1,00$
mittlere Schwierigkeiten	$\gamma_H = 1,25$
sehr große Schwierigkeiten	$\gamma_H = 1,50$

Die Einordnung in die Schwierigkeitsklasse ist nach den jeweiligen Gegebenheiten vorzunehmen, wobei folgende Tendenzen anzunehmen sind:

- i) Der Schwierigkeitsgrad steigt mit abnehmender Schweißnahtgüte
- ii) Der Schwierigkeitsgrad steigt mit zunehmender Schwierigkeit der Schweißung, wobei
 - die Schweißposition (Steig-, Fallnaht, Wannelage etc.)
 - die Schweißnahtgeometrie (V-Naht, U-Naht, etc.)
 - das Schweißverfahren
 zu berücksichtigen sind.
- iii) Der Schwierigkeitsgrad steigt mit größerem Spannungszustand im Bauteil. Hierbei sind
 - die Bauteilgeometrie
 - der lokale Spannungszustand
 - die Vor- bzw. Wärmenachbehandlung
 zu berücksichtigen.
- iv) Der Schwierigkeitsgrad steigt mit fehlender Qualifizierung des Schweißers

6.3 Auswirkungen der Sicherheitsbeiwerte auf die minimale Einsatztemperatur T_s

Durch die Kombination der Sicherheitsbeiwerte γ_V und γ_H wird die erforderliche Rißzähigkeit K_{Ic} erhöht und somit der Bereich der minimalen Einsatztemperatur eingeschränkt.

Die Kombination von γ_V und γ_H führt zu folgenden Erhöhungsfaktoren

	$\gamma_H = 1,00$	$\gamma_H = 1,25$	$\gamma_H = 1,50$
$\gamma_V = 1,00$	1,00	1,25	1,50
$\gamma_V = 1,25$	1,25	1,56	1,875

so daß sich mit $\gamma = \gamma_V \cdot \gamma_H$ für die erforderliche Rißzähigkeit K_{Ic} wieder nach Gl. (20) ergibt.

Der Einfluß der Sicherheitsbeiwerte γ_V und γ_H wird für den Fe 510 D in Bild 11 dargestellt.

$$K_{Ic} = \frac{(\gamma \cdot \alpha)^{0,55} \cdot f_y \cdot \sqrt{t}}{1,226} \quad (20)$$

Die Berechnung der minimalen Einsatztemperatur T_s erfolgte mit einer Beanspruchungsgeschwindigkeit $\dot{\epsilon} = 0.001 \text{ s}^{-1}$ in der Spannungsklasse S2 ($\sigma = f_y$).

