

544 | August 1994

## SCHRIFTENREIHE SCHIFFBAU

Dieter Gimperlein

### **Bewertung der Schwingfestigkeit geschweißter Bauteile**

**TUHH**

*Technische Universität Hamburg-Harburg*

## **Bewertung der Schwingfestigkeit geschweißter Bauteile**

Dieter Gimperlein, Hamburg, Technische Universität Hamburg-Harburg, 1994

ISBN: 3-89220-544-2

© Technische Universität Hamburg-Harburg  
Schriftenreihe Schiffbau  
Schwarzenbergstraße 95c  
D-21073 Hamburg

<http://www.tuhh.de/vss>

**BEWERTUNG DER SCHWINGFESTIGKEIT  
GESCHWEIßTER BAUTEILE**

Dissertation  
zur Erlangung des Grades  
Doktor-Ingenieur  
der Universität Hamburg

vorgelegt von

Dieter Gimperlein  
aus Wilhelmshaven

Hamburg  
April 1994

Tag der Disputation: 14. Juli 1994

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Hansjörg Petershagen  
Prof. Dr.-Ing. Eike Lehmann

## Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. Einleitung . . . . .	1
2. Durchgeführte Bauteilversuche . . . . .	3
2.1 Versuchsmodelle und Versuchsaufbau . . . . .	3
2.1.1 Lukenmodell . . . . .	3
2.1.2 Rahmenecke . . . . .	5
2.1.3 Spantanschlüsse . . . . .	6
2.2 Dehnungsmessungen und Schwingversuche . . . . .	8
3. Anrißverhalten der untersuchten Bauteile . . . . .	11
3.1 Anrißorte . . . . .	11
3.2 Schwingfestigkeit . . . . .	13
4. Entwurfswöhlerlinien für Bauteile . . . . .	19
4.1 Spannungskategorien zur Beschreibung der Schwingfestigkeit . . . . .	19
4.1.1 Nennspannung . . . . .	19
4.1.2 Strukturspannung und Kerbspannung . . . . .	21
4.2 Übertragbarkeit von Kleinprobenergebnissen auf Bauteile . . . . .	24
4.3 Zur Frage der Wöhlerlinienneigung . . . . .	27
4.3.1 Kerbfallabhängigkeit der Neigung . . . . .	28
4.3.2 Einfluß der Kerbschärfe auf die Makrostützwirkung . . . . .	29
4.3.3 Einfluß der Makrostützwirkung auf die Kerbgrundbeanspruchung . . . . .	31
4.3.4 Neigung von Bauteilwöhlerlinien . . . . .	33
5. Bewertung der Schwingfestigkeit nach dem Nennspannungskonzept . . . . .	40

	Seite
6. Bewertung der Schwingfestigkeit nach dem Strukturspannungskonzept . . . . .	44
6.1 Meßbare Strukturbeanspruchung vor dem Nahtübergang . . . . .	44
6.1.1 Örtliche Dehnungsmessungen an den Versuchsmodellen . . . . .	45
6.1.2 Vergleich der Versuchsergebnisse mit dem Entwurfswert von Haibach . . . . .	48
6.1.3 Vergleich der Versuchsergebnisse mit den Entwurfslinien von Iida und Matoba .	53
6.2 Auf den Nahtübergang extrapolierte Struktur- beanspruchung - das Hot-Spot-Konzept . . . . .	56
7. Bewertung der Schwingfestigkeit nach dem Kerbspannungskonzept . . . . .	62
8. Zusammenfassung . . . . .	67
Literaturverzeichnis . . . . .	71
Verzeichnis der wichtigsten Symbole . . . . .	76
Tabellen 1 bis 8	
Abbildungen 1 bis 37	

## 1. Einleitung

Die Schwingfestigkeit dynamisch beanspruchter Schweißkonstruktionen läßt sich an Hand von Wöhlerlinien anschaulich beschreiben. Entwurfswöhlerlinien für die Bemessung von Schweißverbindungen werden im Regelwerk und in der Literatur angeboten. Die beiden wesentlichen Größen zur Festlegung einer Entwurfswöhlerlinie sind ein Kennwert der Schwingfestigkeit, der gewöhnlich auf eine Lebensdauer von zwei Millionen Schwingspielen bezogen ist, und der Neigungsexponent der Zeitfestigkeitsgeraden. Diesen Entwurfsgrößen liegen Versuchsergebnisse zugrunde, die überwiegend mit stabartigen Kleinproben gewonnen wurden. Statistisch ausgewertete Kleinprobenergebnisse stehen zum Beispiel in [1 - 8] zahlreich zur Verfügung. Die Bewertung der Schwingfestigkeit komplexer Bauteile mit diesen Ergebnissen ist jedoch oft problematisch. In vielen Fällen sind ergänzende Versuche mit großen Bauteilmodellen sinnvoll. Systematische Bauteiluntersuchungen wie in [9 - 14] wurden aber wegen des erheblichen versuchstechnischen Aufwands nur selten durchgeführt. Die vorhandenen Ergebnisse weisen auf einen deutlich schwächeren Mittelspannungseinfluß und fallweise auf flachere Wöhlerlinienneigungen als bei Kleinproben hin.

Besonders wertvoll sind Bauteilversuche für die Weiterentwicklung von Konzepten zur rechnerischen Bewertung der Schwingfestigkeit. An bauteilähnlichen Versuchsmodellen kann überprüft werden, ob ein Bewertungskonzept zutreffende Ergebnisse liefert und wie gut es sich im Hinblick auf die Bemessungspraxis handhaben läßt. Der für die Schwingfestigkeitsprognose erforderliche Rechenaufwand und die erreichbare Genauigkeit hängen unter anderem von der Art der gewählten Bezugsspannung ab. Die Schwingfestigkeit kann auf die Nennspannung, die sogenannte Strukturspannung oder die Kerbspannung bezogen werden. Die aufwendige Berechnung von Kerbspannungen an Schweißnähten ist in der Praxis aller-

dings die Ausnahme. Im Regelwerk gebräuchlich ist seit langem der Bezug auf die Nennspannung, vermehrt wird aber auch die Strukturspannung benutzt. Ein Prognoseverfahren auf der Grundlage der Strukturspannung ist das bekannte Hot-Spot-Konzept.

Die vorliegende Arbeit stützt sich auf die Ergebnisse von Bauteilversuchen, die im Rahmen von drei Forschungsvorhaben [15, 16, 17] am Institut für Schiffbau der Universität Hamburg durchgeführt wurden. Behandelt wurden verschiedene schiffbauliche Schweißkonstruktionen. Neben der Schwingfestigkeit wurden auch das statische Tragverhalten und die Traglast ausführlich untersucht. Ferner wurden Bemessungsempfehlungen erarbeitet. Im weiteren werden jedoch nur die Versuchsergebnisse zitiert, die für die Bewertung der Schwingfestigkeit von Bedeutung sind (Abschn. 2 und 3).

Die drei Forschungsvorhaben standen ursprünglich in keiner Beziehung zueinander. Die behandelten Bauteile gehören unterschiedlichen Baugruppen des Schiffskörpers an. Doch bietet gerade dieser Umstand Gelegenheit, die Schwingfestigkeitsprognosen einiger bekannter Bewertungskonzepte auf ihre Allgemeingültigkeit hin zu überprüfen. Bewertungskonzepte und Entwurfswöhlerlinien werden in Abschnitt 4 diskutiert. In den Abschnitten 5, 6 und 7 werden dann nacheinander angewendet: das Nennspannungskonzept, das Strukturspannungskonzept und das Kerbspannungskonzept.

## 2. Durchgeführte Bauteilversuche

In drei Versuchsreihen wurde die Schwingfestigkeit einer Lukenkonstruktion [15], einer Rahmenecke [16] sowie zweier unterschiedlicher Raumpantanschlüsse an den Doppelboden [17] untersucht. Die Ergebnisse der Schwingversuche werden in Abschn. 3 vorgestellt. Zuvor wird ein Überblick über den Versuchsaufbau, die Modellkonstruktion, durchgeführte Dehnungsmessungen und den Ablauf der Schwingversuche gegeben. Nicht alle der in [15, 16, 17] beschriebenen Einzelheiten werden hier wiederholt.

### 2.1 Versuchsmodelle und Versuchsaufbau

#### 2.1.1 Lukenmodell (Abb. 1, 2, 3)

Am Beispiel der Lukenkonstruktion wurde untersucht, ob Diskontinuitäten des Schiffslängsverbandes durch den Einsatz einzelner Faltelemente oder Sicken wirksam entlastet werden können. Typische Problemzonen des Längsverbandes sind die Enden mittragender Längswände oder Längssäule sowie große Öffnungen in Längswänden. Die dort auftretenden Spannungskonzentrationen lassen sich durch die Anordnung weniger Entlastungssicken quer zur Beanspruchungsrichtung beträchtlich reduzieren. Allerdings müssen dafür neue Strukturkerben an den Sicken in Kauf genommen werden.

Die Versuche wurden mit zwei identischen Modellen aus normalfestem Schiffbaustahl, Gütegrad A, durchgeführt. Der Modellkörper bestand aus einem neun Meter langen Kastenträger mit einer großen Luke, der den Schiffsrumpf repräsentierte, und einer aufgesetzten Lukensäulenkonstruktion, in die an den kritischen Stellen vertikal angeordnete Entlastungssicken integriert waren. Die Längssäulen wurden ohne den üblichen weichen Auslauf in Form einfacher Eckstöße mit den

Quersüllen ausgeführt. Dabei stieß das Längssüll auf das mit einem Überstand versehene Quersüll und wurde mit einer Doppelkehlnaht angeschlossen. Das Längssüllende wurde dadurch etwas entschärft. In die Längssülle, die allgemein auch als mittragende Längswände angesehen werden können, wurden Fensteröffnungen mit verhältnismäßig kleinen Eckradien zwischen 5 und 15 mm geschnitten. Je zwei Entlastungssicken wurden an den Längssüllenden angeordnet. Die Fenster wurden von je zwei Sicken eingefaßt. Eine besonders einfache Konstruktion wurde gewählt, indem die nach außen springenden Sicken nicht durch zusätzliche Schlingen unter Deck abgestützt wurden. Mit den nur zwei gebauten Modellen konnten statistisch abgesicherte Schwingfestigkeitsdaten gewonnen werden, weil jedes Konstruktionsdetail vierfach an einem Modell vertreten war (Positionen A, B, C, D in Abb. 8).

Zwei Hydropulszylinder mit einer Kapazität von je 1000 kN belasteten die Enden des Kastenträgers mit vertikalen Einzelkräften. Im Zusammenwirken mit zwei Widerlagern im Abstand 1,5 m von den Enden wurden die Modelle einer Vierpunktbiegung ausgesetzt. Das im Mittelabschnitt der Modelle erzeugte konstante Längsbiegemoment bei fehlender Querkraft entspricht etwa der Beanspruchung des Schiffsrumpfes in der Umgebung des Hauptspants bei annähernd homogener Beladung. In den Versuchen wurde mit Zylinderdruckkräften gearbeitet, so daß Deck und Längssüll auf Zug beansprucht wurden.

Um das für die Schwingversuche erforderliche Spannungsniveau mit den verfügbaren Kräften der Versuchsanlage zu erreichen, wurde eine Blechdicke von nur 6 mm für alle Bauteile des Mittelabschnitts mit Ausnahme des Kastenträgerbodens vorgesehen. Aus demselben Grund waren verhältnismäßig schmale seitliche Deckstreifen neben der Luke erforderlich. Die gewählte Süllhöhe von 500 mm ergibt zusammen mit der genannten Blechdicke einen Modellmaßstab von ungefähr 1:4. Alle Kehlnähte im Mittelabschnitt hatten eine

Nennstärke von  $a = 3 \text{ mm}$ . Sie wurden mit Elektroden von Hand geschweißt.

### 2.1.2 Rahmenecke (Abb. 4)

Gegenstand der zweiten Versuchsreihe war eine Rahmenecke mit geknicktem Gurt [16]. Die gewählte direkte Unterstützung des Gurtknicks mit einer Steife ist die fertigungsgünstigste und zugleich statisch wirkungsvollste Maßnahme, um die Abtriebskraft des Gurtes aufzunehmen und in den Steg überzuleiten. Die Knicksteifen wurden symmetrisch zu beiden Seiten des Steges angebracht. Statt einer für das Tragverhalten optimalen Anordnung in der Winkelhalbierenden des Gurtknicks wurde eine orthogonale Anordnung bevorzugt, um ein breiteres Spektrum möglicher Anwendungsfälle abzudecken. Für die Versuche wurden zehn identische Modelle aus normalfestem Schiffbaustahl, Gütegrad A, gefertigt. Jedes Modell besaß zwei gleiche Gurtknickstellen. Die Symmetrie ließ also wenigstens zwei Ergebnisse je Modell an beiden identischen Knickbereichen und sogar vier Ergebnisse an den Knicksteifen und deren Anschlußnähten zu (Abb. 8).

Der durch Kaltverformung hergestellte Gurtknick wurde bei einer Gurtdicke von 20 mm mit einem inneren Biegeradius von 60 mm ausgeführt. Das damit verwirklichte Verhältnis von Biegeradius zu Blechdicke entspricht dem in [18] vorgeschriebenen Mindestbiegeradius für kaltverformte Bereiche, in denen geschweißt wird. Die Schweißnähte im Knickbereich wurden stark genug bemessen, um die in den Schwingversuchen erwarteten Anrisse nicht von der Nahtwurzel her, sondern an den Nahtübergängen auftreten zu lassen. Für den Anschluß der Knicksteifen an den Gurt wurde eine K-Stegnaht mit 2 mm unverschweißtem Steg vorgesehen. Die ausgeführte Naht war damit praktisch durchgeschweißt. Die K-Stegnaht ist eine wirtschaftlichere Lösung als eine voll durchgeschweißte K-Naht. Die Knicksteifenanschlüsse wurden als Steigenähte in

zwei Lagen mit Elektroden von Hand geschweißt, während die Rahmenecke auf der Seite lag. Die Halsnaht zwischen Steg und Gurt wurde als Doppelkehlnaht ausgeführt und ebenfalls mit Elektroden handgeschweißt. Sie wurde in den Knickbereichen um zwei weitere Lagen auf eine Nahtdicke von  $a = 7 \text{ mm}$  verstärkt. Die Stegdicke betrug  $12 \text{ mm}$ .

Die Versuchsmodelle wurden mit einem  $1000 \text{ kN}$ -Hydropulszylinder belastet, der die Krafteinleitungskonstruktionen an den Enden der Rahmenschenkel diagonal miteinander verband. In den Schwingversuchen wurde nur mit Zylinderdruckkräften gearbeitet, so daß der Gurtknick einer Zugbeanspruchung ausgesetzt war.

### 2.1.3 Spantanschlüsse (Abb. 5, 6, 7)

Die dritte Versuchsreihe war Teil einer vergleichenden Untersuchung verschiedener Raumpantanschlüsse an den Doppelboden [17]. Dabei ging es um die Entwicklung einer fertigungsgünstigen Bauform, die den Stauraum auf dem Tankdeck ebensowenig einschränkt wie die herkömmliche, aber fertigungsintensive Form eines durch das Tankdeck gesteckten Spants. Jedes Versuchsmodell war mit vier Spanten in doppelsymmetrischer Anordnung ausgestattet (Abb. 8). Zwei gleiche Modellflügel, die rechtwinklig zueinander standen, stellten je einen Außenhautabschnitt über zwei Spantentfernungen im Kimmbereich dar. Außenhaut und Tankdeckabschnitte bildeten einen Kasten mit quadratischem Querschnitt, der den Doppelboden repräsentierte. Zwei Schottbleche nahmen die Positionen der Bodenwrangen ein. Die Symmetrieebene zwischen beiden Modellflügeln teilte die quadratischen Bodenwangenbleche diagonal. Mannlöcher in Außenhaut und Tankdeck machten das Innere des Doppelbodens auch während des Versuchsbetriebs zugänglich. Die Belastungseinrichtung der Versuchsmodelle bestand wie bei der Rahmenecke aus einem  $1000 \text{ kN}$ -Hydropulszylinder, der die Krafteinleitungs-

konstruktionen an den Enden der Modellflügel diagonal miteinander verband. Der Zylinder konnte sowohl Druck- als auch Zugkräfte aufbringen.

Vier verschiedene Spantanschlußformen wurden in [17] untersucht, doch nur mit zwei Bauformen wurden Schwingversuche unternommen. Sie wurden in [17] mit "(a)" und "(c)" bezeichnet. Bauform (a), die herkömmliche Form eines durch das Tankdeck gesteckten Raumpants, sieht ein mit der Bodenwrange überlappendes Spantende vor. Der Tankdeckausschnitt ist mit Dichtungsblechen geschlossen. Die neu entwickelte Bauform (c) vermeidet dagegen einen Einschnitt in das Tankdeck. Das Spantende stößt stumpf auf das Tankdeck und wird mit einer starken Kehlnaht angeschlossen. Spantprofil, Tankdeck und Bodenwrange bilden also einen Kreuzstoß. Anders als bei der Überlappung des durchgesteckten Spants (a) befinden sich der Profilsteg und die Bodenwrange in einer Ebene. Eine von 12 auf 25 mm verstärkte Tankdeckrandplatte unterstützt den aus der Ebene herausspringenden Wulst des Hollandprofils.

Die Versuchsmodelle wurden unter werftüblichen Bedingungen aus normalfestem Schiffbaustahl, Gütegrad A, gefertigt. Abgesehen von den Details der Spantanschlüsse hatten alle Modelle identische Abmessungen. Die Dimensionierung - Spantabstand 800 mm, Spantprofile HP 300 x 12, Plattendicke der Außenhaut 18 mm, des Tankdecks und der Bodenwrange 12 mm - entspricht ungefähr den Gegebenheiten an einem großen Stückgutfrachter. Die Schweißnähte am durchgesteckten Spant (a) genügen der Vorschrift [18]. Der Kehlnahtanschluß der neuen Bauform (c) ist so bemessen, daß das Widerstandsmoment des Spantprofils einschließlich Außenhautplatte im Stoß mit dem Tankdeck erhalten bleibt. Der erforderliche Anschlußquerschnitt wird mit einer Kehlnahtdicke von  $a = 8,5$  mm hergestellt, wenn ein Einbrand von 0,5 mm hinzugerechnet wird. Die ausgeführten Nähte der Versuchsmodelle hatten drei Lagen und eine mittlere Dicke von  $a = 10$  mm. Sie wurden bei

senkrecht stehenden Spanten in Wannenlage geschweißt. Die Doppelkehlnaht zwischen Bodenwrange und Tankdeck wurde unter dem Spantfuß auf das gleiche a-Maß verstärkt. Alle Nähte wurden mit Elektroden von Hand geschweißt.

## 2.2 Dehnungsmessungen und Schwingversuche

An den Bauteilmodellen aller drei Versuchsreihen wurden ausführliche Messungen der globalen und lokalen Beanspruchungsverteilung vorgenommen. Mit Dehnungsmeßstreifen (DMS) wurden die Dehnungen der statisch belasteten Modelle gemessen. Einige DMS waren in immer gleicher Anordnung an gut zugänglichen Stellen in der Nähe der Strukturkerben geklebt worden, um den aktuellen Beanspruchungshorizont jedes einzelnen anrißkritischen Details zu messen. Die Abb. 9 und 10 zeigen die Positionen dieser im weiteren so genannten "Kontroll-DMS". An Position 1 am Steg der Rahmenecke wurde der ebene Spannungszustand mit jeweils einer DMS-Rosette erfaßt; sonst wurden lineare DMS verwendet. Die Meßgitter sämtlicher Kontroll-DMS einschließlich der Rosetten waren 6 mm lang. Zusätzlich wurden vielfach die örtlichen Beanspruchungen an den kritischen Schweißnahtübergängen gemessen. Die DMS wurden zu diesem Zweck mit einem speziellen Schnellklebstoff aufgebracht, ohne die Nahtübergänge zu beschleifen. Zum Einsatz kamen lineare DMS und DMS-Kantenrosetten mit jeweils 3 mm Meßgitterlänge sowie DMS-Ketten mit 2 und 4 mm Meßgitterabstand. Auf die örtlichen Dehnungsmessungen wird in Abschn. 6.1 näher eingegangen.

Vor Beginn der Schwingversuche wurden die Dehnungen an jedem Modell auf mehreren Laststufen gemessen. Die Last wurde dabei bis auf die vorgesehene Oberlast gesteigert. Unterbrochen von weiteren Messungen wurden dann einige Lastzyklen der beabsichtigten Schwellbeanspruchung aufgebracht. Bei Erstbelastung machten sich an allen späteren Anrißorten Fließvorgänge bemerkbar, doch konnte in der Regel schon

nach dem zweiten Zyklus ein lineares Last-Dehnungs-Verhalten festgestellt werden. Im Verlauf der Schwingversuche wurden die Dehnungsmessungen mehrfach wiederholt. Die endgültige Registrierung der Beanspruchungshorizonte erfolgte in sicherem zeitlichen Abstand zu anfänglichen Spannungsumlagerungen und zu Setzvorgängen in den Krafteinleitungs-konstruktionen nach etwa zwei- bis dreitausend Schwing-spielen. Spätere Kontrollmessungen ergaben auch nach langer Laufzeit der Schwingversuche keine nennenswerten Abweichun-gen.

Mit den Schwingversuchen wurde das Anrißverhalten der Bau-teile untersucht. Die Modelle wurden einer dynamischen Ein-stufenbelastung ausgesetzt. Mit einer erhöhten zweiten Last-stufe wurde lediglich eines der Spantanschlußmodelle beauf-schlagt, weil auf der ersten Laststufe nicht alle erwarteten Anrisse aufgetreten waren (Modell 4 nach Tab. 4 und 5). Die Kraft der Hydropulszylinder wurde über einen Rechner sinusförmig gesteuert. Die verfügbare Hydraulikleistung der Versuchsanlage erlaubte Schwingfrequenzen zwischen 0,2 und 0,5 Hz. In allen Fällen wurde eine Schwellbeanspruchung mit dem Grenzspannungsverhältnis  $R = 0$  aufgebracht. Die Schwell-beanspruchung wurde einer Wechselbeanspruchung aus versuchs-technischen Gründen vorgezogen. Sie vereinfachte die Kon-struktion der Lager zwischen Hydropulszylinder und Modell. Die für die einzelnen Modelle gewählten Schwingbreiten der Last können Tab. 1 bis 5 entnommen werden.

Die Schwingversuche mit den Lukenmodellen und den Modellen der Rahmenecke wurden ausschließlich mit Zylinderdruck-kräften durchgeführt, so daß die anrißkritischen Details im Bereich des Längssülls und des Gurtknicks einer Zugschwell-beanspruchung ausgesetzt waren. In den Versuchen mit den Modellen der Spantanschlüsse wurde überwiegend mit Zylinder-zugkräften gearbeitet, die eine Druckschwellbeanspruchung im HP-Wulst erzeugten. Diese Lastrichtung, die einer Spant-belastung durch den äußeren Wasserdruck entspricht, stand

bei der Untersuchung im Vordergrund. Dennoch wurde ein Modell der Spantanschlußform (c) mit Zylinderdruckkräften, also Zug im HP-Wulst, beaufschlagt, um ein möglichst vollständiges Bild von der Schwingfestigkeit der neuen Bauform zu gewinnen.

In Abständen von wenigen tausend Schwingspielen wurden die Modelle mit bloßem Auge oder mit mit einer Lupe nach Anrissen abgesehen. Unter Zuhilfenahme einer Oberflächenrißprüfung nach dem Farbeindringverfahren wurden Anrisse von wenigen Millimetern Länge in unterschiedlichen Stadien entdeckt und ständig weiterbeobachtet. In frühem Stadium verrieten sich die Anrisse nur bei laufendem Schwingversuch durch das Pulsieren des farbigen Kriechöls in der atmenden Rißöffnung. Einheitliches Schadenskriterium für die Auswertung der Schwingversuche war ein technischer Anriß von 5 bis 10 mm Länge.

### 3. Anrißverhalten der untersuchten Bauteile

#### 3.1 Anrißorte

Ziel der durchgeführten Schwingversuche war es, die schwingrißkritischen Details ausfindig zu machen und ihre Lebensdauer bis zum Anriß festzustellen. An den Lukenmodellen sind sieben Anrißorte zu unterscheiden (Abb. 11). Sie befinden sich alle an den Kehlnähten zwischen Deck und Süll sowie Süll und Lukenbank. Verantwortlich für die Anrisse waren Spannungskonzentrationen an der Süllecke (Anrißort 1) und in den Sickenbuchten. Während an den Fenstersicken beide Flanken der Sickenbuchten gleichermaßen betroffen waren (Anrißorte 4 und 5, 6 und 7), riß an den Sicken des Längssüllendes nur die stärker beanspruchte Flanke an (Anrißorte 2 und 3). Rißausgang war immer der Nahtübergang zum Deck beziehungsweise zur Lukenbank. Ein Nahtbruch wurde nie beobachtet. An den Fensteröffnungen im Längssüll zeigten sich trotz der verhältnismäßig kleinen Eckradien überhaupt keine Anrisse.

Bei den Schwingversuchen mit der Rahmenecke rissen regelmäßig sowohl der Steg als auch die Knicksteifen unter dem Gurtknick an (Abb. 12). Betroffen war zum einen der Halsnahtübergang zum Steg mit einem zur Naht parallelen Rißverlauf (Anrißort 1), zum anderen der Knicksteifenanschluß an den Gurt am Nahtübergang zur Steife (Anrißort 2). Die Halsnaht unter dem Gurtknick überträgt hohe Schubkräfte und leitet einen Teil der Abtriebskraft des Gurtes in den Steg ein. In der Knicksteife überlagern sich die Gurtabtriebskraft und ein Plattenbiegemoment derart, daß die im rechten Winkel zum Gurt befindliche Knicksteifenseite höher beansprucht wird.

Die an den Spantanschlüssen der Formen (a) und (c) gefundenen Anrisse sind in Abb. 13 und 14 dargestellt. Der Anriß-

ort 1 bestätigte sich an allen Modellen sowohl unter Druck- als auch unter Zugschwellbeanspruchung. An der Kehlnahtverbindung des Dichtungsblechs mit dem durchgesteckten Spant (a) traten diese Anrisse nur am Nahtübergang zum HP-Wulst auf. An der Mehrlagennaht des stumpf angeschlossenen Spants (c) riß regelmäßig ebenfalls der Nahtübergang zum HP-Wulst, vereinzelt aber auch der Übergang zum Tankdeck an. Der Anrißort 2, im Unterschied zu Anrißort 1 nicht an der Kante zwischen Profilflachseite und Wulst, sondern an der Wulstnase, wurde nur unter Zugschwellbeanspruchung am neuen Spantanschluß (c) festgestellt. Dort gingen die Risse in allen Fällen von sehr tiefen Einbrandkerben am Nahtübergang zum Profil aus. An Anrißort 1 traten die Risse dagegen regelmäßig auch an weniger ausgeprägten Einbrandkerben auf.

Verschiedene Anrisse zeigten sich auch unter dem Tankdeck. Am herkömmlichen Spantanschluß (a) war vor allem die Überlappung des Profils mit der Bodenwrange betroffen. Nicht alle dort entdeckten Anrißorte sind in Abb. 13 verzeichnet. Eine vollständige Darstellung enthält [17]. Am neuen Spantanschluß (c) erwies sich mit Anrißort 9 nur eine einzige Stelle unter dem Tankdeck als kritisch (Abb. 14). Sie befindet sich am Stoß der Bodenwrange mit dem Tankdeck unterhalb des HP-Wulstes am Nahtübergang zur Bodenwrange. Dort war die gleiche verstärkte Kehlnaht verwandt worden wie am Profilanschluß über dem Tankdeck. Die Anrisse traten an der durch Plattenbiegung stärker beanspruchten Seite der Bodenwrange auf, nämlich auf der Wulstseite des darüber stehenden Profils.

Nur an den Anrißorten 1 und 9 konnten mit den vorhandenen Spantanschlußmodellen genug einzelne Anrisse für eine Auswertung mit statistischer Aussagekraft erzielt werden. Glücklicherweise sind gerade diese Anrißorte maßgeblich für die Schwingfestigkeit der Spantanschlüsse [17]. Die vorliegende Arbeit geht deshalb auf die anderen entdeckten Anrißorte nicht ein.

Für die neue Spantanschlußform (c) waren zunächst Nahtbrüche in den verstärkten Kehlnähten befürchtet worden. Stattdessen traten ausschließlich Anrisse an den Nahtübergängen auf. Dieses günstigere Anrißverhalten ist Voraussetzung dafür, daß der neue Spantanschluß überhaupt mit der herkömmlichen Form (a) konkurrieren kann. Mit Anrißort 1 gibt es an beiden Bauformen sogar eine nahezu identische anrißkritische Stelle. Vermutlich ist das günstige Anrißverhalten der Form (c) wesentlich auf die Eigenspannungssituation in den verstärkten Kehlnähten zurückzuführen. In den Decklagen von Mehrlagennähten können sich besonders hohe Zugeigenspannungen aufbauen, weil die Nahtschrumpfung durch die Wurzellage behindert wird. Diese Zugeigenspannungen belasten natürlich auch die Nahtübergänge mit einer entsprechend erhöhten örtlichen Mittelspannung. Der Kraftausgleich innerhalb der Naht reduziert dafür die vor dem Schweißen der Decklagen auch in der Wurzellage vorhandenen Zugeigenspannungen. Dadurch sinkt die Gefahr von Anrissen in der Nahtwurzel, die sich schnell zu kompletten Nahtbrüchen auswachsen können. Ein derart verbessertes Tragverhalten ist vermutlich auch der Halsnaht unter dem Gurtknick der Rahmenecke zuzuschreiben. Als dreilagige Doppelkehlnaht hatte die Halsnaht einen Teil der Gurtabtriebskraft aufzunehmen. Besser geeignet zu diesem Zweck war die K-Stegnaht des Knicksteifenanschlusses. Trotzdem blieb die Halsnaht von Nahtbrüchen verschont. Im übrigen sind Zugeigenspannungen nicht nur in Mehrlagennähten, sondern auch in einfachen Nähten wie an Spantanschlußform (a) dafür verantwortlich, daß Anrisse auch unter äußerer Druckbelastung entstehen.

### 3.2 Schwingfestigkeit

Durch die konstruktive Auslegung der Versuchsmodelle war es gelungen, die beschriebenen Anrisse jeweils etwa gleichzeitig, das heißt als konkurrierende Anrisse an jedem einzelnen Modell einer Versuchsserie zu erzeugen. Wegen der dop-

pelten Symmetrie aller drei Modellformen (Abb. 8) traten die Anrisse eines Typs zudem mehrfach an einem Modell auf. Sobald ein technischer Anriß von etwa 5 bis 10 mm Länge zu erkennen war, wurde die Schwingspielzahl registriert. Ihr wurde die aktuelle Beanspruchungsschwingbreite zugeordnet, die in der Nähe des Anrißortes am zugehörigen Kontroll-DMS gemessen worden war (Abschn. 2). Sämtliche Einzelergebnisse der durchgeführten Schwingversuche sind in Tab. 1 bis 5 aufgelistet. Die Abb. 15 bis 20 zeigen die Einzelergebnisse in der üblichen doppeltlogarithmischen Auftragungsart eines Wöhlerliniendiagramms. Die Schwingbreiten sind durch Spannungswerte gekennzeichnet, die einachsig mit den Meßwerten der Kontroll-DMS berechnet wurden. Im Fall der DMS-Rosetten auf dem Steg der Rahmenecke dienen dazu die gemessenen großen Hauptdehnungen  $\varepsilon_1$ .

Die Auftragung der an den Kontroll-DMS gemessenen Beanspruchungshorizonte läßt allerdings einen unmittelbaren Vergleich mit Wöhlerlinien aus der Literatur oder dem Regelwerk noch nicht zu, weil sich die Meßstellen in willkürlich gewählten Abständen zu den Anrißorten befanden. Üblich ist der Bezug auf die Nennspannung oder die Strukturspannung an der anrißkritischen Stelle. Bei der Interpretation einer komplexen Beanspruchungssituation bleibt jedoch häufig ein Spielraum für die Definition einer solchen allgemeingültigen Bezugsspannung (s. Abschn. 4.1). Die hier zunächst verwendeten Rohdaten von den Kontroll-DMS beschreiben zwar die Schwingfestigkeit nicht allgemeingültig, doch schaffen sie als Zwischenergebnisse eine neutrale Grundlage für eine weitergehende Auswertung. Die Meßwerte geben die aktuellen Beanspruchungshorizonte jedes einzelnen anrißkritischen Details der gebauten Modelle wieder. Im Gegensatz zu berechneten Nenn- oder Strukturspannungen berücksichtigen sie also weitgehend die Einflüsse unvermeidlicher Abweichungen der Bauteilgeometrie und Belastung vom Nennzustand.

Die Schwingversuchsergebnisse für das Lukenmodell und die

Rahmenecke werden in Abb. 15 bis 18 mit dem einheitlichen Wöhlerlinienstreuband nach [1] verglichen. Dieses Streuband hat sich zur Beschreibung der Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus Baustahl vielfach bewährt [4]. Es ist allerdings vorwiegend nur durch Versuchsserien mit Kleinproben abgesichert. Die mittlere Zeitfestigkeitsgerade des einheitlichen Streubands besitzt einen Neigungsexponenten von  $k = 3,75$ . Sie gilt für eine Überschreitungswahrscheinlichkeit der Schwingfestigkeit oder Lebensdauer von  $p_v = 50\%$ . Parallel zu dieser Geraden wurden die Ergebnispunkte der durchgeführten Bauteilversuche je Anrißort auf einen gemeinsamen Beanspruchungshorizont verschoben. Dieser Horizont wurde etwa in die Mitte der aktuell gemessenen Horizontale gelegt, so daß eine nur geringfügige Verschiebung der Punkte erforderlich war. Die Anrißschwingspielzahlen des gemeinsamen Beanspruchungshorizonts wurden im Gaußschen Wahrscheinlichkeitsnetz mit logarithmischer Merkmalsteilung ausgewertet. Sie erwiesen sich in allen Fällen als annähernd normalverteilt. Die Auswertung kann für jeden Anrißort an Hand der Daten in Tab. 1 bis 3 nachvollzogen werden. Für  $p_v = 50\%$  ergibt sich die jeweils angegebene mittlere Anrißlebensdauer  $N_{50\%}$ . Die zugehörigen, in Abb. 15 bis 18 dargestellten Streubänder von  $p_v = 10\%$  bis  $90\%$  ermöglichen einen direkten Vergleich mit dem einheitlichen Wöhlerlinienstreuband.

Alle Streubänder des Lukenmodells bleiben innerhalb des einheitlichen Streubands. Die Ergebnisse rechtfertigen die gemeinsame Behandlung der Anrißorte 4 und 5 sowie 6 und 7. Für die etwas breiteren Streubänder der Rahmenecke sind wahrscheinlich technologische Einflüsse verantwortlich, denn die Nahtgeometrie der dreilagigen Halsnähte (Anrißort 1) und der in Zwangslage geschweißten Knicksteifenanschlüsse (Anrißort 2) war nicht so gleichmäßig wie die vergleichbarer Kleinproben. Ferner reagierten die Versuchsmodelle der Rahmenecke wegen ihrer geringen Torsionssteifigkeit sehr empfindlich auf leichte Unsymmetrien der Kraftein-

leitung [16]. Trotz sorgfältiger Ausrichtung des Hydropulszylinders waren Beanspruchungsunterschiede, vor allem an den vier Knicksteifenanschlüssen eines Modells, nicht ganz zu vermeiden. An den schwächer beanspruchten Positionen blieben die erwarteten Anrisse häufig aus (Tab. 2 und 3). Umgekehrt traten einzelne Anrisse an den stärker beanspruchten Positionen so früh auf, daß sie möglicherweise schon dem Übergang zum Kurzzeitfestigkeitsbereich zuzurechnen sind. Die fraglichen Einzelergebnisse wurden deshalb in [16] versuchsweise aus der statistischen Auswertung ausgeklammert. Es zeigte sich, daß ihr Einfluß auf das Endergebnis vernachlässigbar klein ist.

Über die Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden geben die eigenen Versuchsergebnisse für das Lukenmodell und die Rahmen-ecke keine Auskunft, weil jeweils nur ein Lasthorizont untersucht worden war. Die Schwingversuche mit der Rahmen-ecke wurden aber in [19] auf einem niedrigeren Lasthorizont fortgesetzt. Versuchsanordnung, Modellabmessungen und Form der Auswertung entsprachen weitgehend den Vorgaben der eigenen Untersuchung [16]. In [19] wurden allerdings zwei nebeneinander angeordnete Rahmen zu einem Versuchsmodell zusammengefaßt. Außerdem wurde die Stegdicke von 12 auf 20 mm erhöht. Alle übrigen Abmessungen blieben unverändert. Beibehalten wurde auch die Anordnung der Kontroll-DMS. Vermutlich ist es der erhöhten Stegdicke und der damit verbundenen Entlastung der Knicksteifen bei der Aufnahme der Gurtabtriebskraft zuzuschreiben, daß Anrisse am Knicksteifenanschluß (Anrißort 2) ausblieben, während der Steg (Anrißort 1) regelmäßig anriß. Der Bezug auf die an den Kontroll-DMS gemessenen lokalen Beanspruchungen stellt aber sicher, daß die in [19] erzielten Ergebnisse und die Ergebnisse der eigenen Untersuchung gleichwertig sind. Das Wöhlerdiagramm für Anrißort 1 (Abb. 18) konnte also ergänzt werden. Eindeutig ist zu erkennen, daß die Neigung der damit festgelegten Zeitfestigkeitsgeraden erheblich flacher ist als die des einheitlichen Wöhlerlinienstreubands nach

[1]; der Neigungsexponent ergibt sich zu  $k = 5,3$ .

