

Bruchmechanische Untersuchungen an einer Spantekverbinding mit der Finite-Element-Methode¹⁾

Werner Fröhling

1. Einleitung

Die technisch nutzbare Gesamtlebensdauer dynamisch beanspruchter Schweißkonstruktionen setzt sich zusammen aus der Phase der Anrißbildung (technischer Anriß) sowie aus der sich anschließenden Rißfortschrittsphase bis zum Erreichen der kritischen Rißlänge. Unter bestimmten Bedingungen – beispielsweise, wenn angerissene Konstruktionen noch erhebliche Steifigkeitsreserven haben [1] – kann die Rißfortschrittsphase einen wesentlichen Anteil an der Gesamtlebensdauer haben. In derartigen Fällen ist es wichtig, die Restlebensdauer angerissener Strukturen abschätzen zu können.

Am Beispiel einer Spantekverbinding, einer im Schiffbau häufig vorkommenden Schweißkonstruktion, soll eine Möglichkeit zur Vorhersage der Rißfortschrittsdauer in einem Bauteil demonstriert werden. Die dargestellte Methodik ist in ihrer Anwendbarkeit prinzipiell jedoch nicht auf dieses Beispiel eingeschränkt.

Es wird davon ausgegangen, daß der an Standardproben der Bruchmechanik (Kleinproben) ermittelte Zusammenhang zwischen dem zyklischen Spannungsintensitätsfaktor, der die Beanspruchung im Bereich der Rißspitze beschreibt, und der Rißfortschrittsgeschwindigkeit auf das

Bauteil Spantekverbinding übertragen werden kann. Dabei wird vorausgesetzt, daß die Werkstoffbeschaffheiten in Kleinprobe und Bauteil übereinstimmen. Weiterhin muß für das Bauteil der zyklische Spannungsintensitätsfaktor in Abhängigkeit von der Rißlänge bekannt sein. Die Berechnung des zyklischen Spannungsintensitätsfaktors für die Spantekverbinding erfolgt nach der Finite-Element-Methode (FEM). Eine explizite Berechnung der Rißfortschrittsdauer für das Bauteil soll vorerst nicht erfolgen.

Angestrebt wird zunächst der Vergleich der mit dem mathematischen Modell auf der Grundlage von Versuchswerten, die an Kleinproben gewonnen wurden [2], [3], vorhergesagten Rißfortschrittsgeschwindigkeit mit Ergebnissen von Bauteilversuchen an der Spantekverbinding.

Vorausgesetzt wird, daß die linearelastische Bruchmechanik (LEBM) anwendbar ist [4], [5]. Eine Abschätzung der Größe der plastischen Zone an der Rißspitze wurde in [15] vorgenommen. Bild 1 zeigt die betrachtete Spantekverbinding.

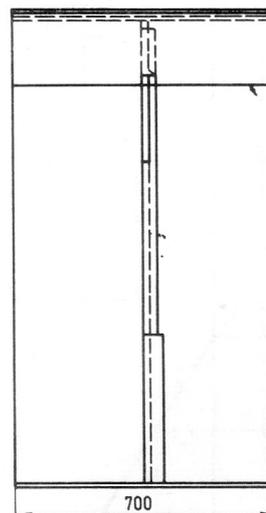
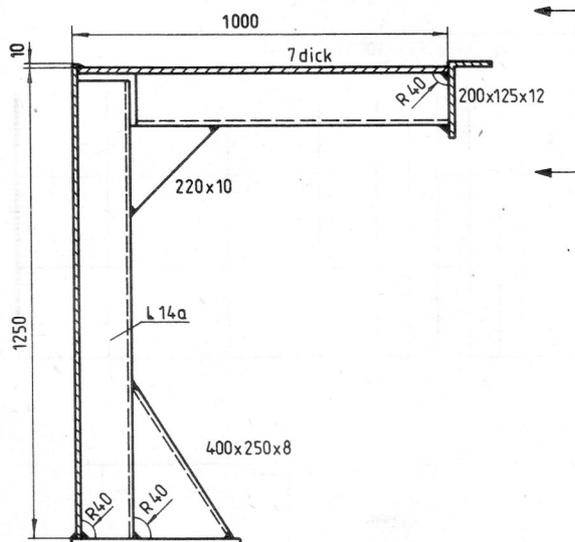


Bild 1
Geometrie der Spantekverbinding

1) Die Arbeit entstand im Rahmen der an der Wilhelm-Pieck-Universität Rostock, Sektion Schiffstechnik, im Auftrage der DDR-Schiffs-Revision und -Klassifikation (DSRK) Zeuthen bearbeiteten FE-Aufgabe „Betriebsfestigkeitsuntersuchungen an einer Spantekverbinding bei Blockprogrammbelastung“ (Themenleiter: Doz. Dr. sc. techn. H. Naubereit). Der Autor dankt der DSRK für die Genehmigung zur Veröffentlichung der vorliegenden Teilergebnisse.

2. Vorgehensweise

In [6] erfolgte eine statische Spannungsberechnung der Spanteckverbindung ohne Riß nach der FEM. Das in [6] untersuchte Modell der Spanteckverbindung ist in Bild 2 im Überblick dargestellt.

Es wurden Platten-, Scheiben- und Stabelemente für die Modellierung benutzt. Die FEM-Berechnung in [6] erfolgte – zur Reduzierung des numerischen Aufwandes – in zwei Stufen. Die in einer ersten Rechnung für eine zunächst gewählte gröbere Vernetzung der Gesamtstruktur ermittelten Knotenverschiebungen dienten als Randbedingungen für einen feiner vernetzten Struktur-ausschnitt in der Umgebung der höchstbeanspruchten Stelle (Anschluß Knieblech/Wulstauslauf des horizontalen Spantes) der Spanteckverbindung.

Bild 3 zeigt die Vernetzung (Feinrechnung) im Bereich der höchstbeanspruchten Stelle.

Die FEM-Berechnung der Spanteckverbindung erfolgte in [6] mit dem Programm PASSAD [7]. Das Programm PASSAD enthält keine speziellen Rißspitzenelemente.

Die Untersuchung der Spanteckverbindung mit Riß erfolgt mit dem FEM-Programm CRACK 2D [8], das neben hybriden Rißspitzenelementen isoparametrische Standardelemente und knotendistordierte isoparametrische Elemente enthält. Ebenfalls besteht die Möglichkeit

zur Berechnung von J-Integralen entlang vorgegebener Wege.

CRACK 2D enthält nur Elemente mit ebenem Spannungs- bzw. Verzerrungszustand; diese können nicht räumlich, sondern nur in einer Ebene angeordnet werden.

Die bruchmechanischen Untersuchungen mit dem Programm CRACK 2D erfolgen an einem ebenen Ausschnitt aus der Gesamtstruktur im Übergangsbereich Knieblech/waagerechter Spant.

Für den Strukturausschnitt mit Riß werden die für die Gesamtstruktur ohne Riß ermittelten Knotenverschiebungen als Belastungen aufgebracht. Die Zulässigkeit dieses Vorgehens wird dabei im Einzelfall überprüft.

Die Aufbringung von Knotenverschiebungen, die an einem FEM-Modell mit linearem Verschiebungsverlauf zwischen benachbarten Knoten (PASSAD) ermittelt wurden, auf ein FEM-Modell mit quadratischem Verschiebungsverlauf zwischen benachbarten Knoten (CRACK 2D, isoparametrische Elemente) kommt strenggenommen einer Zwangsbedingung gleich. Das Vorgehen ist dennoch gerechtfertigt, da die Verschiebungen entlang der Ränder des gewählten Ausschnittes beim PASSAD-Modell über die einzelnen Randabschnitte eine lineare Verteilung aufweisen [6].