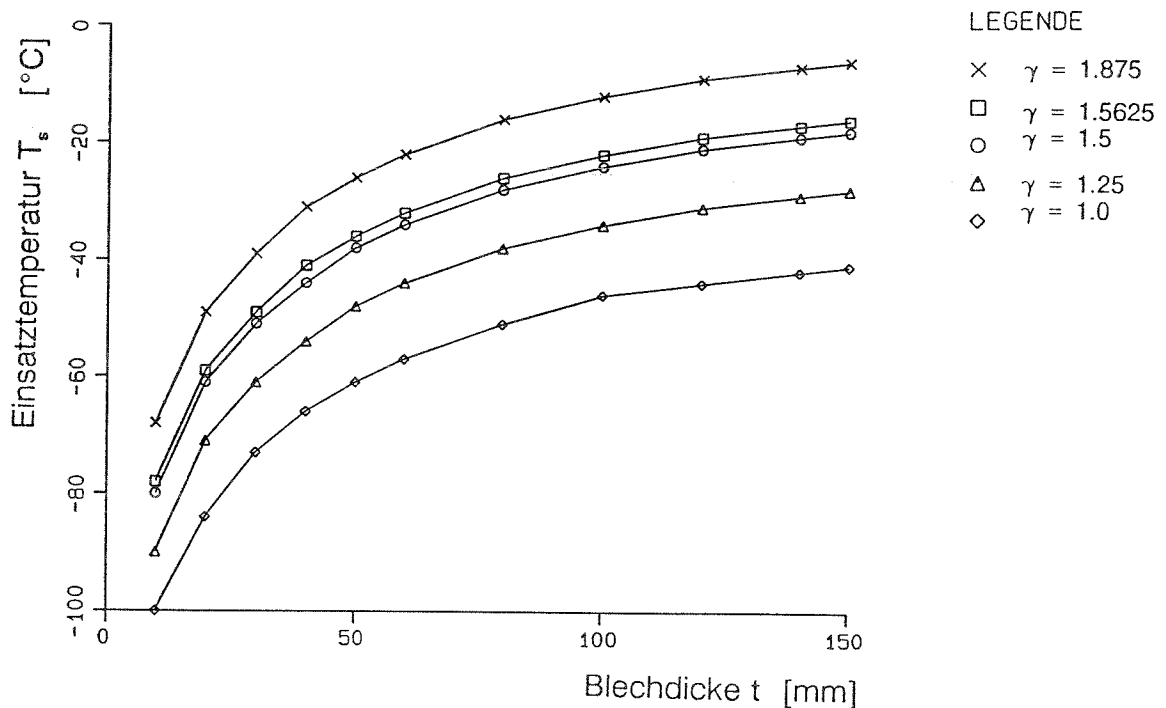


Bild 11: Einfluß der Sicherheitsfaktoren auf die minimale Einsatztemperatur T_s für einen Stahl Fe 510 D (Spannungsklasse S2, $\epsilon = 0.001 \text{ s}^{-1}$, $a/c = 0.1$)

Es wird deutlich, daß die Sicherheitsbeiwerte γ_v und γ_H (wobei $\gamma = \gamma_v \cdot \gamma_H$) einen großen Einfluß auf den möglichen Einsatzbereich eine Stahls haben. Für die anderen untersuchten Stahlsorten ist daß Verhalten ähnlich, so daß eine Darstellung nicht erforderlich ist.

7. Bewertung der Ergebnisse im Hinblick auf die DAST-Ri 009

Die Untersuchungen zeigen, daß beim Ansatz der Anfangsrißgröße $a_0 = I_n(t)$, der Definition von neuen Spannungsklassen und Teilsicherheitsfaktoren γ_V und γ_H die Auswahl möglicher Stahlsorten in Abhängigkeit von den Einsatzbedingungen auf der Grundlage der Erfahrungen aus der Bruchmechanik sehr genau vorgenommen werden kann. Der Vergleich der Ergebnisse dieser neuen Vorgehensweise mit der DAST-Ri 009 kann Bild 14 entnommen werden.

Durch die begründete Wahl günstiger oder ungünstiger Variationsparameter

- Spannungsklasse S
- Blechdicke t in [mm]
- Stahlgüte (nach EN 10025)
- Belastungsgeschwindigkeit $\dot{\epsilon}$
- Teilsicherheitsbeiwerte γ_V, γ_H

läßt sich so ein breites Anwendungsgebiet erschließen, welches bei der Wahl mittlerer Werte gut mit den bisherigen Erfahrungswerten der DAST-Ri 009 übereinstimmt.

Logischerweise führt die Wahl ungünstiger Werte zu einer Reduzierung des Anwendungsbereiches einer Stahlsorte und umgekehrt.

Grundlage eines Vergleiches zwischen den obigen Ausführungen und der DAST-Ri 009 ist die Spannungsklasse S2 ($\sigma = f_y$) und ein kombinierter Sicherheitsfaktor $\gamma = \gamma_V \cdot \gamma_H = 1,5$. Diese Kombination wurde gewählt, weil sie den durchschnittlichen Bedingungen der Praxis entspricht, wohingegen die Spannungsklasse S3 nur für besonderen Einsatzbedingungen bzw. in stark beanspruchten, komplexen Bauteilen zu wählen ist.

Aus der Tabelle 7.1 ist zu ersehen, daß das oben beschriebene Verfahren nach EC 3 Annex C im Gegensatz zur DAST-Ri 009 für die Stähle Fe 360 für den Fall der statischen Beanspruchung deutlich erweiterte Anwendungsmöglichkeiten bietet, während bei dynamischer Beanspruchung ($\dot{\epsilon} = 1,0$) der Anwendungsbereich teilweise erheblich reduziert wird.