Die aktuellen Beanspruchungshorizonte der Spantanschlüsse wurden nicht nur an den Kontroll-DMS registriert, sondern regelmäßig auch an örtlichen DMS, die unmittelbar vor den kritischen Nahtübergängen der Anrißorte 1 und 9 angebracht waren (Tab. 4 und 5). Die örtlichen DMS befanden sich mit ihrer Meßgittermitte ca. 2 mm vor den Nahtübergängen (DMS-Pos. 3 und 8 nach Abb. 27 und 28), die Kontroll-DMS ca. 12 mm bzw. 15 mm (DMS-Pos. 4 und 9). Die Schwingversuchsergebnisse für die Spantanschlüsse sind in Abb. 19 und 20 dargestellt.

Vergleichbare Ergebnisse werden in [14] für eine ganze Reihe schiffbaulicher Eckverbindungen, darunter verschiedene Rahmenspantanschlüsse an den Doppelboden, vorgestellt. Auf der Basis sogenannter Concentrated-Structural-Stresses werden Wöhlerlinien für zulässige Strukturspannungen angegeben, die für alle untersuchten Konstruktionen gelten. Unterschieden wird nur zwischen Zug- und Druckschwellbeanspruchung. Die Wöhlerlinienstreubänder aus [14] wurden in die Abb. 19 und 20 eingetragen. Wie gut die gemessenen Schwingbreiten das Spannungsniveau der Streubänder treffen, hängt vom Abstand der Meßstellen von der Naht ab (s. Abschn. 6.1.3). Unabhängig davon ist aber die gute Übereinstimmung der eigenen Versuchsergebnisse mit der in [14] gefundenen Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden für Druckschwellbeanspruchung zu erkennen. Der Neigungsexponent dieser außergewöhnlich flachen Linie beträgt  $k = 16$ . Zur Einschätzung der Neigung ist vor allem auf die Meßwerte von den Kontroll-DMS zu verweisen, die wegen des Abstands zur technologischen Kerbe der Nahtübergänge weniger stark streuen als die Werte von den örtlichen DMS. Die wenigen eigenen Versuchsergebnisse für Zugschwellbeanspruchung stehen zumindest nicht im Widerspruch zu der in [14] angegebenen unteren Streubandgrenze. Deshalb und wegen der guten Übereinstimmung bei Druckschwellbeanspruchung wird davon

ausgegangen, daß die für Zugschwellbeanspruchung genannte Neigung von  $k = 6,3$  ebenfalls auf die Spantanschlüsse zutrifft.

Die mittleren Anrißschwingspielzahlen  $N_{50\%}$  der Spantanschlüsse sind in Tab. 4 und 5 angegeben. Sie wurden wieder durch eine Verschiebung der Ergebnispunkte auf gemeinsame Beanspruchungshorizonte und eine anschließende Auswertung im Gaußschen Wahrscheinlichkeitsnetz gewonnen. Der Verschiebung liegen die genannten Neigungsexponenten nach [14] zugrunde.

#### **4. Entwurfswöhlerlinien für Bauteile**

##### **4.1 Spannungskategorien zur Beschreibung der Schwingfestigkeit**

Als Bezugsgrößen der Schwingfestigkeit kommen für die Bemessungspraxis vor allem linear-elastisch berechenbare Spannungen in Frage. Grundsätzlich stehen dafür drei Spannungskategorien zur Auswahl: die Nennspannung, die Strukturspannung und die elastizitätstheoretische Kerbspannung. Wegen des hohen Berechnungsaufwands insbesondere zur Bewertung von Schweißverbindungen kommt jedoch das Kerbspannungskonzept nur in Sonderfällen zum Einsatz und hat bisher auch keinen Eingang ins Regelwerk gefunden. Nicht behandelt wird in der vorliegenden Arbeit das in seiner Anwendung auf Schweißnähte problematische Kerbgrundkonzept, das die elastisch-plastische Beanspruchung des Kerbgrunds berücksichtigt.

###### **4.1.1 Nennspannung**

Das bislang gebräuchlichste Verfahren zur Beurteilung dynamisch belasteter Bauteile ist das Nennspannungskonzept. Es ist seit langem im Regelwerk verankert. Dieses Konzept ist besonders einfach zu handhaben, weil es ohne aufwendige Spannungsanalysen auskommt. Bewertungsgrundlage ist die Nennspannung eines Bauteils, die meistens elementar mit Hilfe einfacher Beziehungen der Festigkeitslehre bestimmt werden kann. Die schwingrißgefährdeten Konstruktionsdetails sind abhängig von ihrer Gestalt und Belastung zu klassieren, das heißt den vom Regelwerk vorgegebenen Kerbfällen oder Detailkategorien zuzuordnen. Auf diese Weise wird die Kerbwirkung der Details eingeschätzt. Zu jedem Kerbfall gehört ein Entwurfswert der Schwingfestigkeit in Form einer zulässigen Nennspannung. Als Entwurfswerte dienen die ertragbaren Nennspannungen verschiedener Kleinproben, deren

Schwingfestigkeit durch zahlreiche Versuchsreihen bekannt ist. Die Kleinproben sind ihrer Kerbschärfe gemäß in die Kerbfälle des Regelwerks eingeordnet, charakterisieren diese und sollen so die Zuordnung vergleichbarer Details von Bauteilen ermöglichen.

Komplexe Bauteile werden nach dem Nennspannungskonzept nicht immer zutreffend beurteilt. Dafür sind folgende Umstände verantwortlich:

- Detailgeometrie: Konstruktionsdetails aus der Praxis weichen in ihrer Gestalt oft erheblich von den Proben ab, für die Versuchsergebnisse vorliegen. Die Zuordnung zu einem Kerbfall fällt dann schwer.
- Form der Belastung: In Versuchen mit Kleinproben lassen sich nur sehr einfache Lastfälle verwirklichen. Solchen meist einachsigen Beanspruchungen überlagern sich an den Details von Bauteilen häufig verschiedene Zusatzbeanspruchungen, die erheblichen Einfluß auf die Schwingfestigkeit haben können.
- Nennspannungsdefinition: Die Spannung im Nennquerschnitt einer Kleinprobe beschreibt deren wirkliche Beanspruchung in der näheren Umgebung der anrißkritischen Stelle. Ein vergleichbarer Spannungswert läßt sich an einem komplexen Bauteil oft nicht mehr elementar berechnen. Aufwendigere Berechnungsmethoden erschweren aber wiederum eine eindeutige Definition der Nennspannung.

Insbesondere die beiden zuletzt genannten Umstände können dazu führen, daß die wirkliche Beanspruchung eines Konstruktionsdetails mit der am Bauteil elementar berechneten Nennspannung unterschätzt und somit die Schwingfestigkeit überschätzt wird. Alle angesprochenen Einflußfaktoren kommen in der Formzahl eines Bauteils oder einer Kleinprobe zum Ausdruck. Das Nennspannungskonzept setzt übereinstimmende

Formzahlen von Bauteil und zugeordneter Kleinprobe voraus. Tatsächlich aber können die Formzahlen komplexer Bauteile erheblich größer sein als die der klassierten Kleinproben. Die in [20] angegebenen Strukturformzahlen  $\alpha_s$  einiger typischer Kleinproben gehen über den Wert 1,4 der Längssteifenprobe nicht hinaus, während sich zum Beispiel nach [14, 21] für verschiedene schiffbauliche Schweißkonstruktionen ein Formzahlbereich von etwa  $\alpha_s = 1,5$  bis 4,5 ergibt.

#### 4.1.2 Strukturspannung und Kerbspannung

Grundsätzlich kann die Schwingfestigkeit eines Bauteils zutreffender auf der Grundlage der örtlichen Beanspruchung an der anrißkritischen Stelle beurteilt werden. Ein entsprechendes örtliches Konzept kommt mit einer einzigen Entwurfs-wöhlerlinie aus. Sie ersetzt die Vielzahl von Wöhlerlinien, die nach dem Nennspannungskonzept für die verschiedenen Kerbfälle benötigt werden. Aufwendiger als beim Nennspannungskonzept ist allerdings die Ermittlung der vorhandenen Beanspruchung. Der Spannungsnachweis kann auf der Ebene der Strukturspannung oder der Kerbspannung geführt werden. Während die Strukturspannung alle strukturbedingten Spannungskonzentrationen an einer Schweißverbindung berücksichtigt, beinhaltet die Kerbspannung darüber hinaus auch die technologisch bedingte Spannungsüberhöhung zum Beispiel an einem Nahtübergang. Theoretisch läßt sich deshalb die Schwingfestigkeit nur nach dem Kerbspannungskonzept wirklich unabhängig vom Kerbfall bewerten. Die auf die Strukturspannung bezogene Kerbspannung, die sogenannte Nahtformzahl  $\alpha_N$ , bewegt sich jedoch für alle Schweißnahttypen in dem engen Wertebereich von etwa 2,0 bis 2,4 [20]. Praktisch ist damit auch die Bewertung nach dem Strukturspannungskonzept kerbfallunabhängig. Das gilt besonders für Fälle, in denen zum Beispiel durch automatische Schweißverfahren für eine gleichbleibende Nahtgeometrie gesorgt ist.

Elastizitätstheoretische Kerbspannungen können zwar zum Beispiel nach der Methode der Randelemente direkt berechnet werden, erforderlich ist jedoch die Idealisierung aller Einzelheiten der aktuellen Nahtgeometrie. Größere Bedeutung für die Praxis als das Kerbspannungskonzept hat deshalb das Strukturspannungskonzept. Strukturspannungen lassen sich mit Hilfe geeigneter Formzahlen von den Nennspannungen ableiten oder zum Beispiel nach der Methode der finiten Elemente (FE) berechnen. Sie können aber auch experimentell mit Hilfe konventioneller DMS bestimmt werden. An den experimentellen Weg und an die Benutzung von Formzahlen war ursprünglich gedacht worden, als das Strukturspannungskonzept zur Beurteilung von Druckbehältern und Offshore-Konstruktionen entwickelt wurde. Heute wird das Konzept überwiegend in Verbindung mit FE-Analysen benutzt. Darüber hinaus beginnt es sich in allen Bereichen des Stahlbaus durchzusetzen. Der Entwurf des Eurocode 3 [22] und die Schiffbauvorschrift [18] sehen im Strukturspannungskonzept eine gleichwertige Alternative zum Nennspannungskonzept.

Bekannt geworden ist das Strukturspannungskonzept unter der Bezeichnung "Hot-Spot-Konzept". Der sogenannte Hot-Spot ist die anrißkritische Stelle eines Konstruktionsdetails - zum Beispiel ein Nahtübergang. Die Hot-Spot-Spannung ist die Strukturspannung an dieser Stelle [23]. An Diskontinuitäten der Strukturgeometrie, wie sie Schweißverbindungen in der Regel darstellen, kann allerdings die Hot-Spot-Spannung wegen der überlagerten Kerbspannungsüberhöhung weder direkt gemessen noch als ein Elementergebnis direkt berechnet werden. Insofern ist die Hot-Spot-Spannung ein rein theoretischer Wert. Der von der Kerbspannungsüberhöhung betroffene Bereich vor einem Nahtübergang mißt aber nur wenige Millimeter [1], so daß eine direkte Bestimmung der ungestörten Strukturspannungen in geringem Abstand zum Hot-Spot möglich ist. Zur Überbrückung des kernnahen Bereichs sieht das Konzept eine Extrapolation der ungestörten örtlichen Strukturspannungsverteilung auf den Hot-Spot vor. Die also

obnehin, erforderliche Extrapolation hat gleichzeitig den nicht mitzuidealisieren braucht. Die dann vorhandene Spannungssingularität läßt sich ebenso wie eine Kerbspannungsüberhöhung aus dem Extrapolationsergebnis ausklammern, indem bestimmte Stützstellenabstände und Elementabmessungen eingehalten werden. Empfehlungen für die Ermittlung der Hot-Spot-Spannung an schiffbaulichen Details mit Hilfe der FE-Methode enthält [24].

Eine enge Auslegung des Hot-Spot-Begriffs ermöglicht die Abgrenzung des Hot-Spot-Konzepts zu anderen Varianten des Strukturspannungskonzepts. Statt der Hot-Spot-Spannung, das heißt der theoretischen Strukturspannung genau *an* der anrißkritischen Stelle, kann auch eine leichter bestimmbar örtliche Strukturspannung wenige Millimeter *vor* dem Hot-Spot als Bezugsspannung dienen. Ein solches Konzept benutzte erstmals Haibach [1] erfolgreich zur Beurteilung verschiedener stahlbautypischer Schweißverbindungen. Mit DMS ermittelte er die örtliche Strukturbeanspruchung 2 mm vor den Nahtübergängen. Die technologisch bedingte Kerbwirkung der Nahtübergänge hatte keinen Einfluß auf die Meßwerte, und die mit den Meßwerten beschriebene Schwingfestigkeit erwies sich als weitgehend unabhängig vom Kerbfall. Die direkt gemessene örtliche Dehnung ist also eine geeignete Bezugsgröße im Sinne des Strukturspannungskonzepts. Die Allgemeingültigkeit des Konzepts von Haibach konnte in [3] weiter abgesichert werden. Einen Überblick über andere Untersuchungen mit vergleichbaren Ansätzen gibt [25].

Alle angesprochenen Bewertungskonzepte werden in der vorliegenden Arbeit auf die untersuchten Bauteile angewendet. Die zugrundegelegten Kategorien der Beanspruchung sind die Nennspannung (Abschn. 5), die meßbare örtliche Strukturbeanspruchung (Abschn. 6.1), die Hot-Spot-Spannung (Abschn. 6.2) und die elastizitätstheoretische Kerbspannung (Abschn. 7). Die mit verschiedenen Entwurfswerten aus dem Regelwerk und

der Literatur getroffenen Einschätzungen der Schwingfestigkeit werden den Ergebnissen der durchgeführten Schwingversuche gegenübergestellt.

#### 4.2 Übertragbarkeit von Kleinprobenergebnissen auf Bauteile

Ältere Vorschriften und Empfehlungen wie die Kranbaunorm DIN 15018 [26], die Vorschrift für Eisenbahnbrücken DS 804 [27] oder die DAST-Richtlinie 011 [28] unterstellen, daß die an Kleinproben gewonnenen Versuchsergebnisse einschließlich ihrer Mittelspannungsabhängigkeit auf Bauteile übertragbar sind. Dagegen geht das sogenannte Schwingbreitenkonzept ( $\Delta\sigma$ -Konzept) davon aus, daß ein Mittelspannungseinfluß auf die Schwingfestigkeit geschweißter Bauteile praktisch nicht existiert. Verschiedene Versuchsserien mit Bauteilen [9, 10, 12, 13] bestätigen dies. Der Grund für dieses Verhalten sind die hohen Schweißeigenstressungen, die durch die Schrumpfbehinderung in größeren Bauteilen entstehen können. Die an den Nahtübergängen häufig auftretenden Zugeigenstressungen erreichen meistens die Streckgrenze. Sie werden durch das Fließen des Werkstoffs teilweise wieder abgebaut, wenn die Struktur belastet wird. Bei einer einstufigen Schwingbeanspruchung erreicht aber die Oberspannung als Resultierende aus Last- und Eigenstressung bei jedem Zyklus wieder die Streckgrenze, und zwar unabhängig von der jeweils vorhandenen Mittellast. Das sich einstellende örtliche Grenzspannungsverhältnis  $R$  am Nahtübergang bleibt damit in der Regel auf den Zugschwellbereich beschränkt - sogar bei Lastspannungen aus dem Druckschwellbereich. Das Vorhandensein von Schweißeigenstressungen in Höhe der Streckgrenze erklärt ferner, warum die Schwingfestigkeit geschweißter Bauteile nahezu unabhängig von der statischen Festigkeit des Werkstoffs ist.

Maßgeblich für die Lebensdauer bei Einstufenbeanspruchung

sind nach dem Schwingbreitenkonzept also nur die Schwingbreite  $\Delta\sigma$  der Lastspannung und, innerhalb des Nennspannungskonzepts, der Kerbfall. Verfolgt wird das Schwingbreitenkonzept von der IIW-Empfehlung [29], der EKS-Empfehlung [30], dem Eurocode 3 [22] und den Vorschriften des Germanischen Lloyd [18]. Das Konzept wurde auch schon von den Stahlbauvorschriften der ehemaligen DDR [31, 32] verwendet. Diese Vorschriften stützen sich auf die umfangreichen Versuche mit geschweißten Trägern von Berger [12, 13]. Zulässige Spannungen werden in [31, 32] getrennt voneinander sowohl für Bauteile als auch für mittelspannungsabhängige Kleinteile angegeben. Danach ist der Schwingfestigkeitsunterschied zwischen Bauteil und vergleichbarem Kleinteil umso größer, je kleiner die Mittellast ist, und ist noch etwas ausgeprägter bei schwachen und mittleren Kerbfällen. Bei reiner Wechselbeanspruchung ( $R = -1$ ) sind die zulässigen Spannungen für Bauteile um den Faktor 0,7 bis 0,8 geringer als für Kleinteile; eine der Versuchsserien aus [12] ergab für die ertragenen Spannungen sogar den Faktor 0,5. Schon von Haibach [1] war der Faktor 0,7 genannt worden. Der Eurocode 3 als ein Beitrag zum modernen Regelwerk veranschlagt den Faktor 0,6.

Diese Einschätzungen werden bestätigt durch die in [4] vorgestellte Auswertung zahlreicher Versuchsserien mit Kleinproben und bauteilähnlichen Proben. Die geringere Schwingfestigkeit der Bauteilproben gegenüber den Kleinproben zeigt sich auch hier vor allem bei Wechselbeanspruchung. Die Kerbformen Stumpfstoß und Quersteife führen bei  $R = -1$  auf die Faktoren 0,6 und 0,7. Die in diesen Fällen vorhandenen Quernähte lassen die Kleinproben über ihre volle Breite weitgehend gleichmäßig schrumpfen. Eine stützende Umgebungsstruktur, die hohe Eigenspannungen hervorruft, haben nur die Bauteilproben. Dagegen ist bei den ebenfalls in [4] erfaßten Kerbformen mit Längsnähten - Längssteifenende und Längskehlnaht - nur ein verhältnismäßig kleiner Teil des Probenquerschnitts von der Schweißung

betroffen. Deshalb sind in diesen Fällen auch die Kleinproben mit hohen Schweißeigenspannungen behaftet und besitzen eine kaum höhere Schwingfestigkeit als die Bauteilproben (Faktor ca. 0,9).

Die Unterschiede zwischen Kleinproben und Bauteilen sämtlicher Kerbfälle verschwinden bei Schwellbeanspruchungen mit hohen Mittellasten, nach [31, 32] bei  $R \geq 0,5$ . Eine Beurteilung von Bauteilen an Hand der Versuchsergebnisse von Kleinproben sollte also auf der Basis hoher R-Verhältnisse erfolgen [29] oder aber Korrekturfaktoren wie die oben genannten berücksichtigen. Die genannten Faktoren, die sich auf die Versuchsergebnisse rein wechselbeanspruchter Kleinproben beziehen, gelten nicht nur für gleichfalls wechselbeanspruchte Bauteile, sondern im Sinne des Schwingbreitenkonzepts auch für schwellbeanspruchte Bauteile.

Das Schwingbreitenkonzept stützt sich auf Bauteilversuchsreihen, die wie die Versuche von Berger mit Zugschwell- und Wechselbelastungen durchgeführt wurden. Nur wenig ist bekannt über Bauteile unter hohen Druckmittellasten. Die vorhandenen Ergebnisse für Druckschwellbeanspruchung aber schränken die Allgemeingültigkeit des Schwingbreitenkonzepts ein. Erstaunlich große Schwingfestigkeitsunterschiede zwischen Zugschwell- und Druckschwellbelastung ergaben nämlich die Bauteilversuche von Iida und Matoba [14] und die eigenen Versuche mit den Spantanschlüssen (Abb. 19 und 20). Der Schwingfestigkeitskennwert  $\Delta\sigma_R$  der gefundenen Bauteilwöhlerlinie für reine Druckschwellbeanspruchung übersteigt den Wert für reine Zugschwellbeanspruchung sogar um 135 %. Allerdings sorgt die bei Druckbeanspruchung erheblich flachere Zeitfestigkeitsgerade für geringere Unterschiede bei niedrigen Schwingspielzahlen.

Dieser Mittelspannungseinfluß übertrifft sogar die überwiegend an Kleinprobenversuchen orientierten Vorgaben der DIN 15018 und der ihr verwandten Vorschriften. Dort ist für

den Druckmittellastbereich zwischen reiner Wechsel- und reiner Druckschwellbeanspruchung ( $-1 \leq R \leq 0$ ) eine um 20 % höhere Spannungsschwingbreite zugelassen als für reine Zug-schwellbeanspruchung. Dagegen geht das moderne Regelwerk [22, 29, 30] entsprechend dem Schwingbreitenkonzept ohne Ausnahme von praktisch gleich hohen örtlichen Zugmittelspannungen aus. Es muß also fallweise damit gerechnet werden, daß das Regelwerk die Schwingfestigkeit druckbeanspruchter Details von Bauteilen konservativ abschätzt. Lediglich die Vorschrift des Germanischen Lloyd [18] handhabt das Schwingbreitenkonzept in dieser Beziehung weniger konsequent, indem sie wie die DIN 15018 bei Druckschwellbelastung eine 20 %-ige Erhöhung der Schwingbreite zuläßt. Davon ausgenommen ist jedoch der Fall der Einstufenbeanspruchung.

#### 4.3 Zur Frage der Wöhlerlinienneigung

Der Neigungsexponent  $k$  der Zeitfestigkeitsgeraden der Wöhlerlinie ist eine in der Literatur nach wie vor diskutierte Größe. Unterschiedliche Auffassungen kommen auch im Regelwerk zum Ausdruck. Die DIN 15018 [26] und die ihr verwandten Vorschriften, darunter die jüngst ersetzte Vorschrift [33] des Germanischen Lloyd, verwenden den Neigungsexponenten  $k = 3,5$  für  $p_0 = 90$  % des einheitlichen Wöhlerlinienstreubands von Haibach [1], das sich bei der Auswertung zahlreicher Versuchsreihen mit geschweißten Kleinproben [4] bewährt hat. Die IIW-Empfehlung [29], an der sich das moderne Regelwerk orientiert, betont zwar ausdrücklich, daß eine einheitliche Neigung für Schweißverbindungen nicht sicher angegeben werden kann. Doch unterscheiden sich die beiden angebotenen Neigungsexponenten der IIW-Bemessungslinien nur wenig voneinander; sie betragen  $k = 3,0$  und  $3,5$  für  $p_0 = 97,7$  %. Das auf die IIW-Empfehlung aufbauende Regelwerk - darunter die EKS-Empfehlung [30], der Eurocode 3 [22] und die neue Vorschrift des Germanischen Lloyd [18] - nennt schließlich nur noch die einheitliche Neigung

$k = 3,0$  , die im Einklang mit dem bruchmechanischen Ansatz der Paris-Gleichung steht, also für eine scharfe, rißähnliche Kerbe gilt. Eine erheblich flachere Neigung von  $k = 5,0$  wird in [22, 30] nur schubbeanspruchten Schweißverbindungen und Rohrknoten zugeschrieben. Verhältnismäßig flache Neigungen von durchweg ungefähr  $k = 4$  haben auch die Bemessungslinien des Regelwerks für Offshore-Strukturen [34 - 37]. Die Richtlinie [38] bildet mit  $k = 3,0$  eine Ausnahme.

#### 4.3.1 Kerbfallabhängigkeit der Neigung

Die geltenden Vorschriften und Empfehlungen gehen davon aus, daß sich die Schwingfestigkeit unterschiedlicher Schweißverbindungen mit einem einheitlichen Wöhlerlinienstreuband beschreiben läßt. Einheitlich ist deshalb auch die jeweils angenommene Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden. Im Gegensatz dazu steht die von Quel und Geidner [5] vorgestellte statistische Auswertung von Versuchsergebnissen, die abhängig vom Typ der Schweißverbindung auf unterschiedliche Neigungen von  $k = 3,0$  bis immerhin  $k = 7,5$  für  $p_u = 50\%$  führte. Eindeutig zeigt sich der Einfluß des Kerbfalls: Die steilste Wöhlerlinie gilt für eine Längssteifenprobe sowie einen ebenfalls in [5] untersuchten Träger, die flachste Linie für Stumpfnähte mit Sondergüte. Dazwischen reihen sich je nach Kerbwirkung andere Proben-typen ein. Eine noch flachere Neigung von etwa  $k = 10$  wurde für das ungekerbte Grundmaterial ermittelt. Kerbfallabhängige Wöhlerlinienneigungen in diesem Wertebereich wurden auch von Munse et al. [6] festgestellt. Diese Untersuchung erfaßt neben stabartigen Kleinproben auch kleinere bauteilähnliche Proben. Die gefundenen Neigungsexponenten für  $p_u = 50\%$  reichen von  $k = 2,8$  für eine Längssteifenprobe mit einseitigem Steifenbesatz bis ungefähr  $k = 10$  für weniger scharf gekerbte Details, darunter Stumpfstöße. Auf unterschiedliche und zum Teil erheblich flachere Neigungen

als nach Regelwerk führten auch die Bauteilversuche von Tida und Matoba [14, 21] sowie die eigenen Versuche mit der Rahmenecke (Anrißort 1) und den Spantanschlüssen.

In [39] verteidigt Haibach das Konzept des einheitlichen Wöhlerlinienstreubands. Er verweist unter anderem auf umfangreiche Versuchsreihen mit mäßig gekerbten, nicht geschweißten Formteilen [40], für die sich eine einheitliche Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden von  $k = 5$  ergibt, wenn der Zeitfestigkeitsbereich streng vom Kurzzeitfestigkeitsbereich abgegrenzt wird. Die beginnende Abflachung der Wöhlerlinien bei Annäherung der Lastspannungen an die Streckgrenze des Materials wird bereits dem Kurzzeitfestigkeitsbereich zugerechnet. Bemerkenswert ist nun die Beobachtung, daß sich die Grenze zwischen beiden Bereichen zu umso höheren Schwingungszahlen verlagert, je kleiner die Formzahl der Probe ist. Bezogen auf den breiten Zeitfestigkeitsbereich einer scharf gekerbten Probe ergibt sich dann für eine schwach gekerbte Probe eine im Mittel der Versuchsergebnisse flachere Wöhlerlinienneigung. Die für ungekerbte Proben desselben Materials gefundene sehr flache Linie mit  $k = 15$  ist nach [39] eigentlich schon ganz dem Kurzzeitfestigkeitsbereich zuzuordnen. Die Aussagen zur Wöhlerlinienneigung von Quel und Geidner und von Haibach widersprechen sich also nicht im Ergebnis, sondern nur bei der Bewertung des Umfangs des Zeitfestigkeitsbereichs. Sie lassen ein ähnliches kerbfallabhängiges Verhalten von geschweißten Teilen und Formteilen erkennen.

#### **4.3.2 Einfluß der Kerbschärfe auf die Makrostützwirkung**

Die Abflachung der Wöhlerlinie bei hohen Lastspannungen ist auf starke Wechselplastizierungen des Kerbquerschnitts einer Probe zurückzuführen [39]. Grundsätzlich besteht also ein Zusammenhang zwischen dem elastisch-plastischen Tragverhalten des Querschnitts und der Neigung der Wöhlerlinie.

Dies gilt vermutlich nicht nur für die Linie der Kurzzeitfestigkeit, sondern weniger ausgeprägt auch für die Zeitfestigkeitslinie. Ohnehin sind beide Bereiche nur schwer voneinander abzugrenzen. Auf den Lasthorizonten des Zeitfestigkeitsbereichs plastizieren scharf gekerbte Proben allerdings nur in einem kernnahen Teil des Querschnitts, während der elastisch beanspruchte Restquerschnitt eine Makrostützwirkung ausübt. Schwach gekerbte oder ungekerbte Proben werden dagegen überhaupt erst dann schwingrißkritisch beansprucht, wenn der gesamte Probenquerschnitt weitgehend durchplastiziert. Eine Stützwirkung ist dann nicht vorhanden, und die Wöhlerlinie ist sehr flach, weil eine weitere Laststeigerung kaum mehr möglich ist.

Die Ergebnisse aus [5] bestätigen diesen Zusammenhang mit der Makrostützwirkung für geschweißte Proben: Probentypen mit Quernähten haben überwiegend flache Wöhlerlinien. Gleichzeitig kann ihnen eine nur schwache Stützwirkung zugeschrieben werden, weil ein großer Teil des Probenquerschnitts direkt von der Kerbwirkung der Nähte betroffen ist. Steiler ist die Wöhlerlinie der Längssteifenprobe, deren Grundplatte für eine stärkere Stützwirkung sorgt. In Bezug auf die Makrostützwirkung ist also die Längssteifenprobe einem größeren Bauteil eher verwandt als die übrigen Probentypen mit Quernähten. Dies zeigte im übrigen auch schon die Diskussion des Mittelspannungseinflusses in Abschn. 4.2.

Der vermutete Einfluß der Makrostützwirkung auf die Neigung der Wöhlerlinie ist bedeutsam nicht nur für die Beurteilung von Kleinproben sondern auch von Bauteilen. Die Makrostützwirkung sorgt trotz äußerer kraft- oder spannungskontrollierter Belastung für eine eher dehnungskontrollierte Beanspruchung des Bauteilkerbgrunds. Oft wird Bauteilen sogar eine nahezu komplett dehnungskontrollierte örtliche Beanspruchung unterstellt. Das setzt eine hohe Stützwirkung voraus, spricht also für eine steile Wöhlerlinie. Die Stütz-

wirkung dürfte jedoch schwächer sein, wenn ein größeres Umfeld der Kerbe plastiziert, weil dann Spannungsumlagerungen die stützende elastische Umgebung überproportional beanspruchen. Einfluß darauf hat neben der Höhe der Lastspannung auch die Form der Spannungskonzentration. Die plastische Zone ist umso größer, je kleiner der Spannungsgradient an der Kerbe ist. Schwach gekerbte Details lassen also flachere Wöhlerlinien erwarten. Ein solches Bauteilverhalten stünde im Einklang mit der in [5] für Kleinproben gefundenen Kerbfallabhängigkeit der Wöhlerlinienneigung. Es wird bestätigt durch die relativ flache Wöhlerlinie, die sich für den weichen Nahtübergang und die schwache Strukturspannungskonzentration an der Halsnaht der Rahmenecke ergab (Abb. 18). Zudem erklärt der vermutete Zusammenhang tendenziell richtig, warum die mit den Spantanschlüssen (Abb. 19 und 20) und in [14] ermittelten Wöhlerlinien für Druckschwellbeanspruchung flacher sind als für Zug, denn die höheren ertragbaren Schwingbreiten bei Druck erzeugen eine größere plastische Zone und schwächen somit die Makrostützwirkung.

#### **4.3.3 Einfluß der Makrostützwirkung auf die Kerbgrundbeanspruchung**

Die Streubreite der abhängig von der Makrostützwirkung möglichen Wöhlerlinienneigungen wird eingegrenzt durch die Versuchsergebnisse von ungekerbten Kleinproben. Nach dem Kerbgrundkonzept verhalten sich die Proben wie ein in gleicher Weise beanspruchter Bauteilkerbgrund. Spannungskontrollierte Versuche simulieren den Fall einer verschwindend geringen Makrostützwirkung, dehnungskontrollierte Versuche den Fall einer sehr hohen Stützwirkung. Allerdings müssen Werkstoff und Oberflächengüte von Probe und Bauteilkerbgrund vergleichbar sein. Das macht die Anwendung des Kerbgrundkonzepts auf Schweißverbindungen besonders problematisch. Doch soll hier lediglich die Neigung der Wöhler-

linie diskutiert werden. Spannungskontrollierte Versuche mit polierten Proben führen werkstoffabhängig auf die schon erwähnten flachen Neigungen von ungefähr  $k = 10$  bis  $15$ . Das Ergebnis dehnungskontrollierter Versuche sind Dehnungswöhlerlinien  $\epsilon_{tot}(N)$ , die sich nach Morrow [41] und Manson [42] in einen elastischen Anteil  $\epsilon_{el}(N)$  und einen plastischen Anteil  $\epsilon_{pl}(N)$  aufspalten lassen (Abb. 21). Der auf niedrigen Lasthorizonten überwiegende elastische Anteil ist nach [39] prinzipiell identisch mit der Wöhlerlinie des spannungskontrollierten Versuchs. Für die erheblich steilere Neigung bei hoher Belastung ist der plastische Anteil verantwortlich.

Dehnungswöhlerlinien für normalfesten Schiffbaustahl wurden in [43] mit polierten Proben und Proben mit Brennschnittkante ermittelt. Die Extremwerte der Linieneigung ergeben sich mit den Neigungskennwerten  $b$  des elastischen und  $c$  des plastischen Anteils. Auf den niedrigen Lasthorizonten beträgt der Neigungsexponent bis zu  $k = 1/(-b) = 9,6$  für die polierte Oberfläche und  $14,7$  für die Brennschnittfläche. Diese Werte passen tatsächlich zu den oben genannten flachen Neigungen aus spannungskontrollierten Versuchen. Bei hoher Belastung nähert sich der Neigungsexponent nahezu unabhängig von der Oberflächengüte dem Wert  $k = 1/(-c) = 2,2$ . Der Einfluß des Werkstoffs auf die Kennwerte der Dehnungswöhlerlinie wurde in [44] an Hand zahlreicher Versuchsergebnisse statistisch ausgewertet. Das abgeleitete sogenannte einheitliche Werkstoffgesetz für unlegierte und niedrig legierte Stähle enthält als einzige Variable die Zugfestigkeit. Die Neigungskennwerte werden sogar unabhängig vom Werkstoff angegeben; sie führen auf  $1/(-b) = 11,5$  und  $1/(-c) = 1,7$ . Auch das in [45] untersuchte Nahtübergangsmaterial aus Schweißgut und Wärmeeinflußzone besitzt vergleichbare Kennwerte. Diese Untersuchung war Teil einer Lebensdauerabschätzung nach dem Kerbgrundkonzept für ein geschweißtes Bauteil aus niedrigfestem Baustahl mit allerdings mechanisch bearbeiteter Naht. Die Ergebnisse aus [43]

lassen darüber hinaus eine gewisse Unempfindlichkeit der Neigungskennwerte gegen Oberflächeneinflüsse vermuten. Für den hier verfolgten Zusammenhang wird daher angenommen, daß das einheitliche Werkstoffgesetz nach [44] näherungsweise auch für unbearbeitete Nahtübergänge gilt.

#### 4.3.4 Neigung von Bauteilwöhlerlinien

Ein Bauteil läßt sich im Sinne des Kerbspannungskonzepts mit der Wöhlerlinie der elastizitätstheoretischen Kerbdehnung  $\epsilon_e$  beurteilen. Wie oben erläutert wäre diese Wöhlerlinie identisch mit der elastisch-plastischen Dehnungswöhlerlinie, wenn die Makrostützwirkung sehr hoch wäre, und identisch mit der Linie des elastischen Anteils, wenn die Stützwirkung verschwindend gering wäre. Die elastizitätstheoretischen Wöhlerlinien  $\epsilon_e(N)$  wirklicher Bauteile liegen folglich immer dazwischen (Abb. 22). Der Einfluß der Stützwirkung kann mit Hilfe der Makrostützwirkungsformel von Neuber [46] abgeschätzt werden, allerdings bleibt dabei die unterstellte Kerbfallabhängigkeit unberücksichtigt. Die Neuber-Formel hat sich in [43] zur Beschreibung des elastisch-plastischen Kerbgrundverhaltens eines schiffbaulichen Konstruktionsdetails bewährt. Sie lautet:

$$\sigma \cdot \epsilon_{tot} = \alpha^2 \cdot \sigma_n \cdot \epsilon_n \quad (1)$$

Die Nennspannung  $\sigma_n$  und die Nenndehnung  $\epsilon_n$  bewegen sich in der Regel im Gültigkeitsbereich der Hookeschen Geraden, dann ist:

$$\sigma_n = E \cdot \epsilon_n$$

Das Produkt aus Nenndehnung und Formzahl  $\alpha$  ist die elastizitätstheoretische Kerbdehnung  $\epsilon_e$ :

$$\alpha \cdot \epsilon_n = \epsilon_e$$

Eingesetzt in die Neuber-Formel ergibt sich:

$$\varepsilon_e^2 = 1/E \cdot \sigma \cdot \varepsilon_{tot} \quad (2)$$

Mit der Neuber-Formel läßt sich also die elastizitätstheoretische Bauteilwöhlerlinie  $\varepsilon_e(N)$  von der Dehnungswöhlerlinie  $\varepsilon_{tot}(N)$  ableiten, wenn das elastisch-plastische Spannungs-Dehnungs-Verhalten  $\sigma(\varepsilon_{tot})$  des zyklisch beanspruchten Werkstoffs bekannt ist. Das einheitliche Werkstoffgesetz nach [44] beschreibt nicht nur das zyklische Spannungs-Dehnungs-Verhalten, sondern auch die Dehnungswöhlerlinie abhängig allein von der Zugfestigkeit  $R_m$ :

Spannungs-Dehnungs-Verhalten der Amplituden:

$$\varepsilon_{a,tot} = \sigma_a/E + (\sigma_a/(1,65 \cdot R_m))^{1/0,15} \quad (3)$$

Dehnungswöhlerlinie für  $R_m/E < 3 \cdot 10^{-3}$ :

$$\varepsilon_{a,tot} = 1,5 \cdot (R_m/E) \cdot (2 \cdot N)^{-0,087} + 0,59 \cdot (2 \cdot N)^{-0,58} \quad (4)$$

Mit den Gleichungen (2), (3), (4) läßt sich punktweise eine Bauteilwöhlerlinie  $\varepsilon_{a,e}(N)$  berechnen, die in der üblichen doppeltlogarithmischen Auftragung nur schwach gekrümmt ist (Abb. 22). Die mittlere Neigung in einem angenommenen Zeitfestigkeitsbereich von etwa  $N = 10^4$  bis  $2 \cdot 10^6$  beträgt  $k = 6,0$  mit  $R_m = 400 \text{ N/mm}^2$ , und sie erreicht  $k = 6,8$  mit  $R_m = 3 \cdot 10^{-3} \cdot E = 630 \text{ N/mm}^2$ . Die Zahlenbeispiele nennen den unteren und oberen Grenzwert für die Gesamtheit der normal- und höherfesten Schiffbaustähle nach [47]. Der Werkstoffeinfluß auf den Neigungsexponenten ist also gering. Ein im wesentlichen gleiches Schwingfestigkeitsverhalten ist auch vom Nahtübergangsmaterial zu erwarten, denn weder die in [45] ermittelte Zugfestigkeit des Schweißnahtbereichs einschließlich Wärmeeinflußzone, noch die Streckgrenze oder die Härtewerte weichen stark von den Grundwerkstoffwerten ab. Die gleichzeitig festgestellten ebenfalls nur geringen

Abweichungen der zyklischen Werkstoffkennwerte lassen nach [45] darauf schließen, daß sich die lokale Härtespitze in der Wärmeeinflußzone kaum auf das Gesamtverhalten des Nahtbereichs auswirkt.