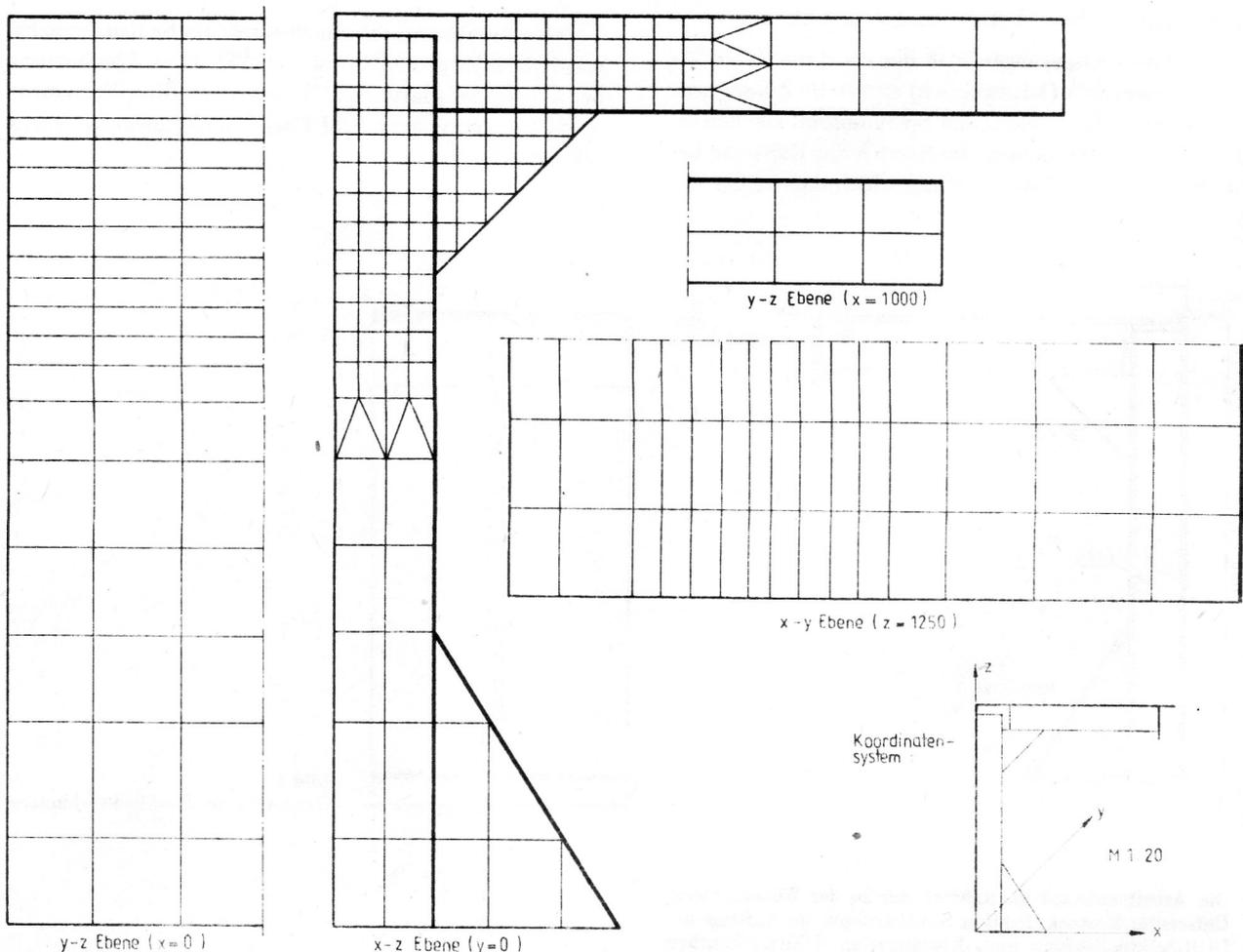


Bild 2
Vernetzung der Spanteckverbindung [6]

Vernetzung für die Feinrechnung :

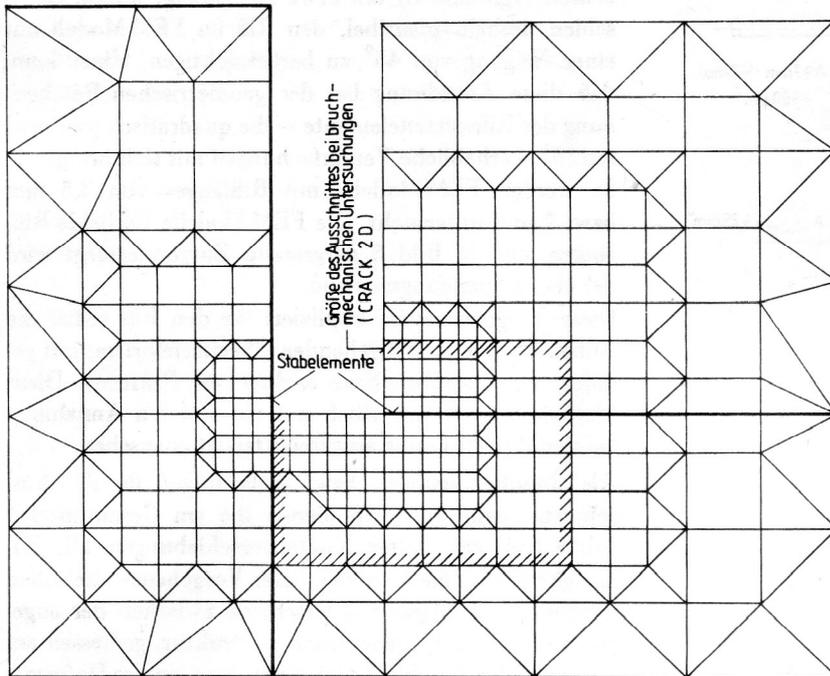


Bild 3
Vernetzung des FEM-Modells [6]
(Ausschnitt) und Belastung des Modells

3. Modellierung der Struktur im Bereich Knieblech/Wulstprofil

3.1. Reale Struktur

Im Zusammenhang mit der Modellierung der Struktur ist zu beachten, daß bei der realen Struktur

1. der Wulst der Spanten unsymmetrisch zur Spantebene angeordnet ist und
2. das Knieblech nicht in der Spantebene liegt.

Es existiert in der realen Struktur also keine Symmetrieebene. In Bild 4 ist dieser Sachverhalt prinzipiell dargestellt.

3.2. Gesamtmodell bzw. Modellausschnitt/PASSAD

Das FEM-Modell berücksichtigt den Wulst der Spanten als symmetrisch zur Spantebene angeordnet. Der Spant

wird mit Scheibenelementen, der Wulst mit Stabelementen idealisiert. Spant und Knieblech – ebenfalls durch Scheibenelemente idealisiert – liegen in einer Ebene.

Bild 4 verdeutlicht die Modellierung des Überganges Spant/Wulst/Knieblech bei der Berechnung des Gesamtmodells.

Die Modellierung von Wulstprofilen in der in Bild 4 gezeigten Weise ist für Strukturanalysen, bei denen primär globale Spannungs- und Deformationsaussagen von Interesse sind, zwar durchaus üblich, kann aber bei Spannungskonzentrationsproblemen, insbesondere bei Spannungskonzentrationen im Bereich des Wulstes, wie im hier vorliegenden Fall, nicht voll befriedigen. Die Ursache dafür liegt in der Überbewertung der Dehnsteifigkeit in Spantlängsrichtung – verursacht durch die konzentrierte Anordnung der Wulstfläche in einem Punkt; vgl. Bild 4 – und in der Unterbewertung der Biegesteifigkeit um die Achse senkrecht zur Spantebene.