Für die Stähle Fe 510 wird ein Unterschied zwischen dem Stahl Fe 510 D und dem Stahl Fe 510 D1 deutlich, der in der Anwendung der DAST-Ri 009 nicht berücksichtigt wird. Hier liegen die Ergebnisse je nach Beanspruchungsgeschwindigkeit $\dot{\epsilon}$ ober- bzw. unterhalb der zulässigen Blechdicken nach DAST-Ri 009, die unterschiedliche Beanspruchungsgeschwindigkeiten nicht berücksichtigt.

Tabelle 7.1

Stahlsorte	EC 3 Annex C		DAST RI-009
	ϵ [s^{-1}]	t_{max}	t_{max}
Fe 360 B	0.001	33	8
	1.0	6	
Fe 360 C	0.001	130	30
	1.0	17	
Fe 360 D	0.001	> 150	50
	1.0	52	
Fe 510 D	0.001	71	50
	1.0	15	
Fe 510 DD	0.001	187	50
	1.0	26	

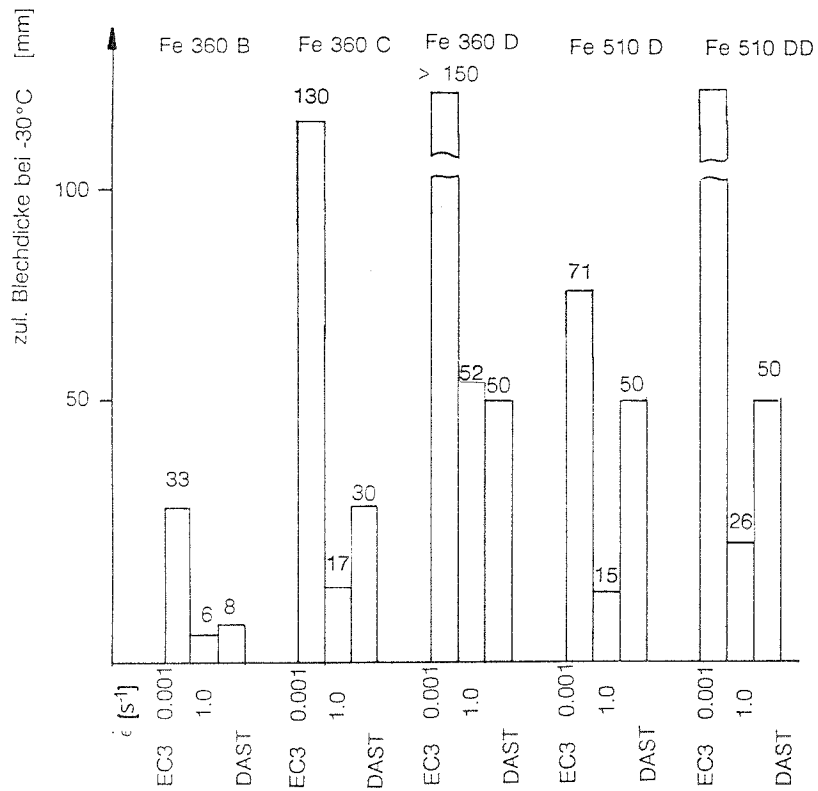


Bild 14: Vergleich der maximal zulässigen Blechdicke t nach EC 3 Annex C und DAST Ri-009 für die Spannungsstufe S2 und einen kombinierten Sicherheitsfaktor $\gamma = 1,5$ bei einer minimalen Einsatztemperatur von $T_{min} = -30^{\circ}C$