Der Grad der Makrostützwirkung, den die mit Hilfe der Neuber-Formel abgeleitete Bauteilwöhlerlinie berücksichtigt, ist auf allen Lasthorizonten gleich. Bei hohen Lastspannungen muß aber im Sinne der hier verfolgten These mit einer schwächeren Stützwirkung gerechnet werden, weil das plastizierte Umfeld des Kerbgrunds dann größer ist. Dies würde eine weitere Abflachung der leicht gekrümmten Linie bei niedrigen Schwingungszahlen bedeuten und so dem gewohnten Bild von der Zeitfestigkeitsgeraden noch näher kommen.

Die oben genannte, mit der Neuber-Formel abgeschätzte Wöhlerlinienneigung stimmt sehr gut überein mit der Neigung  $k = 6,3$  der unteren Streubandgrenze für Bauteilwöhlerlinien nach [14, 21]. Steilere Wöhlerlinien lassen sich mit einer entsprechend höheren Makrostützwirkung erklären. Erläutert wurde bereits die Annahme, daß der Grad der Stützwirkung von der Kerbschärfe, genauer gesagt vom Spannungsgradienten an der Kerbe abhängt, weil der Gradient die Ausdehnung der plastischen Zone bestimmt. Die damit unterstellte Kerbfallabhängigkeit der Wöhlerlinienneigung steht qualitativ nicht nur im Einklang mit den von Quel und Geidner [5] gefundenen Ergebnissen für Kleinproben (Abschn. 4.3.1). Eine Bestätigung sind auch die von Munse et al. [6] ausgewerteten Versuchsserien mit Kleinproben und bauteilähnlichen Proben und die Trägerversuche von Berger [12, 13]. Diese Versuchsergebnisse sind in Abb. 23 dargestellt. Der auf der Abszisse aufgetragene Schwingfestigkeitskennwert  $\Delta\sigma_{R,50\%}$  für die ertagbare Nennspannungsschwingbreite bei  $N = 2 \cdot 10^6$  und  $p_0 = 50\%$  ist gleichzeitig ein Maß für die Kerbschärfe. Eine Abhängigkeit des Neigungsexponenten ist eindeutig erkennbar. Die Korrelation mit einer Regressionsgeraden ist sehr gut für die Kleinproben und immer noch gut für die

Bauteile. Bei noch komplexeren Strukturen als den in [6] und [12, 13] untersuchten Proben wäre allerdings wegen der schwierigen Nennspannungsdefinition eine größere Streuung in der gewählten Auftragung zu erwarten. Die Streuung der zahlreichen Daten aus [6] konnte denn auch dadurch etwas verringert werden, daß einzelne Ergebnisse für schubbeanspruchte Kehlnahtverbindungen, deren Schwingfestigkeitsangaben sich auf den Nahtquerschnitt statt wie üblich auf den Nennquerschnitt der Probe vor dem Stoß beziehen, in Abb. 23 unberücksichtigt blieben.

Die festgestellte Abhängigkeit der Wöhlerlinienneigung vom Schwingfestigkeitskennwert der Nennspannung käme natürlich auch in einer Auftragung des Neigungsexponenten über der Kerbwirkungszahl zum Ausdruck. Die Kerbwirkungszahl kann nach [20], basierend auf dem Kerbspannungskonzept von Radaj [48], elastizitätstheoretisch als Produkt aus Struktur- und Nahtformzahl berechnet werden. Tatsächlich verhalten sich die in [20] genannten Kerbwirkungszahlen in erster Näherung umgekehrt proportional zu den in [5] für dieselben Probenformen angegebenen Neigungsexponenten der Wöhlerlinie. Den möglichen Einfluß allein schon der Nahtform verdeutlicht das in [49] mitgeteilte Ergebnis, wonach WIG-nachbehandelte Schweißverbindungen mit ihren besonders weichen Nahtübergängen flachere Wöhlerlinien besitzen als unbehandelte Nähte.

Die vermutete eigentliche Einflußgröße für die Wöhlerlinienneigung aber ist der lokale Spannungsgradient. Er wird nicht nur von der Kerbgeometrie, sondern auch vom Spannungszustand und von der Hauptspannungsrichtung bestimmt. In diesem Zusammenhang ist auf die bekannten flachen Wöhlerlinien für schubbeanspruchte Nähte hinzuweisen. Sogar die EKS-Empfehlung [30] und der Eurocode 3 [22], die sonst die einheitliche Neigung  $k = 3$  vorgeben, machen mit  $k = 5$  für die Schubbeanspruchung eine Ausnahme. In [8] erwies sich  $k = 5$  auch für verschiedene zweiachsige Beanspruchungen als zutreffend. Umfangreiche Versuche an Torsionskörpern [7]

wie auch das eigene Ergebnis für die Halsnaht der Rahmenecke (Anrißort 1) bestätigen diesen Wert. Der Kreisringquerschnitt der Torsionskörper und der endliche Gurtnickradius der Rahmenecke sorgten für eine stetige Spannungsverteilung in Nahtlängsrichtung. Eine punktförmige Spannungskonzentration wie zum Beispiel an einem Längssteifenende lag also nicht vor. Dies ist typisch für viele schubbeanspruchte Schweißstöße. Ist jedoch eine solche konstruktive Unstetigkeit vorhanden, so muß auch unter Schub mit einer steileren Wöhlerlinie gerechnet werden. Ein Beispiel dafür ist die in [50] untersuchte kurze Längssteife an einer schubbeanspruchten Kastenträgerwand, für die sich eine Neigung von  $k = 3$  ergab.

Diskutiert wurde bisher ausschließlich die Kerbfallabhängigkeit der Wöhlerlinienneigung. Dabei konnte auf zahlreiche veröffentlichte Versuchsdaten verwiesen werden. Über mögliche weitere Einflußfaktoren ist wenig bekannt. Nach [4, 51] spielen aber die Schweißeigenspannungen eine Rolle. Der teilweise Abbau der Eigenspannungen bei hohen Beanspruchungen äußert sich in einem S-förmigen Verlauf der Zeitfestigkeitslinie. Im Fall von Zugeigenspannungen, wie sie am Nahtübergang der in [4] untersuchten Längssteifenproben vorlagen, verbessert sich die Schwingfestigkeit auf hohen Lasthorizonten. Anders herum verläuft der S-Schlag, wenn sich Druckeigenspannungen abbauen, wie an der Nahtwurzel der teilgeschweißten Stumpfnähte nach [51]. Die mittlere Wöhlerlinienneigung kann also steiler oder flacher werden, je nachdem, ob sich die schwingrißkritische Stelle in einem Gebiet mit Zug- oder Druckeigenspannungen befindet. Flache Wöhlerlinien für die in der Regel mit Zugeigenspannungen behafteten Nahtübergänge von Bauteilen - dazu zählen die Wöhlerlinien für die Spantanschlüsse und die Halsnaht der Rahmenecke - lassen sich so jedoch nicht erklären. Ein starker Einfluß der Eigenspannungen widerspricht außerdem dem vielfach bewährten Schwingbreitenkonzept, nach dem die Oberspannung in jedem Fall die Streckgrenze erreicht. Wie

auch schon die Auswertung in Abb. 23 zeigte, kann also davon ausgegangen werden, daß der Einfluß der Kerbschärfe auf die Wöhlerlinienneigung überwiegt.

Von umso größerer Bedeutung ist der vermutete Zusammenhang zwischen dem lokalen Spannungsgradienten, der ein Maß für die Kerbschärfe ist, der Makrostützwirkung und der Wöhlerlinienneigung. Mit Hilfe der Makrostützwirkungsformel von Neuber und auf der Grundlage des einheitlichen Werkstoffgesetzes nach [44] konnte eine Bauteilwöhlerlinie für die elastizitätstheoretische Kerbeanspruchung berechnet werden (Abb. 22). Die gute Übereinstimmung mit der Neigung  $k = 6,3$  nach [14] wurde schon erwähnt. Für einen Vergleich mit Entwurfswöhlerlinien aus der Literatur oder dem Regelwerk interessiert aber auch der Schwingfestigkeitskennwert bei  $2 \cdot 10^6$  Schwingspielen. Gemäß einheitlichem Werkstoffgesetz ist der Kennwert allerdings abhängig von der Zugfestigkeit. Das oben genannte Zugfestigkeitsintervall für Schiffbaustahl von  $R_m = 400$  bis  $630 \text{ N/mm}^2$  führt auf Schwingfestigkeitskennwerte der elastizitätstheoretischen Dehnungsamplitude von  $\varepsilon_{A,e} = 8,1 \cdot 10^{-3}$  bis  $12,5 \cdot 10^{-3}$  und entsprechende Kennwerte der Spannungsschwingbreite von  $\Delta\sigma_R = 2 \cdot E \cdot \varepsilon_{A,e} = 340$  bis  $520 \text{ N/mm}^2$ . Für das Nahtübergangsmaterial einer Schweißverbindung aus niedrigfestem Baustahl wurde in [45] eine Zugfestigkeit ermittelt, die an der Obergrenze des Intervalls liegt. Es darf also angenommen werden, daß der elastizitätstheoretische Kennwert  $520 \text{ N/mm}^2$  ungefähr die Schwingfestigkeit eines Nahtübergangs beschreibt. Dieser Wert gilt für wechselbeanspruchte, eigenspannungsarme Kleinproben und für  $p_0 = 50 \%$ . Für eigenspannungsbehaftete Bauteile und  $p_0 = 90 \%$  ergibt sich ein Kennwert von  $\Delta\sigma_{R,90\%} = 275 \text{ N/mm}^2$ , wenn die geringere Schwingfestigkeit des Bauteils gegenüber der Probe mit einem nach Abschn. 4.2 gewählten Faktor von  $0,65$  und die Streuung mit  $\Delta\sigma_{R,90\%}/\Delta\sigma_{R,50\%} = 1/\sqrt{1,5}$  nach [1] abgeschätzt werden. Nahezu ebenso hoch ist der von Radaj [48] angegebene Entwurfswert  $\Delta\sigma_{R,90\%} = 270 \text{ N/mm}^2$  für die ertragbare elastizitätstheoretische Kerb-

spannung einer schwellbeanspruchten Schweißnaht (s. auch Abschn. 7).

Die starke Abhängigkeit der berechneten Schwingfestigkeitskennwerte von der Zugfestigkeit gilt für die ungekerbten Proben, mit denen die Dehnungswöhlerlinien ermittelt wurden, trifft aber bekanntlich nicht zu für geschweißte Bauteile. In dieser Hinsicht ist die Übertragung der berechneten Wöhlerlinie auf Bauteile problematisch. Bemerkenswert ist jedoch die gute Übereinstimmung mit dem Entwurfswert von Radaj, wenn eine für Nahtübergänge realistische Zugfestigkeit angesetzt wird. Zusammen mit der Neigung  $k = 6,3$  nach [14] ergibt sich eine Entwurfswöhlerlinie für Bauteile. Es kann erwartet werden, daß die Zeitfestigkeit scharf gekerbter Bauteile mit dieser relativ flachen Linie konservativ beurteilt wird.

## 5. Bewertung der Schwingfestigkeit nach dem Nennspannungskonzept

Die untersuchten Bauteile - Spantanschlüsse, Rahmenecke und Lukenmodell - wurden nach dem Nennspannungskonzept, wie es sich in der Vorschrift des Germanischen Lloyd [18] darstellt, beurteilt. Um eine Kerbfallklassierung der anrißkritischen Details vornehmen zu können, mußten zunächst geeignete Nennspannungsdefinitionen gefunden werden. An allen Anrißorten mit Ausnahme des Knicksteifenanschlusses an den Gurt der Rahmenecke konnte die Nennspannung nach üblicher Bernoullischer Balkentheorie ermittelt werden.

Am einfachsten ist die Bestimmung der vorhandenen Spannungen an den Spantanschlüssen. An der Einspannung der Spanten in Höhe Tankdeck läßt sich eine Nennspannung im Spantquerschnitt an Oberkante HP-Wulst elementar berechnen und vor allem eindeutig definieren. Diese Nennspannung gilt allerdings exakt nur für die Anrißorte 1, 2 und 9 (Abschn. 3). An den zusätzlichen Anrißorten des durchgesteckten Spants (a), an der Überlappung des Profils mit der Bodenwrange, ist eine sinnvolle Nennspannungsdefinition schwierig. Die Spannung im Spantquerschnitt der Versuchsmodelle wird zu 98 % durch Biegung verursacht. Das angesetzte Widerstandsmoment  $W = 699 \text{ cm}^3$  für ein Spant HP 300 x 12 ergibt sich im Einklang mit der Bemessungspraxis und mit [18] unter Berücksichtigung einer mittragenden Breite der Außenhaut vom 40-fachen der Profilstegdicke. Die übrigen 2 % der Nennspannung gehen, bedingt durch den Versuchsaufbau, auf die Längsbeanspruchung der Spanten zurück. Die Schubspannung aus der Querkraftaufnahme ist am betrachteten Punkt an Oberkante HP-Wulst praktisch gleich Null. Die so berechnete Nennspannung ist also eine reine Normalspannung.

Die Nennspannung der Rahmenecke im Steg an der Halsnaht (Anrißort 1) kann mit der Balkenstatik bestimmt werden,

indem einer der beiden Rahmenschenkel als ein am Ort des Gurtnicks eingespannter Kragträger idealisiert wird. So lassen sich die Normalspannungen aus der Längs- und Biegebeanspruchung und die Schubspannung aus der Querkraftaufnahme berechnen und in einer Vergleichsspannung nach v. Mises zusammenfassen. Mit demselben Rechenmodell, doch unter Beachtung nur der Schubspannung, würde man gewöhnlich auch die Halsnaht bemessen. Die Berechnung einer Nennspannung im Gurtanschlußquerschnitt der Knicksteife (Anrißort 2) ist mit Hilfe der Balkenstatik nicht möglich. Deshalb wurde ein Vorschlag aus [52] verwendet, der auf dem von Gurt- und Knicksteifenkräften gebildeten Kraftdreieck aufbaut. Diese Nennspannungsdefinition ist jedoch zu einem gewissen Grad willkürlich, weil eine Annahme über den mittragenden Steganteil getroffen werden muß, der neben den Knicksteifen einen Teil der Abtriebskraft des Gurtnicks aufnimmt. Gleichzeitig besteht ein Widerspruch zum Kragträgermodell, das den Steganteil der Abtriebskraft in die Berechnung der Vergleichsspannung an der Halsnaht überhaupt nicht einbezieht. Beide Rechenmodelle unterschätzen oder vernachlässigen weitere Zusatzbeanspruchungen wie die im Knickbereich erhöhte Schubbeanspruchung des Stegs oder die Plattenbiegung in der Knicksteife. Die Einzelheiten der Spannungsberechnung an der Rahmenecke enthält [16]. Die aufgetretenen Schwierigkeiten bei der Nennspannungsdefinition sind typisch für komplexe Bauteile. Sie sind ein Unsicherheitsfaktor bei der Bewertung der Schwingfestigkeit.

Die Nennspannungen an den Anrißorten des Lukenmodells lassen sich wieder leicht mit Hilfe der Balkenstatik berechnen. Im Mittelabschnitt des mit Vierpunktbiegung beaufschlagten Kastenträgers herrscht ein konstantes Biegemoment, die Querkraft ist gleich Null. Als Nennquerschnitt diente in allen Fällen der offene Gesamtquerschnitt durch den Träger und die aufgesetzten Längssäule im Bereich der Luke. Allerdings wurden so weder die Spannungskonzentrationen an größeren Strukturkerben wie der Lukenecke noch

das eingeschränkte Mittragen des relativ kurzen Längssüls berücksichtigt.

Die in Tab. 6 angegebenen Nennspannungshorizonte der durchgeführten Schwingversuche entsprechen den in Tab. 1 bis 5 genannten Lasthorizonten der Zylinderkräfte. Die so beschriebene Schwingfestigkeit der Bauteile konnte den Einschätzungen der Vorschrift [18] gegenübergestellt werden. Betrachtet wurden die Schwingfestigkeitskennwerte bei  $2 \cdot 10^6$  Schwingspielen, auf die sich die Kerbfallklassierung der Vorschrift bezieht. Die im Kerbfallkatalog angegebenen Entwurfskennwerte gelten für eine Überschreitungswahrscheinlichkeit von  $p_u = 97,7 \%$ , wobei eine Streubreite der Schwingfestigkeit vorausgesetzt ist, die etwa dem einheitlichen Wöhlerlinienstreuband nach [1] entspricht. Die Kennwerte der Bauteile sind in einem Wöhlerdiagramm herleitbar. Ungeachtet der individuellen Wöhlerlinienneigungen, auf die die Versuchsergebnisse von einigen Anrißorten hinweisen (Abschn. 3), wurde - im Einklang mit dem Bewertungskonzept der Vorschrift [18] - pauschal der Neigungsexponent  $k = 3,0$  angesetzt. Mit den flacheren individuellen Wöhlerlinien ließen sich zwar höhere Schwingfestigkeitskennwerte ableiten, doch würde dann die Zeitfestigkeit mit den steilen Entwurfslinien der Vorschrift überschätzt. Ausgehend von den Spannungshorizonten der Schwingversuche wurden also zuerst mit  $k = 3,0$  die Schwingfestigkeitskennwerte für  $p_u = 50 \%$  abgeleitet und dann nach Maßgabe der einheitlichen Streubreite nach [1] die  $97,7 \%$ -Kennwerte bestimmt. Letztere sind in Tab. 6 aufgelistet. Sie können direkt mit den Entwurfswerten der Vorschrift verglichen werden.

Alle untersuchten Bauteile scheinen eine erheblich geringere Schwingfestigkeit zu besitzen als die in [18] klassierten Details. In die Nähe der Entwurfswerte kommen lediglich die für Druckschwellbeanspruchung abgeleiteten Kennwerte. Zum Beispiel können beide Anrißorte der Spantanschlußform (c) und der Knicksteifenanschluß der Rahmenecke (Anriß-

ort 2) mit einem Kreuzstoß verglichen werden. Der zugehörige Entwurfswert  $63 \text{ N/mm}^2$  ist das Ergebnis von Versuchen mit Kleinproben unter Zugschwellbeanspruchung. Für die Anrißorte der Bauteile wurden jedoch nur Kennwerte zwischen 20 und  $38 \text{ N/mm}^2$  ermittelt. Es ist unwahrscheinlich, daß sich die Details der Bauteile in diesem Maße wirklich schlechter verhalten als eine vergleichbare Kleinprobe. Verantwortlich für die Unstimmigkeiten dürften vielmehr die in Abschn. 4.1 erörterten Unsicherheiten der Bewertung sein, insbesondere die nicht gleichwertige Nennspannungsdefinition und die damit verbundenen Formzahlunterschiede zwischen den Bauteilen und den klassierten Kleinproben. Die abgeleiteten außerordentlich kleinen Schwingfestigkeitskennwerte des Lukenmodells (Tab. 6) berücksichtigen demnach die komplexe Strukturgeometrie dieses relativ großen Bauteils, während die etwas höheren Kennwerte der anderen Modelle auf deren einfachere Struktur zurückzuführen sind.

Auf der Basis elementar berechneter Nennspannungen und mit den Entwurfswerten des im Regelwerk verankerten Nennspannungskonzepts kann also die Schwingfestigkeit von Bauteilen erheblich überschätzt werden. In [18, 22, 30] wird deshalb die Berechnung einer modifizierten Nennspannung empfohlen. Diese Bezugsspannung soll die Wirkung von Strukturkerben berücksichtigen, die sich wie zum Beispiel der Lukeneckradius des Lukenmodells in der Umgebung eines kritischen Details befinden, die aber nicht charakteristisch für den Kerbfall sind. Die modifizierte Nennspannung läßt sich in der Regel nicht mehr elementar berechnen, es handelt sich also eigentlich schon um eine Strukturspannung. Sie kann mit Hilfe von Formzahlen oder mit einem grob elementierten FE-Modell bestimmt werden. Der Spielraum bei der Berechnung erschwert jedoch wieder die eindeutige Definition der Bezugsspannung.

## **6. Bewertung der Schwingfestigkeit nach dem Strukturspannungskonzept**

Wie beim Nennspannungskonzept kommt es auch bei der Bewertung der Schwingfestigkeit mit Strukturspannungen auf eine geeignete und eindeutige Definition der Bezugsspannung an. Das betrifft nicht nur das rechentechnische oder meßtechnische Problem der Abgrenzung der Strukturspannung von der Kerbspannungsüberhöhung. Ein geringer Spielraum ist auch mit der Frage verbunden, wo genau die Bezugsspannung ermittelt werden soll: als Hot-Spot-Spannung direkt am Anrißort oder als eine örtliche Strukturspannung wenige Millimeter davon entfernt. Die erste Möglichkeit macht in jedem Fall eine Extrapolation der ermittelten Strukturspannungsverteilung auf den Hot-Spot, zum Beispiel einen Nahtübergang, erforderlich (Abschn. 4.1). Dagegen ist bereits wenige Millimeter vor dem Nahtübergang eine direkte Messung der örtlichen Strukturbeanspruchung mit einem konventionellen DMS möglich. Alternativ könnte die Strukturspannung dort als Elementergebnis auch direkt berechnet werden. Bedeutung erlangt hat dieses Verfahren aber vor allem in Verbindung mit Messungen der örtlichen Beanspruchung, wie sie zuerst von Haibach durchgeführt wurden.

### **6.1 Meßbare Strukturbeanspruchung vor dem Nahtübergang**

Haibach [1] entwickelte ein Konzept zur Beurteilung der Schwingfestigkeit auf der Grundlage der örtlichen Dehnung an der anrißkritischen Stelle. Er schlägt unter anderem vor, die Dehnung senkrecht zur Naht mit einem linearen DMS mit 3 mm Meßgitterlänge zu erfassen, dessen Meßgittermitte sich ca. 2 mm vor dem Schweißnahtübergang befindet. Der Meßwert unterliegt dann nicht mehr den von zufälligen Einzelheiten der Nahtausführung bestimmten Einflüssen der sogenannten Sekundärkerbe, sondern nur noch dem Einfluß der

konstruktiv bedingten Primärkerbe. Die Primärkerbe hat die Kontur eines Kreisbogens, der im Falle einer Kehlnaht die Blechoberflächen der beiden verschweißten Teile und die Nahtflanke tangiert. Die Sekundärkerbe ist die Abweichung der wirklichen Kontur von dem Kreisbogen. Beide Kerbanteile sind in [1] klar und in einer für alle denkbaren Anwendungsfälle geeigneten Weise definiert. Sie lassen sich näherungsweise auch mit der Kerbspannungslehre behandeln.

Die Unterscheidung zwischen Primär- und Sekundärkerbe entspricht dem Grundgedanken des Strukturspannungskonzepts, nach dem die Strukturspannung ohne die örtliche Kerbspannungsüberhöhung am Nahtübergang zu beurteilen ist. Die Primärkerbe kann als Strukturkerbe verstanden werden. Dann wäre der Meßwert 2 mm vor dem Nahtübergang als reine Strukturbeanspruchung zu werten. Wieweit sich diese Beanspruchung zum Beispiel der in [24] definierten Hot-Spot-Spannung annähert, wird in Abschn. 6.2 diskutiert.

#### **6.1.1 Örtliche Dehnungsmessungen an den Versuchsmodellen**

An allen Anrißorten der untersuchten Bauteile waren die örtlichen Dehnungen im Sinne von Haibach 2 mm vor den Nahtübergängen gemessen worden. Darüber hinaus war fallweise die örtliche Beanspruchungsverteilung mit DMS-Ketten ermittelt worden. Die Abb. 24 zeigt beispielhaft die Meßsteifenanordnung auf dem Deck des Lukenmodells. An den anrißkritischen Stellen der Sickenbuchten mußten die DMS in einem Winkel von  $45^\circ$  zur Modellängsachse angeordnet werden, um die Dehnungen senkrecht zur Naht zu messen. An je einer der immer vier gleichen Stellen eines Modells wurde statt des einzelnen DMS eine DMS-Kette vorgesehen, um den Anstieg der Dehnung bis zum Nahtübergang zu messen. Die DMS-Ketten hatten 2 mm Meßgitterabstand. Mit der Anordnung des ersten Meßgitters direkt auf dem Nahtübergang war also das zweite Gitter wieder 2 mm vom Nahtübergang entfernt. Die Messungen

mit den DMS-Ketten beschränkten sich auf die Anrißorte 1 bis 4 des Decks (vgl. Abb. 11). Außerdem wurde der zweiachsige Beanspruchungszustand an den Anrißorten 2 bis 4 der Sickenbuchten mit jeweils einer DMS-Kantenrosette erfaßt. Alle drei Meßgitter einer Kantenrosette befanden sich 2 mm vor dem Nahtübergang.

Die Ergebnisse der örtlichen Dehnungsmessungen an den Bauteilen sind in Abb. 25 bis 28 dargestellt. Aufgetragen sind die elastischen Dehnungen senkrecht zur Naht. Vor den Anrißorten der Sickenbuchten des Lukenmodells (Kurven b, c, d in Abb. 25) bestätigt sich im wesentlichen das in [1] gefundene Ergebnis, daß sich die Kerbwirkung des Nahtübergangs (Sekundärkerbe) erst in weniger als etwa 3 mm Abstand bemerkbar macht. Der bereits in größerem Abstand aufgetretene Dehnungsanstieg vor der Süllecke (Kurve a) ist der Wirkung der Strukturkerbe (Primärkerbe) zuzuschreiben. Auf die mit den Kantenrosetten der Sickenbuchten gemessenen zweiachsigen Beanspruchungszustände wird im weiteren noch näher eingegangen (S. 51f).

Im Steg unter dem Gurtnick der Rahmenecke ergab sich wie an den Sickenbuchten des Lukenmodells ein nur mäßiger örtlicher Dehnungsgradient (Abb. 26). Dafür sorgte der durch den Knickradius örtlich stetige Richtungswechsel des Gurtes sowie die im Knickbereich verstärkte und mit einem relativ flachen Flankenwinkel ausgeführte Halsnaht. In [16] war es deshalb möglich gewesen, die örtliche Beanspruchungsverteilung mit einem relativ grob elementierten FE-Modell aus Plattenelementen nachzuvollziehen. Die bei der Messung verwendete DMS-Kette erfaßte nur die Dehnungskomponente senkrecht zur Naht. Doch konnte der zweiachsige Beanspruchungszustand im Steg, der an den Kontroll-DMS-Rosetten 20 mm unter der Gurtunterkante und somit etwa 8 mm vor dem anrißkritischen Halsnahtübergang gemessen worden war, mit Hilfe der Rechenergebnisse auf die Position 2 mm vor dem Nahtübergang extrapoliert werden. Auch dieses Ergebnis wird im

weiteren noch erläutert (S. 51f). Mit DMS-Ketten wurde auch der Knicksteifenanschluß an den Gurt genauer untersucht (Abb. 26). Mit Hilfe der auf beiden Blechoberflächen angeordneten DMS konnte die Messung zwischen Scheibenbeanspruchung und Plattenbiegung unterscheiden. Der äußere Knicksteifenrand wird durch die Abtriebskraft des Gurtüberstandes besonders hoch beansprucht. Mitverantwortlich für die aufgetretenen Anrisse am Nahtübergang zur Knicksteife war die überlagerte Plattenbiegung. Das über den Stoß mit dem Gurt eingeleitete Plattenbiegemoment sorgt für eine stärkere Belastung der Knicksteifenseite, die sich im rechten Winkel zum Gurt befindet. Dort ist deshalb auch der Anrißort (vgl. Abb. 12).

Die an den Spantanschlüssen gemessenen örtlichen Dehnungen sind von besonderer statistischer Aussagekraft, weil alle in Abb. 27 und 28 gezeigten Meßstellen an jedem einzelnen gebauten Spantanschluß der Modelle 3 bis 6 vorhanden waren. Eine ebenso vollständige Belegung mit örtlichen Meßstellen hatte ansonsten nur das zweite Lukenmodell (vgl. Tab. 1 bis 5). Die relativ geringe Streuung der Meßwerte an DMS-Position 3 über dem Dichtungsblech der Spantanschlußform (a) (Anrißort 1) sowie an DMS-Pos. 8 unter dem Tankdeck der Form (c) (Anrißort 9) deuten zusammen mit dem jeweils nur mäßigen Steilanstieg der Dehnung darauf hin, daß auch noch 2 mm vor den Nahtübergängen im wesentlichen nur Strukturbeanspruchungen gemessen wurden. Erheblich stärker streuen die Meßwerte an DMS-Pos. 3 der Form (c) am Übergang zur mehrlagigen Spantanschlußnaht (Anrißort 1). Die kleinsten Meßwerte sind dort sogar geringer als 15 mm vor der Naht an DMS-Pos. 4. Verantwortlich dafür waren einzelne ausgeprägte Einbrandkerben im Nahtübergang von bis zu 2 mm Tiefe. Der scharfe Kerbrand zum Grundwerkstoff entlastete die Oberfläche des Spantprofils unmittelbar vor dem Nahtübergang. In einem solchen Fall unterliegt der nach [1] angeordnete örtliche DMS also doch bereits dem Einfluß der Sekundärkerbe. Unklar ist, inwieweit der Mittelwert einer Struktur-

beanspruchung gleichkommt. Eine bessere Qualität als die Umschweißung des HP-Wulstes auf dem Tankdeck der Form (c) hatten die geraden Nähte unter dem Tankdeck. Der Nahtübergang zur Bodenwrange war durchweg sauber und relativ weich ausgeführt. Das erklärt die geringe Streuung der Meßwerte an DMS-Pos. 8.

Als eine mögliche technologische Einflußgröße der Schwingfestigkeit war der Nahtflankenwinkel an Anrißort 1 sämtlicher gebauter Spantanschlüsse aufgemessen worden. Gesucht wurde nach einer Korrelation mit den gemessenen örtlichen Dehnungen (Abb. 29). Doch obwohl die Flankenwinkel am Nahtübergang zum Spantprofil mit  $30^\circ$  bis  $60^\circ$  sehr unterschiedlich ausgefallen waren, stehen sie in keiner erkennbaren Beziehung zu den Dehnungen. Die unabhängige starke Streuung der Meßwerte an DMS-Pos. 3 deutet darauf hin, daß der Einfluß der Einbrandkerben überwiegt.

#### **6.1.2 Vergleich der Versuchsergebnisse mit dem Entwurfswert von Haibach**

Nach Haibach [1] ist eine senkrecht zur Naht gemessene örtliche Dehnungsamplitude von  $\epsilon_{x,A,50\%} = 525 \cdot 10^{-6}$  bei  $2 \cdot 10^6$  Schwingspielen mit einer Wahrscheinlichkeit von  $p_0 = 50\%$  ertragbar. Der Wert wurde mit der Neigung  $k = 3,75$  des in [1] entwickelten einheitlichen Wöhlerlinienstreubands abgeleitet von Versuchsergebnissen, die im Zeitfestigkeitsbereich zwischen etwa  $10^5$  und  $5 \cdot 10^5$  Schwingspielen erzielt worden waren. Er gilt für eigenspannungsarme Kleinproben unter reiner Wechselbeanspruchung ( $R = -1$ ). Bestätigt wird der Wert von den in [3] mit spannungsfrei geglähten Proben gewonnenen Ergebnissen. Zur Abschätzung der Schwingfestigkeit eines eigenspannungsbehafteten Bauteils unter reiner Schwellbeanspruchung ( $R = 0$ ) ist gleichfalls nach [1] der Faktor  $0,85 \cdot 0,7 = 0,6$  anzusetzen, wobei der am Kleinprobenverhalten orientierte Faktor 0,85 für die Mittel-

spannungsabhängigkeit steht, während der Faktor 0,7 die Eigenspannungen des Bauteils pauschal berücksichtigt (vgl. Abschn. 4.2). Im Gegensatz zum Schwingbreitenkonzept wird also auch dem Bauteil eine Mittelspannungsabhängigkeit unterstellt. Der Schwingfestigkeitskennwert für ein Bauteil ergibt sich damit zu  $\varepsilon_{x, A, 50\%} = 315 \cdot 10^{-6}$  [39].

Eine Auswertung der eigenen Versuchsergebnisse für die Spantanschlüsse, die Rahmenecke und das Lukenmodell zeigt Tab. 7. Maßgeblich für die abgeleiteten Schwingfestigkeitskennwerte ist die zugrundegelegte Wöhlerlinienneigung. Die angegebenen Neigungsexponenten  $k = 16$  und  $6,3$  für die druck- und zugschwellbeanspruchten Spantanschlüsse sowie  $k = 5,3$  für den Anrißort 1 der Rahmenecke sind Ergebnisse der durchgeführten Bauteilversuche (Abschn. 3, Abb. 18, 19, 20). In den anderen Fällen, in denen jeweils nur ein Lasthorizont untersucht worden war, wird die vergleichsweise steile Neigung  $k = 3,75$  für  $p_0 = 50\%$  des einheitlichen Wöhlerlinienstreubands nach [1] angesetzt. Diese Einschätzung der Neigung wirkt angesichts der gefundenen davon abweichenden Ergebnisse nicht sehr vertrauenswürdig. Sie nimmt aber zumindest tendentiell Rücksicht auf die in Abschn. 4.3 erläuterte Kerbfallabhängigkeit der Neigung. So stellt der Anrißort 2 am Knicksteifenanschluß der Rahmenecke eine wesentlich schärfere Strukturkerbe dar als der Anrißort 1 an der Halsnaht (Abb. 26). Der Vergleich der Beanspruchungsgradienten zeigt dies eindeutig. Eine recht scharfe Strukturkerbe bildet nach diesem Kriterium auch die Süllecke des Lukenmodells mit Anrißort 1 (Abb. 25).

Schwächere Kerben könnten dagegen an den Anrißorten 2 bis 7 der Sickenbuchten des Lukenmodells vermutet werden, weil dort eine ähnliche Geometrie und Beanspruchungssituation vorliegt wie an der Halsnaht unter dem Gurtknick der Rahmenecke. Ein genauerer Vergleich der Abmessungsverhältnisse zeigt jedoch, daß das Lukenmodell deutlich schärfer gekerbt ist: Ein Maß für die Kerbschärfe ist der Knickradius von

Gurt oder Sicken. An der Rahmenecke beträgt das Verhältnis von innerem Knickradius zu Gurtdicke  $r/t_g = 3,0$  (Abschn. 2). Weil aber der Anriß am Nahtübergang zum Steg erfolgte, ist in diesem Zusammenhang ein Bezug auf die Stegdicke sinnvoller; somit gilt  $r/t_s = 5,0$ . Das entsprechende Verhältnis für die Sicken des Lukenmodells ist mit  $r/t = 2,7$  erheblich geringer. Zudem ist die auf die Blechdicke bezogene Kehlnahtdicke des Süllanschlusses an das Deck mit  $a/t = 0,6$  ebenfalls geringer als der entsprechende Wert  $a/t_s = 0,7$  der im Knickbereich verstärkten Halsnaht der Rahmenecke. Also sind auch die Sickenbuchten des Lukenmodells als relativ scharfe Strukturkerben einzustufen. Sie rechtfertigen eine steilere Wöhlerlinienneigung als die für die Halsnaht der Rahmenecke ermittelte Neigung  $k = 5,3$ .

In Anlehnung an die Darstellung in [1] sind in Tab. 7 nicht die Schwingbreiten, sondern die Amplituden der 2 mm vor den Nahtübergängen gemessenen Dehnungen aufgeführt. Die für Zug-schwellbeanspruchung abgeleiteten Schwingfestigkeitskennwerte sämtlicher untersuchter Bauteile und Anrißorte zeigen untereinander eine bemerkenswert gute Übereinstimmung. Die abgeleiteten Kennwerte der Dehnung senkrecht zur Naht für beide Anrißorte der Spantanschlüsse, den Anrißort 2 der Rahmenecke und den Anrißort 1 des Lukenmodells weichen um weniger als 3 % von dem gemeinsamen Ergebnis  $\epsilon_{x,A,50\%} = 300 \cdot 10^{-6}$  ab. An diesen Anrißorten lag eine weitgehend einachsige Beanspruchung vor. An den übrigen, zweiachsig beanspruchten Anrißorten an der Halsnaht der Rahmenecke (Anrißort 1) und den Sickenbuchten des Lukenmodells (Anrißorte 2 bis 7) betragen die Kennwerte der Dehnung senkrecht zur Naht übereinstimmend  $\epsilon_{x,A,50\%} = 200 \cdot 10^{-6}$  bei einer Abweichung von weniger als 8 %. Zusätzlich sind die allerdings nur in Einzelfällen gemessenen großen Hauptdehnungen angegeben, die bei deutlich stärkerer Streuung auf einen Kennwert  $\epsilon_{1,A,50\%}$  von ungefähr wieder  $300 \cdot 10^{-6}$  führen.

Für die einachsige Druckschwellbeanspruchung der Spant-

anschlüsse läßt sich aus Tab. 7 bei einer Abweichung von nur 4 % ein gemeinsamer Kennwert der Dehnung senkrecht zur Naht von  $\varepsilon_{x, A, 50x} = 710 \cdot 10^{-6}$  ablesen. Er übersteigt den Kennwert für die einachsige Zugschwellbeanspruchung um 135 %. Eine ebenso hohe Mittelspannungsabhängigkeit ergaben auch die Bauteilversuche von Iida und Matoba [14]. Diese Ergebnisse stehen im Gegensatz zum Schwingbreitenkonzept (Abschn. 4.2).