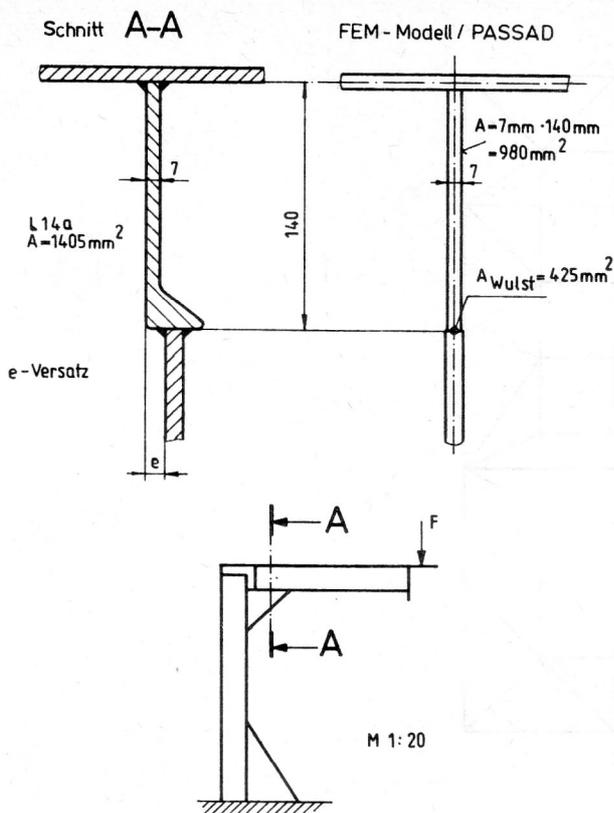


Bild 4
Übergang Spant/Knieblech in der Struktur und entsprechendes FEM-Modell (PASSAD) [6]

Dies wird ebenfalls verursacht durch die konzentrierte Anordnung der über die Höhe verteilten Wulstfläche in einem Punkt; vgl. Bild 4.

3.3. Modellausschnitt/CRACK 2D

Mit dem Programm CRACK 2D wird ein ebener Ausschnitt, der den Ort der Anrißbildung bzw. den Riß enthält, aus der Gesamtstruktur analysiert.

Das FEM-Modell berücksichtigt den Wulst der Spanten als symmetrisch zur Spantebene angeordnet. Der Spant und auch der Wulst, – hier liegt der Unterschied zum PASSAD-Modell – werden durch Scheibenelemente unterschiedlicher Dicke idealisiert. Spant und Knieblech – ebenfalls durch Scheibenelemente idealisiert – liegen in einer Ebene.

In Bild 3 ist die Größe des mit CRACK 2D berechneten ebenen Ausschnittes mit eingetragen.

4. Modellierung des Ausschnittes mit Riß und Überprüfung des Modells

Der Wulst wird als Scheibe mit konstanter Dicke von 10 mm modelliert. Es wird im Unterschied zum Gesamtmodell grundsätzlich das Vorhandensein einer Umschweifung von 5 bzw. 10 mm Dicke am Wulstende angenommen.

Am Auslauf der Umschweifung zum Knieblech hin wird im FEM-Modell der Riß angeordnet.

Die Analyse der Berechnungsergebnisse für die Gesamtstruktur ohne Riß zeigte in diesem Bereich Hauptspan-

nungsrichtungen, die zu den globalen Koordinatenachsen (vgl. Bild 3) um etwa 45° geneigt waren. Es erschien deshalb plausibel, den Riß im FEM-Modell mit einer Neigung von 45° zu berücksichtigen. Hinzu kam, daß diese Anordnung bei der geometrischen Beschreibung der Rißspitzenelemente – die quadratisch sein müssen [8] – erhebliche Vereinfachungen mit sich bringt.

Es werden FEM-Modelle mit Rißlängen von 3,5 mm bzw. 7 mm untersucht. Die FEM-Modelle für beide Rißlängen sind in Bild 5 dargestellt. Zugrundegelegt wird der ebene Spannungszustand.

Diese Vorgehensweise impliziert für den Riß selbst die Annahme eines durchgehenden Oberflächenrisses mit gerader, zur Scheibenebene senkrechter Rißfront. Diese Idealisierung ist mit Blick auf die anderen Annahmen bei der Modellbildung als gerechtfertigt anzusehen.

Als Randbedingungen bzw. -belastungen für die Ausschnittmodelle mit Riß dienen die am Gesamtmodell (ohne Riß) ermittelten Knotenverschiebungen. Die Zulässigkeit bzw. die Grenzen dieser Vorgehensweise sollen anhand der Steifigkeitsunterschiede zwischen der angerissenen und der unangerissenen Struktur, gemessen am Potential der Randverschiebungen bzw. an der Deformationsenergie entlang der Randkontur, überprüft werden. Das Potential der Randverschiebungen für den betrachteten Ausschnitt ergibt sich dann zu

$$U = \int_{(s)} p_i \cdot u_i \cdot ds. \quad (1)$$

Die Ausführung der Integration nach Gl. (1) ist erst nach Elimination der Starrkörperanteile aus dem Vektor u_i der Randverschiebungen sinnvoll.

Die Entscheidung, welcher Punkt der Randkontur als Referenzpunkt bei der Elimination der Starrkörperanteile benutzt wird, unterliegt einer gewissen Willkür. Diese Tatsache hat zwar auf den Wert von U nach Gl. (1) keinen Einfluß, macht jedoch U ungeeignet für die Darstellung von Verteilungen aufzuwendender Energie- bzw. Arbeitsbeiträge entlang des Ausschnittsrandes.

Hierfür bietet sich die Verteilung der Deformationsenergiedichte entlang der Randkontur des Ausschnittes an. Dazu wird der Randkontur formell eine Einheitsbreite $b = 1$ zugeordnet. Für die Deformationsenergie bzw. Formänderungsarbeit W gilt allgemein:

$$W = \int_{(v)} W^* dV. \quad [N \cdot mm] \quad (2)$$

Dabei ist W^* die Deformationsenergiedichte bzw. die spezifische Formänderungsarbeit. Für den allgemeinen räumlichen Spannungszustand gilt:

$$W^* = \frac{1 + \mu}{2E} \sigma_{ij} \sigma_{ij} - \frac{\mu}{E} \sigma_{kk}^2. \quad [N/mm^2] \quad (3)$$

Bei dem hier vorliegenden ebenen Spannungszustand vereinfachen sich die Gln. (2) und (3) wie folgt ($\sigma_z = 0$):

$$W = 1 \cdot \int_{(A)} W^* dA \quad [N \cdot mm] \quad (4)$$

$$W^* = \frac{1}{E} \left[\frac{1}{2} (\sigma_x^2 + \sigma_y^2) - \mu \sigma_x \sigma_y + (1 + \mu) \tau_{xy}^2 \right] [N/mm^2] \quad (5)$$

$$W = \frac{1}{E} \int_{(A)} \left[\frac{1}{2} (\sigma_x^2 + \sigma_y^2) - \mu \sigma_x \sigma_y + (1 + \mu) \tau_{xy}^2 \right] dA [N \cdot mm] \quad (6)$$