8. Literatur

- /1/ MARLEY, Mark J.: "Time Variant Reliability under Fatigue Degradation", Dissertation an der Technischen Hochschule Trondheim, 1991
- /2/ Kunz, P.: "Probabilistisches Verfahren zur Beurteilung der Ermüdungssicherheit bestehender Brücken aus Stahl" Dissertation EPF Lausanne, Juni 1992
- /3/ HENSEN, W.: "Grundlagen zur Beurteilung der Restsicherheit alter Stahlbrücken", Dissertation RWTH Aachen, 1992, noch nicht veröffentlicht
- /4/ Bild, J.: "Beitrag zur Anwendung der Bruchmechanik bei der Lösung von Sicherheitsproblemen des Stahlbaus", Dissertation RWTH Aachen, 1988
- /5/ RAWE: in Merkle, J.G.: "A review of some of the existing stress intensity factor solutions for part-through surface cracks", Oak Ridge National Laboratory - TM 3983, Jan 1973
- /6/ NEWMAN/RAJU: "Stress intensity factors for the surface crack in a finite plate under tension or bending loads", NASA RP-(TBA), 1978
- /7/ SEDLACEK, G.; VIRNICH, St.: "Erläuterungen der Vorgehensweise des Annex C im EC 3 und Vergleich mit bestehenden Vorschriften" RWTH Aachen, 1992
- /8/ BARSOM/ROLFE: "Correlation between K_{IC} and charpy V notch test results in the transition temperature range", ASTM, STP466 (197), p. 281 - 302

Draft

Eurocode 3 Annex CC

Design against Brittle Fracture

1. Grundlagen
2. Anwendungsbeispiel im Brückenbau

Aachen, November 1992

Annex CC Design against Brittle Fracture - Provisional Guide

C.1 RESISTANCE TO BRITTLE FRACTURE

- (1) Brittle fracture is characterized as failure of a structural element without plastic deformation. The failure mode is mainly dependent on the following:
 - steel strength grade
 - thickness of the material
 - loading speed
 - lowest service temperature
 - material toughness
 - type of structural element

- (2) The required steel grade can be determined by considering the factors listed above. The choice depends on the toughness of the material and the requirements in terms of fracture mechanics. The criterion is expressed in terms of the test temperature at which the Charpy V-notch energy has a minimum value of 27 Joules.

- (3) The procedure which follows determines the lowest service temperature for a given grade and thickness of steel, depending on the service conditions, the loading rate and the consequences of failure.

- (4) The steel grades in this procedure refer to material conforming with EN 10025.

- (5) The procedure given in this Annex should not be applied to service temperatures below - 40°C.

C.2 CALCULATION PROCEDURE

C.2.1 Service Conditions

(1) Three levels of severity are defined, with stress levels calculated using the characteristic values of the actions and a partial safety factor $\gamma_F = 1,0$ as follows:

- S1: Either:

- no welding, or
- as-welded, with local tensile stresses not exceeding 0,4 times the yield strength, or
- full stress-relief post-weld heat treatment, with nominal tensile stresses not exceeding 0,7 times the yield strength.

- S2: As-welded condition with either:

- nominal tensile stresses in the range 0,4 to 0,7 times the yield strength, or
- post-weld heat treated nominal tensile stresses up to the yield strength.

- S3: Complex geometry stress concentration regions, either:

- as-welded with nominal tensile stresses in the range 0,7 to 1.0 times the yield strength, or
- post-weld heat treated with nominal tensile stresses in the range of 1,4 times the yield strength, but in all cases below plastic collapse.

(2) Table 3.2 is based on stress levels S1 and S2.

C.2.2 Loading rate

(1) Two loading rates are defined as follows:

- R1: Normal static or slow loading, applicable to structures subjected to self weight, floor loading, vehicular loading, wind and wave loading and lifting loads.
- R2: Impact loading, applicable to high strain rate, explosive or crash conditions.

(2) Table 3.2 is based on loading rate R1.

C.2.3 Consequences of failure

(1) Two conditions are defined as follows:

- C1: Non-critical members or joints, where failure would be restricted to local effects without serious consequences (e.g. redundant members).
- C2: Fracture critical members or joints, where local failure would cause complete structural collapse with serious consequences to life or very high cost.

(2) Table 3.2 is based on condition C2.

C. 2.4 Conditions for welding

Annex CC Seite 4

- (1) The different conditions for welding which may result in different probabilities of occurrence of initial crack are dealt with by difficulty-classes.
- (2) The following difficulty classes are defined

D 1	no difficulties
D 2	medium difficulties
D 3	big difficulties

- (3) In considering the difficulty class the type of weld, the welding position, the restraint to shrinkage and the pre- and post-treatment should be taken into account.