Die sehr gute Übereinstimmung der abgeleiteten Schwingfestigkeitskennwerte untereinander kann im nachhinein als Bestätigung für die angesetzten Wöhlerlinienneigungen gelten. Es sei noch einmal darauf hingewiesen, daß die Neigungsexponenten nicht "passend gewählt" wurden, sondern auf den Ergebnissen der durchgeführten Bauteilversuche beziehungsweise dem einheitlichen Wöhlerlinienstreuband nach [1] beruhen. Hervorzuheben ist die nicht selbstverständliche Tatsache, daß die unterschiedlich geneigten Zeitfestigkeitsgeraden überhaupt auf einen gemeinsamen Schwingfestigkeitskennwert führen, sich also bei  $2 \cdot 10^6$  Schwingspielen und nicht an anderer Stelle schneiden. Dieses Verhalten ist ganz allgemein von entscheidender Bedeutung für die Aussagekraft des Schwingfestigkeitskennwerts als Entwurfswert. Die gleiche Eigenschaft haben im übrigen die in [21, 53] miteinander verglichenen Entwurfswöhlerlinien für Strukturspannungen aus dem Regelwerk und von Iida und Matoba [14]. Während die Schwingfestigkeit bei  $N = 2 \cdot 10^6$  recht einheitlich bewertet wird, liefern die unterschiedlich geneigten Linien Zeitfestigkeitswerte, die bei niedrigen Schwingspielzahlen zum Teil erheblich voneinander abweichen.

Eine Analyse der 2 mm vor den Nahtübergängen ermittelten zweiachsigen Beanspruchungszustände an der Halsnaht der Rahmenecke (Anrißort 1) und den Sickenbuchten auf dem Deck des Lukenmodells (Anrißorte 2 bis 4) enthält Tab. 8. Die angegebenen Werte entsprechen etwa dem Beanspruchungsniveau der gefundenen Schwingfestigkeitskennwerte (vgl. Tab. 7). Die

Ausrichtung der Hauptspannungen an diesen Details sorgte für eine relativ hohe Schubbeanspruchung der Nähte. Im Fall der Halsnaht betrug die gemessene kleine Hauptdehnung  $\varepsilon_2$  nur +2 % der großen Hauptdehnung  $\varepsilon_1$ , im Fall der Sickenbuchten etwa -30 %, wobei das negative Vorzeichen für eine Druckdehnung  $\varepsilon_2$  steht. Die Dehnungen  $\varepsilon_1$  waren Zugdehnungen. Für die Halsnaht ergibt sich damit nahezu exakt ein einachsiger Hauptdehnungszustand und für die Sickenbuchten jeweils ein einachsiger Hauptspannungszustand. Werden wie in Tab. 8 beide Fälle durch einen einachsigen Hauptdehnungszustand mit  $\varepsilon_2 = 0$  angenähert, so wird die große Hauptspannung der Sickenbuchten um gerade 10 % zu hoch und die Vergleichsspannung nach v. Mises um nur 2 % zu niedrig berechnet. Für eine Bewertung der Schwingfestigkeit reicht diese vereinfachte gemeinsame Beschreibung der örtlichen zweiachsigen Beanspruchungszustände an Rahmenecke und Lukenmodell aus. Im übrigen erweist sich die einachsige mit der großen Hauptdehnung berechnete Spannung  $E \cdot \varepsilon_1$  als eine gute Näherung für die Vergleichsspannung nach v. Mises. Daß dies an einer Schweißnaht grundsätzlich so ist, wird in [1] für einen allerdings orthogonal zur Naht ausgerichteten Hauptspannungszustand begründet.

Die 2 mm vor den Nahtübergängen unter Zugschwellbeanspruchung einachsige ertragbare Dehnung  $\varepsilon_{x,A,50\%} = 300 \cdot 10^{-6}$  der untersuchten Bauteile unterschreitet den von Haibach genannten Schwingfestigkeitskennwert  $315 \cdot 10^{-6}$  geringfügig. Der Wert von Haibach überschätzt allerdings Schweißverbindungen mit einem besonders hohen Grad der Kraftumlenkung. In [1] erwies sich nämlich der örtliche Meßwert als nicht ganz unabhängig von der Kerbschärfe der Probe. Der genannte Kennwert gibt die niedrigste Schwingfestigkeit derjenigen untersuchten Kerbfälle an, die als praxisrelevant galten. Eine besonders hoch belastete Kehlnahtverbindung (Probenform I.10 nach [1]) war aus der Gesamtauswertung ausgeklammert worden. Für diese scharf gekerbte Probe war zunächst ein Kennwert für Wechselbeanspruchung von  $\varepsilon_{x,A,50\%} =$

$540 \cdot 10^{-6}$  abgeleitet worden. Der Wert muß nach [1] noch um 10 % abgemindert werden, um die wegen der beschliffenen Meßstellen erhöhte Schwingfestigkeit zu korrigieren. Das dann erhaltene Ergebnis  $485 \cdot 10^{-6}$  entspricht dem weiter oben (S. 48) genannten Wert  $525 \cdot 10^{-6}$  der praxisrelevanten Proben. Mit dem bereits erläuterten Faktor 0,6 nach [1] ergibt sich dann der Schwingfestigkeitskennwert eines schwellbeanspruchten scharf gekerbten Bauteils zu  $\varepsilon_{x, A, 50\%} = 290 \cdot 10^{-6}$ . Dieser Wert stimmt sehr genau mit der Untergrenze der eigenen Ergebnisse überein, die sich für die Süllecke des Lukenmodells (Anrißort 1) ergab (Tab. 7). Aufgrund der Kraftumlenkung vom Deck in das Längssüll ist auch die Süllecke als eine besonders scharfe Kerbe einzustufen.

### **6.1.3 Vergleich der Versuchsergebnisse mit den Entwurfs- linien von Iida und Matoba**

Die beiden von Iida und Matoba [14] angegebenen Entwurfswöhlerlinien für Zug- und Druckschwellbeanspruchung wurden bereits in Abschn. 3.2 den Ergebnissen der eigenen Versuche mit den Spantanschlüssen gegenübergestellt. Die Linien sind auf sogenannte Concentrated-Structural-Stresses bezogen. Zur Definition dieser örtlichen Strukturspannungen bleiben jedoch in [14] einige Fragen offen. Es scheint sich im strengen Sinne nicht um Hot-Spot-Spannungen zu handeln, denn die Concentrated-Structural-Stresses wurden 2 bis 3 mm vom Nahtübergang entfernt mit DMS gemessen oder mit FE-Modellen, die dasselbe leisten, berechnet. Genauere Angaben über Anordnung und Typ der benutzten DMS, insbesondere über die Meßgitterlänge, die nach [1] von großer Bedeutung ist, liegen nicht vor. Als Schadenskriterium für die Auswertung der Schwingversuche wurde in [14] wie bei den eigenen Versuchen ein mit bloßem Auge erkennbarer Anriß verwendet, allerdings wird keine einheitliche Rißlänge genannt.

Die Unsicherheiten bei der Interpretation der Entwurfs-

linien von Iida und Matoba lassen sich im Vergleich mit den eigenen Versuchsergebnissen teilweise ausräumen (Abb. 19 und 20). Die weitgehende Übereinstimmung der Wöhlerlinienstreibänder aus [14] mit dem ermittelten Zeitfestigkeitsverhalten der Spantanschlüsse bestätigt, daß es sich bei den Concentrated-Structural-Stresses tatsächlich um direkt meßbare örtliche Strukturspannungen handelt. Während die über dem Tankdeck (Anrißort 1) an DMS-Position 4 ca. 12 bzw. 15 mm vor dem Nahtübergang gemessenen Strukturspannungen noch zu klein sind, wird 2 mm vor dem Nahtübergang an DMS-Pos. 3 das Niveau der Concentrated-Structural-Stresses erreicht. Dies wird trotz der stark streuenden Meßwerte an Pos. 3 deutlich. Unter dem Tankdeck (Anrißort 9) scheint das Niveau bereits 15 mm vor dem Nahtübergang an DMS-Pos. 9 vorzuliegen. Doch wegen des sehr weichen Nahtübergangs dort [17] ist eine erhöhte Schwingfestigkeit durchaus wahrscheinlich. Maßgeblich wären dann also doch die an der oberen Streubandgrenze gelegenen Werte, die wieder 2 mm vor dem Nahtübergang an DMS-Pos. 8 gemessen wurden.

Die Concentrated-Structural-Stresses nach [14] sind also den 2 mm vor den Nahtübergängen gemessenen örtlichen Dehnungen nach [1] in etwa gleichwertig. Die entsprechenden Schwingfestigkeitskennwerte der örtlichen Strukturspannung sämtlicher Anrißorte der untersuchten Bauteile können Tab. 7 entnommen werden. Die aufgeführten Kennwerte der Spannungsschwingbreite  $\Delta\sigma_{R,50\%}$  wurden einachsigerweise mit den örtlichen Dehnungskennwerten berechnet. Die unter Zugschwellbeanspruchung einachsigerweise oder als große Hauptdehnung ertragbare Dehnungsamplitude beträgt für alle Bauteile etwa  $\epsilon_{A,50\%} = 300 \cdot 10^{-6}$  (Abschn. 6.1.2). Ihr entspricht eine Spannungsschwingbreite von  $\Delta\sigma_{R,50\%} = 125 \text{ N/mm}^2$ . Dieser Wert ist bei zweiachsiger Beanspruchung eine gute Näherung für die Vergleichsspannung nach v. Mises (Abschn. 6.1.2 und Tab. 8). Er gilt für  $p_0 = 50 \%$ .

Im modernen Regelwerk wird meistens der um zwei Standard-

abweichungen verringerte Mittelwert der Schwingfestigkeit als Entwurfswert verwendet. Normalverteilte Versuchsergebnisse überschreiten diesen Wert mit einer Wahrscheinlichkeit von  $p_u = 97,7 \%$ . Der entsprechende Kennwert der untersuchten Bauteile beträgt  $\Delta\sigma_{R,98\%} = 91 \text{ N/mm}^2$ , wenn die Streubreite der Versuchsergebnisse pauschal mit dem einheitlichen Wöhlerlinienstreuband nach [1] abgeschätzt wird. Dieses Ergebnis steht in guter Übereinstimmung mit dem Schwingfestigkeitskennwert  $\Delta\sigma_R = 90 \text{ N/mm}^2$  der Entwurfslinie für Zugschwellbeanspruchung von Iida und Matoba. Die Linie bildet allerdings die untere Streubandgrenze von rund 110 in [14] ausgewerteten Einzelergebnissen. Sie gilt somit für  $p_u = 99,4 \%$  (Formel für  $p_u$  siehe Symboleverzeichnis, S. 76) und befindet sich also um genau 2,5 Standardabweichungen unter der 50 %-Linie. Für  $p_u = 97,7 \%$  und mit der einheitlichen Streubreite nach [1] ergibt sich der Kennwert der Entwurfslinie von Iida und Matoba zu  $\Delta\sigma_{R,98\%} = 97 \text{ N/mm}^2$ . Er überschätzt die Schwingfestigkeit der hier behandelten Bauteile um 7 %. Angesichts der Unsicherheiten bei den zugrundegelegten Wöhlerlinienneigungen kann aber immer noch von einer guten Übereinstimmung gesprochen werden.

Der mittleren, unter Druckschwellbeanspruchung einachsigertragbaren Dehnungsamplitude der Spantanschlüsse von etwa  $\varepsilon_{x,A,50\%} = 710 \cdot 10^{-6}$  (Abschn. 6.1.2) entspricht eine Spannungsschwingbreite von  $\Delta\sigma_{R,50\%} = 295 \text{ N/mm}^2$ . Verringert um zwei Standardabweichungen ergibt sich der Kennwert  $\Delta\sigma_{R,98\%} = 215 \text{ N/mm}^2$ . Dieses Ergebnis bestätigt sehr genau auch den Kennwert  $\Delta\sigma_R = 210 \text{ N/mm}^2$  der von Iida und Matoba angegebenen unteren Streubandgrenze für Druckschwellbeanspruchung. Aufgrund der 19 in [14] erfaßten Einzelergebnisse ist diese Entwurfslinie mit  $p_u = 96,6 \%$  zu bewerten. Sie kann damit praktisch als 97,7 %-Linie gelten.

## 6.2 Auf den Nahtübergang extrapolierte Strukturbeanspruchung - das Hot-Spot-Konzept

Die grundsätzliche Eignung des Hot-Spot-Konzepts zur Bewertung der Schwingfestigkeit stahlbau- und schiffbautypischer Schweißverbindungen konnte in [20] im Vergleich mit Kleinprobenergebnissen nachgewiesen werden. Vorgeschlagen wurde eine Entwurfslinie, die auf dem von Radaj [48] angegebenen Entwurfswert  $\Delta\sigma_{R,90\%} = 270 \text{ N/mm}^2$  für die elastizitätstheoretische Kerbspannung beruht. Das in [20] vorgestellte Konzept sieht vor, die Kerbspannungsüberhöhung mit Hilfe einer je nach Nahttyp gewählten Nahtformzahl abzuschätzen. Die Nahtformzahl darf nach [48] als Kerbwirkungszahl interpretiert werden, wenn die zugrundegelegte Kerbspannung die Mikrostützwirkung auf den Kerbgrund berücksichtigt (s. Abschn. 7). Die zulässige Hot-Spot-Spannung ergibt sich dann als Differenz zwischen dem Entwurfswert von Radaj und der vorhandenen Kerbspannungsüberhöhung.

An diesem Konzept orientiert sich die Vorschrift des Germanischen Lloyd [18]. Dort wird ein zulässiger Schwingfestigkeitskennwert für die Hot-Spot-Spannung von  $\Delta\sigma_{R,98\%} = 100 \text{ N/mm}^2$  genannt. Er gilt für  $N = 2 \cdot 10^6$  und  $p_U = 97,7\%$ . Der Wert leitet sich direkt von dem Entwurfswert von Radaj ab, der für  $p_U = 90\%$  gilt, indem die Streubreite des einheitlichen Wöhlerlinienstreubands nach [1] und eine Nahtformzahl von  $\alpha_N = 2,4$  angesetzt werden. Die Nahtformzahl hängt nach einer Auswertung zahlreicher Versuchsergebnisse [54] im wesentlichen nur vom Nahtflankenwinkel ab. Die genannte Formzahl gilt für eine Kehlnaht mit einem Flankenwinkel von  $45^\circ$ . Der Hot-Spot-Entwurfswert  $100 \text{ N/mm}^2$  ist nach [18] aber nur für schwach belastete Kehlnähte zulässig. Für Kehlnähte, die die gesamte in der Platte vor der Naht vorhandene Beanspruchung übertragen, ist der Entwurfswert  $\Delta\sigma_{R,98\%} = 90 \text{ N/mm}^2$  vorgeschrieben. Dieser Wert wird auch von der EKS-Empfehlung [30] genannt, ist dort allerdings nur zur Bemessung von Rohrknoten vorgesehen.

Schwierigkeiten bei der praktischen Umsetzung des Hot-Spot-Konzepts bereiten vor allem die Berechnung der vorhandenen örtlichen Strukturspannung und deren Extrapolation auf den kritischen Nahtübergang. Allgemeingültige Regeln zur Ermittlung der Hot-Spot-Spannung beliebig gestalteter und beanspruchter Schweißverbindungen wurden in [24] entwickelt und an verschiedenen schiffbaulichen Konstruktionsdetails erprobt. Nur in Einzelfällen erfolgte jedoch bisher eine Absicherung der damit getroffenen Einschätzung der Schwingfestigkeit durch Ergebnisse von Bauteilversuchen.

Die örtliche Beanspruchungsverteilung an den Anrißorten der untersuchten Bauteile war mit DMS ermittelt worden (Abb. 25 bis 28). Die jeweilige Hot-Spot-Beanspruchung am Nahtübergang konnte nun mit einer in [24] angegebenen Formel quadratisch extrapoliert werden. Zwar ist die Formel eigentlich zur Extrapolation von FE-Rechenergebnissen vorgesehen, doch kann davon ausgegangen werden, daß Rechen- und Meßergebnisse gleich sind, solange sie nicht dem Einfluß der Nahtkerbe unterliegen. Die oft schwierige Idealisierung komplizierter Details macht sogar den Meßwert grundsätzlich vertrauenswürdiger. Wie die in Abb. 30 bis 32 dargestellten Extrapolationen auf die Anrißorte der untersuchten Bauteile zeigen, kommt es darauf an, daß die letzte Stützstelle vor der Naht weit genug vom Nahtübergang entfernt ist. Im Bereich der jeweils drei Stützstellen einer Extrapolation wurden in allen Fällen reine Strukturbeanspruchungen gemessen, die mit der in [24] empfohlenen Elemententeilung auch hätten berechnet werden können. Dagegen beinhalten die Meßwerte der mit ihrer Meßgittermitte 2 mm vor den Nahtübergängen angeordneten DMS offensichtlich bereits die beginnende Kerbspannungsüberhöhung. Dies war zu erwarten, weil das 3 mm lange Meßgitter die örtliche Kerbbeanspruchung bis fast an den Nahtübergang heran erfaßt und integriert. Der Mittelwert hebt sich dadurch etwas über das Strukturspannungsniveau. Der im Meßwert enthaltene Anteil der Kerbspannungsüberhöhung wäre im Sinne von Haibach [1]

der strukturbedingten Primärkerbe, nicht aber der technologisch bedingten Sekundärkerbe zuzuschreiben. Allerdings zeigt das Beispiel der Einbrandkerben an den Spantanschlüssen, daß die örtlichen DMS fallweise auch technologischen Einflüssen ausgesetzt sein können.

Die für die Extrapolationen gewählten Stützstellenabstände entsprechen den in [24] empfohlenen Elementgrößen. Drei gleich große, hier nur gedachte finite Elemente liefern jeweils einen Stützwert. Bezogen auf die Elementkantenlänge befinden sich also die Stützstellen in den Abständen  $1/2$ ,  $3/2$  und  $5/2$  vor dem Nahtübergang. Die Empfehlungen berücksichtigen, daß die Querkontur einer Kehlnahtverbindung am Nahtübergang eine einspringende Ecke bildet, die eine Spannungssingularität verursacht, wenn das Rechenmodell ohne eine Idealisierung des Übergangsradius auskommen soll. Besonders ausgeprägt ist die Singularität, wenn sich die einspringende Ecke in einer durchgehenden Scheibe befindet, die Membrankräfte überträgt. Dann ist nach [24] etwa das doppelte  $a$ -Maß der Kehlnaht als Elementkantenlänge anzusetzen. Ein solcher Kerbfall liegt jeweils vor an den Anrißorten auf dem Deck des Lukenmodells und an Anrißort 1 der Spantanschlußform (c). Die durchgehende Scheibe wird gebildet aus Längssüll und Kastenträgerseitenwand beziehungsweise Spantprofilsteg und Bodenwrange. Allen anderen Anrißorten der untersuchten Bauteile ist gemeinsam, daß sich der Hot-Spot am Nahtübergang zu einer ununterstützten Platte befindet. Im Querschnitt erscheint außer der Naht nur die Plattendicke; eine durchgehende Kerbscheibe liegt also nicht vor. Auf diesen Fall ist das in [24] benutzte Verfahren der über die Plattendicke linearisierten Spannungsverteilung zugeschnitten. Die Elementkantenlänge sollte sich dann außerdem an der Plattendicke orientieren. Deshalb wurde an den Anrißorten der Rahmenecke und an Anrißort 9 der Spantanschlußform (c), an denen das doppelte  $a$ -Maß wegen der verhältnismäßig starken Nähte die Plattendicke übertrifft, der Stützstellenabstand auf die Dicke  $t$  des

Rahmenstegs, der Knicksteife beziehungsweise der Bodenwrange begrenzt. Die letzte Stützstelle vor der Naht befindet sich also im Abstand  $0,5 \cdot t$  zum Hot-Spot. Ähnliche Abstände, zum Beispiel  $0,4 \cdot t$ , werden für die bei Rohrknoten gebräuchliche lineare Meßwertextrapolation empfohlen [25]. Die Plattendicken und die ausgeführten Nahtdicken der Bauteile sind in Abb. 30 bis 32 angegeben.

Die quadratischen Extrapolationsparabeln nach [24] wurden den gemessenen Dehnungsverteilungen nach Augenschein angepaßt. In der Umgebung der am weitesten von der Naht entfernten Stützstelle, wo in einzelnen Fällen keine Meßergebnisse mehr vorlagen, wurde der Beanspruchungsverlauf mit Hilfe der FE-Ergebnisse aus [15, 16] ergänzt. An Anrißort 1 der Spantanschlüsse wurde nicht auf die Messungen mit den DMS-Ketten zurückgegriffen, weil diese durch den Einfluß der tiefen Einbrandkerben zu sehr von den Mittelwerten abwichen (vgl. Abb. 27 und 28). Die stattdessen benutzten Mittelwerte aber waren für eine eindeutige Extrapolation nicht zahlreich genug. Den jeweils geschätzten Kurvenverlauf deutet die gestrichelte Linie in Abb. 32 an. An Spantanschlußform (c) kann die Extrapolation wegen der Nähe einer der Meßstellen zur letzten Stützstelle vor der Naht noch als relativ sicher gelten.

Die extrapolierten Hot-Spot-Dehnungen, bezogen auf die jeweils 2 mm vor dem Nahtübergang gemessene Dehnung, können Abb. 30 bis 32 entnommen werden. Für alle untersuchten Anrißorte zeichnet sich ab, daß die Hot-Spot-Beanspruchung praktisch identisch ist mit der nach Haibach 2 mm vor dem Nahtübergang gemessenen örtlichen Beanspruchung. Die ermittelten Abweichungen von +9 % bis -7 % sind angesichts der fallweise von technologischen Einflüssen eben doch nicht ganz unabhängigen örtlichen Meßwerte gering. Es ist auch keine Abhängigkeit der Extrapolationsergebnisse von der Schweißnahtdicke zu erkennen, obwohl die auf die Nahtdicke bezogenen Stützstellenabstände variieren.

Die in Abschn. 6.1.3 genannten Schwingfestigkeitkennwerte der örtlichen Strukturspannung, die von den örtlich gemessenen Dehnungen abgeleitet und den Entwurfswöhlerlinien von Iida und Matoba gegenübergestellt wurden, sind also eine gute Näherung für die ertragbaren Hot-Spot-Spannungen. Sie können mit den zulässigen Hot-Spot-Spannungen des Regelwerks verglichen werden. Der nach [18] für eine stark belastete Kehlnaht zulässige Kennwert  $\Delta\sigma_{R,98\%} = 90 \text{ N/mm}^2$  schätzt die unter Zugschwellbeanspruchung einachsig oder als Vergleichsspannung nach v. Mises ertragbare Schwingbreite  $\Delta\sigma_{R,98\%} = 91 \text{ N/mm}^2$  der untersuchten Bauteile sehr genau ein. Der für die Druckschwellbeanspruchung der Spantanschlüsse gefundene Kennwert  $\Delta\sigma_{R,98\%} = 215 \text{ N/mm}^2$  wird jedoch erheblich unterschätzt.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, daß die Hot-Spot-Spannung, die Concentrated-Structural-Stresses nach Iida und Matoba sowie die örtliche Dehnung nach Haibach als Bezugsgrößen für die Bewertung der Schwingfestigkeit praktisch gleichwertig sind. Die in [18], [14] und [1, 39] angegebenen Entwurfswerte für  $2 \cdot 10^6$  Schwingspiele weichen, bezogen auf dieselbe Wahrscheinlichkeit  $p_0$ , nur wenig voneinander ab und werden von den Ergebnissen der eigenen Bauteilversuche bestätigt. Auf die Besonderheiten bei zweiachsiger Beanspruchung und bei Druckschwellbelastung ist eingegangen worden (Abschn. 6.1.2 und 6.1.3). Unterschiedliche Vorstellungen in [18] und [14] über die Neigung der Entwurfslinie führen jedoch zu Differenzen bei der Beurteilung des Zeitfestigkeitsbereichs.

Das Wöhlerliniendiagramm Abb. 33 verdeutlicht dies im Vergleich mit den eigenen Versuchsergebnissen. Die aufgetragenen Hot-Spot-Spannungsschwingbreiten beruhen auf den 2 mm vor den Nahtübergängen gemessenen Dehnungen. Die einachsig berechneten Spannungen wurden im Fall der einachsig beanspruchten Anrißorte mit der Dehnung senkrecht zur Naht, im Fall der zweiachsig beanspruchten Anrißorte mit der großen

Hauptdehnung gebildet (vgl. Abschn. 6.1.2 und Tab. 8). Die eingetragenen Einzelergebnisse und Bauteilwöhlerlinien berücksichtigen die in Abb. 30 bis 32 ermittelten Abweichungen der Hot-Spot-Beanspruchungen von den gemessenen örtlichen Dehnungen. Die Bauteilwöhlerlinien entsprechen den in Tab. 7 genannten Daten einschließlich der individuell zugrundegelegten Neigungsexponenten. Sie gelten für  $p_u = 50 \%$ . Auf die Darstellung der Linien für die Anrißorte 2 bis 7 des Lukenmodells wurde verzichtet, weil die großen Hauptdehnungen dort nur in Einzelfällen oder garnicht gemessen worden waren. Die vorhandenen Meßwerte weisen jedoch auf keine nennenswerten Unterschiede zu der dargestellten gemeinsamen Linie für Anrißort 1 des Lukenmodells und Anrißort 2 der Rahmenecke hin.

Die gefundenen Bauteilwöhlerlinien bestätigen, daß sich die Schwingfestigkeit bei  $2 \cdot 10^6$  Schwingspielen kerbfallunabhängig mit einem einzigen Kennwert der Hot-Spot-Spannung beschreiben läßt. Allerdings ist zwischen Zug- und Druckschwellbeanspruchung zu unterscheiden. Die gute Übereinstimmung der abgeleiteten Kennwerte mit den Kennwerten der Entwurfslinien nach [14, 18] ist unter einheitlichem Bezug auf  $p_u = 97,7 \%$  im einzelnen erläutert worden. Doch wird die Zeitfestigkeit von der steilen Entwurfslinie der Vorschrift [18] fallweise überschätzt (Abb. 33). Die flachen Entwurfslinien von Iida und Matoba [14] bewerten die Schwingfestigkeit in allen Fällen konservativ.

## 7. Bewertung der Schwingfestigkeit nach dem Kerbspannungskonzept

Eine scharfe, rißähnliche Kerbe verursacht nach der klassischen Kerbspannungslehre eine Spannungssingularität. Um auch diesen Fall elastizitätstheoretisch behandeln zu können, führte Neuber [46, 55] die Querschnittsbreite  $\rho^*$  eines endlich kleinen Gefügeteilchens ein. Die über den Teilchenquerschnitt gemittelte Spannung an der Kerbspitze hat einen endlichen Wert. Die so erzielte Abminderung der Kerbspannung entspricht einer Stützwirkung im engsten Kerbbereich. Im Rechenmodell läßt sich diese sogenannte Mikrostützwirkung durch einen fiktiv vergrößerten Kerbgrundradius berücksichtigen. Der anzusetzende additive Zuschlag zum vorhandenen Radius richtet sich nach der werkstoffspezifischen Teilchengröße  $\rho^*$ , auch Ersatzstrukturlänge genannt, und der verwendeten Festigkeitshypothese. Zur Abschätzung der Kerbspannungen an den Nahtübergängen und Nahtwurzeln von Schweißverbindungen aus Baustahl schlägt Radaj [48, 53] vor, den jeweils vorhandenen Kerbgrundradius um 1,0 mm zu vergrößern. Zu Bemessungszwecken wird ferner empfohlen, diesen Wert auch gleich für den fiktiven Gesamtradius anzusetzen, das heißt vom ungünstigsten Fall eines nicht abgerundeten Kerbgrunds auszugehen. Die Berücksichtigung der Mikrostützwirkung in der Kerbspannung hat nach Radaj für die Bewertung der Schwingfestigkeit den Vorteil, daß die Formzahl einer Kerbe als Kerbwirkungszahl interpretiert werden kann.

Strukturspannungskonzepte zur Bewertung der Schwingfestigkeit berücksichtigen die Wirkung der technologisch bedingten Nahtkerben pauschal. Zum Beispiel veranschlagt das Hot-Spot-Konzept nach [20] die Nahtformzahl  $\alpha_N = 2,4$  für einen Kehlnahtübergang (Abschn. 6.2). Übliche Nahtformen werden so hinreichend genau beurteilt. Liegt jedoch eine ungewöhnliche Nahtgeometrie oder ein besonders hoher Grad der Kraft-

umlenkung in der Naht vor, empfiehlt es sich, die individuelle Kerbspannungsüberhöhung zu überprüfen.

Das Kerbspannungskonzept von Radaj [48, 53] mißt dem Nahtübergang eines Bauteils die Schwingfestigkeit einer ungekerbten, polierten Grundwerkstoffprobe zu. Bezugsgrößen sind die elastizitätstheoretische Kerbspannung des Bauteils - berechnet unter Berücksichtigung der Mikrostützwirkung - und die wirkliche Spannung der kraftkontrolliert beanspruchten Probe. Als Entwurfswert dient bei Schwellbeanspruchung der Schwingfestigkeitskennwert  $\Delta\sigma_{R,90\%} = 270 \text{ N/mm}^2$ . In Abschn. 6.2 ist bereits angeklungen, daß dieser Entwurfswert in guter Übereinstimmung mit den Ergebnissen der durchgeführten Bauteilversuche steht, denn die Versuchsergebnisse bestätigen den Hot-Spot-Entwurfswert der Vorschrift [18], und dieser entspricht dem Entwurfswert von Radaj, wenn die Nahtformzahl etwa 2,4 beträgt. Für die Kehlnähte der Versuchsmodelle darf  $\alpha_N \approx 2,4$  ohne weiteres angenommen werden. Einen Sonderfall stellt jedoch die K-Stegnaht des Knicksteifenanschlusses an den Gurt der Rahmenecke (Anrißort 2) dar. Für dieses Detail wurde daher die individuelle Nahtformzahl nach dem Konzept von Radaj berechnet.

Ein randparalleler Schnitt ca. 5 mm neben dem Knicksteifenrand führt durch die anrißkritische Stelle des Knicksteifenanschlusses (Abb. 34). Die Hauptspannungsrichtung in der Knicksteife stimmt aufgrund der Randnähe sehr genau mit der Schnitttrichtung überein, im Gurt weicht sie nur wenig ab. Ein ebenes Querkonturmodell der Schnittfläche ist daher geeignet, die vorhandenen Beanspruchungsverhältnisse abzubilden. Als Belastung des Querkonturmodells sind nach Radaj die Strukturspannungen in den Kerbquerschnitten anzusetzen. Dazu gehört die Hot-Spot-Spannung am kritischen Nahtübergang. Die Strukturspannungen können sowohl rechnerisch, zum Beispiel mit Hilfe eines FE-Modells, als auch experimentell mit Dehnungsmeßstreifen bestimmt werden [56].

An einem der Versuchsmodelle waren geeignete örtliche Beanspruchungsmessungen vorgenommen worden (Abschn. 6.1.1). Auf der genannten randparallelen Schnittlinie befanden sich DMS-Ketten vor allen vier Nahtübergängen eines Knicksteifenanschlusses. Abgesehen von den leicht überhöhten Werten der 2 mm von den Nahtübergängen entfernten Meßgitter sind die gemessenen Beanspruchungen ungefähr linear verteilt (Abb. 34). Die durchgeführte einfache lineare Extrapolation der Meßwerte auf die Kerbquerschnitte liefert deshalb in diesem Fall kaum andere Ergebnisse als die quadratische Extrapolation nach [24] (vgl. Abschn. 6.2 und Abb. 31). Auch in [56] wird eine lineare Extrapolation als ausreichend angesehen.

Die gemessenen Dehnungen lassen auf Normalkraft, Biegemoment und Querkraft in den Kerbquerschnitten schließen. Die Querkraft ergibt sich aus dem Gradienten der gemessenen Biegebeanspruchung. Im Fall des Gurtes wurden die Meßwerte durch die FE-Ergebnisse aus [16] ergänzt, weil nur die Beanspruchung der Gurtunterseite gemessen worden war. Die Schnittgrößen wurden als äußere Lasten in die Endquerschnitte des Querkonturmodells verschoben, wobei ein gegen-drehendes Versetzmoment der Querkraft zu berücksichtigen war. Die Knicksteife kommt ohne Versetzmoment aus, weil dort die Querkraft vernachlässigbar klein ist. Die am Knicksteifenende des Modells aufgebrauchten äußeren Lasten sind also identisch mit den Strukturspannungen im Kerbquerschnitt (Abb. 35, 36, 37).

Das verbliebene geringe Ungleichgewicht der Schnittkräfte am Modell wurde durch eine starre Linienlagerung des Gurtes an einem kurzen Abschnitt der Knickkehle aufgefangen. Durch Vergleichsrechnungen konnte sichergestellt werden, daß die Position des gelagerten Abschnitts in der Knickkehle keinen merklichen Einfluß auf die errechneten Kerbspannungen an den Nahtübergängen ausübt. Auf eine weiter verbesserte Lagerung, zum Beispiel an einer Halbkreiskerbe wie in [56], konnte daher verzichtet werden. Die schließlich gewählte

Lagerung befindet sich auf der Wirkungslinie der Knicksteifenkraft, wodurch das Einspannmoment nahezu verschwindet.

Die Knicksteifenanschlüsse an den Gurt waren als Steigenähte geschweißt worden, während die Rahmenecke auf der Seite lag. Das führte zu verhältnismäßig starken Unregelmäßigkeiten der Nahtflankenkontur und der Positionen der Nahtübergänge an Knicksteife und Gurt. An allen Versuchsmodellen waren die Positionen der Nahtübergänge aufgemessen worden, um sie bei der Berechnung der Kerbspannungen berücksichtigen zu können.

Die Kerbspannungsberechnung erfolgte nach der Methode der Randelemente. Benutzt wurde das Rechenprogramm BETSY [57]. Die Nahtübergänge der erstellten Querkonturmodelle wurden nach dem Konzept von Radaj mit einem Radius von 1,0 mm ausgerundet. Zunächst wurden die aktuellen Nahtabmessungen desjenigen Knicksteifenanschlusses idealisiert, an dem auch die örtlichen Dehnungen gemessen worden waren (Abb. 35). Die berechneten Tangentialspannungen auf dem Rand des Rechenmodells stimmen im Bereich der letzten Meßgitter vor den Nahtübergängen sehr genau mit den Meßwerten überein. Die Nahtabmessungen weichen allerdings relativ stark von den gemittelten Nahtabmessungen aller Versuchsmodelle ab. Dennoch liefert ein Querkonturmodell mit den gemittelten Abmessungen bei gleicher Belastung kaum andere Ergebnisse (Abb. 36).

Die beiden beschriebenen Randelement-Modelle idealisieren die Nahtflanken als gerade Verbindungslinien zwischen den aufgemessenen Positionen der Nahtübergänge. Die vorhandene Nahtüberhöhung der ausgeführten Steigenähte von im Mittel etwa 1 mm wird also nicht berücksichtigt. Mit einem weiteren Querkonturmodell, das diese Nahtüberhöhung in vereinfachter Form nachbildet, ergibt sich eine um 13 % höhere Kerbspannung am Hot-Spot (Abb. 37). Die auf die Hot-Spot-

Spannung bezogene Nahtformzahl beträgt dann  $\alpha_N = 2,39$ . Die vom Hot-Spot-Konzept nach [18, 20] unterstellte Kerbspannungsüberhöhung erweist sich also auch in diesem Fall als zutreffend. Die eigenen Versuchsergebnisse für die untersuchten Bauteile bestätigen somit nicht nur den Hot-Spot-Entwurfswert (Abschn. 6.2), sondern ausnahmslos auch den Kerbspannungs-Entwurfswert von Radaj.

## 8. Zusammenfassung

In drei Versuchsreihen mit geschweißten Bauteilen wurde die Schwingfestigkeit einer Lukenkonstruktion, einer Rahmenecke sowie zweier Bauformen von Raumpantanschlüssen an den Doppelboden eines Schiffes untersucht. Die Versuchsergebnisse wurden den Prognosen einiger bekannter Konzepte zur Bewertung der Schwingfestigkeit gegenübergestellt. Zum Einsatz kamen das Nennspannungskonzept, das Strukturspannungskonzept und das Kerbspannungskonzept. Diese Konzepte bewerten die Schwingfestigkeit auf der Grundlage der elementar berechneten Nennspannung, der örtlichen Strukturspannung und der elastizitätstheoretischen Kerbspannung, wobei die Kerbspannung im Gegensatz zur Strukturspannung auch die technologisch bedingte Kerbwirkung zum Beispiel eines Schweißnahtübergangs erfaßt. Noch stützt sich das Regelwerk des Stahl- und Schiffbaus überwiegend auf das besonders einfach zu handhabende Nennspannungskonzept, doch gewinnt das zwar aufwendigere, aber flexibler einsetzbare Strukturspannungskonzept an Bedeutung. Das noch aufwendigere Kerbspannungskonzept, das bisher keinen Eingang ins Regelwerk gefunden hat, wird nur in Sonderfällen benutzt.

Die Einschätzung der Schwingfestigkeit der untersuchten Bauteile durch das Nennspannungskonzept weicht zum Teil erheblich von den erhaltenen Versuchsergebnissen ab. Die elementar berechneten Nennspannungen der Bauteile sind nicht geeignet, die Beanspruchungen der anrißkritischen Konstruktionsdetails vollständig genug zu beschreiben. Die somit unterschätzten Beanspruchungen führen zu einer Überschätzung der Schwingfestigkeit. An einigen Details war es zudem schwierig, überhaupt eine sinnvolle Nennspannungsdefinition zu finden.