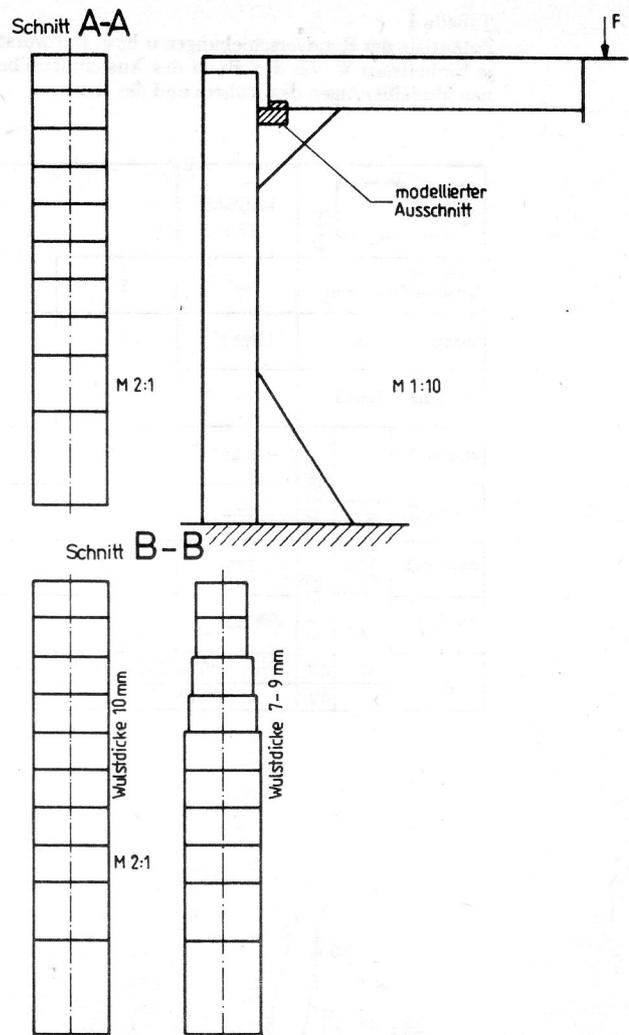
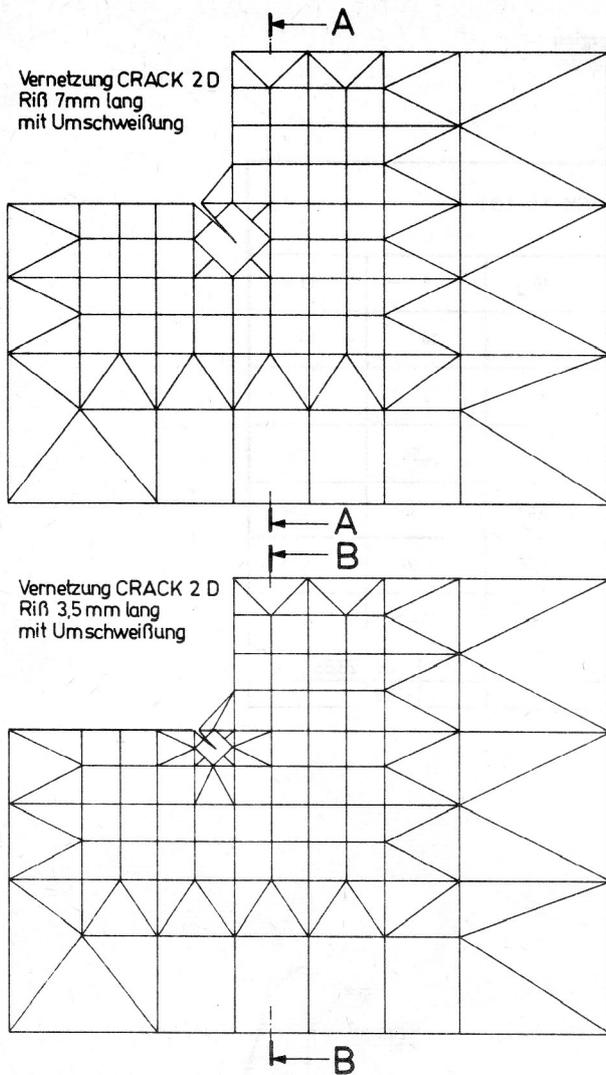


Bild 5
FEM-Modell des Ausschnittes mit 7 mm bzw. 3,5 mm Rißlänge (CRACK 2D) [15]

In Tabelle 1 sind die Deformationsenergien entlang der einzelnen Randabschnitte des Ausschnittes sowie die Summe für den gesamten Rand angegeben.

Die eingetragenen Energiebeträge W gelten für eine am Gesamtmodell angreifende Einheitslast von 1 N (vgl. Bild 3).

Mit angegeben ist für 3 Modelle die Relativbewertung der Ausschnittsteifigkeit auf der Grundlage des Potentials der Randverschiebungen. Hinsichtlich der Relativaussagen sind nur unwesentliche Unterschiede zu verzeichnen.

Bei der Rißlänge von 7 mm ergeben sich für die Gesamtdeformationsenergie (weitgehend unabhängig von der Dicke der Umschweifung) entlang des Randes bereits erhebliche Abweichungen von der des Modells ohne Riß, das bei der Bestimmung der Randdeformationen zugrunde lag. Die Abweichungen – bezogen auf das PASSAD-Modell ohne Riß – liegen zwischen 16 und 17 %.

Bei der Rißlänge von 3,5 mm stimmt die Gesamtdeformationsenergie am Ausschnittsrand gut mit der des Modells ohne Riß überein ($\Delta W < 3\%$).

Der Vergleich der Deformationsenergien an den einzelnen Randabschnitten beim Modell ohne Riß bzw. bei

den Modellen mit Riß (vgl. Tabelle 1) zeigt jedoch, daß sich in der Verteilung der Deformationsenergie entlang des Randes deutliche Veränderungen ergeben.

In den Bildern 6 und 7 sind die Verläufe der Deformationsenergie über den Ausschnittsrand für die Modelle mit 3,5 mm bzw. 7 mm Rißlänge (Wulststärke 10 mm, Dicke der Umschweifung 5 mm) – verglichen jeweils mit dem PASSAD-Modell ohne Riß (vgl. Tabelle 1) – dargestellt.

Aufgetragen ist in den Bildern 6 und 7 die Deformationsenergie (pro Längeneinheit) \bar{W}^* für einen Streifen mit der Einheitsbreite $b = 1$ entlang der Randkontur.

Mit Gl. (5) gilt

$$\bar{W}^* = \frac{t}{E} \left[\frac{1}{2} (\sigma_x^2 + \sigma_y^2) - \mu \sigma_x \sigma_y + (1 + \mu) \tau_{xy}^2 \right] \cdot \left[\frac{N \cdot \text{mm}}{\text{mm}} \right] \quad (7)$$

Die Deformationsenergie für den Streifen $t \times (b=1)$ entlang des gesamten Randes ergibt sich dann aus

$$W = \int_{(\text{Rand})} \bar{W}^* ds. \quad [N \cdot \text{mm}] \quad (8)$$

Die in den Bildern 6 und 7 dargestellten Verläufe für \bar{W}^* gelten für eine am Gesamtmodell angreifende Einheitslast von 1 N. Gemessen an den Abweichungen der Deformationsenergie bzw. des Potentials erscheinen die Randbedingungen, die an der Struktur ohne Riß ermit-

Tabelle 1
 Potentiale der Randverschiebungen u bzw. Deformationsenergien
 je Einheitslast \bar{W} für den Rand des Ausschnittes bei verschie-
 denen Modellierungen des Wulstes und des Risses