- no difficulties:
shop welding
- medium difficulties
side welding
- big difficulties
side welding with different positions

C.2.5 Nominal yield strength

- (1) The nominal value of the lower yield strength f_{y1} reduces with thickness and may be obtained from:

$$f_{y1} = f_{y0} - 0,25 (t/t_1) (f_{y0}/235)$$

where f_{y0} = base value of f_{y1}
 t = thickness (in mm)
and t_1 = 1mm

Annex CC Seite 5

- (2) The base value of the mean lower yield strength f_{yo} (for use in Annex CC only) may be determined from table C.1.

Table C.1 Base value of the mean lower yield strength			
Grade of steel	Fe 360	Fe 430	Fe 510
f_{yo}	235	275	355

C.2.6 Parameters

- (1) The values of the constants to be adopted for categories S, R and C shall be obtained from table C.2.

Table C.2 Values of constants			
Stress category	S1	S2	S3
k_a	0,12	0,06	0,03
k_b	0,23	0,18	0,15
k_c	0,17	0,10	0,06
Loading rate	R1	R2	
Value of K_d	10^{-3}	1,0	
Consequences of failure	C1	C2	
Difficulty class			
D 1	1,00	1,25	
D 2	1,25	1,56	
D 3	1,50	1,875	

Annex CC Seite 6

- (2) The Charpy V-notch test temperature T_{CV} for standard notch-toughness grades of steel to EN10025 are given in table C.3.

Table C.3 Charpy V-notch test temperature T_{CV}					
Notch toughness grade in EN10025	EN10025 Values			Nominal value of T_{CV} (°C) to give 27 Joules for thickness t (mm)	
	Test temperature (°C)	Minimum energy (J) for thickness t (mm)		≤150 ¹⁾	>150 ≤250 ¹⁾
		>10 ≤150 ¹⁾	>150 ≤250 ¹⁾		
B	+20	27	23	+20	+25
C	0	27	23	+0	+5
D	-20	27	23	-20	-15
DD	-20	40	33	-30 ²⁾	-25 ²⁾

Notes:

- For sections with a nominal thickness > 100mm the value shall be agreed with the steel producer.
- These values are assumed to be equivalent to a Charpy V-notch energy of 40J at -20°C, or 33J for steel over 150mm up to 250mm thick.

C.2.6 Calculations

- (1) The required fracture toughness K_{IC} shall be obtained from:

$$K_{IC} = (\gamma_C \cdot \alpha) \cdot 0,55 \cdot f_{yI} \cdot t^{0,5} / 1,226$$

in which:

$$\alpha = \frac{1}{K_a + k_b \ln(t/t_1) + K_c \sqrt{(t/t_1)}} \quad , \quad \text{mit } t_1 = 1 \text{ mm}$$

- (2) The minimum service temperature T_{min} shall be obtained from:

$$T_{min} = 1,4 T_{cv} + 25 \beta + (83 - 0,08 f_{yI}) [k_d]^{0,17}$$

in which:

$$\beta = 100 (\ln K_{IC} - 8,06)$$

Vorgehensweise

Eingabedaten:

- Spannungsklasse S
- Belastungsart (statisch, dynamisch) R
- Versagensklasse C
- Blechdicke t [mm]
- Stahlsorte

Berechnung der nominellen Streckgrenze

$$f_{yt} = f_{y0} - 0,25 (t/t_1) (f_{y0}/235)$$

mit f_{y0} = Nominalwert der Streckgrenze für

$$\text{FeE 235} = 235 \text{ N/mm}^2$$

$$\text{FeE 355} = 355 \text{ N/mm}^2$$

Berechnung der erforderlichen RiBzähigkeit K_{IC}

$$K_{IC} = (\gamma \cdot \alpha)^{0,55} \cdot f_{y1} \cdot t^{0,5} / 1,226$$

mit

$$\alpha = \frac{1}{K_a + k_b \ln(t/t_1) + K_c \sqrt{(t/t_1)}}, t_1 = 1 \text{ mm}$$