Eine zutreffendere Beurteilung der Bauteile gelang auf der Grundlage der örtlichen Strukturbeanspruchung. Mit dem Kon-

zept von Haibach [1], das sich auf die 2 mm vor dem kritischen Nahtübergang gemessene Dehnung bezieht, dem damit verwandten Verfahren von Iida und Matoba [14] sowie dem Hot-Spot-Konzept nach [20], das die auf den Nahtübergang extrapolierte Strukturspannung ermittelt, wurden drei verschiedene Varianten des Strukturspannungskonzepts angewendet. Sie definieren die örtliche Beanspruchung unterschiedlich. Dennoch sind die von allen drei Varianten angenommenen Schwingfestigkeitskennwerte bei  $2 \cdot 10^6$  Schwingspielen praktisch gleich und werden von den Ergebnissen der Bauteilversuche bestätigt. Dies gilt jedoch nur bei Zugschwellbeanspruchung. Unter Druckschwellbeanspruchung besaßen die mit beiden Lastrichtungen beaufschlagten Spantanschlußmodelle eine erheblich höhere Schwingfestigkeit. Diese wird mit einem weiteren von Iida und Matoba angegebenen Kennwert richtig bewertet.

Das Kerbspannungskonzept wurde nur auf ein Detail der untersuchten Rahmenecke angewendet. Das dafür benutzte Verfahren von Radaj [48] steht über die Nahtformzahl 2,4, die für einen Kehlnahtübergang gilt, im Einklang mit dem Hot-Spot-Konzept nach [20]. Obwohl das Detail keine Kehlnaht, sondern eine K-Stegnaht aufwies, wird seine Schwingfestigkeit mit dem Hot-Spot-Konzept richtig eingeschätzt. Dies ergab der Vergleich mit den Versuchsergebnissen. Die durchgeführte Berechnung der elastizitätstheoretischen Kerbspannung am anrißkritischen Nahtübergang bestätigte denn auch, daß die K-Stegnaht eine Nahtformzahl von ebenfalls 2,4 hatte. Somit erweist sich auch das Kerbspannungskonzept von Radaj als geeignet.

Die von den Ergebnissen der Schwingversuche abgeleiteten Bauteilwöhlerlinien lassen erkennen, daß sich die Schwingfestigkeit bei  $2 \cdot 10^6$  Schwingspielen kerbfallunabhängig mit einem einzigen Kennwert der Struktur- oder Kerbspannung beschreiben läßt. Zu unterscheiden ist nur zwischen Zug- und Druckschwellbeanspruchung. Deutlich wird aber auch, daß

die Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden nicht einheitlich ist. Die erwähnte gute Übereinstimmung der Versuchsergebnisse mit den Einschätzungen der angewendeten Konzepte beschränkt sich also auf den Schwingfestigkeitskennwert. Gleichzeitig führen unterschiedliche Vorstellungen der Konzepte über die Neigung der Wöhlerlinie zu Differenzen bei der Beurteilung des Zeitfestigkeitsbereichs. Nur die relativ flachen Entwurfslinien von Iida und Matoba bewerten die Schwingfestigkeit in allen Fällen konservativ.

Die an Hand der Versuchsergebnisse abgeschätzten individuellen Wöhlerlinienneigungen der Bauteile stehen im Gegensatz zu der vom Regelwerk getroffenen Annahme, daß die Neigung einheitlich ist. Aus der Literatur sind jedoch insbesondere mit [5] Versuchsergebnisse bekannt, die auf eine Kerbfallabhängigkeit der Neigung hinweisen. Anknüpfend an diese Ergebnisse wird in der vorliegenden Arbeit qualitativ ein Zusammenhang zwischen der Makrostützwirkung einer Struktur und der Wöhlerlinienneigung aufgezeigt. Es wird unterstellt, daß die Ausdehnung der plastischen Zone an einer Kerbe kerbfallabhängig ist, und daß sie die Stützwirkung der elastischen Umgebung beeinflußt. Der Kerbgrund eines kraftkontrolliert belasteten Bauteils wird dadurch je nach Kerbfall eher dehnungs- oder eher spannungskontrolliert beansprucht. Die Streubreite der damit möglichen Neigungen wird eingegrenzt durch die steile elastisch-plastische Dehnungswöhlerlinie ungekerbter Kleinproben und die flache Linie des elastischen Dehnungsanteils. Mit Hilfe der Makrostützwirkungsformel von Neuber [46] und auf der Grundlage des einheitlichen Werkstoffgesetzes nach [44] konnte eine Bauteilwöhlerlinie berechnet werden, deren Neigung ungefähr in der Mitte dieser Streubreite liegt und gut mit der Neigung der Entwurfslinie für Zugschwellbeanspruchung von Iida und Matoba übereinstimmt. Außerdem führt die berechnete Linie auf den von Radaj genannten Schwingfestigkeitskennwert für die Elastizitätstheoretische Kerbspannung, den auch die Versuchsergebnisse bestätigen.



## Literaturverzeichnis

- [1] E. Haibach: *Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung*. Bericht FB-77, Laboratorium für Betriebsfestigkeit, Darmstadt, 1968.
- [2] G. Bierett: *Einige wichtige Gesetze der Betriebsfestigkeit geschweißter Bauteile aus Stahl*. Schweißen und Schneiden 24 (1972), Heft 11, S. 429-434.
- [3] E. Haibach, R. Olivier, W. Ritter: *Einfluß der Naht- und Blechdicke auf die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen mit Kehlnähten*. Schweißen und Schneiden 30 (1978), Heft 11, S. 442-446.
- [4] R. Olivier, W. Ritter: *Wöhlerlinienkatalog für Schweißverbindungen aus Baustählen*. DVS-Berichte Band 56/I-V, Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Düsseldorf, 1979-1985.
- [5] R. Quel, Th. Geidner: *Zur Berechnung der Zuverlässigkeit von Konstruktionselementen bei Ermüdungsbeanspruchung*. Der Stahlbau 1980, Heft 1, S. 16-23.
- [6] W. H. Munse, T. W. Wilbur, M. L. Tellalian, K. Nicoll, K. Wilson: *Fatigue Characterization of Fabricated Ship Details for Design*. Report SSC-318, Ship Structure Committee, Washington, D. C., 1983.
- [7] T. Seeger, R. Olivier: *Ertragbare und zulässige Schubspannungen schwingbeanspruchter Schweißverbindungen*. Stahlbau 1987, Heft 8, S. 231-238.
- [8] C. M. Sonsino: *Mehrachsige schwingbeanspruchte Schweißverbindungen - Hypothesen, Regelwerke, experimentelle Untersuchungen*. DVS-Berichte Band 133, S. 108-113, Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Düsseldorf, 1991.
- [9] J. W. Fisher, K. H. Frank, M. A. Hirt, B. M. McNamee: *Effect of Weldments on the Fatigue Strength of Steel Beams*. National Cooperative Highway Research Program, Report No. 102, Highway Research Board, National Research Council, Washington, D. C., 1970.
- [10] J. W. Fisher, P. A. Albrecht, B. T. Yen, D. J. Klingerman, B. M. McNamee: *Fatigue Strength of Steel Beams with Welded Stiffeners and Attachments*. National Cooperative Highway Research Program, Report No. 147, Transportation Research Board, National Research Council, Washington, D. C., 1974.

- [11] M. A. Hirt, M. Crisinel: *La résistance à la fatigue des poutres en âme pleine composées-soudrées - effet des plaquettes et goussets soudés à l' aile (Ermüdungsfestigkeit geschweißter Vollwandträger - Wirkung von Knotenblechen und Anschweißblechen)*. Rapport ICOM 017, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, Institut de la Construction Métallique, décembre 1975.
- [12] P. Berger: *Ermüdungsversuche an geschweißten Trägern*. Schweißtechnik 31 (1981), Heft 2, S. 78-82.
- [13] P. Berger: *Ermüdungsversuche an geschweißten Trägern (Teil 2)*. Schweißtechnik 32 (1982), Heft 10, S. 455-457.
- [14] K. Iida, M. Matoba: *Evaluation of Fatigue Strength of Hold Frame Ends in Ship Hulls*. Document XIII-950-80, International Institute of Welding, March 1980.
- [15] D. Gimperlein: *Einsatz gefalteter Elemente im Schiffslängsverband*. Bericht Nr. 223, Forschungszentrum des Deutschen Schiffbaus, Hamburg, 1991.
- [16] D. Gimperlein: *Tragverhalten abgeknickter Gurte in der Schiffskonstruktion*. Bericht Nr. 518, Institut für Schiffbau der Universität Hamburg, Juni 1991. (Kurzfassung: D. Gimperlein: *Tragverhalten von Rahmenecken mit geknickten Gurten*. Schweißen und Schneiden 42 (1990), Heft 5, S. 234-240.)
- [17] D. Gimperlein: *Anschluß von Raumpantzen an den Doppelboden*. Bericht Nr. 232, Forschungszentrum des Deutschen Schiffbaus, Hamburg, 1991.
- [18] Germanischer Lloyd: *Klassifikations- und Bauvorschriften, I - Schiffstechnik, Teil 1 - Seeschiffe, Kapitel 1 - Schiffskörper*. Hamburg, 1992.
- [19] B. Bohlmann: *Ein Beitrag zur Beurteilung der Betriebsfestigkeit von schiffbaulichen Schweißkonstruktionen*. Bericht Nr. 535, Institut für Schiffbau der Universität Hamburg, Oktober 1993.
- [20] W. Fricke, H. Petershagen: *Anwendung örtlicher Konzepte auf die Betriebsfestigkeit schiffbaulicher Schweißkonstruktionen*. DVS-Berichte Band 133, S. 89-93, Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Düsseldorf, 1991.
- [21] M. Matoba, T. Kawasaki, T. Fujii, T. Yamauchi: *Evaluation of Fatigue Strength of Welded Steel Structures - Hull's Members, Hollow Section Joints, Piping and Vessel Joints*. Document XIII-1082-83, International Institute of Welding, 1983.

- [22] Eurocode No. 3: *Design of Steel Structures, Part 1 - General Rules and Rules for Buildings*. Edited draft, Issue 3, April 1990.
- [23] E. Niemi: *Recommendations Concerning Stress Calculation for Fatigue Analysis of Welded Components*. Document XIII-1426-91, International Institute of Welding, January 1991.
- [24] W. Fricke, S. Pohl: *Ermittlung und Katalogisierung von Formzahlen für schiffbauliche Konstruktionsdetails*. Abschlußbericht zum Vorhaben MTK 04429, Bundesministerium für Forschung und Technologie, Dezember 1991.
- [25] K. Iida: *Application of Hot Spot Strain Concept to Fatigue Life Prediction*. Document XIII-1103-83, International Institute of Welding, June 1983.
- [26] DIN 15018, Blatt 1: *Krane - Grundsätze für Stahltragwerke, Berechnung*. Beuth Verlag, Berlin, 1984.
- [27] DS 804: *Vorschrift für Eisenbahnbrücken und sonstige Ingenieurbauwerke*. Deutsche Bundesbahn, München, Januar 1983.
- [28] Deutscher Ausschuß für Stahlbau, DASt-Richtlinie 011: *Hochfeste schweißgeeignete Feinkornbaustähle StE 460 und StE 690, Anwendung für Stahlbauten*. Stahlbau-Verlag, Köln, Februar 1979.
- [29] International Institut of Welding (IIW): *Design Recommendations for Cyclic Loaded Welded Structures*. *Welding in the World* 20 (1982), No. 7/8, pp. 153-165.
- [30] Europäische Konvention für Stahlbau (EKS), Technische Kommission 6 - Ermüdung: *Empfehlungen für die Bemessung und Konstruktion von ermüdungsbeanspruchten Stahlbauten*. Schweizerische Zentralstelle für Stahlbau, Zürich, 1987.
- [31] DDR-Standard, TGL 13500/01: *Stahltragwerke - Berechnung, bauliche Durchbildung*. Verlag für Standardisierung, Leipzig, April 1982. 1. Änderung 1983.
- [32] DDR-Standard, TGL 14915/01: *Festigkeitsnachweis für geschweißte Konstruktionen*. Verlag für Standardisierung, Leipzig, Januar 1986.
- [33] Germanischer Lloyd: *Vorschriften für Klassifikation und Bau von stählernen Seeschiffen, Kapitel 2 - Schiffskörper*. Hamburg, 1986. Ergänzung Nr. 2, Januar 1989.

- [34] API RP2A: *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms*. 15th Edition, American Petroleum Institut, 1984.
- [35] AWS D1.1-84: *Structural Welding Code*. American Welding Society, 1984.
- [36] Norwegian Petroleum Directorate: *Regulations for the Structural Design of Fixed Structures on the Norwegian Continental Shelf*. 1977.
- [37] Det norske Veritas: *Rules for Design, Construction and Inspection of Offshore-Structures*. Oslo, 1977. Amendments 1982.
- [38] United Kingdom Department of Energy: *Offshore Installations: Guidance on Design and Construction*. London, April 1984.
- [39] E. Haibach: *Betriebsfestigkeit - Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1989.
- [40] E. Haibach, Ch. Matschke: *Normierte Wöhlerlinien für ungekerbte und gekerbte Formelemente aus Baustahl*. Stahl und Eisen 101 (1981), Nr. 3, S. 21-27.
- [41] J. D. Morrow: *Cyclic Plastic Strain Energy and Fatigue of Metals*. ASTM STP 378, pp. 45-87, American Society for Testing and Materials, 1965.
- [42] S. S. Manson: *Fatigue: A Complex Subject - Some Simple Approximations*. Experimental Mechanics 5 (1965), No. 7, pp. 193-226.
- [43] H. Paetzold: *Beurteilung der Betriebsfestigkeit von Längsspanndurchführungen auf der Grundlage der örtlichen Dehnung*. Bericht Nr. 455, Institut für Schiffbau der Universität Hamburg, Juli 1985.
- [44] V. B. Köttgen, A. Bäumel jr., T. Seeger: *Lebensdauervorhersage und Werkstoffdaten - Eckpfeiler einer rechnergestützten Betriebsfestigkeitsbeurteilung*. 14. Vortragsveranstaltung des DVM-Arbeitskreises Betriebsfestigkeit am 7. und 8. September 1988 in Rüsselsheim, S. 111-124. Deutscher Verband für Materialprüfung, Berlin, 1988.
- [45] P. Heuler, T. Seeger: *Rechnerische und experimentelle Lebensdauervorhersage am Beispiel eines geschweißten Bauteils*. Konstruktion 35 (1983), Heft 1, S. 21-26.
- [46] H. Neuber: *Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen*. Konstruktion 20 (1968), Heft 7, S. 245-251.

- [47] Germanischer Lloyd: *Vorschriften für Klassifikation und Bau von stählernen Seeschiffen, Kapitel 6 - Werkstoffe*. Hamburg, 1986.
- [48] D. Radaj: *Notch Stress Proof for Fatigue Resistant Welded Structures*. Document XIII-1157-85, International Institut of Welding, 1985.
- [49] H. H. Minner, T. Seeger: *Erhöhung der Schwingfestigkeiten von Schweißverbindungen aus hochfesten Feinkornbaustählen durch das WIG-Nachbehandlungsverfahren*. Der Stahlbau 46 (1977), S. 257-263.
- [50] R. Archer: *Fatigue of a Welded Steel Attachment under Combined Direct Stress and Shear Stress*. International Conference on Fatigue of Welded Constructions, Brighton, 7-9 April 1987, Paper 50. The Welding Institute, Abington, Cambridge, 1987.
- [51] H. Petershagen: *Untersuchungen zur Schwingfestigkeit teilgeschweißter Stumpfnähte an Schiffbaustahl*. Bericht Nr. 203, Forschungszentrum des Deutschen Schiffbaus, Hamburg, 1988.
- [52] M. Böckenhauer: *Kriterien für die Knickaussteifung an Trägerkonstruktionen*. Schiff und Hafen 35 (1983), Heft 6, S. 72-74.
- [53] D. Radaj: *Gestaltung und Berechnung von Schweißkonstruktionen - Ermüdungsfestigkeit*. Fachbuchreihe Schweißtechnik, Band 82, Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Düsseldorf, 1985.
- [54] R. Olivier, T. Seeger: *Einfluß des Nahtanstiegswinkels auf die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen - einheitliche Auswertung im Schrifttum veröffentlichter Versuchsergebnisse*. Bericht FF-2/1989, Technische Hochschule Darmstadt, FG Werkstoffmechanik.
- [55] H. Neuber: *Kerbspannungslehre*. 3. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo, 1985.
- [56] D. Radaj, H. D. Gerlach, B. Gorsitzke: *Experimentell-rechnerischer Kerbspannungsnachweis für eine geschweißte Kesselkonstruktion*. Konstruktion 40 (1988), Heft 11, S. 447-452.
- [57] W. Neureiter, W. Drexler: *Programmsystem BETSY (2D) - Beschreibung und Hilfen zur Implementierung des EDV-Programms*. Lehrstuhl für Mechanik (A) der Technischen Universität München, Juli 1982.

### Verzeichnis der wichtigsten Symbole

a	Kehlnahtdicke
b, c	Kenngrößen für die Neigung der Dehnungswöhlerlinie
E	Elastizitätsmodul für Stahl, $E = 2,1 \cdot 10^5 \text{ N/mm}^2$
k	Neigungsexponent der Wöhlerlinie
N	Schwingspielzahl
$p_u$	Überschreitungswahrscheinlichkeit der Schwingfestigkeit oder Lebensdauer einer Probe:

$$p_u [\%] = \frac{3 \cdot m - 1}{3 \cdot n + 1} \cdot 100$$

mit  $m =$  lfd. Nr. der nach Größe geordneten Ergebnisse,  
 $n =$  Anzahl der Proben

R	Verhältnis der Unterspannung (betragsmäßig kleinste Spannung) zur Oberspannung (betragsmäßig größte Spannung) einer Schwingbeanspruchung
$R_m$	Zugfestigkeit
t	Plattendicke
$\alpha_N$	Nahtformzahl
$\alpha_S$	Strukturformzahl
$\gamma_{xy}$	Schubverzerrung
$\Delta \varepsilon$	Dehnungsschwingbreite
$\Delta \varepsilon_R$	Schwingfestigkeitskennwert der Dehnungsschwingbreite bei $2 \cdot 10^6$ Schwingspielen:
	$\Delta \varepsilon_R = 2 \cdot \varepsilon_A$
$\Delta \sigma$	Spannungsschwingbreite
$\Delta \sigma_R$	Schwingfestigkeitskennwert der Spannungsschwingbreite bei $2 \cdot 10^6$ Schwingspielen:
	$\Delta \sigma_R = 2 \cdot \sigma_A$
$\varepsilon$	Dehnung
$\varepsilon_A$	Dehnungsamplitude

$\varepsilon_A$	Schwingfestigkeitskennwert der Dehnungsamplitude bei $2 \cdot 10^6$ Schwingspielen
$\varepsilon_e$	Elastizitätstheoretische Kerbdehnung
$\varepsilon_{e1}$	Elastischer Dehnungsanteil im Kerbgrund
$\varepsilon_{p1}$	Plastischer Dehnungsanteil im Kerbgrund
$\varepsilon_{tot}$	Elastisch-plastische Gesamtdehnung im Kerbgrund
$\varepsilon_x$	Dehnung senkrecht zur Schweißnaht
$\varepsilon_y$	Dehnung parallel zur Schweißnaht
$\varepsilon_1$	Große Hauptdehnung
$\varepsilon_2$	Kleine Hauptdehnung
$\varepsilon'_f$	Kenngröße der Dehnungswöhlerlinie
$\varrho^*$	Ersatzstrukturlänge
$\sigma$	Normalspannung
$\sigma_a$	Spannungsamplitude
$\sigma_A$	Schwingfestigkeitskennwert der Spannungsamplitude bei $2 \cdot 10^6$ Schwingspielen
$\sigma_e$	Elastizitätstheoretische Kerbspannung
$\sigma_v$	Vergleichsspannung
$\sigma_x$	Spannung senkrecht zur Schweißnaht
$\sigma_y$	Spannung parallel zur Schweißnaht
$\sigma_1$	Große Hauptspannung
$\sigma_2$	Kleine Hauptspannung
$\sigma'_f$	Kenngröße der Dehnungswöhlerlinie
$\tau$	Schubspannung
$\tau_{xy}$	Schubspannung senkrecht und parallel zur Schweißnaht

Abkürzungen:

DMS	Dehnungsmeßstreifen
FE	Finite Elemente

HP Hollandprofil

WIG Wolfram-Inertgas (-Schweißen)

**Tabellen 1 bis 8**



Tabelle 1

Schwingversuchsergebnisse für das Lukenmodell

Mo- dell Nr.	An- riß- pos.  (Abb. 8 )	Schwingbreite			Registrierte Schwingspiel- zahl bei 5 bis 10 mm Anrißlänge	Korrigierte Anrißschwing- spielzahl für den gewählten gemeinsamen Horizont $\Delta\varepsilon^*$ am Kontroll- DMS
		Last $\Delta F$ [kN]	Gemessene Dehnung [10 <sup>-6</sup> ] Kontroll- DMS $\Delta\varepsilon^{1)}$	2 mm vor der Naht $\Delta\varepsilon_x$		
Anrißort 1:						
1	A	585	776	-	48.850	52.370
	B		723	-	36.250	29.910
	C		801	-	53.020	63.660
	D		785	-	48.690	54.640
2	A	585	794	1622	( 150.600 ) <sup>3)</sup>	-
	B		761	1724	50.600	50.600
	C		747	1534	35.790	33.340
	D		717	1374	103.750	83.500
			$\Delta\varepsilon^* \cdot E = 160 \text{ N/mm}^2$		$N_{50x} = 49.873$	
Anrißort 2:						
1	A	585	893 <sup>2)</sup>	-	52.210	52.210
	B		922	-	54.700	61.540
	C		893 <sup>2)</sup>	-	55.660	55.660
	D		893 <sup>2)</sup>	-	89.010	89.010
2	A	585	886	707	150.000	144.100
	B		919	920	110.690	122.140
	C		873	1238	66.220	59.850
	D		866	1032	138.850	122.950
			$\Delta\varepsilon^* \cdot E = 188 \text{ N/mm}^2$		$N_{50x} = 82.087$	
Anrißort 3:						
1	A	585	868 <sup>2)</sup>	-	100.400	100.400
	B		850	-	118.480	109.010
	C		868 <sup>2)</sup>	-	126.990	126.990
	D		868 <sup>2)</sup>	-	151.070	151.070
2	A	585	878	663	140.000	145.860
	B		895	807	121.200	136.870
	C		834	991	112.260	96.910
	D		881	1165	123.800	131.630
			$\Delta\varepsilon^* \cdot E = 182 \text{ N/mm}^2$		$N_{50x} = 123.318$	

Fortsetzung /

Tabelle 1 - Fortsetzung

Anrißort 4:						
1	A	585	644 <sup>2)</sup>	-	125.640	125.640
	B		738	-	112.200	188.350
	C		644 <sup>2)</sup>	-	114.900	114.900
	D		644 <sup>2)</sup>	-	206.140	206.140
2	A	585	587	643	168.280	118.690
	B		631	809	147.590	135.660
	C		596	872	163.390	122.430
	D		669	652	147.210	173.290
Anrißort 5:						
1	A	585	644 <sup>2)</sup>	-	165.710	165.710
	B		738	-	138.670	232.800
	C		644 <sup>2)</sup>	-	137.640	137.640
	D		-	-	( 132.085 ) <sup>3)</sup>	-
2	A	585	587	819	( 150.600 ) <sup>3)</sup>	-
	B		631	690	( 150.600 ) <sup>3)</sup>	-
	C		596	800	( 150.600 ) <sup>3)</sup>	-
	D		669	683	167.310	196.950
			$\Delta\varepsilon \cdot E = 135 \text{ N/mm}^2$		$N_{50\%} = 155.518$	
Anrißort 6:						
1	A,B,D	585	-	-	( 132.085 ) <sup>3)</sup>	-
	C		-	-	( 130.900 ) <sup>4)</sup>	-
2	A	585	1361 <sup>2)</sup>	-	121.790	121.790
	B		1361	861	( 150.600 ) <sup>3)</sup>	-
	C		1361 <sup>2)</sup>	-	98.520	98.520
	D		1361 <sup>2)</sup>	-	109.270	109.270
Anrißort 7:						
1	A,B,C,D	585	-	-	( 132.085 ) <sup>3)</sup>	-
2	B	585	1361	929	107.540	107.540
	C		1361 <sup>2)</sup>	-	112.270	112.270
	A,D		-	-	( 150.600 ) <sup>3)</sup>	-
			$\Delta\varepsilon \cdot E = 286 \text{ N/mm}^2$		$N_{50\%} = 109.618$	

1) Dehnung in Modellängsrichtung

2) Fehlenden Meßwert durch Mittelwert ersetzt

3) Versuchsabbruch ohne Anriß

4) Entdeckter Anriß war bereits 95 mm lang

Tabelle 2

Schwingversuchsergebnisse für Anrißort 1 der Rahmenecke

Mo- dell Nr. nach [16] bzw. [19]	An- riß- pos.  (Abb. 8 )	Schwingbreite		Registrierte Schwingspiel- zahl bei 5 bis 10 mm Anrißlänge	Korrigierte Anrißschwing- spielzahl für den gewählten gemeinsamen Horizont $\Delta\varepsilon^*$ am Kontroll- DMS
		Last  $\Delta F$ [kN]	Gemessene große Hauptdehnung am Kontroll-DMS  $\Delta\varepsilon_1$ [10 <sup>-6</sup> ]		
5	A	390	-	( 27.937 ) <sup>1)</sup>	-
	B		1467	16.200	41.542
	C		1298	( 27.937 ) <sup>1)</sup>	-
	D		1476	16.000	41.874
6	A	390	-	( 21.219 ) <sup>1)</sup>	-
	B		1322	16.500	28.566
	C		1388	( 21.219 ) <sup>1)</sup>	-
	D		1123	8.000	7.537
7	A	390	-	( 19.444 ) <sup>1)</sup>	-
	B		1338	7.000	12.678
	C		1138	( 19.444 ) <sup>1)</sup>	-
	D		1459	12.100	30.399
8	A	390	-	( 17.375 ) <sup>1)</sup>	-
	B		1311	7.500	12.620
	C		1320	9.000	15.493
	D		1143	( 17.375 ) <sup>1)</sup>	-
9	A	390	1238	11.000	14.888
	B		1255	( 13.407 ) <sup>1)</sup>	-
	C		1415	5.200	11.648
	D		1170	( 13.407 ) <sup>1)</sup>	-
10	A	340	1029	( 106.585 ) <sup>1)</sup>	-
	B		1201	56.500	68.461
	C		989	( 106.585 ) <sup>1)</sup>	-
	D		1034	91.000	62.697
			$\Delta\varepsilon^* \cdot E = 240 \text{ N/mm}^2$	$N_{50\%} = 22.919$	
Ergebnisse aus [19]:					
I	A		-	587.000	-
	B		577	447.000	374.580
	C		661	741.000	877.610
	D		699	355.000	494.620
II	A		-	712.000	-
	B		630	633.000	670.830
	C		693	575.000	843.800
	D		680	387.000	511.640
			$\Delta\varepsilon^* \cdot E = 130 \text{ N/mm}^2$	$N_{50\%} = 600.900$	

1) Versuchsabbruch ohne Anriß

Tabelle 3

Schwingversuchsergebnisse für Anrißort 2 der Rahmenecke

Modell Nr. nach [16]	Anriß- pos.  (Abb. 8 )	Schwingbreite		Registrierte Schwingspiel- zahl bei 5 bis 10 mm Anrißlänge	Korrigierte Anrißschwing- spielzahl für den gewählten gemeinsamen Horizont $\Delta\varepsilon^*$ am Kontroll- DMS
		Last  $\Delta F$ [kN]	Gemessene Dehnung senkrecht zur Naht am Kontroll-DMS  $\Delta\varepsilon_x$ [10 <sup>-6</sup> ]		
5	A	390	910	( 27.937 ) <sup>1)</sup>	-
	B		987	( 27.937 ) <sup>1)</sup>	-
	C		821	( 27.937 ) <sup>1)</sup>	-
	D		1178	8.300	18.449
6	A	390	1211	4.500	11.129
	B		790	( 21.219 ) <sup>1)</sup>	-
	C		1166	14.400	31.017
	D		902	( 21.219 ) <sup>1)</sup>	-
7	A	390	966	( 19.444 ) <sup>1)</sup>	-
	B		1088	( 19.444 ) <sup>1)</sup>	-
	C		925	( 19.444 ) <sup>1)</sup>	-
	D		1092	9.500	15.892
8	A	390	1134	12.000	23.126
	B		812	( 17.375 ) <sup>1)</sup>	-
	C		1044	5.500	7.773
	D		848	( 17.375 ) <sup>1)</sup>	-
9	A	390	1363	( 13.407 ) <sup>1)</sup>	-
	B		834	9.200	5.601
	C		1233	6.600	17.462
	D		844	( 13.407 ) <sup>1)</sup>	-
10	A	340	845	92.000	59.093
	B		827	37.000	21.924
	C		765	( 106.585 ) <sup>1)</sup>	-
	D		867	38.000	26.875
			$\Delta\varepsilon^* \cdot E = 200 \text{ N/mm}^2$	$N_{50x} =$	17.940

1) Versuchsabbruch ohne Anriß

Tabelle 4

Schwingversuchsergebnisse für Anrißort 1 der Spantanschlüsse

Mo- dell Nr. nach [17]	An- riß- pos.	Schwingbreite			Registrierte Schwingspiel- zahl bei 5 bis 10 mm Anrißlänge	Korrigierte Anrißschwing- spielzahl für den gewählten gemeinsamen Horizont $\Delta\epsilon^*$ am Kontroll- DMS
		Last	Gemessene Dehnung senkrecht zur Naht $\Delta\epsilon_x [10^{-6}]$			
(Bau- form)	(Abb. 8 )	$\Delta F$ [kN]	Kontroll- DMS	2 mm vor der Naht		
<b>Druckschwellbeanspruchung:</b>						
3 (a)	A	-190	1150	1198	450.000	1.309.267
	B		1082	1636	898.000	984.311
	C		1072	1616	465.000	436.240
	D		1007	1815	380.000	131.527
			$\Delta\epsilon^* \cdot E = 226 \text{ N/mm}^2$		$N_{50x} = 521.470$	
4 (c)	A	-140	983	2114	1.071.000 <sup>1)</sup>	414.991
	B		932	1671	230.000 <sup>1)</sup>	38.026
	C		889	1231	1.200.000 <sup>1)</sup>	94.212
	D		843	682	1.202.000 <sup>1)</sup>	39.845
5 (c)	A	-190	1175	2144	43.600	293.148
	B		1262	1947	43.000	908.441
	C		1160	1430	30.000	165.846
	D		1085	1641	30.000	56.745
			$\Delta\epsilon^* \cdot E = 219 \text{ N/mm}^2$		$N_{50x} = 140.104$	
<b>Zugschwellbeanspruchung:</b>						
6 (c)	A	140	914	1313	72.400	85.214
	B		899	1160	9.000	9.528
	C		845	1020	240.000	172.194
	D		899	1139	8.000	8.469
			$\Delta\epsilon^* \cdot E = 187 \text{ N/mm}^2$		$N_{50x} = 32.986$	

1) Anriß erfolgte auf 1. Laststufe - s. Abschn. 2.2

Tabelle 5

Schwingversuchsergebnisse für Anrißort 9 der Spantanschlußform (c)

Modell-Nr. nach [17] (Bauform)	Anrißpos. (Abb. 8)	Schwingbreite			Registrierte Schwingspielzahl bei 5 bis 10 mm Anrißlänge	Korrigierte Anrißschwingspielzahl für den gewählten gemeinsamen Horizont $\Delta\epsilon^*$ am Kontroll-DMS
		Last $\Delta F$ [kN]	Gemessene Dehnung senkrecht zur Naht $\Delta\epsilon_x$ [ $10^{-6}$ ]	Kontroll-DMS		
<b>Druckschwellbeanspruchung:</b>						
4 (c)	A	-280	1548	1860	121.500 <sup>1)</sup>	575.037
	B		1261	1553	293.500 <sup>1)</sup>	52.137
	C		1356	1701	169.500 <sup>1)</sup>	96.529
	D		1447	1804	119.500 <sup>1)</sup>	191.258
5 (c)	A	-190	863	1028	( 1.468.100 ) <sup>2)</sup>	-
	B		906	966	( 1.468.100 ) <sup>2)</sup>	-
	C		839	1053	( 1.468.100 ) <sup>3)</sup>	-
	D		991	1073	( 1.468.100 ) <sup>2)</sup>	-
			$\Delta\epsilon^* \cdot E = 295 \text{ N/mm}^2$		$N_{50\%} = 153.384$	
<b>Zugschwellbeanspruchung:</b>						
6 (c)	A	140	648	834	( 401.700 ) <sup>2)</sup>	-
	B		764	862	161.000	225.057
	C		615	662	( 401.700 ) <sup>2)</sup>	-
	D		685	871	265.000	187.678
			$\Delta\epsilon^* \cdot E = 152 \text{ N/mm}^2$		$N_{50\%} = 205.544$	

1) Anriß erfolgte auf 2. Laststufe - s. Abschn. 2.2. Die Schwingspielzahlen gelten für eine schädigungsgleiche Einstufenbeanspruchung auf dem angegebenen Lasthorizont der 2. Stufe; Berechnung mit elementarer Miner-Regel unter Verwendung des Wöhlerlinienexponenten  $k = 16$  nach [14].

2) Versuchsabbruch ohne Anriß

3) Anriß war bei Versuchsabbruch erst ca. 2 mm lang

Tabelle 6

Bewertung der Schwingfestigkeit nach dem Nennspannungskonzept

Anrißort nach Abb. 11 bis 14	Lasthorizont der Schwingversuche		Schwingfestigkeits- kennwert der Nenn- spannungsschwing- breite für $N = 2 \cdot 10^6$ und $p_u = 97,7 \%$  $\Delta\sigma_{R, 98\%}^{1)}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
	Nennspannungs- schwingbreite  $\Delta\sigma$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Anrißschwing- spiele für $p_u = 50 \%$  $N_{50\%}$	
<b>Druckschwellbeanspruchung:</b>			
- Spantanschluß, Form (a):			
1	148	521.470	69
- Spantanschluß, Form (c):			
1	129 <sup>2)</sup>	140.104	39
9	220	153.384	68
<b>Zugschwellbeanspruchung:</b>			
- Spantanschluß, Form (c):			
1	110	32.986	20
9	110	205.544	38
- Rahmenecke:			
1	149 <sup>3)</sup>	22.919	24
2	221	17.940	33
- Lukenmodell:			
1	46	49.873	10
2	46	82.087	12
3	46	123.318	13
4 + 5	46	155.518	14
6 + 7	90	109.618	25

1) Zugrunde liegt die Wöhlerlinienneigung  $k = 3$  nach [18] und die Streubreite des einheitlichen Wöhlerlinienstreubands nach [1]

2) Versuchsergebnisse liegen von zwei Lasthorizonten vor (Modelle 4 und 5). Die angegebene Nennspannung entspricht dem gemeinsamen Beanspruchungshorizont nach Tab. 4.