④ ③ ① ②		PASSAD [7]	CRACK 2 D [8]									
Dicke der Umschweißung [mm]		—	5	5	10	5	10					
Wulststärke [mm]		(Stab)	7-9	10	10	10	10					
Rißlänge [mm]		—	3,5	3,5	3,5	7	7					
Abschn. ①	$\frac{W}{N \cdot mm} \cdot 10^4$ ΔW [%], ΔU [%]		2,46	2,33	2,58	2,57	2,54					
Abschn. ②			4,64	5,72	6,37	6,42	6,30					
Abschn. ③			7,95	5,69	6,14	6,18	4,39					
Abschn. ④			13,47	15,33	13,75	13,98	10,48					
Σ	ΔW	28,52	(-100%) 29,07	+1,9	28,84	+1,1	29,15	+2,2	23,71	-16,9	23,85	-16,4
	ΔU		(-100%)			-0,6				-18,2		

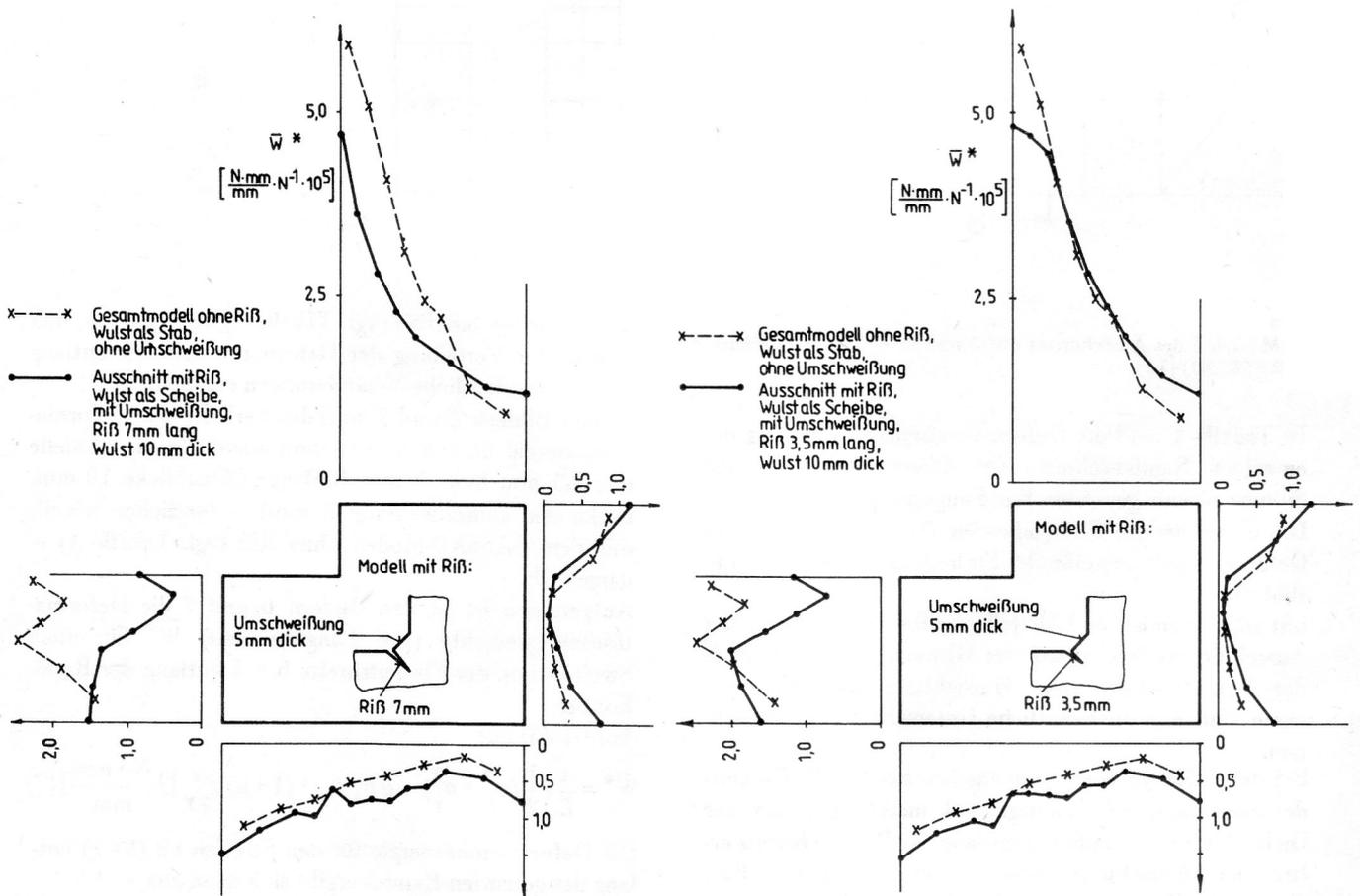


Bild 6
 Verlauf der Deformationsenergiedichte über den Rand des Ausschnittes ohne RiB bzw. mit einem 7 mm langen RiB

Bild 7
 Verlauf der Deformationsenergiedichte über den Rand des Ausschnittes ohne RiB bzw. mit einem 3,5 mm langen RiB

telt w
Rißlän
7 mm

Grund
Wulst
gen b
dellie
Bei d
vorau
chen
beträ
Ausw
dieser
aufgr
füllt a

für die angerissene Struktur mit einer Rißlänge von 7 mm, nicht aber mit einer Rißlänge von

id also die hier mit dem Stabmodell des r ohne Riß) ermittelten Randbedingun- rißlängen auch für plausible Wulstmo- eibe) geeignet.

ten energetischen Betrachtungen wurde ß die Auswirkungen der unterschiedli- llierungen auf die berechneten Energie- iter Ordnung klein sind gegenüber den er Strukturunterschiede. Die Erfüllun- gung ist nicht explizit überprüft worden; usibilität der Ergebnisse wird sie als er- füllt a

5. **ngsergebnisse für örtliche Bean- gen des Ausschnittsmodells mit**

5.1. **ntensitätsfaktoren**

In Ta die au nen I gebe
d die Spannungsintensitätsfaktoren für lle 1 enthaltenen Parameterkombinatio- mschweißung/Wulstdicke/Rißlänge ange-

Tabell Spannfaktoren für verschiedene Modellparameter

Dicke de Umschw	5	5	10	5	10
Wulstdic	7-9	10	10	10	10
Rißläng	3,5	3,5	3,5	7	7
Spannungs- intensitätsfaktor	672,47	713,73	74 9,39	731,35	735,70
	4,625	49,72	37,65	-20,35	-24,84
	6,725	7,137	7,494	7,314	7,357
	4,625	4,972	3,765	-2,035	-2,484

5.2. **itefaktoren**

Mit („strai kann e einem findlic
Der v aus, f entlan zu ein
Wenn kann den E
S(ϑ) :

Deformationsenergiedichtekriteriums density criterion”) von Sih [8], [10] g der weiteren Ausbreitung eines sich in n zweidimensionalen Spannungsfeld be- stimmt werden.