k_a, k_b, k_c sind Konstanten abhängig von der Spannungsklasse S

γ ist abhängig von der Versagensklasse C_i und Schwierigkeitsklasse D_i

Berechnung der minimalen zulässigen Einsatztemperatur T_{min}

unter gegebenen Bedingungen

$$T_{min} = 1,4 T_{cv} + 25 + \beta + (83 - 0,08 f_{y1}) K_d^{0,17}$$

mit

$$\beta = 100 (\ln K_{IC} - 8,06)$$

T_{cv} = Übergangstemperatur des Kerbschlagbiegeversuches

K_d = Konstante abhängig von der Belastungsart

Überprüfung: $T_{min} < \text{vorh } T_{min}$

Falls nicht → Verringerung der Dicke

oder

Auswahl eines höherwertigen Stahls

Resumeé

- l'Eurocode 3 (ENV 1992) donne dans l'Annex C une methode de calcul qui permet de se premunir vis-à-vis du risque de rupture fragile.
- Il a fallu de calibrer la methode de Annex C avec les resultats de DAST-Ri 009 en vue des differences graves produits par les deux methodes des hypotheses très differentes.
- Annex C etait revisé de la manière suivante: les niveaux de sollicitation S1, S2 et S3 etaient redéfinits pour prendre mieux en consideration les états realists de contraint. La profoudeur a de default "admissible" etait fixé en fonction de l'épaisseur t, telle que

$$a_0 = \ln t$$

avec une forme semi-elliptique debouchant en surface telles que $a/c = 0.1$.

- Le valeur $a/c = 0.1$ est conservative pour la determination de K_{ic} , parce que $a/c > 0.1$ donne des valeurs K_{ic} plus petites.
- Le facteur de securité γ se compose de deux facteurs, l'un en fonction de la conséquence de la rupture, l'autre pour tenir en compte la qualité de soudure.
- La vitesse des deformation est pris en consideration par la formule de Barsom et Rolfe. Pour la corrélation expérimentale entre la resistance charpy V et la ténacité K_{ic} on a pris la formule de Sanz (corrélacion entre les temperatures $T_{K_{27J}}$ et $T_{K_{ic}}$).

La version revisé de Annex C donne des resultats plus favorable que DAST Ri 009 pour des vitesses de deformations petits ($\dot{\epsilon} = 0.001$) comme observés pour des bâtiments et des ponts.

Pour des situations accidentales (grands valeur de $\dot{\epsilon}$) Annex C donne des valeurs plus petites que celle de DAST Ri 009, y l'acier Fe 360 D excepté.

- Les resultats decrits etaient presenté lors de la conference annuelle de IIS (IIW) (Commission X) et la procedure pour la development de l'Annex C qui suit etait convenue.

Summary

- A
- Annex C of Eurocode 3 (ENV-version 1992) gives unified European rules for the choice of material to avoid brittle fracture.
 - The objective of the research project was to calibrate Annex C to the results of DAST-Ri 009.
 - Such a calibration was necessary because of large differences in the results from the two procedures, which are based on different methods and assumptions.
 - In the revised version of Annex C the stress classes S1, S2 and S3 were redefined to consider more realistically the stress states in the crack areas. The size of a nondetected crack was assumed to be $a_0 = \ln(t)$ (depth) and $a/c = 0.1$ (length ratio)
 - The crack length ration $a/c = 0.1$ is conservative for the determination of K_{Ic} , because greater a/c values give smaller crack driving forces.
 - In the revised version the safety factor γ applied to K_{Ic} is subdivided into two factors, one for the failure consequences, the other for the weld quality dependent on the quality assurance.
 - The strain rate effect, which is neglected in DAST Ri 009 is taken from the test based relationship of Barsom/Rolfe.
 - The temperature correlation between T_{27J} for the charpy energy 27 J and the temperature associated with K_{Ic} is taken from Sanz.
 - Annex C gives larger allowable plate thicknesses than DAST Ri 009 for small strain rates ($\dot{\epsilon} = 0.001$) as used in buildings and bridges. For large values of strain rates (e.g. for accidental loading) Annex C gives smaller plate thicknesses except for Fe 360 D.

- The aforementioned results of the research project were presented at the last IIW-annual meeting in Glasgow 1993 (Commission X) and discussed and the procedure for the further development of Annex C was agreed.

Enclosures: 1. Annex CC revised Nov. 1992
2. Report on the procedure adopted in the revision of Annex C Nov. 1992