3) Vergleichsspannung nach v. Mises

Tabelle 7 Bewertung der Schwingfestigkeit mit den gemessenen örtlichen Dehnungen

Beanspruchung Versuchsmodell Bauform	Druckschwell		Zugschwell				Lukenmodell
	Spantanschluß (a)	Spantanschluß (c)	Spantanschluß (c)	Rahmenecke	Lukenmodell		
Anrißort	1	1   9	1   9	1   2	1	2   3	4 + 5   6 + 7
Mittelwert der aktuell gemessenen Dehnungsamplitude 2 mm vor dem Nahtübergang: 1)							
$\epsilon_{x,a}$ [ $10^{-6}$ ]	783	804	865	579	433	(442) <sup>2)</sup>   782	487   453   373   447
$\epsilon_{1,a}$ [ $10^{-6}$ ]	-	-	-	-	-	(657) <sup>3)</sup>   -	(709) <sup>4)</sup>   (710) <sup>4)</sup>   (507) <sup>4)</sup>   -
Anrißschwingspiele für $p_u = 50\%$ (Tab. 1 bis 5):							
$N_{50x}$	521470	140104	153384	32986	205544	22919   17940	49873   82087   123318   155518   109618
Zugrundegelegte Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden:							
k	16	16	16	6,3	6,3	5,3   3,75	3,75   3,75   3,75   3,75
Schwingfestigkeitskennwerte bei $N_{50x} = 2 \cdot 10^6$ :							
$\epsilon_{x,A,50x}$ [ $10^{-6}$ ]	720	681	737	302	302	(190)   292	208   215   189   206
$\epsilon_{1,A,50x}$ [ $10^{-6}$ ]	-	-	-	-	-	(283)   -	(303)   (338)   (257)   -
$\Delta\sigma_{k,50x}$ [N/mm <sup>2</sup> ] = $2 \cdot E \cdot \epsilon_{A,50x}$	302	286	309	127	127	(119)   123	(127)   (142)   (108)   -

1) Entspricht etwa dem jeweiligen gemeinsamen Beanspruchungshorizont nach Tab. 1 bis 5

2) Meßwert von einer einzelnen DMS-Kette

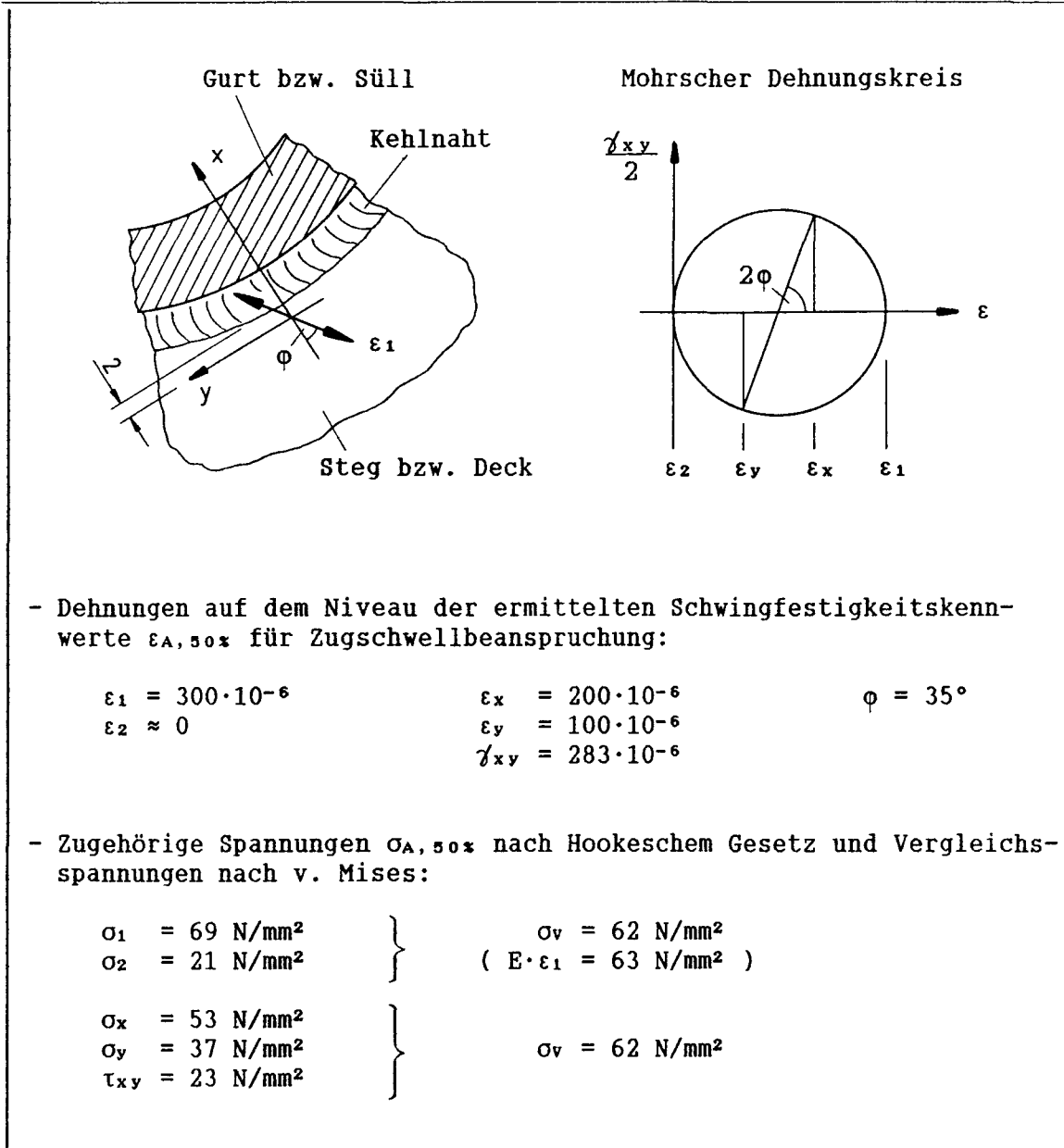
4) Meßwert von einer einzelnen DMS-Kantenrosette

3) Extrapoliertes Finite-Elemente-Ergebnis

( ) Einzelergebnis ohne statistische Aussagekraft

Tabelle 8

Zweiachsiger Beanspruchungszustand 2 mm vor dem Nahtübergang an Anrißort 1 der Rahmenecke und Anrißort 2 bis 7 des Lukenmodells



**Abbildungen 1 bis 37**



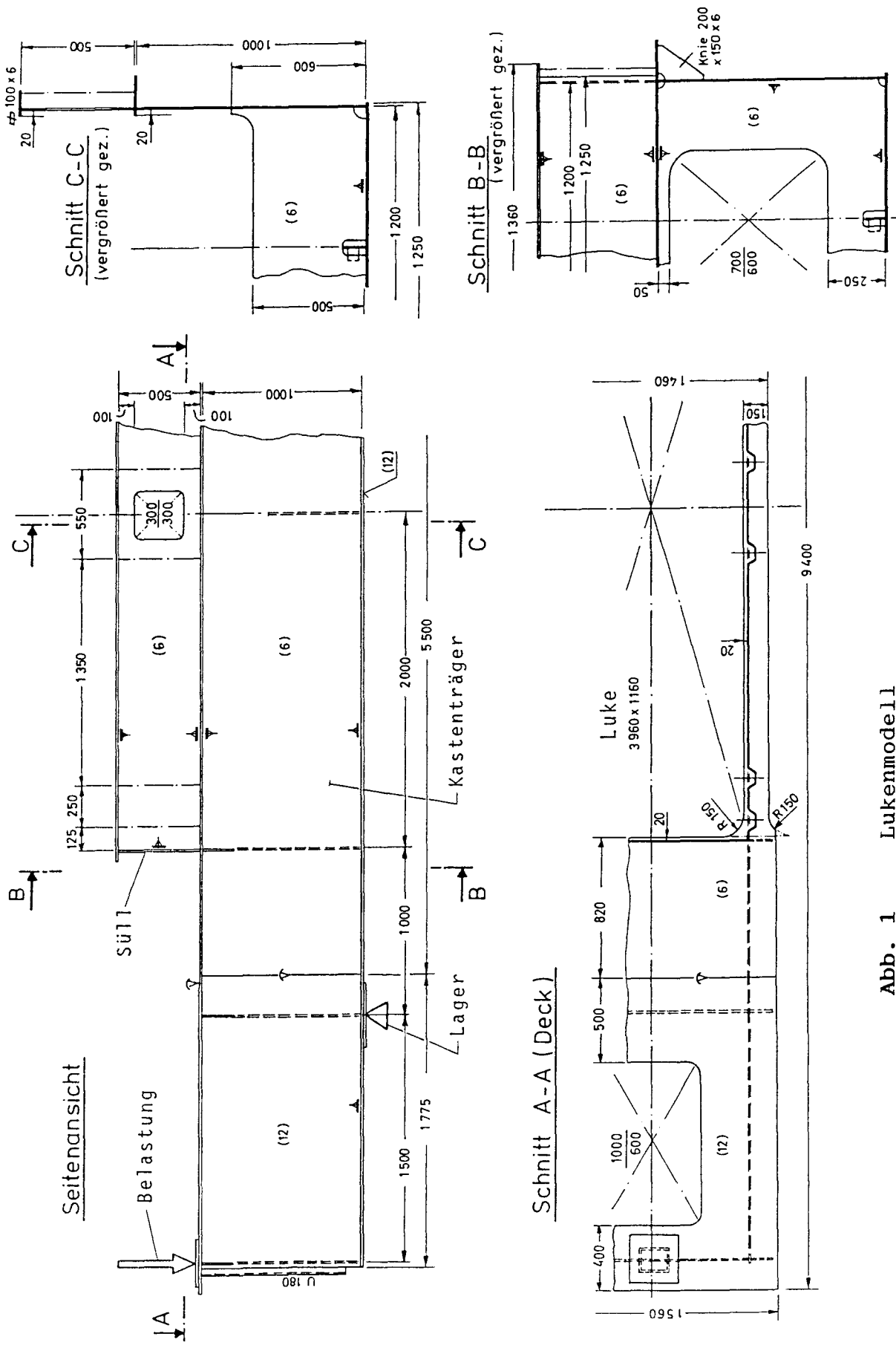


Abb. 1 Lukenmodell

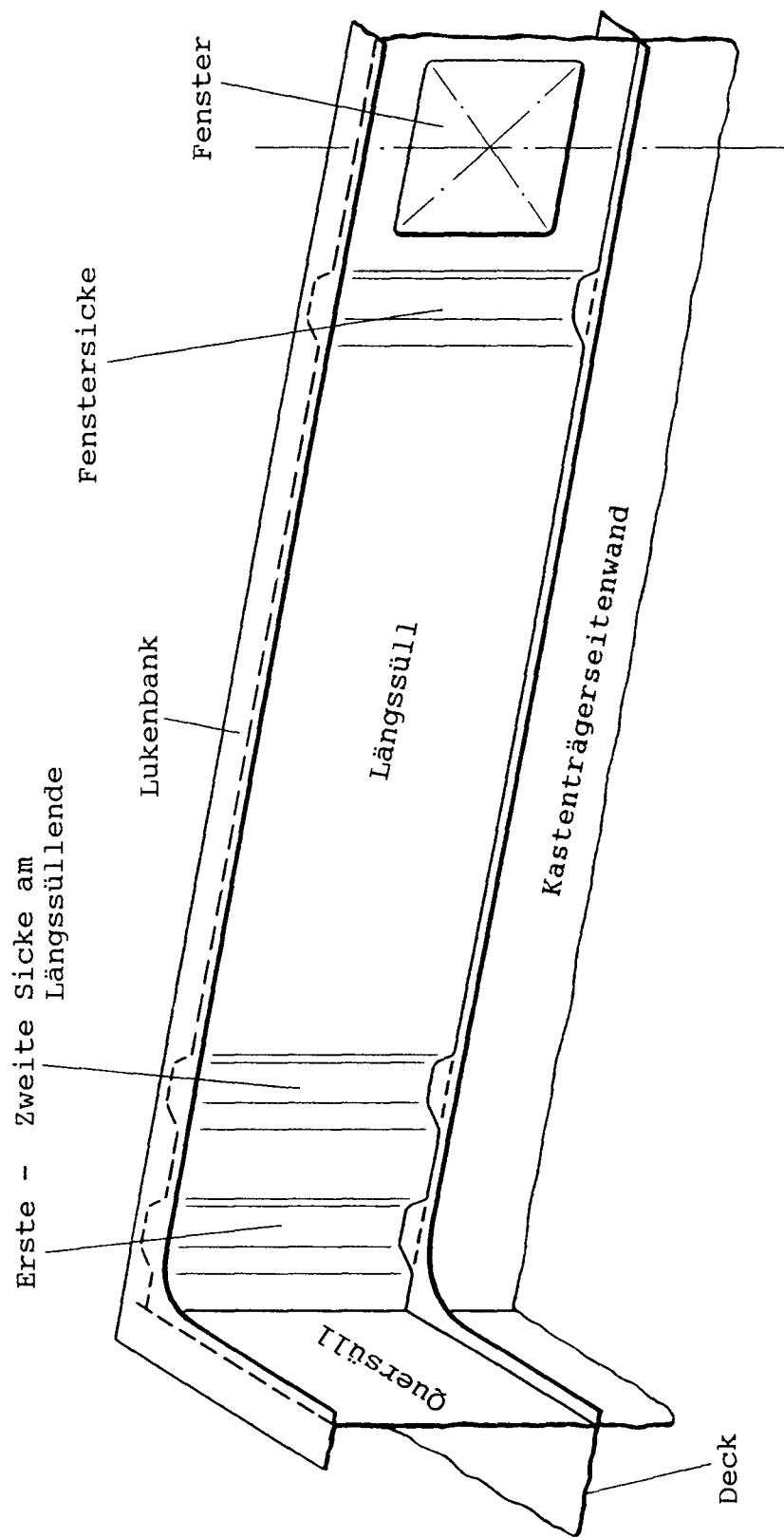
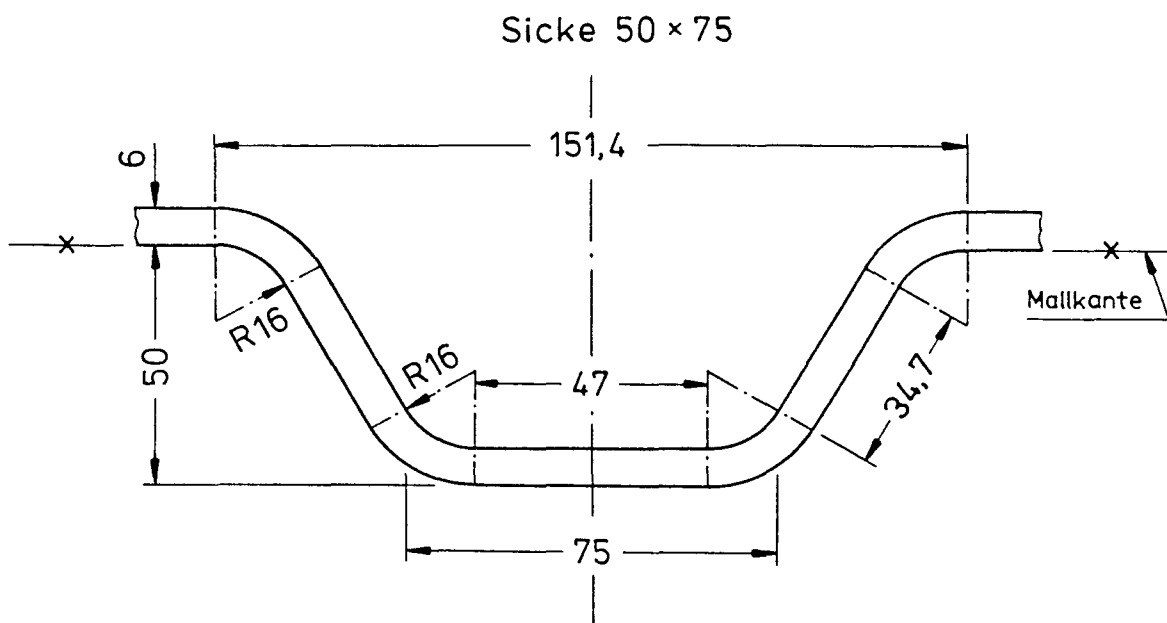


Abb. 2 Süllkonstruktion des Lukenmodells



**Abb. 3**

Entlastungssicke im Längssüßl des Lukenmodells

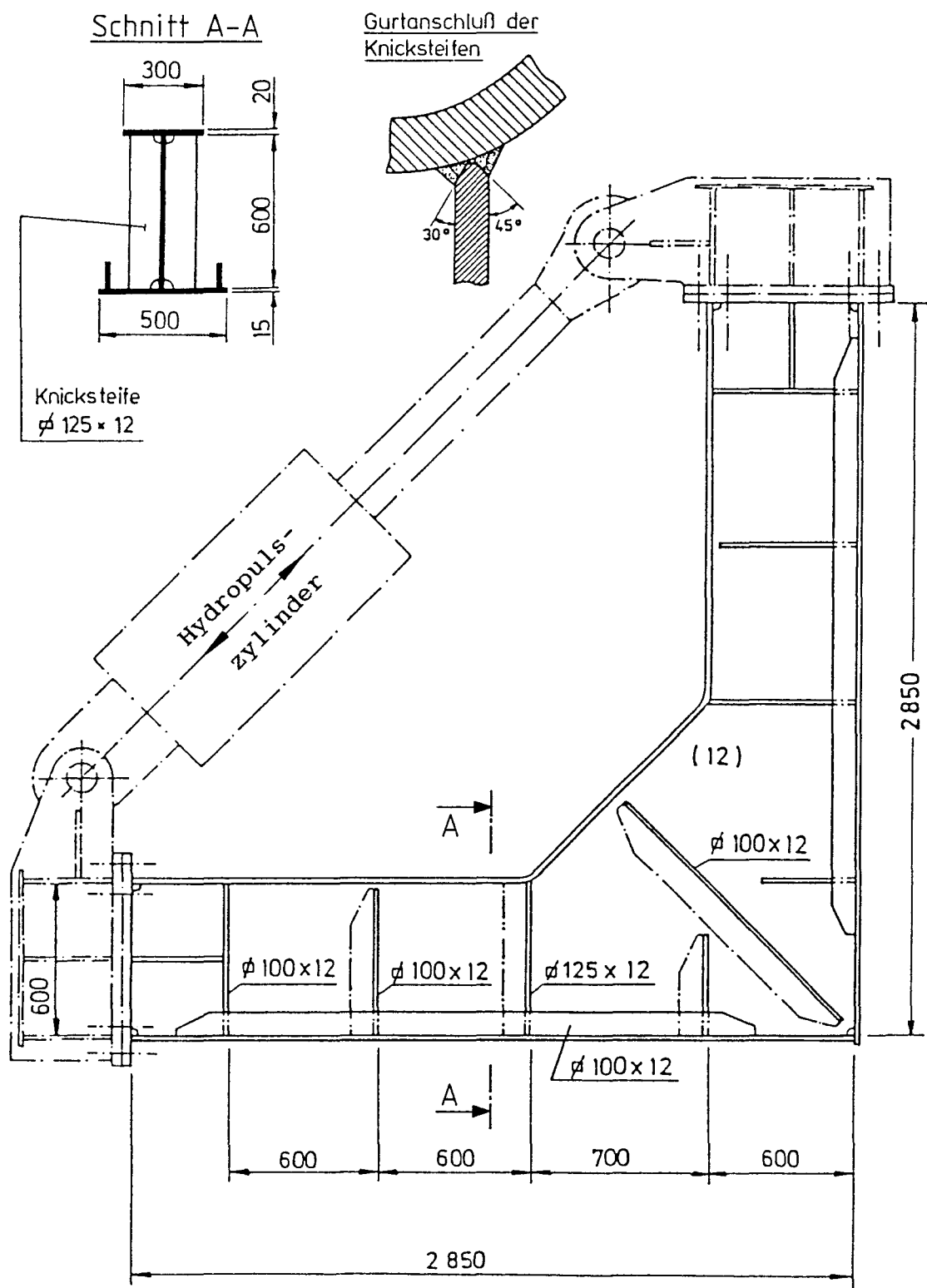


Abb. 4 Rahmenecke

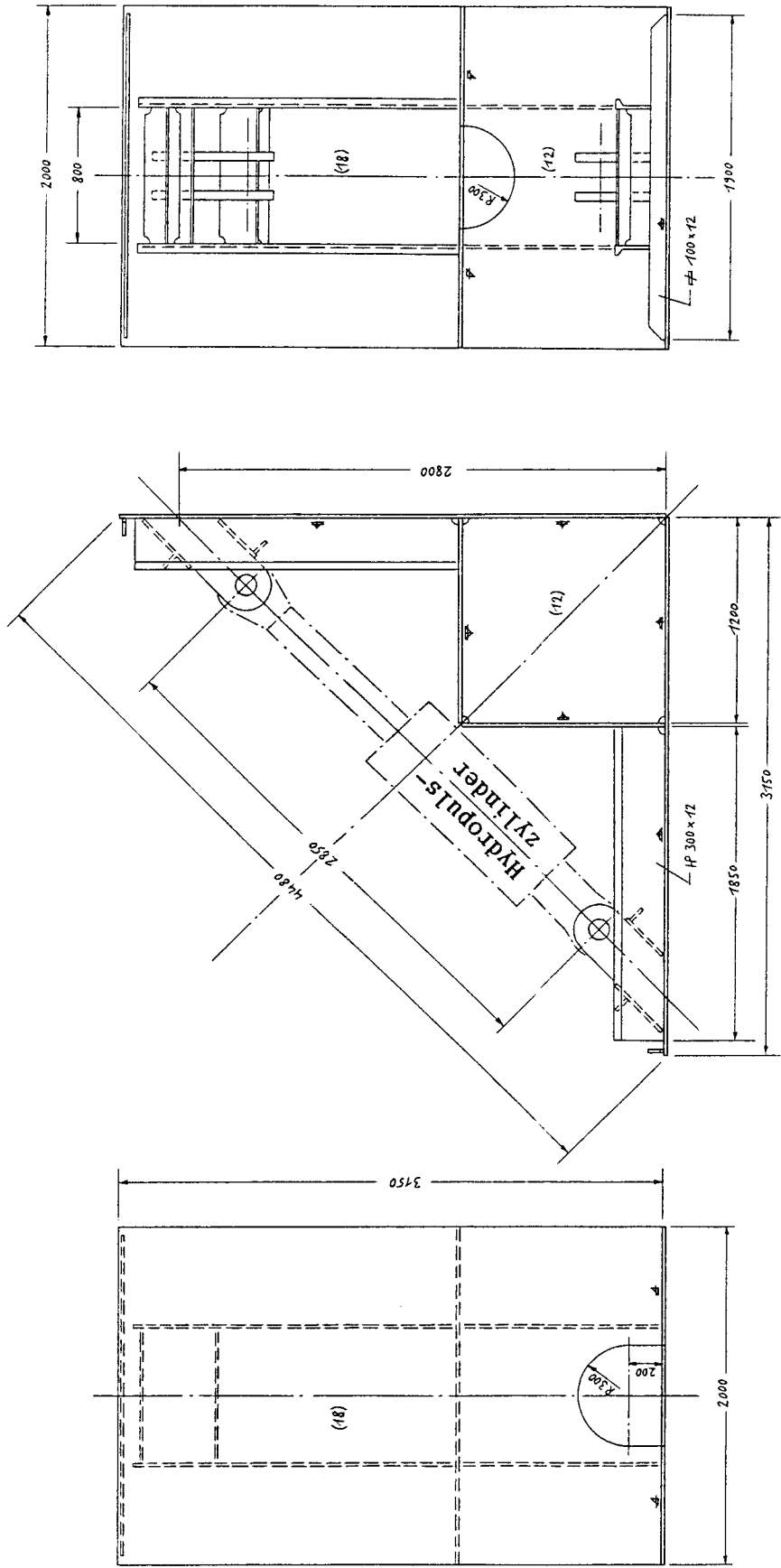


Abb. 5 Spantanschlüsse - Gesamtansicht eines Versuchsmodells



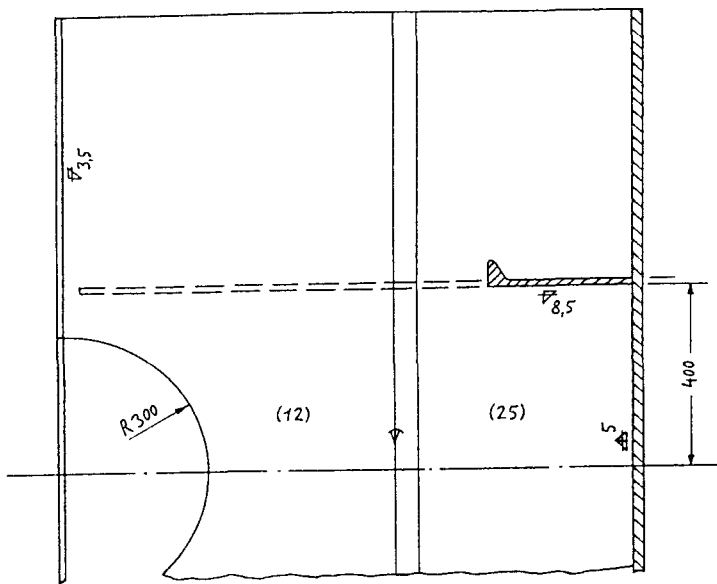
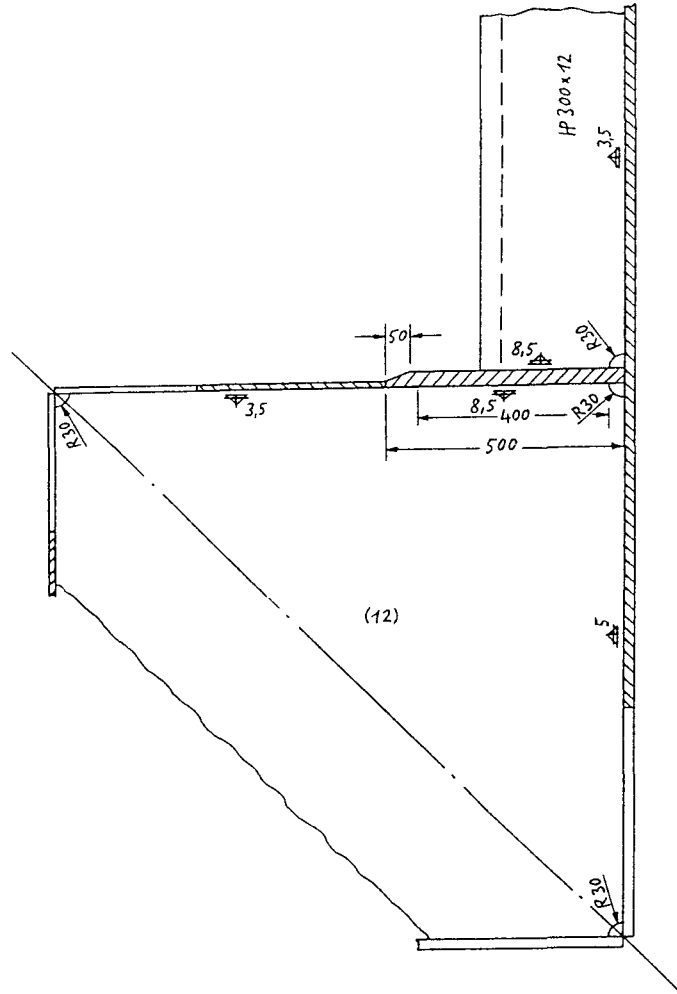
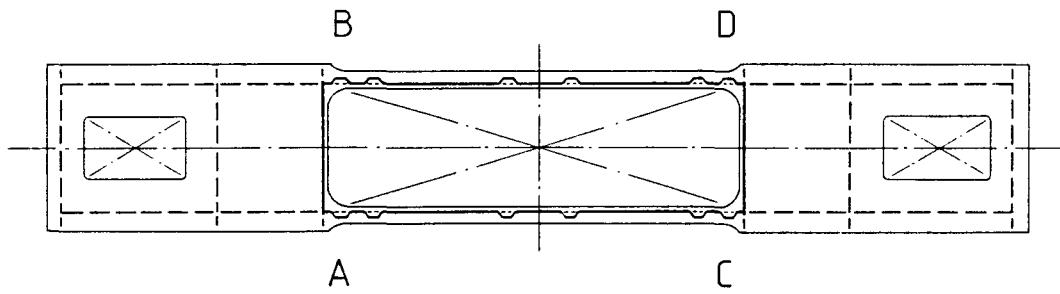
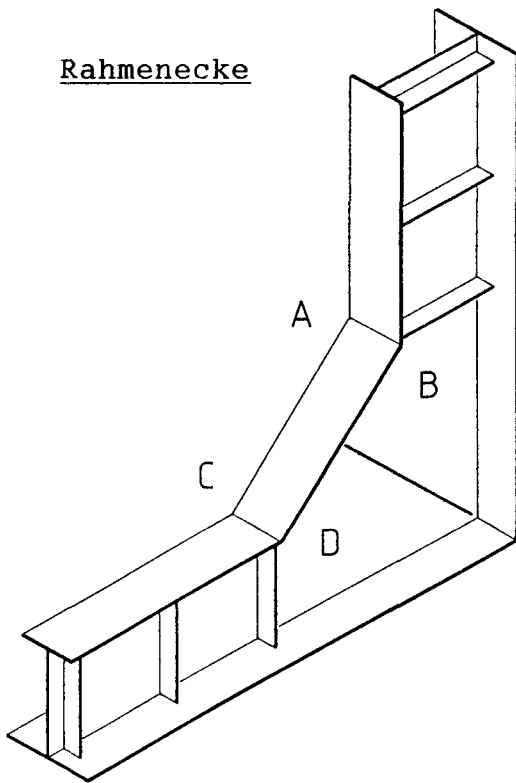


Abb. 7 Spantanschluß, Form (c)

Lukenmodell (Draufsicht)



Rahmenecke



Spantanschlüsse

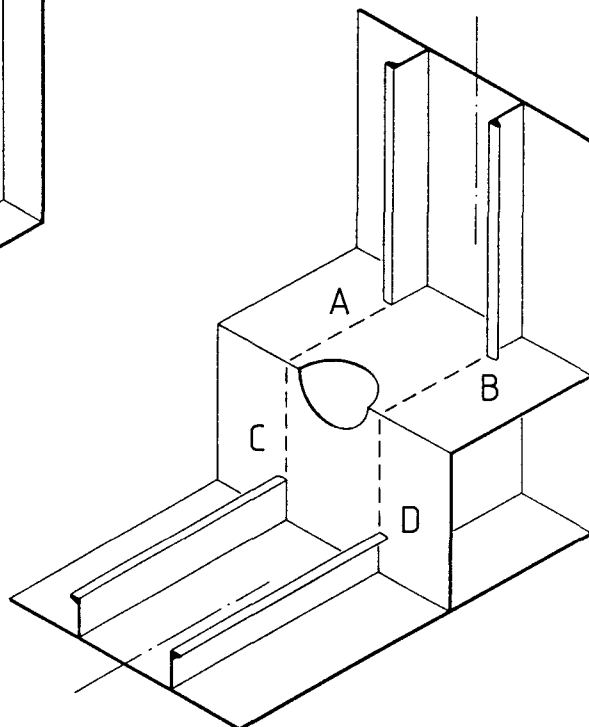
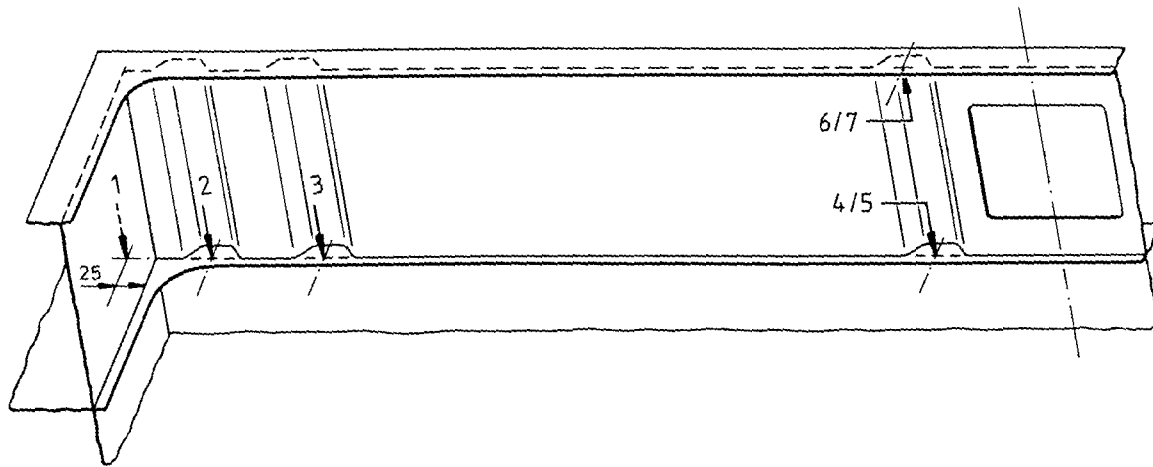


Abb. 8 Symmetrie der Versuchsmodelle

Süll des Lukenmodells von innen gesehen



Rahmenecke  
im Bereich des Gurtknicks

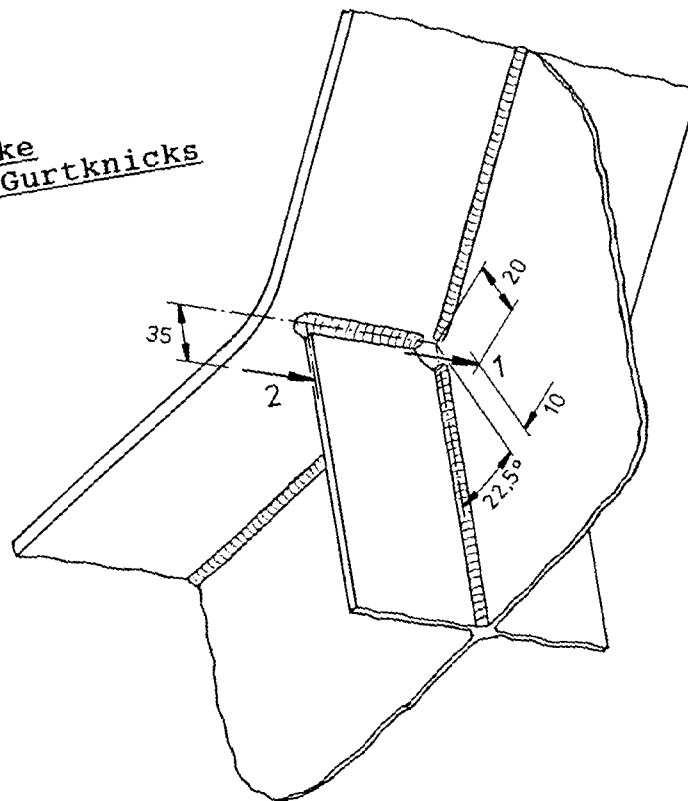
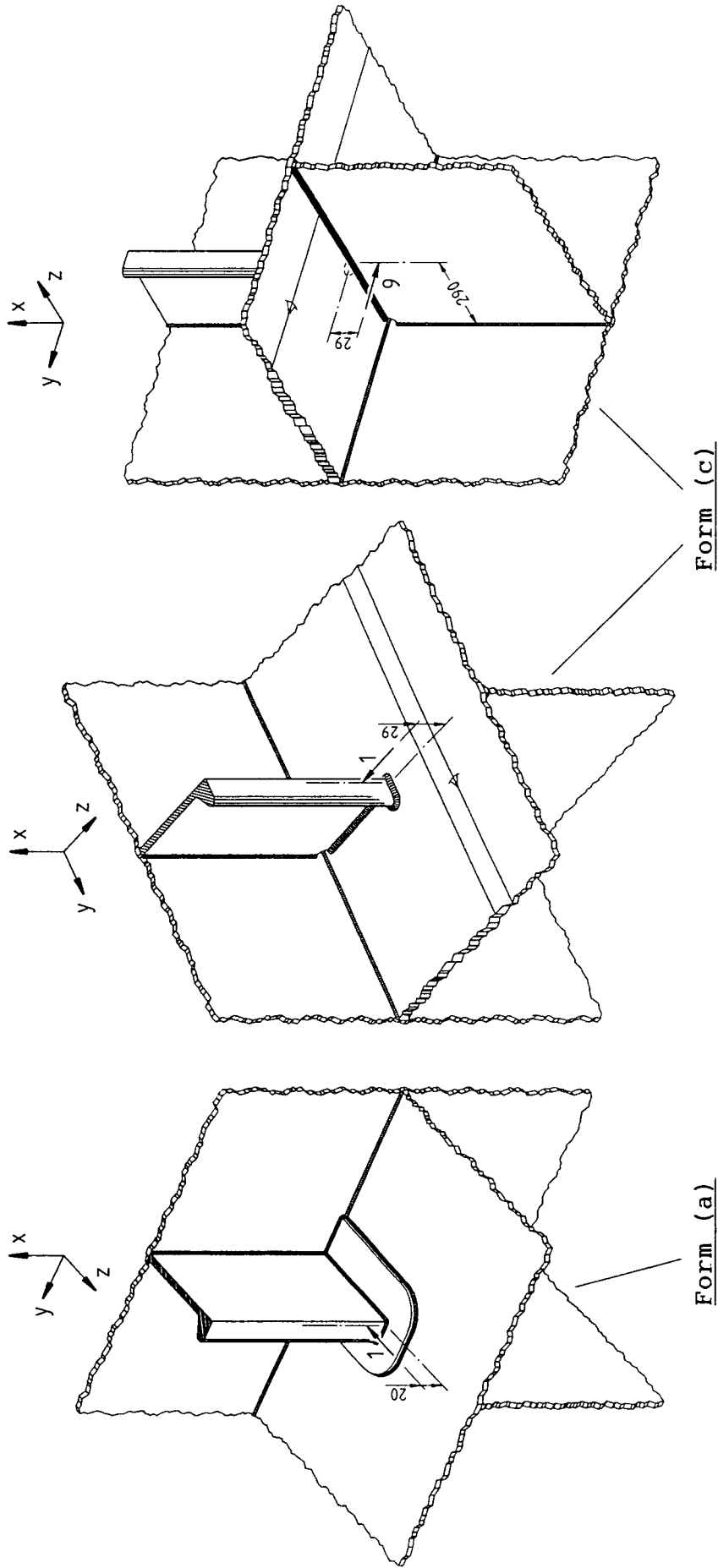


Abb. 9  
Positionen der Kontroll-Dehnungsmeßstreifen. (Kennzeichnung  
mit den Nummern der zugehörigen Anrißorte nach Abb. 11, 12)



**Abb. 10** Positionen der Kontroll-Dehnungsmessstreifen an den Spantanschlüssen.  
 (Kennzeichnung mit den Nummern der zugehörigen Anrißorte nach Abb. 13 und 14)