Riß breitet sich weiter in die Richtung Deformationsenergiedichte – gebildet izentrischen Kreises um die Rißspitze – m wird.

ngsintensitätsfaktoren K_I und K_{II} be- nit den Bezeichnungen von Bild 8 für efaktor $S(\vartheta)$

$$S(\vartheta) = \sqrt{K_I^2 + 2a_{12}(\vartheta) K_I K_{II} + a_{22}(\vartheta) K_{II}^2}; \quad (9)$$

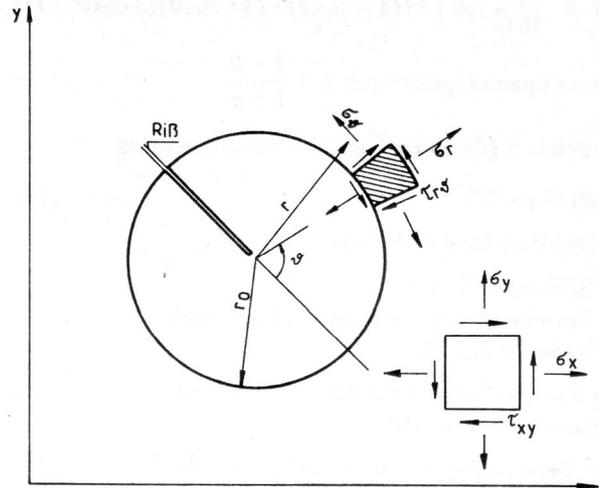


Bild 8 Riß in einem allgemeinen zweidimensionalen Spannungsfeld, in Anlehnung an [10]

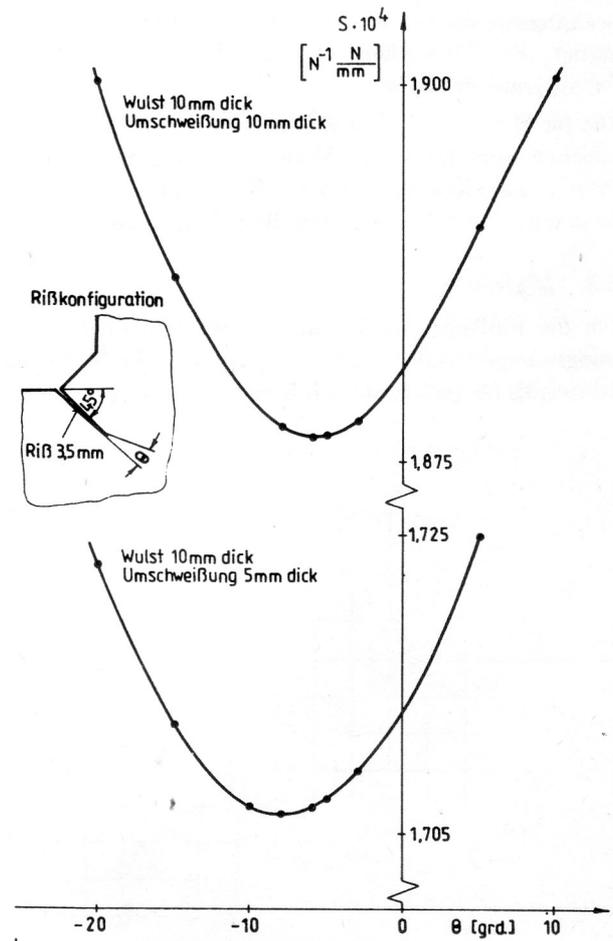


Bild 9 Deformationsenergiedichtefaktor S für verschiedene Winkel Θ

mit

$$a_{11}(\vartheta) = \frac{1}{16G} [(1 + \cos \vartheta)(b - \cos \vartheta)],$$

$$a_{12}(\vartheta) = \frac{1}{16G} \sin \vartheta [2 \cos \vartheta - (b - 1)], \quad (10)$$

$$a_{22}(\vartheta) = \frac{1}{16G} [(b+1)(1-\cos\vartheta) + (1+\cos\vartheta)(3\cos\vartheta-1)].$$

$$\text{ebener Spannungszustand: } b = \frac{3-\mu}{1+\mu}$$

Zwischen $S(\vartheta)$ und W^* gilt der Zusammenhang

$$S(\vartheta) = r \cdot W^* \quad (11)$$

In Bild 9 ist für die Modelle

- Rißlänge 3,5 mm
- Umschweifung 5 mm bzw. 10 mm dick
- Wulst 10 mm dick

der Energiedichtefaktor für kleine Winkel im Bereich des Ligamentes dargestellt.

Der Berechnung zugrunde gelegt wurden die Gln. (9) und (10) sowie die in Tabelle 2 angegebenen Spannungsintensitätsfaktoren.

Die für beide in Bild 9 dargestellten Fälle nur geringe Abweichung zwischen der angenommenen Richtung des Risses (45° geneigt) und seiner durch das Minimum der Deformationsenergiedichte bestimmten weiteren Ausbreitungsrichtung - sie liegt bei $-5,5^\circ$ bzw. -8° - bestätigt die Zulässigkeit der mit 45° angenommenen Orientierung des Risses.

Die für $\Theta = 0^\circ$ (vgl. Bild 9) ermittelten Werte $S(\Theta = 0^\circ)$ weichen vom jeweiligen Minimum S_{\min} , d. h. von $S(\Theta = -5,5^\circ)$ bzw. von $S(\Theta = -8^\circ)$ lediglich um +0,2% bzw. um +0,4% (bezogen jeweils auf S_{\min}) ab.

5.3. J-Integrale

Für die Rißlänge von 3,5 mm wurden neben den Spannungsintensitätsfaktoren K_I und K_{II} auch die Werte des J-Integrals für verschiedene Integrationswege berechnet.

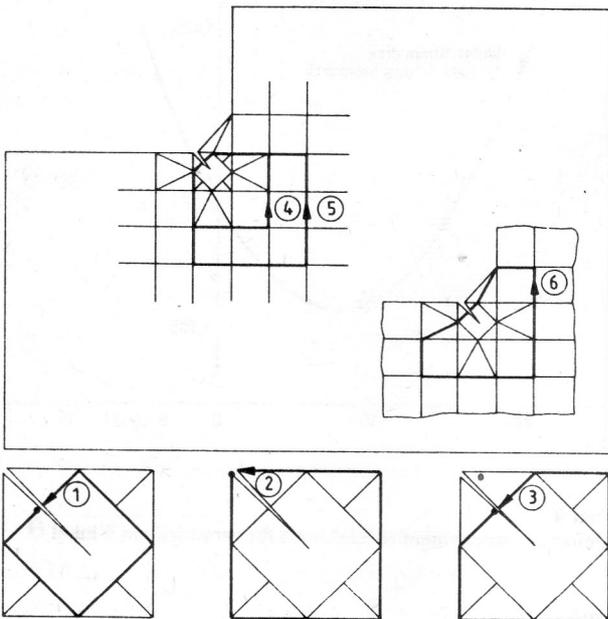


Bild 10
Integrationswege bei der Bestimmung des J-Integrals (Rißlänge 3,5 mm)

Tabelle 3
J-Integralwerte (Riß 3,5 mm lang)

Dicke der Umschweifung [mm]	5		10	
	$J \cdot 10^3 [N \cdot m^{-1}]$	Δ 100 %	J/J^* [%]	Δ 100 %
$J^* = \frac{h}{E} (K_I^2 + K_{II}^2)$	2,438		2,681	
Integrationsweg ①	2,416	99,1	2,633	98,2
Integrationsweg ②	2,724	111,7	2,292	85,5
Integrationsweg ③	2,778	114,0	2,363	88,2
Integrationsweg ④	2,889	118,5	2,431	90,7
Integrationsweg ⑤	2,996	122,9	2,552	95,2
Integrationsweg ⑥	3,135	128,6	2,826	105,4

$$J = \int_{(s)} (W^* dy - T_i \frac{du_i}{dx}) ds \quad (12)$$

Mit den Spannungsintensitätsfaktoren besteht folgender Zusammenhang:

$$J = \frac{h}{E} (K_I^2 + K_{II}^2) \quad (13)$$

In Bild 10 sind die gewählten Integrationswege um die Rißspitze dargestellt.