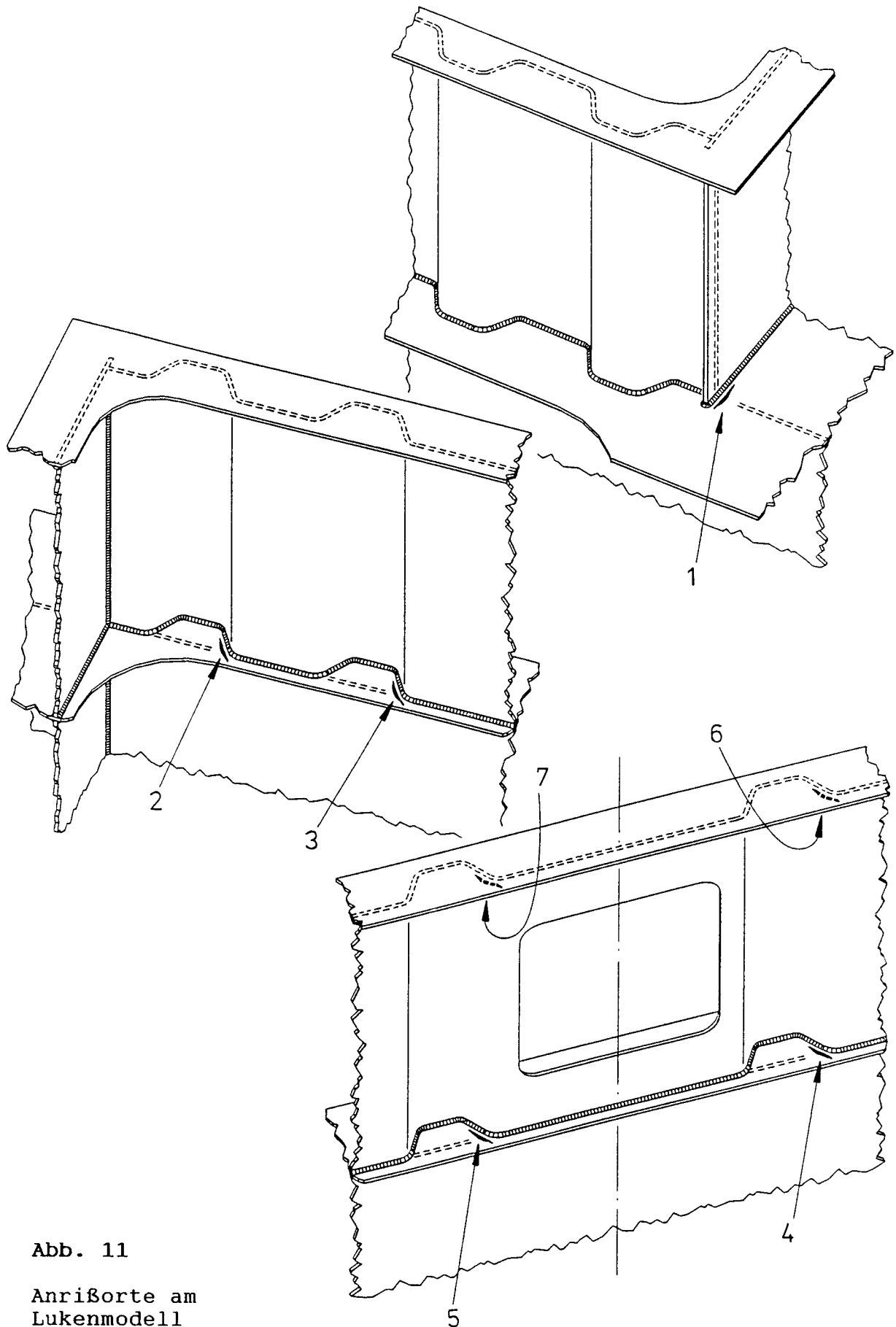


Abb. 11

Anrißorte am  
Lukenmodell

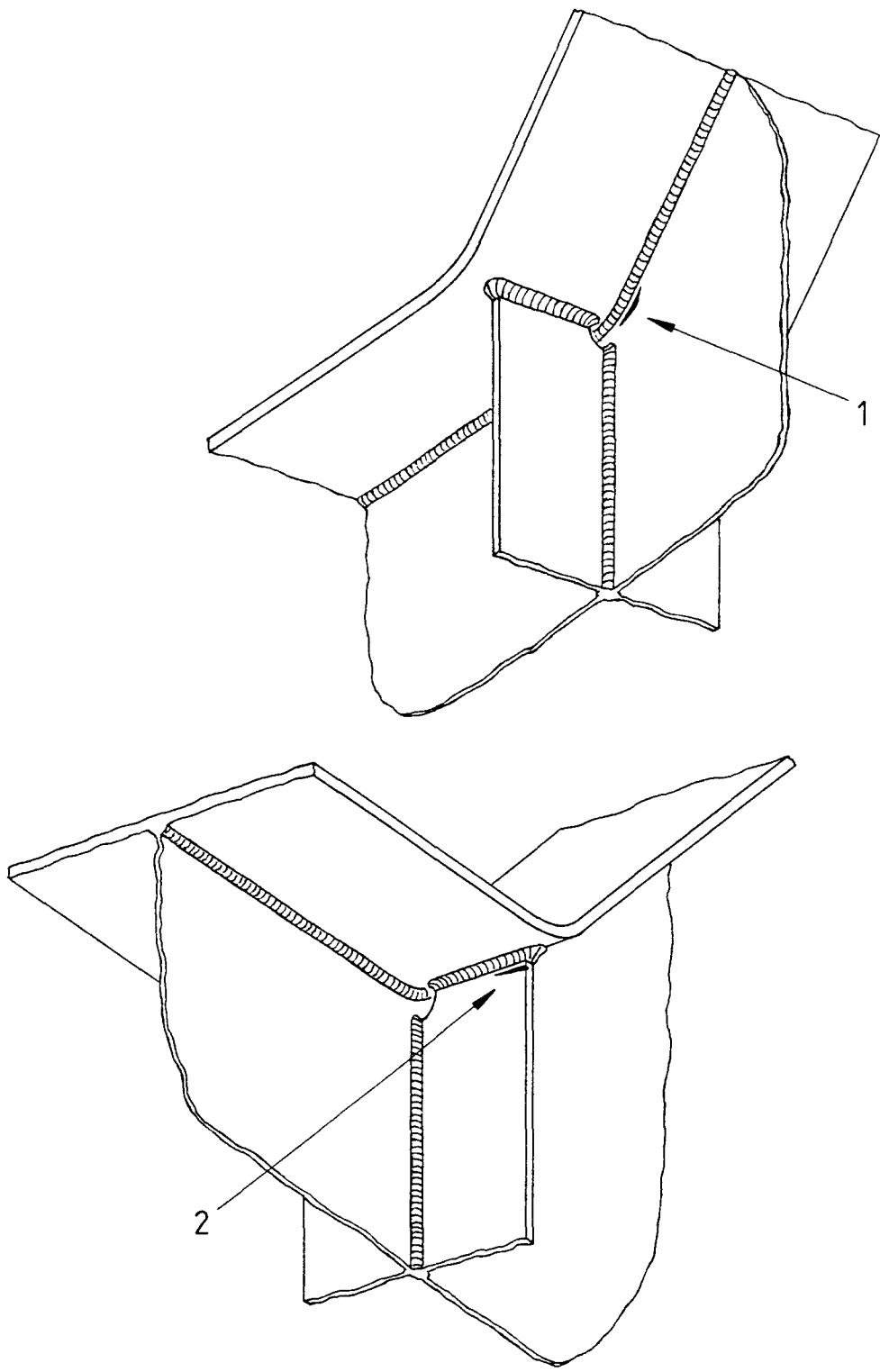


Abb. 12 Anrißorte an der Rahmenecke

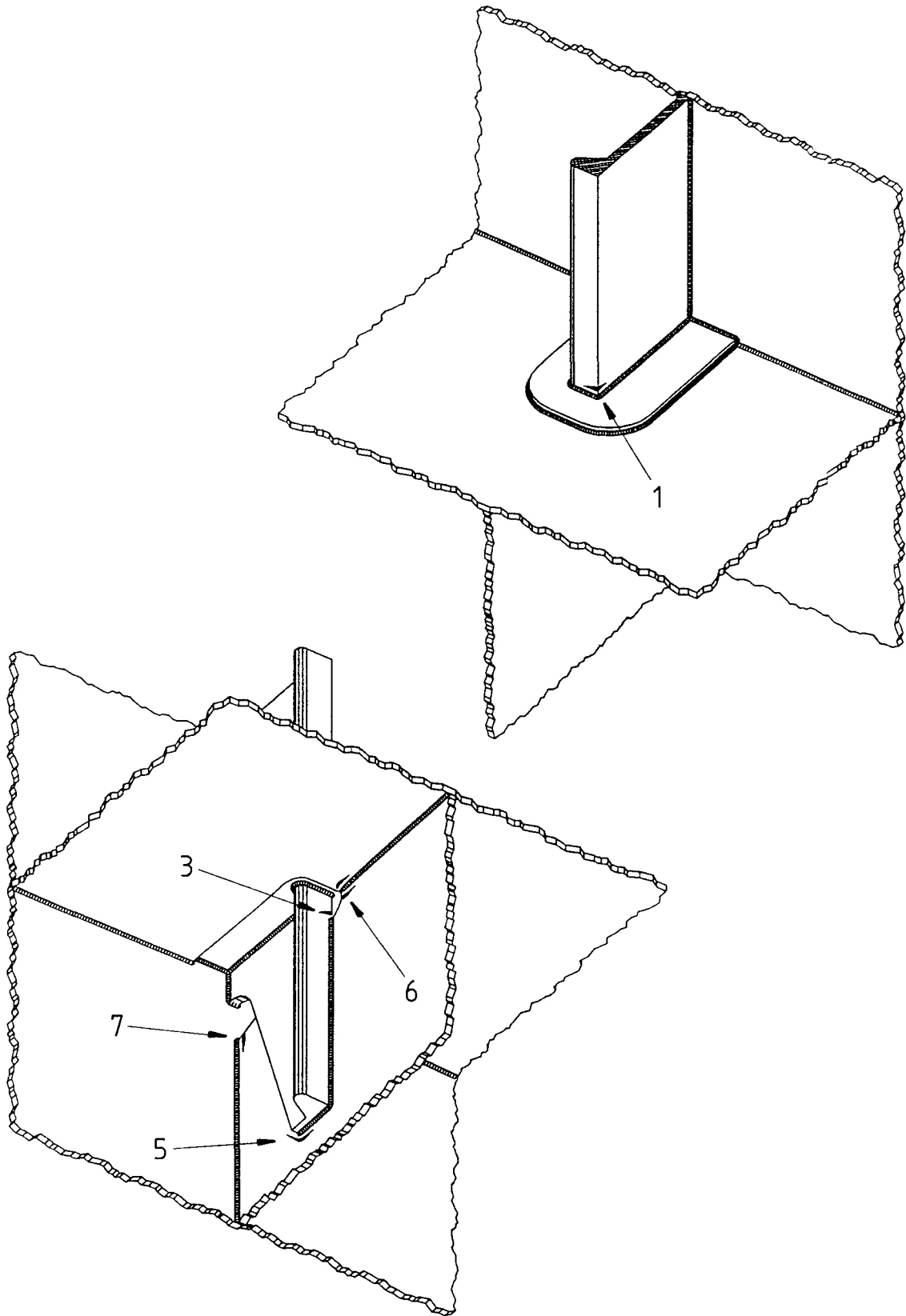


Abb. 13 Anrißorte am Spantanschluß, Form (a)

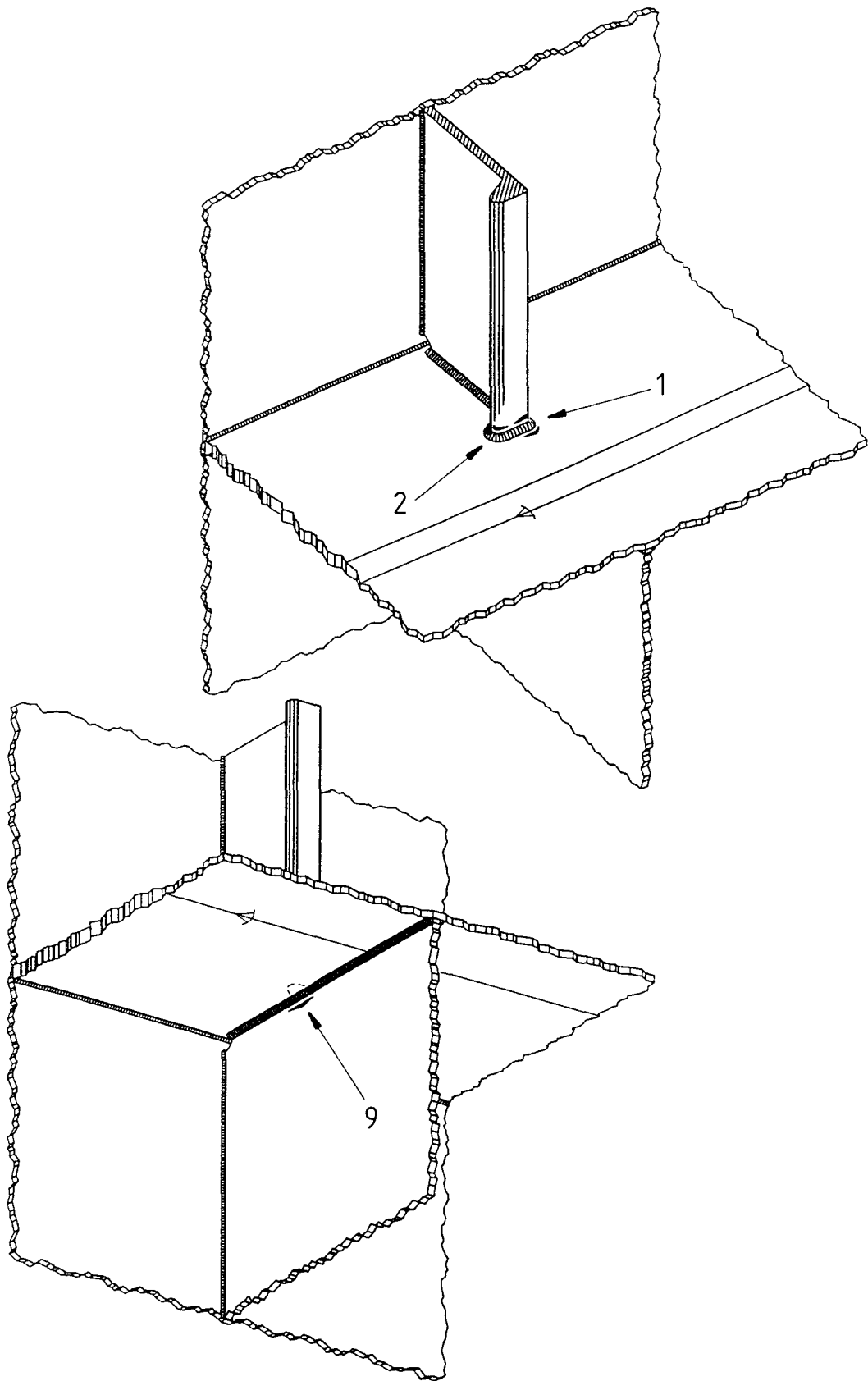
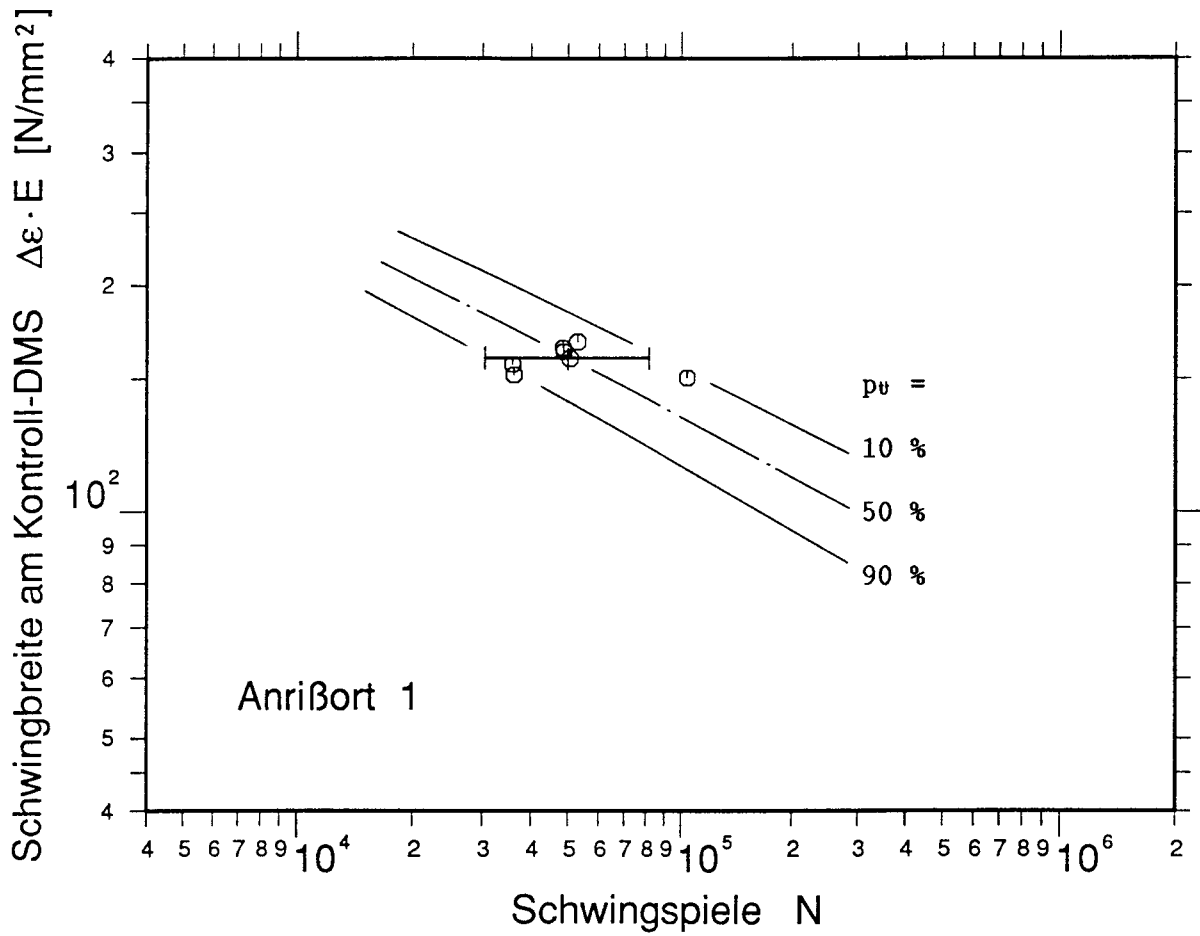


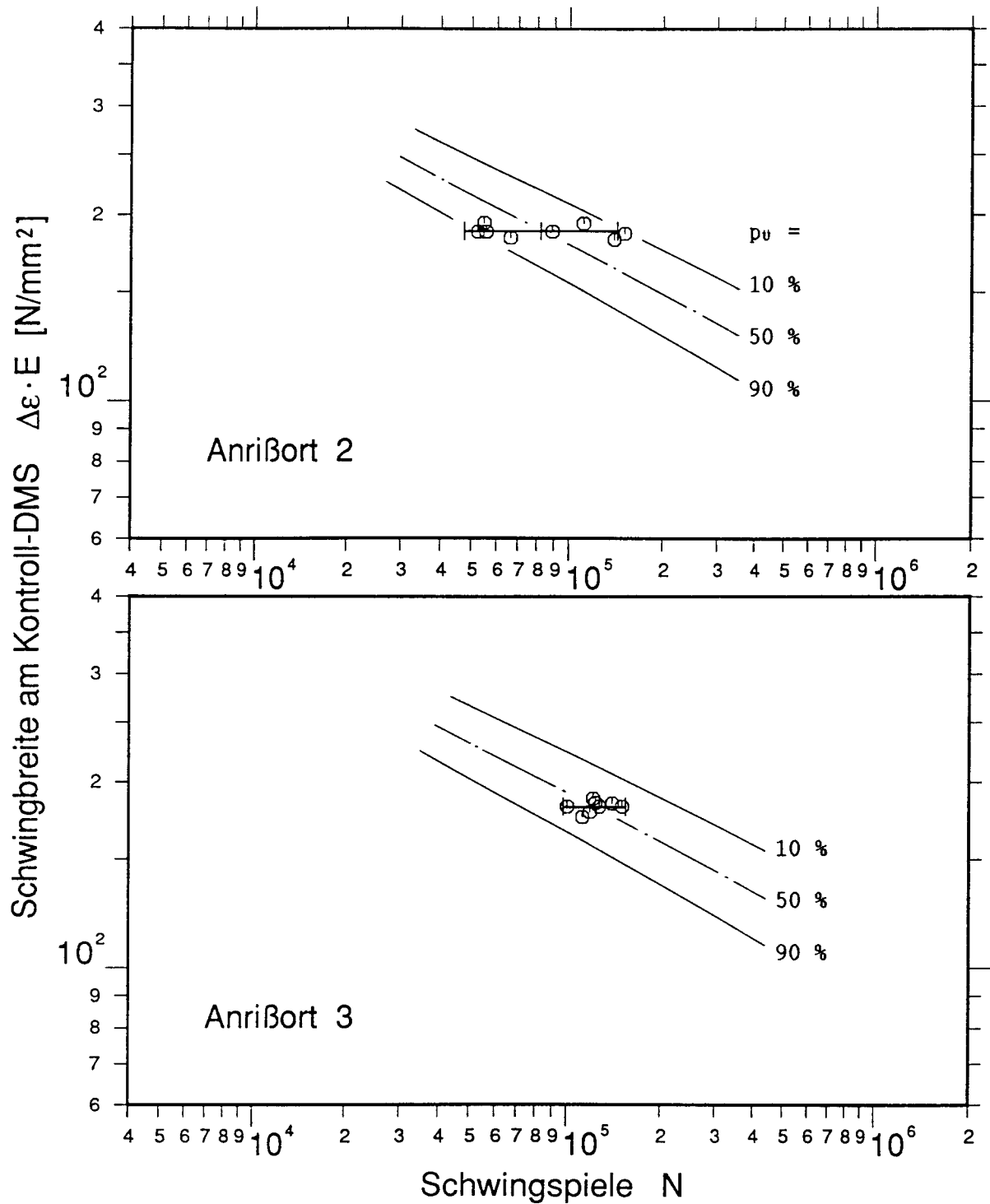
Abb. 14 Anrißorte am Spantanschluß, Form (c)



○ Anriß (R = 0, Zugbeanspruchung)

Abb. 15

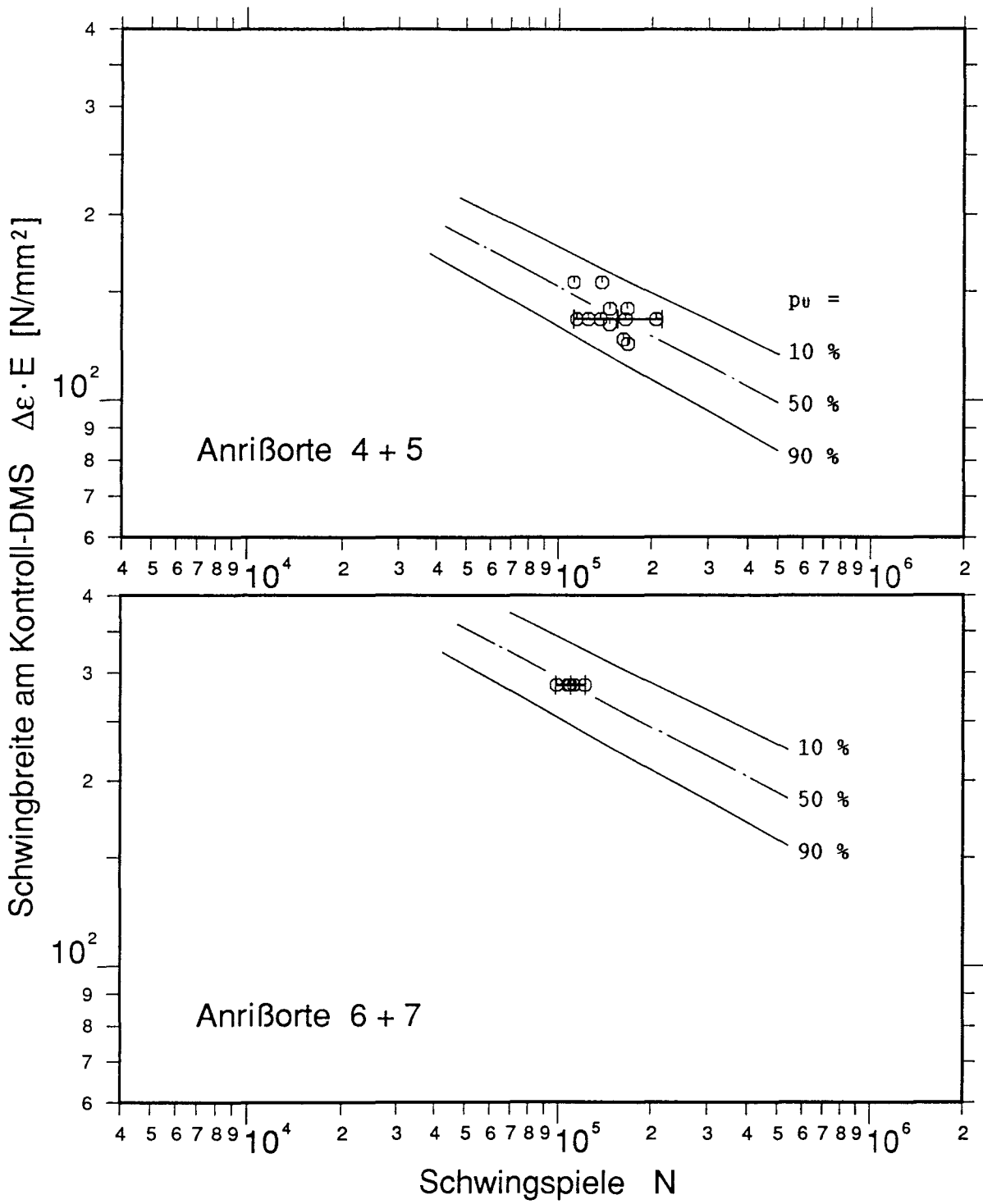
Schwingversuchsergebnisse für die Süllecke des Lukenmodells und einheitliches Wöhlerlinienstreuband nach [1]



○ Anriß (R = 0, Zugbeanspruchung)

Abb. 16

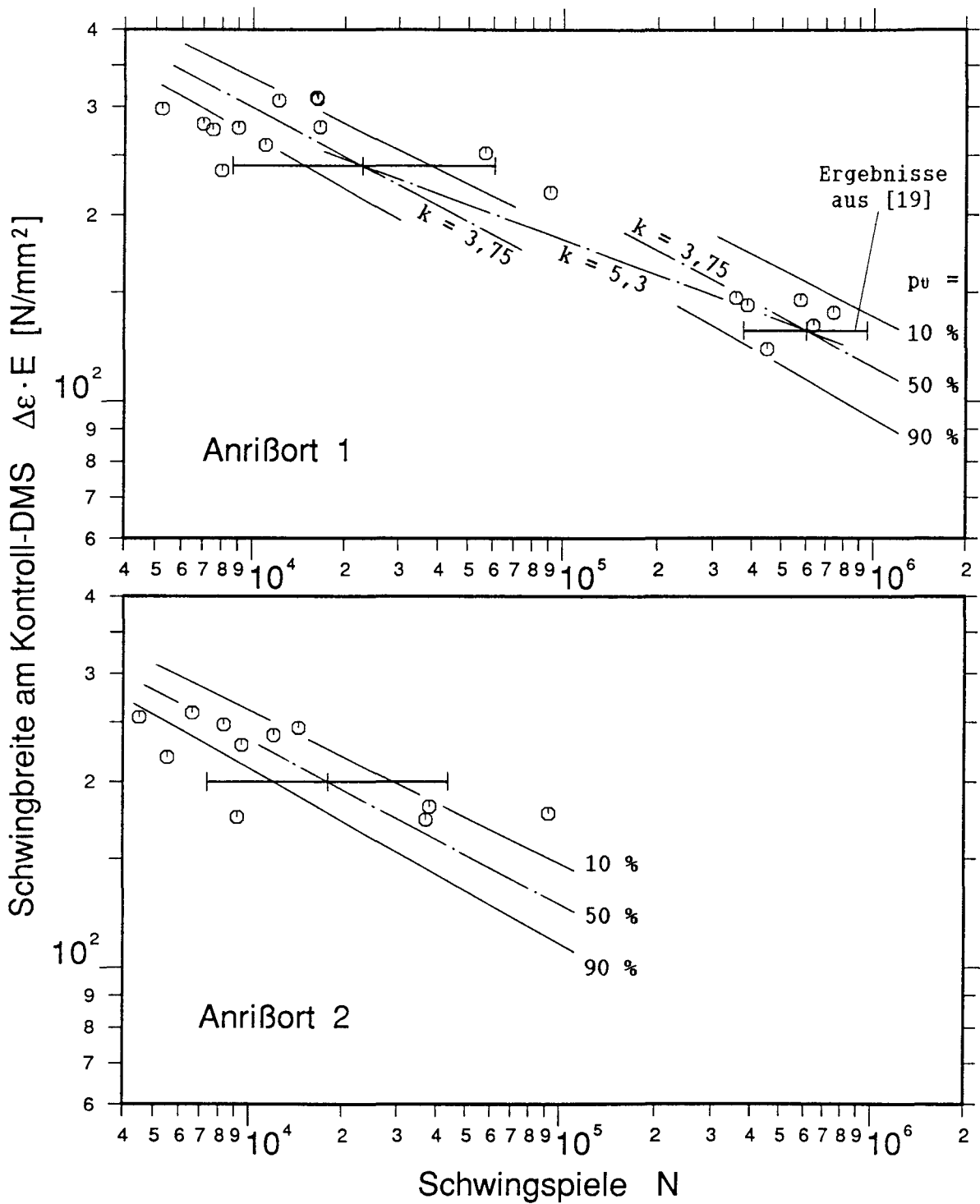
Schwingversuchsergebnisse für die Sicken am Längssüllende des Lukenmodells und einheitliches Wöhlerlinienstreuband nach [1]



⊗ Anriß ( $R = 0$ , Zugbeanspruchung)

Abb. 17

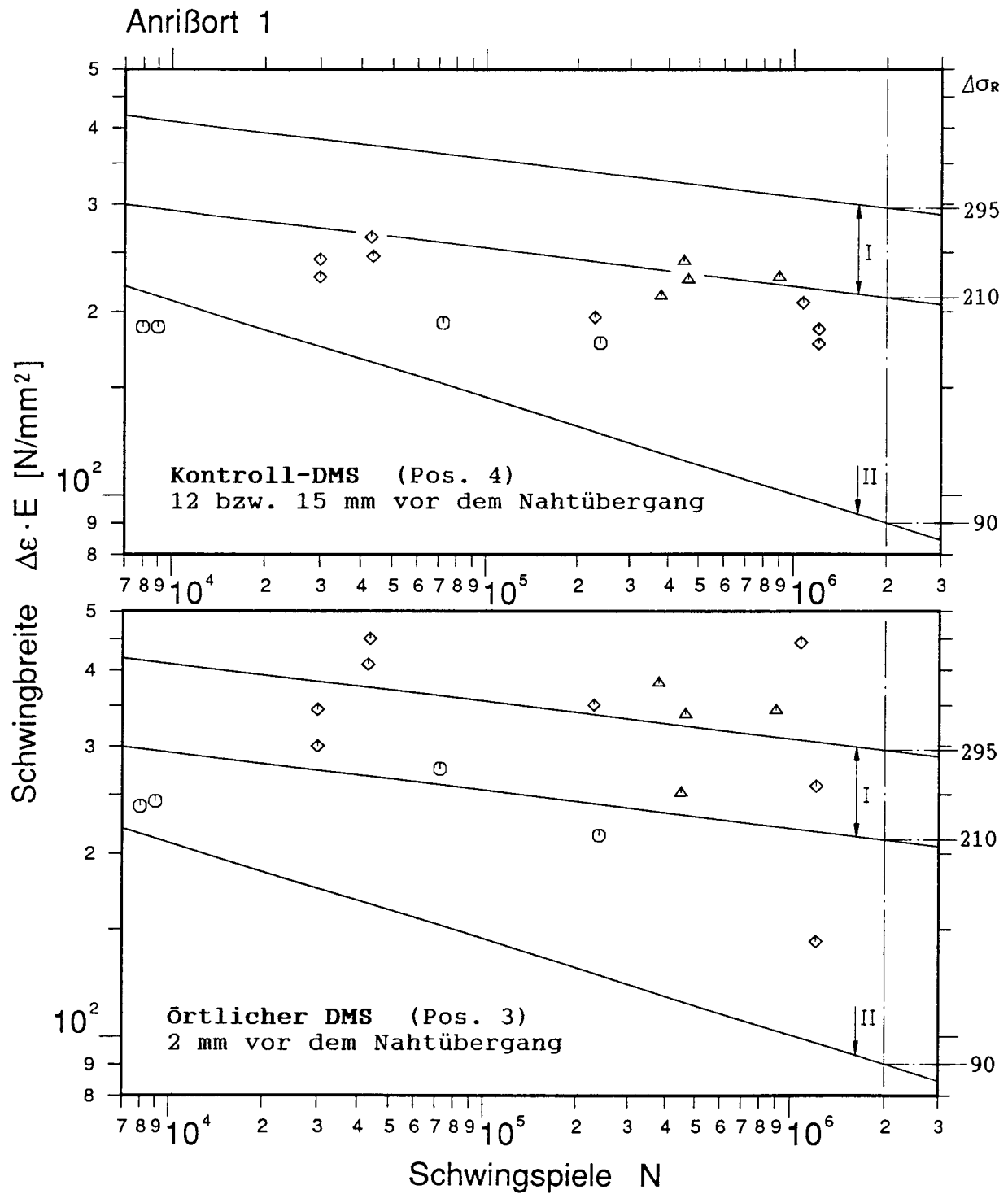
Schwingversuchsergebnisse für die Fenstersicken des Lukenmodells und einheitliches Wöhlerlinienstreuband nach [1]



○ Anriß (R = 0, Zugbeanspruchung)

Abb. 18

Schwingversuchsergebnisse für die Rahmenecke und einheitliches Wöhlerlinienstreuband nach [1]



Anrisse:

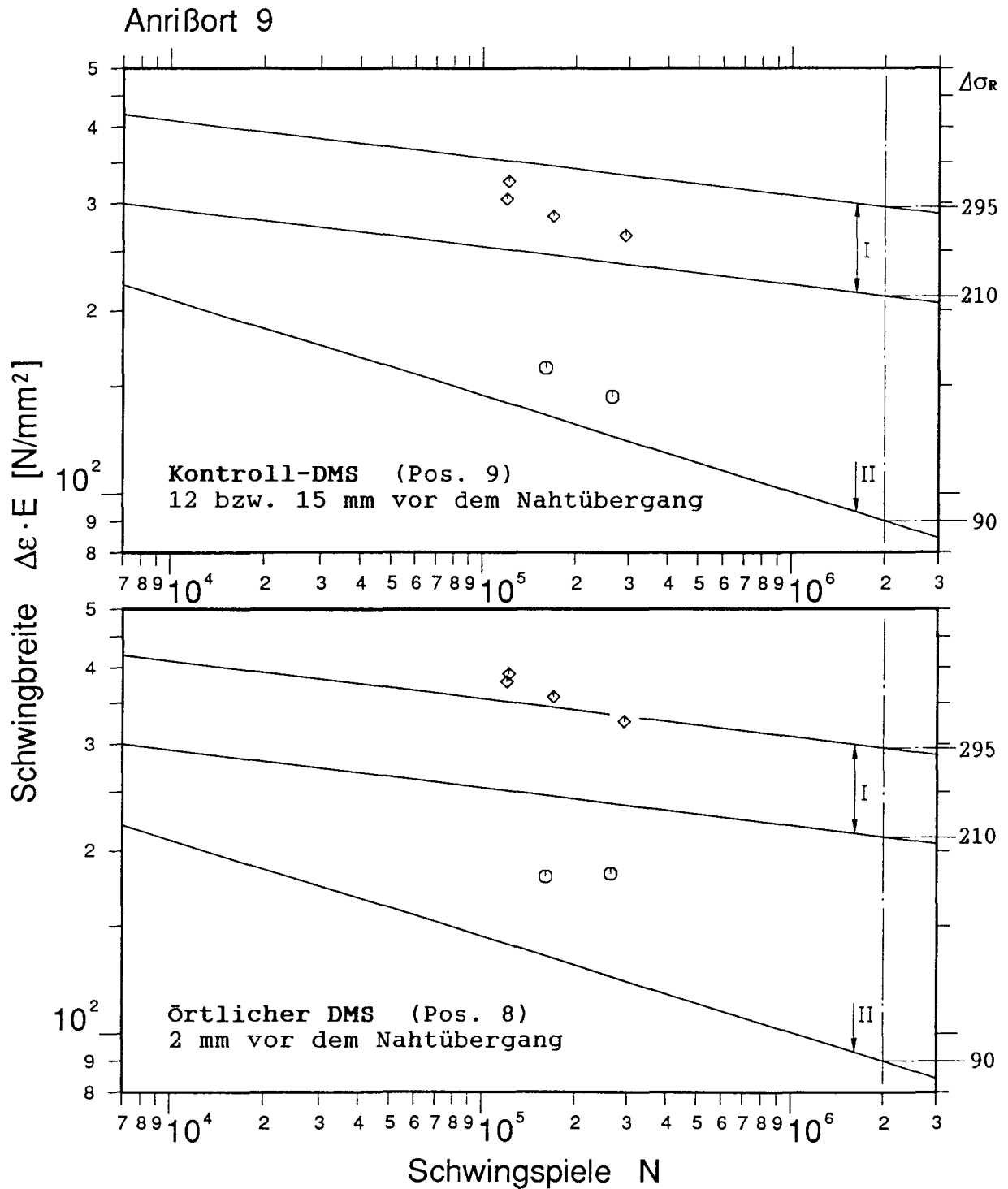
- △ Form (a), R = 0, Druck
- ◇ Form (c), R = 0, Druck
- Form (c), R = 0, Zug

Wöhlerlinien nach [14]:

- I) Streuband für R = 0, Druck
- II) Untere Streubandgrenze für R = 0, Zug

Abb. 19

Schwingversuchsergebnisse für Anrißort 1 der Spantanschlüsse und Wöhlerlinien nach [14]. (DMS-Pos. siehe Abb. 27 und 28)



Anrisse:

- ◇ Form (c), R = 0, Druck
- Form (c), R = 0, Zug

Wöhlerlinien nach [14]:

- I) Streuband für R = 0, Druck
- II) Untere Streubandgrenze für R = 0, Zug

Abb. 20

Schwingversuchsergebnisse für Anrißort 9 der Spantanschlußform (c) und Wöhlerlinien nach [14]. (DMS-Pos. s. Abb. 28)