Tabelle 3 enthält einen Vergleich der entlang der angegebenen Wege berechneten J-Integralwerte mit den nach Gl. (13) aus den Spannungsintensitätsfaktoren ermittelten J-Integralen. Die angegebenen Werte gelten für eine am Gesamtmodell angreifende Einheitslast von 1 N.

Im Vergleich der Spannungsintensitätsfaktoren mit den J-Integralen müssen die Spannungsintensitätsfaktoren als die genaueren Werte angesehen werden. Wesentliche Ursache hierfür ist, daß die Integrationswege bei der Bestimmung der J-Integrale an Elementrändern entlanggeführt werden müssen [8].

6. Vorhersage der Rißfortschrittsgeschwindigkeit in der Spanteckverbindung auf der Grundlage der berechneten Spannungsintensitätsfaktoren

In Bild 11 sind die in [1] an 3 Proben der betrachteten Spanteckverbindung gemessenen Rißfortschrittsgeschwindigkeiten über der Rißlänge in halblogarithmischer Darstellung aufgetragen. Eingezeichnet sind für eine Probe jeweils die Rißfortschrittsgeschwindigkeiten auf beiden Seiten des Kniebleches. Nicht kenntlich gemacht ist die Rißlängendifferenz zwischen den Rissen auf beiden Seiten; siehe dazu [1], Tafel 1.

Für die Vorhersage der Rißfortschrittsgeschwindigkeit soll die Paris-Beziehung (vgl. z. B. [4], [5]) benutzt werden:

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^m \quad (14)$$

In [2] bzw. [3] wurden an Kleinproben aus dem Stahl WMST 3sp für $f = 4$ Hz und $\kappa = 0,206$ folgende Werte ermittelt:

Quelle	[2]	[3]
C	$2,00674 \cdot 10^{-11}$	$4,97 \cdot 10^{-12}$
m	2,4	2,56

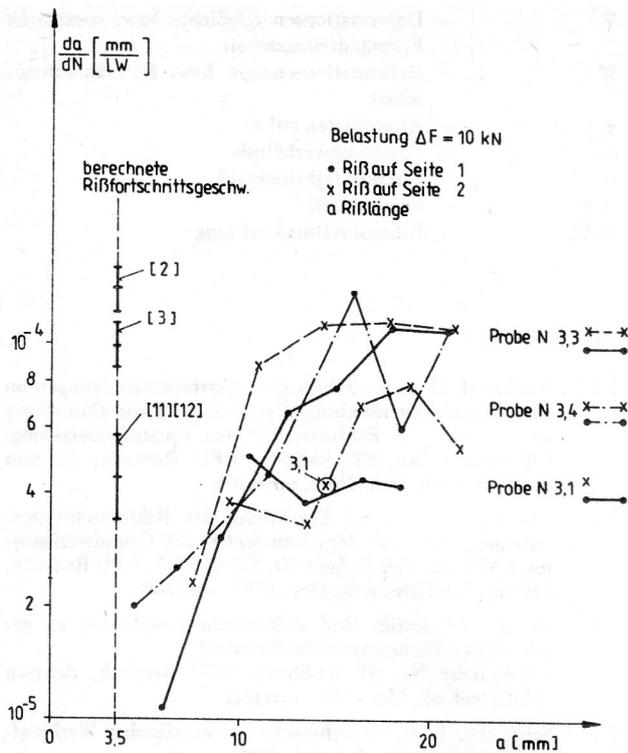


Bild 11
Vergleich gemessener mit nach der Paris-Beziehung berechneten Rißfortschrittsgeschwindigkeiten für die Spanteckverbindung

Die Spantecke ist ebenfalls aus diesem Werkstoff gefertigt, so daß die o. g. Werte für die Beschreibung des Rißfortschritts im Knieblech außerhalb der Wärmeinflußzone prinzipiell benutzt werden können.

Nach Tabelle 2 ergeben sich bei Belastung der Spanteckverbindung mit

$$F_o = 12,6 \text{ kN}$$

$$F_u = 2,6 \text{ kN}$$

$$\Delta F = 10,0 \text{ kN}$$

$$\kappa = 0,206$$

in Abhängigkeit von der Modellierung des höchstbeanspruchten Bereiches Spannungsintensitätsfaktoren von 670, 710 bzw. 750 N/mm^{3/2} (Rißlänge 3,5 mm).

Mit Gl. (14) können dann die Rißfortschrittsgeschwindigkeiten ermittelt werden (vgl. Tabelle 4 und Tabelle 5).

Die ermittelten Werte $\frac{da}{dN}$ gelten für eine Rißlänge von 3,5 mm; sie sind in Bild 11 mit eingezeichnet.

In der Literatur gibt es verschiedene Ansätze, die Parameter der Paris-Beziehung aus den Kennwerten des statischen Zugversuches für den betreffenden Stahl zu bestimmen. Für Baustähle ist eine schwache Abhängigkeit des Exponenten m der Paris-Gleichung (14) von der Streckgrenze feststellbar.

In [11] wird folgende Beziehung angegeben:

$$m = 5,47 - 0,0035 R_e \cdot [N/mm^2] \quad (15)$$

Hinzuweisen ist darauf, daß Gl. (15) aus erheblich streuenden Daten abgeleitet wurde.

Tabelle 4
Rißfortschrittsgeschwindigkeiten nach Gl. (14)

Quelle	[2]	[3]
C	$2,01 \cdot 10^{-11}$	$4,97 \cdot 10^{-12}$
m	2,4	2,56
$\frac{da}{dN}$ ($\Delta K = 670 \text{ N/mm}^{3/2}$)	$1,22 \cdot 10^{-4}$	$8,61 \cdot 10^{-5}$
$\frac{da}{dN}$ ($\Delta K = 710 \text{ N/mm}^{3/2}$)	$1,40 \cdot 10^{-4}$	$9,90 \cdot 10^{-5}$
$\frac{da}{dN}$ ($\Delta K = 750 \text{ N/mm}^{3/2}$)	$1,59 \cdot 10^{-4}$	$1,14 \cdot 10^{-4}$

Tabelle 5
Rißfortschrittsgeschwindigkeiten nach den Gln. (14), (15) und (16)

Quelle	[3]	[9]
R_e [N/mm ²]	318	245
m entspr. Gl. (15)	4,36	4,61
C entspr. Gl. (16)	$1,77 \cdot 10^{-17}$	$3,19 \cdot 10^{-18}$
$\frac{da}{dN}$ ($\Delta K = 670 \text{ N/mm}^{3/2}$) [$\frac{mm}{LW}$]	$3,72 \cdot 10^{-5}$	$3,40 \cdot 10^{-5}$
$\frac{da}{dN}$ ($\Delta K = 710 \text{ N/mm}^{3/2}$) [$\frac{mm}{LW}$]	$4,79 \cdot 10^{-5}$	$4,45 \cdot 10^{-5}$
$\frac{da}{dN}$ ($\Delta K = 750 \text{ N/mm}^{3/2}$) [$\frac{mm}{LW}$]	$6,08 \cdot 10^{-5}$	$5,72 \cdot 10^{-5}$

Zwischen C und m kann für Baustähle unterschiedlicher Festigkeit ebenfalls empirisch ein Zusammenhang gefunden werden. Die Streuung ist hier allerdings gering. In [12] ist für die Mitte des Streubandes folgende Beziehung angegeben:

$$C = 1,315 \cdot 10^{-4} \cdot 895^{-m} \quad (16)$$

Mit den Gln. (15), (16) und (14) können dann die Parameter C und m sowie die entsprechenden Rißfortschrittsgeschwindigkeiten ermittelt werden.

Zugrunde gelegt wird dabei die Mindeststreckgrenze R_e für den Stahl WMST 3sp nach [9] sowie die in [3] experimentell ermittelte Streckgrenze.

Die Ergebnisse sind ebenfalls in Bild 11 mit eingezeichnet.

7. Zusammenfassung

Für eine Spanteckverbindung mit Anriß wurden bruchmechanische Untersuchungen nach der FEM durchgeführt. Für die angerissene Struktur mit vorgegebener Rißkonfiguration (Rißlänge, Rißorientierung) erfolgte die Berechnung verschiedener Kennwerte der LEBM.

Dabei wurde aus der Gesamtstruktur nur ein Ausschnitt, der den Anriß enthält, modelliert. Die Randbedingungen bzw. Belastungen für diesen Ausschnitt wurden aus einer FEM-Berechnung der gesamten Spanteckverbindung ohne Anriß entnommen.

Die Zulässigkeit dieses Vorgehens – d. h. der Benutzung von Knotenverschiebungen, die an der unangerissenen Gesamtstruktur ermittelt wurden, für einen angerissenen

Ausschnitt mit veränderter Steifigkeit – wurde anhand der am Rand des Ausschnittes aufzuwendenden Deformationsenergie überprüft. Von zwei untersuchten Rißkonfigurationen (Rißlänge 3,5 mm bzw. 7 mm) ist das geschilderte Vorgehen nur für die Rißlänge von 3,5 mm sinnvoll.

Für diese Rißlänge (3,5 mm) wurden zur Vorhersage der Rißfortschrittsgeschwindigkeit neben Spannungsintensitätsfaktoren auch J-Integralwerte für verschiedene Integrationswege um die Rißspitze sowie zur Vorhersage der Rißfortschrittsrichtung Deformationsenergiedichtefaktoren berechnet.

Durch systematische Variation des kontinuumsmechanischen Berechnungsmodells (Dicke der Umschweißung am Wulstende, Dicke des Wulstes) konnten die Auswirkungen verschiedener Modellierungen auf die Resultate empirisch ermittelt werden. Der Abbau von Modellierungsunsicherheiten war so möglich.

Mit Hilfe der an einem FEM-Modell des Bauteils „Spantackverbindung“ bei gegebener Rißkonfiguration berechneten Spannungsintensitätsfaktoren ist eine Übertragung der an Kleinproben ermittelten Gesetzmäßigkeiten des Rißfortschrittes auf das Bauteil prinzipiell möglich. Dabei sind die bei der Modellbildung gemachten Idealisierungen zu beachten.

Vorerst ist es möglich, für kleine Rißlängen die am Bauteil gemessenen Rißfortschrittsgeschwindigkeiten mit dem Berechnungsmodell in ihrer Größenordnung zu bestätigen.

Weitere Untersuchungen zielen darauf ab, die Rißfortschrittsgeschwindigkeit auch für größere Rißlängen mit dem Berechnungsmodell zu erfassen und dabei die gesammelten Modellierungserfahrungen mit zu berücksichtigen. Dadurch soll eine Verbesserung der Vorhersagegenauigkeit insgesamt erreicht werden.

Symbolverzeichnis

a	– Rißlänge
a_{11}, a_{12}, a_{22}	– Koeffizienten
A	– Fläche
b	– Koeffizient (Abschnitt 5.) bzw. Breite (Abschnitt 4.)
C	– Koeffizient der Paris-Gleichung
E	– Elastizitätsmodul
e	– Versatz zwischen den Mittelebenen Spant – Knieblech
F	– Kraft
G	– Gleitmodul
h	– Parameter, ebener Spannungszustand : $h = 1$
J	– J-Integral
K_I, K_{II}	– Spannungsintensitätsfaktoren für Mode I bzw. Mode II
m	– Koeffizient der Paris-Gleichung
P_i	– Knotenkraftvektor
r	– Radius
R_e	– Streckgrenze
s	– geschlossener Weg um die Rißspitze; Integrationsweg
S	– Energiedichtefaktor
t	– Dicke
T_i	– an Linienelement ds angreifender Spannungsvektor
u	– Verschiebungen
U	– Potential
V	– Volumen

W^*	– Deformationsenergiedichte bzw. spezifische Formänderungsarbeit
W	– Deformationsenergie bzw. Formänderungsarbeit
x, y	– Koordinaten auf s
κ	– Spannungsverhältnis
μ	– Querkontraktionszahl
σ, τ	– Spannungen
ϑ, Θ	– Rißausbreitungsrichtung

LITERATUR

- [1] Naubereit, H. u. a.: Schwingfestigkeitsuntersuchungen an einer Spantackverbindung (Probentyp 2) zur Ermittlung von Anriß und Rißfortschritt bei Einstufenbelastung. F/E-Bericht Nr. ST 44-85-2, WPU Rostock, Sektion Schiffstechnik, Dez. 1985, unveröff.
- [2] Naubereit, H. u. a.: Ermittlung der Rißfortschrittsgeschwindigkeit und der Grenzwerte des Grundwerkstoffes WMSt3sp. F/E-Bericht Nr. ST 44-85-3, WPU Rostock, Sektion Schiffstechnik, Dez. 1985, unveröff.
- [3] Heyer, H.: Anriß- und Rißfortschrittsverhalten an geschweißten Proben aus Schiffbaustahl. F/E-Bericht Nr. ST 04-86-02, WPU Rostock, Sektion Schiffstechnik, Mai 1986, unveröff.
- [4] Schwalbe, K.-H.: Bruchmechanik metallischer Werkstoffe. München, Wien: Hanser, 1980.
- [5] Blumenauer, H.; Pusch, G.: Technische Bruchmechanik. Leipzig: VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1982.
- [6] Hermann, D.: Theoretische und experimentelle Ermittlung der Spannungsverteilung in einer Spantackverbindung. Diplomarbeit, WPU Rostock, Sektion Schiffstechnik, Januar 1985, unveröff.
- [7] FEM-Programm „PASSAD“. Anwenderinformation. VEB Kombinat Schiffbau Rostock, 1981, unveröff.
- [8] Altenbach, J.; Kuna, M.; Wiltinger, L.: CRACK 2D, Problembeschreibung und Anwenderdokumentation. IFE Halle/TH Magdeburg, August 1979, unveröff.
- [9] Werkstofftafeln. DDR-Schiffs-Revision und -Klassifikation, Ausgabe 1984, Eigenverlag DSRK, Zeuthen 1984.
- [10] Sih, G. C.: Strain-energy-density factor applied to mixed mode crack problems. Int. Journ. of Fracture, 10 (1974), S. 305 – 321.
- [11] Kobayashi, K. u. a.: Prediction of crack propagation life in axial loading fatigue in structural steels. IIW-Doc. XIII-888-78 (1978).
- [12] Gurney, T. R.: An analysis of some fatigue crack propagation data for steels subjected to pulsating tension loading. IIW-Doc. XIII-890-78 (1978).
- [13] Matoba, M.; Inoue, K.: Some stress intensity factors for hull members in relation to fatigue crack propagation. IIW-Doc. XIII-1081-83 (1983).
- [14] Zienkiewicz, O. C.: Methode der finiten Elemente, 2. Auflage, Leipzig: VEB Fachbuchverlag, 1984.
- [15] Fröhling, W.: Bruchmechanische Untersuchungen an einer Spantackverbindung mit der Finite-Element-Methode. F/E-Bericht, VEB Kombinat Schiffbau Rostock, Abt. EEM, November 1986, unveröff.