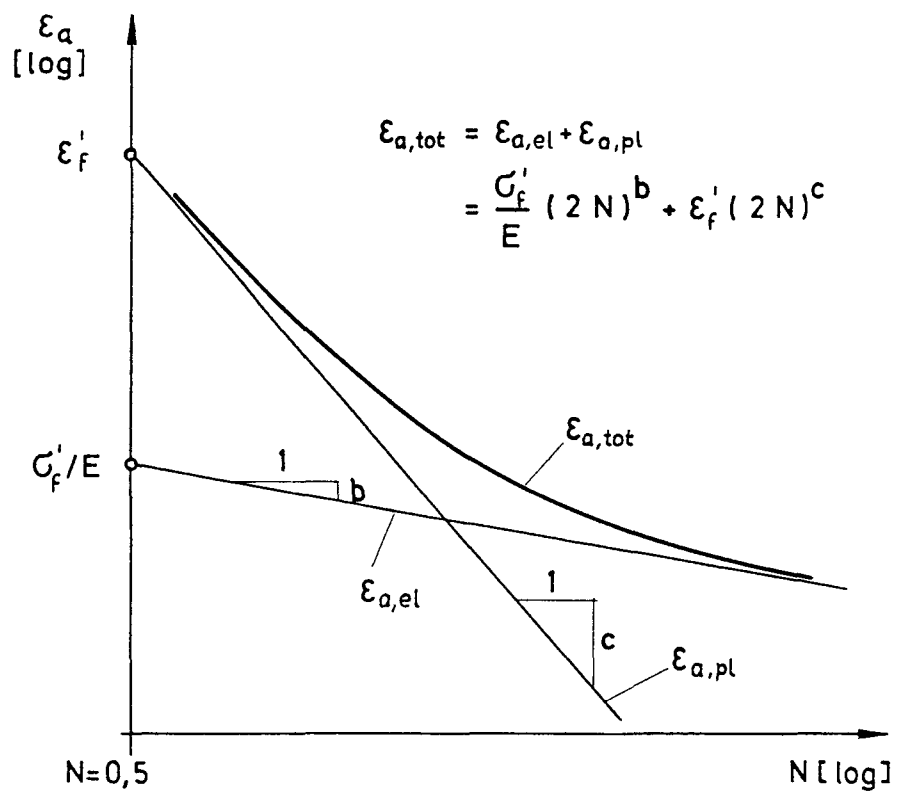


Abb. 21

Dehnungswöhlerlinie nach Morrow [41] und Manson [42]

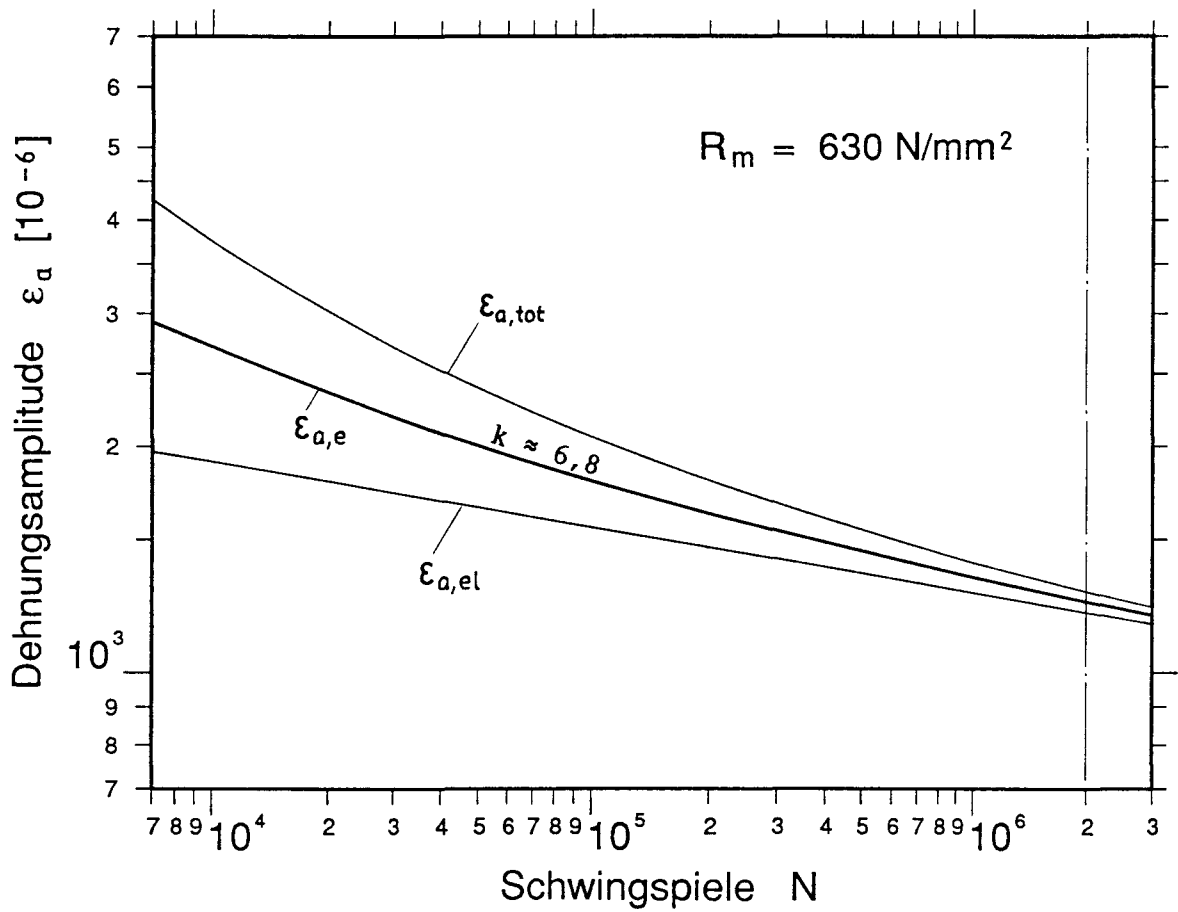
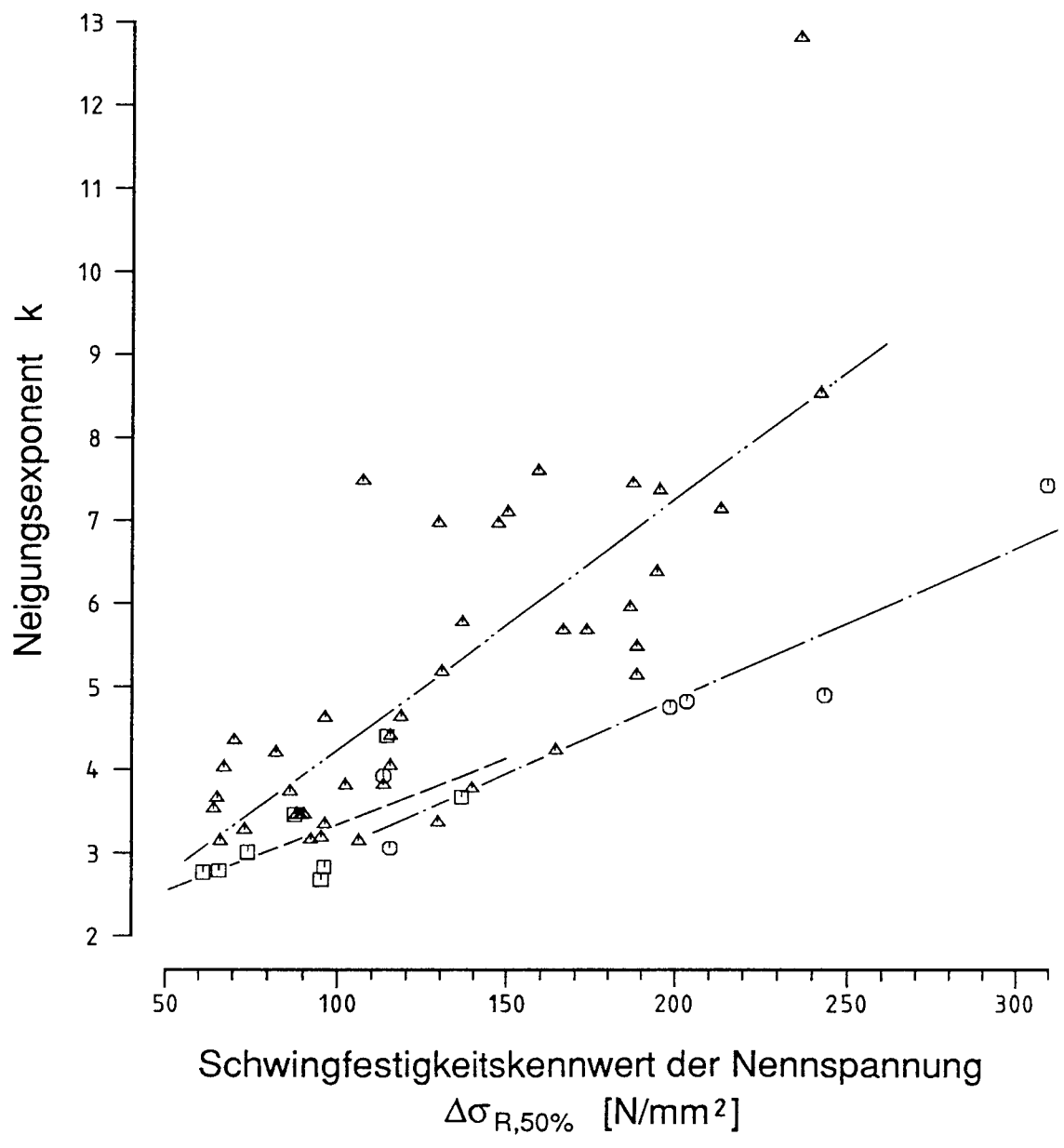


Abb. 22

Bauteil-Dehnungswöhlerlinie  $\epsilon_{a,e}(N)$  unter Berücksichtigung der Makrostützwirkung nach Neuber [46] und des einheitlichen Werkstoffgesetzes nach [44]



Ergebnisse von Versuchsserien:  
 ( $p_v = 50\%$ )

Regressionsgerade:  
 (Korrelationskoeff.  $r$ )

○ nach [5] für Kleinproben

— · — (  $r = 0,93$  )

△ nach [6] für Kleinproben und Bauteile

- · - (  $r = 0,77$  )

□ nach [12, 13] für Bauteile

- - - (  $r = 0,67$  )

Abb. 23 Kerbfallabhängigkeit der Wöhlerlinienneigung

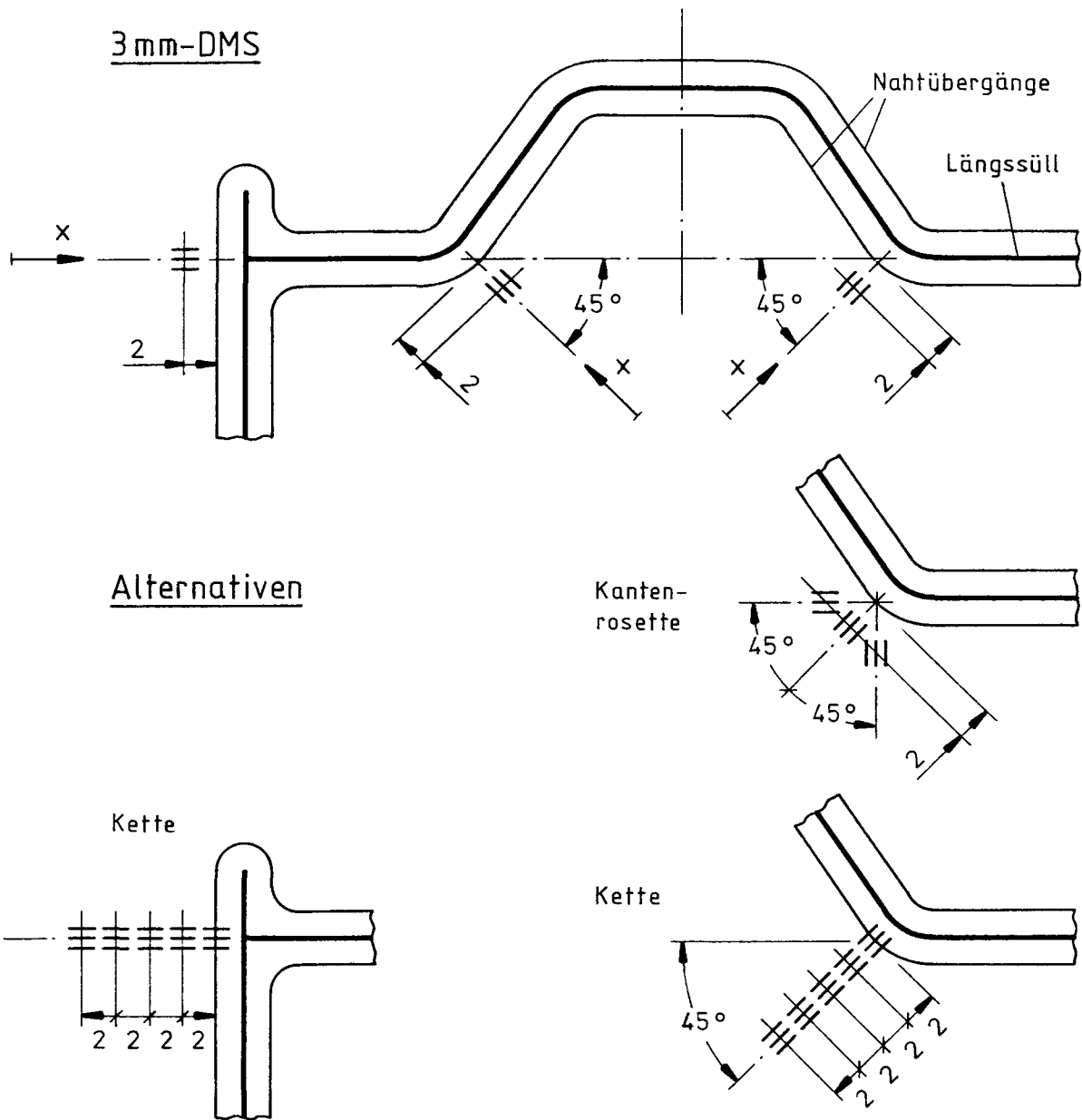


Abb. 24

Örtliche Dehnungsmeßstreifen auf dem Deck des Lukenmodells am Beispiel der Süllecke und der ersten Sicke des Längssüllendes (schematisch). Anordnung an den anderen Sicken, auch unter der Lukenbank, entsprechend.

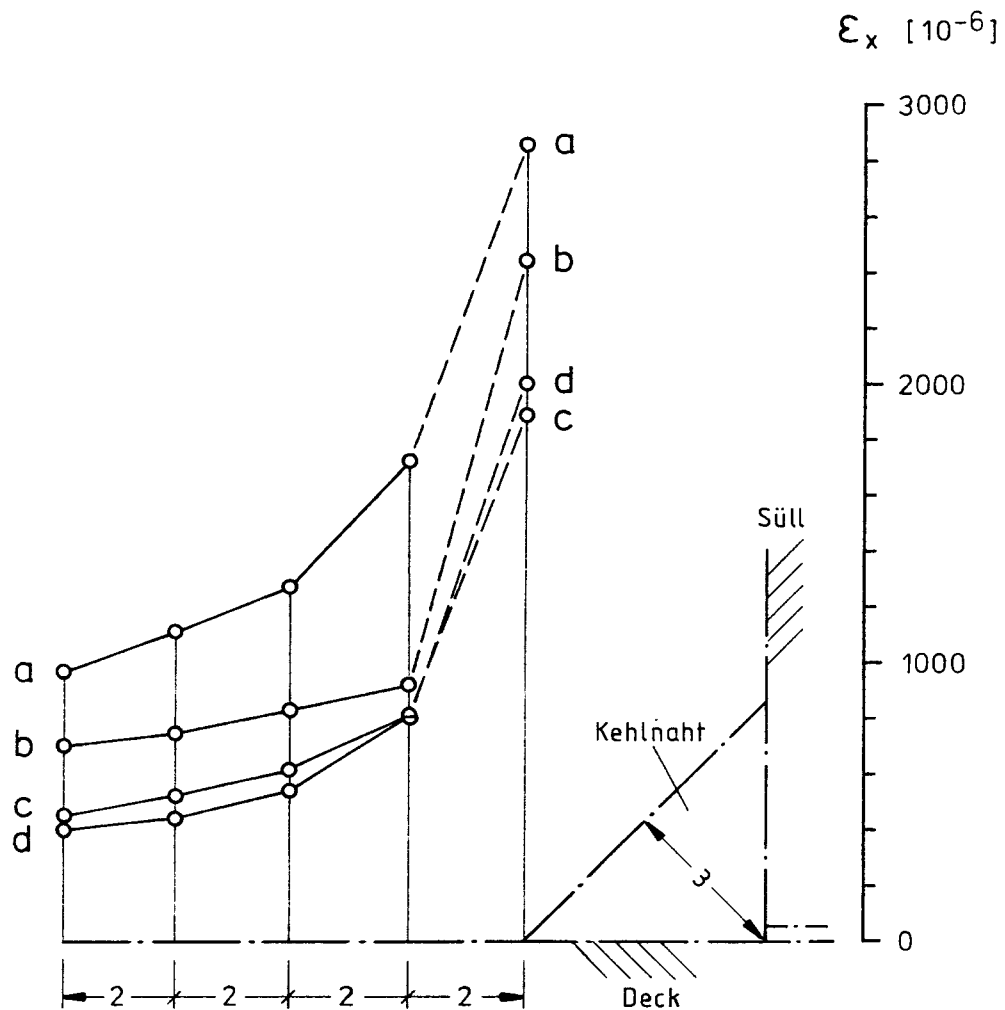


Abb. 25

Mit DMS-Ketten gemessene örtliche Dehnungen auf dem Deck des Lukenmodells:

- a) an Anrißort 1 (Süllecke)
- b) an Anrißort 2 (erste Sicke des Längssüllendes)
- c) an Anrißort 3 (zweite Sicke des Längssüllendes)
- d) an Anrißort 4 (Fenstersicke)

Rohdaten von Modell 2 bei 585 kN Zylinderlast (Schwingbreite).

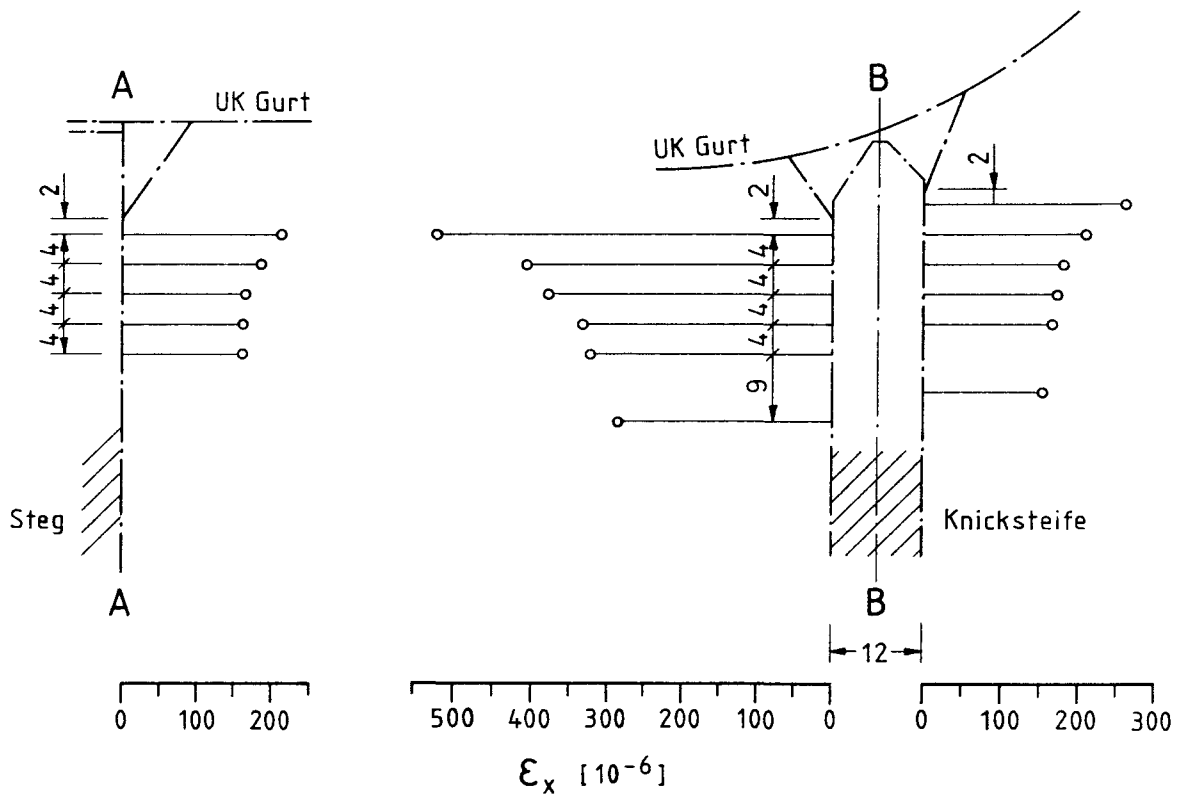
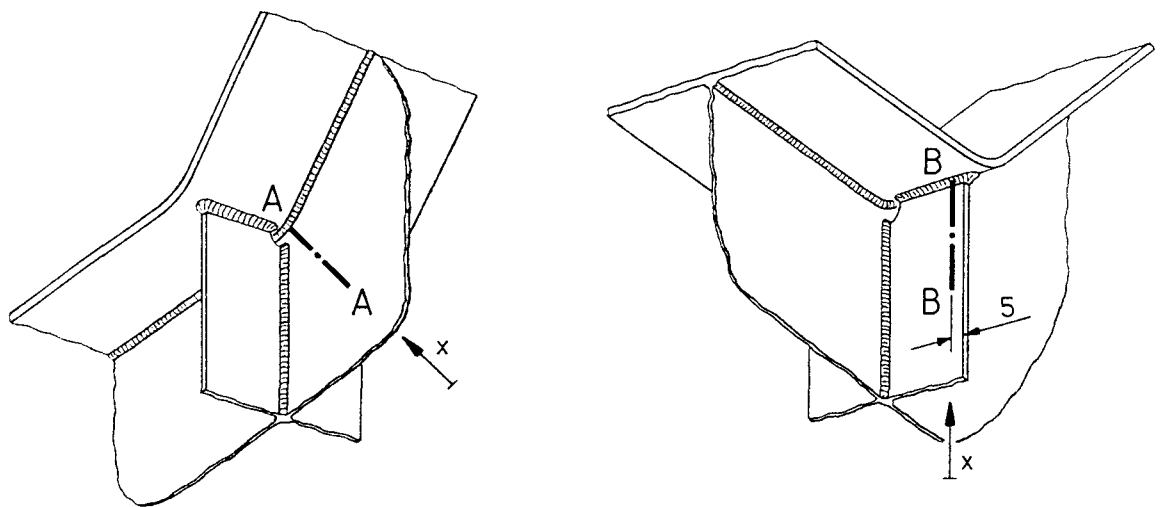


Abb. 26

Mit DMS-Ketten gemessene örtliche Dehnungen an Anrißort 1 (Steg) und Anrißort 2 (Knicksteife) der Rahmenecke. Rohdaten von Modell 4 (Messung am Steg) und Modell 3 (Messung an der Knicksteife) bei 100 kN Zylinderlast.

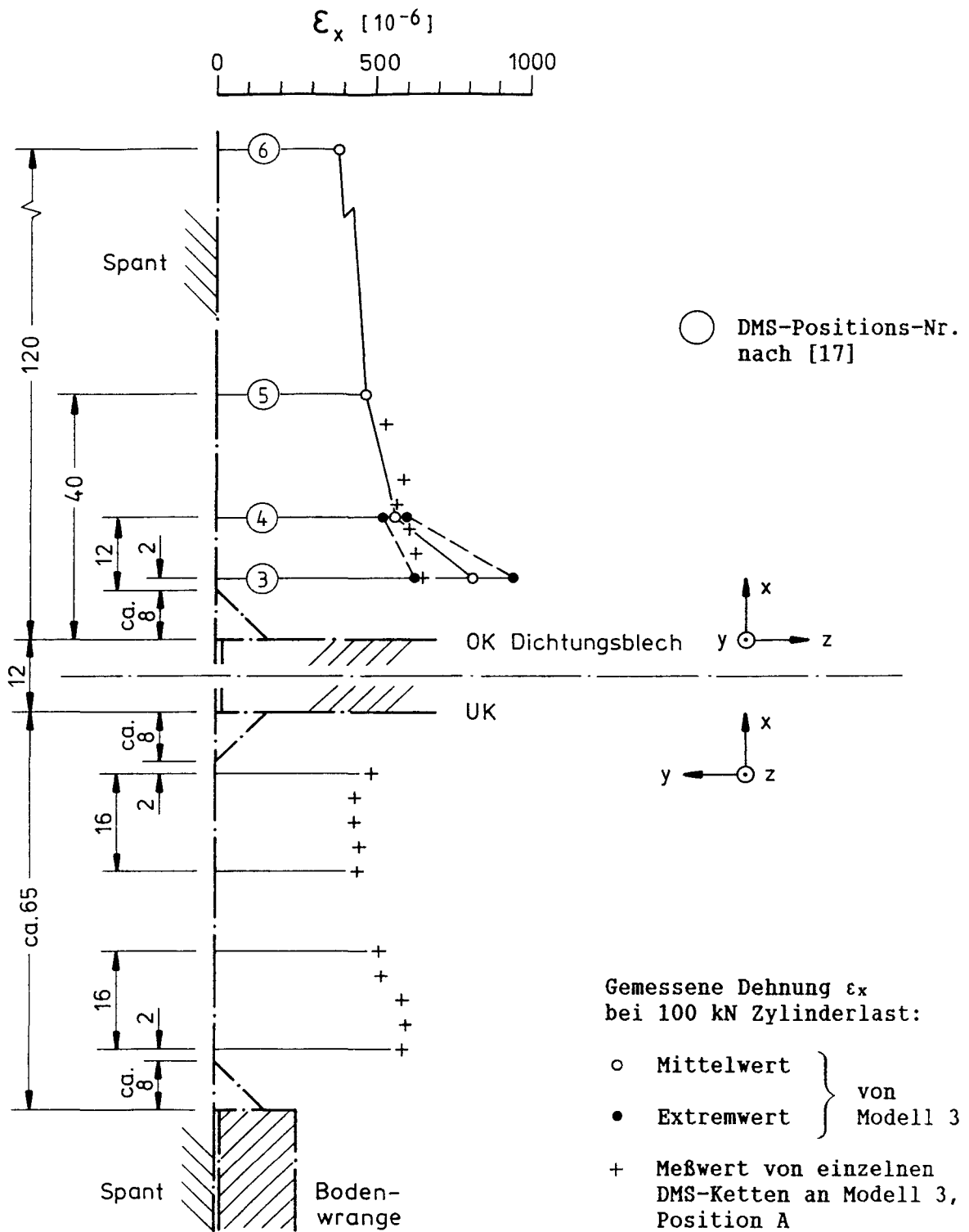


Abb. 27

Gemessene örtliche Dehnungen an Anrißort 1 der Spantanschlußform (a). (Koordinatensystem vgl. Abb. 10)

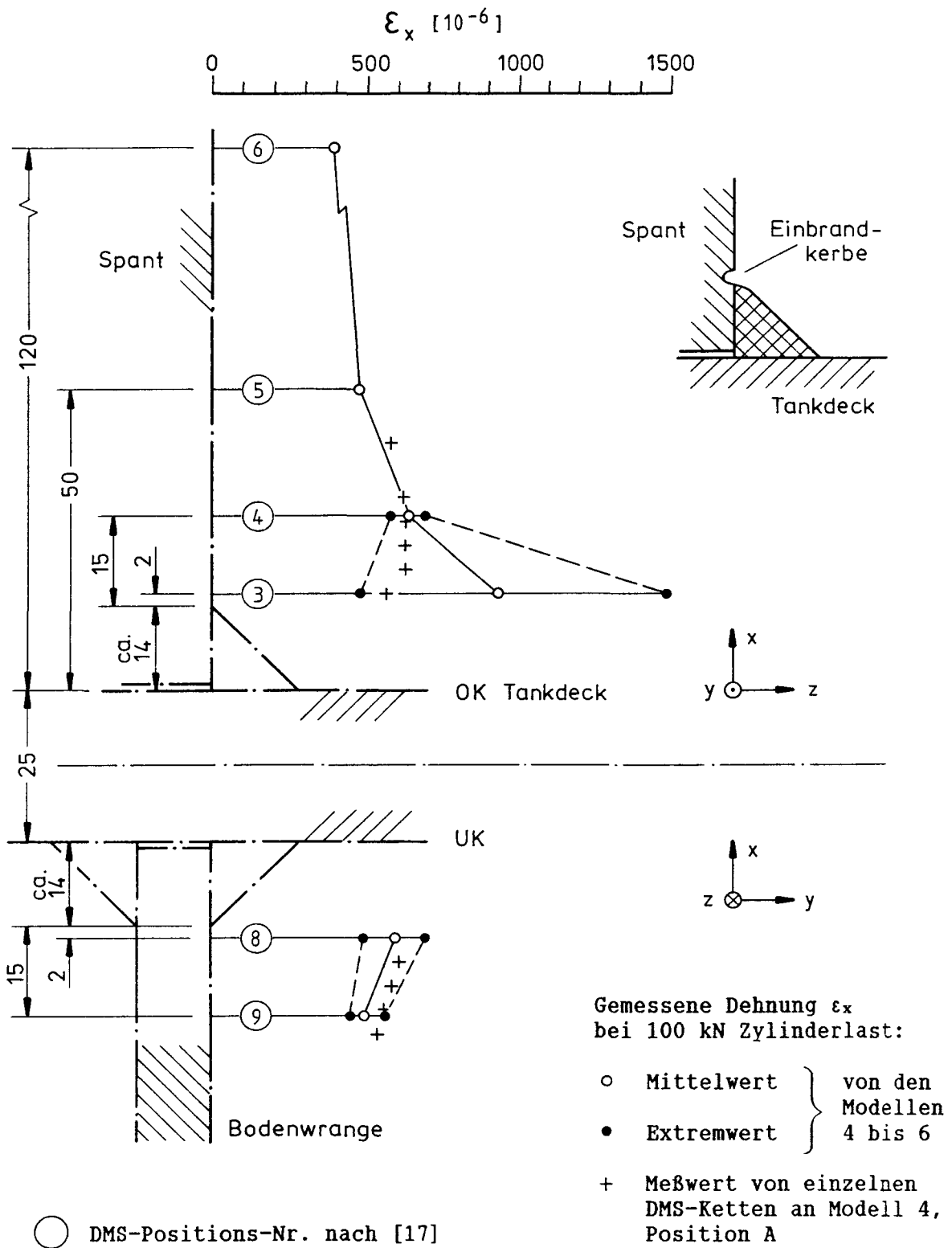
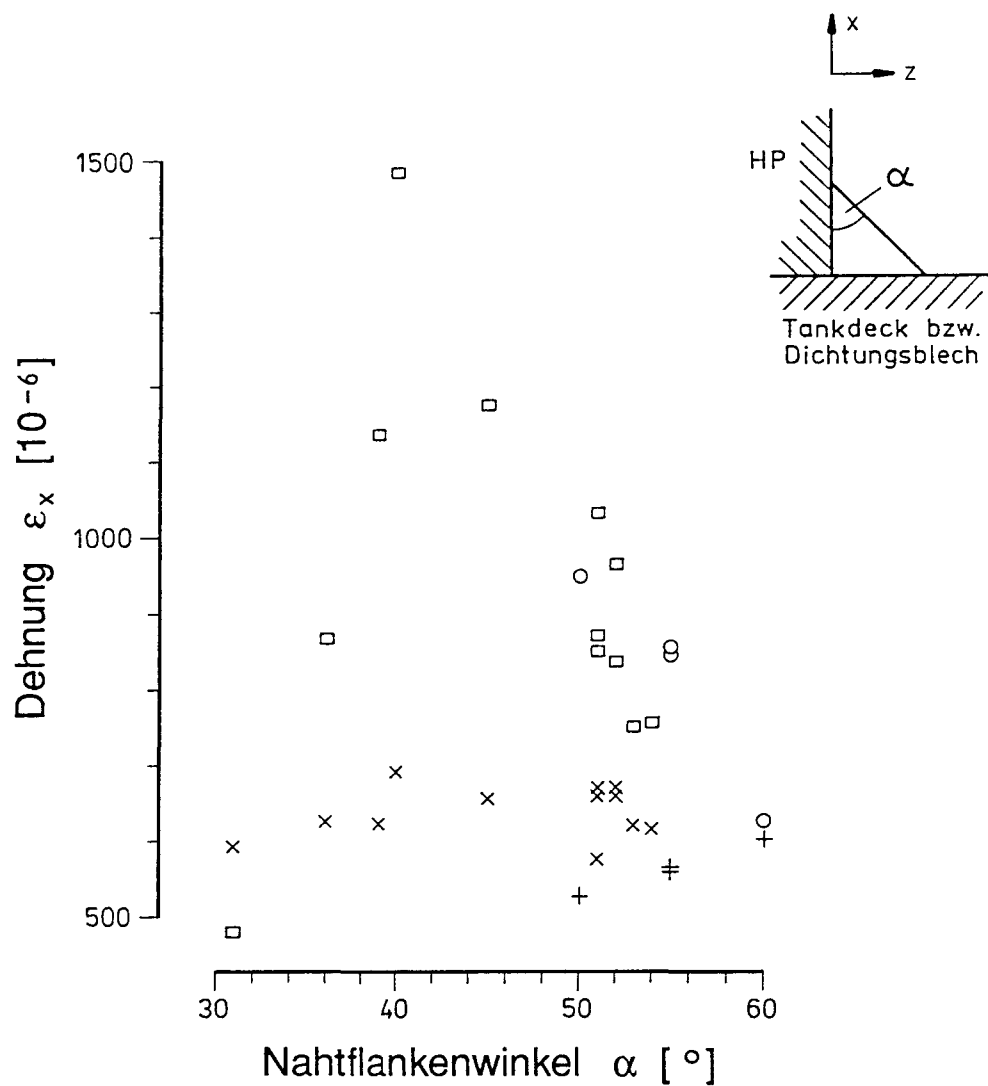


Abb. 28

Gemessene örtliche Dehnungen an den Anrißorten 1 und 9 der Spantanschlußform (c). (Koordinatensystem vgl. Abb. 10)



Gemessene Dehnung  $\epsilon_x$  auf dem HP-Wulstrücken bei 100 kN Zylinderlast

- 2 mm vor dem Nahtübergang an DMS-Pos. 3 (s. Abb. 27 und 28):

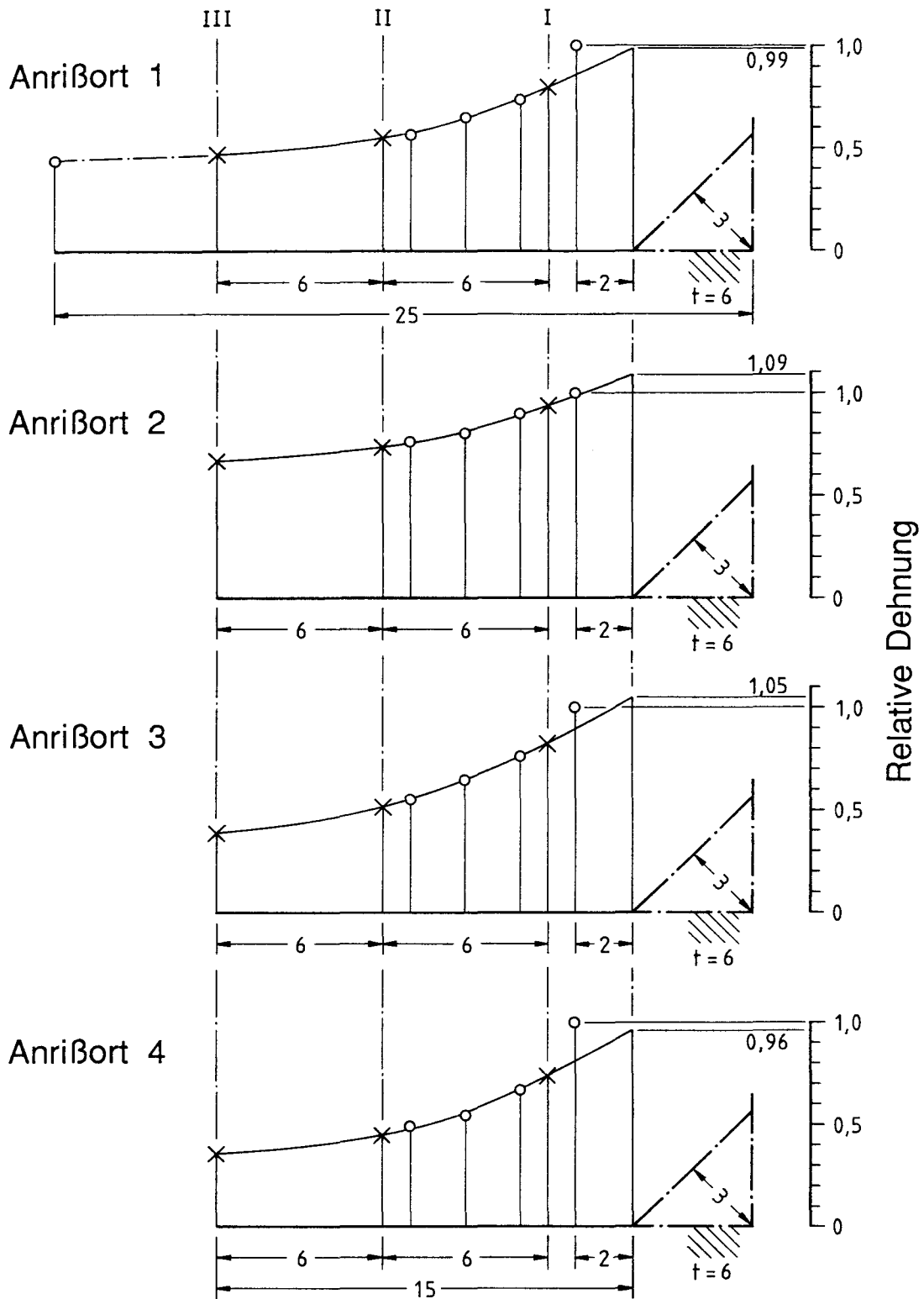
- Spantanschlußform (a) (Modell 3; Kehlnaht  $a \approx 5,5$  mm)
- Spantanschlußform (c) (Modelle 4, 5, 6 ;  $a \approx 10$  mm)

- 12 bzw. 15 mm vor dem Nahtübergang an DMS-Pos. 4:

- + Spantanschlußform (a) (Modell 3 ;  $a \approx 5,5$  mm)
- x Spantanschlußform (c) (Modelle 4, 5, 6 ;  $a \approx 10$  mm)

Abb. 29

Gemessene örtliche Dehnungen an Anrißort 1 der Spantanschlüsse in Abhängigkeit vom Nahtflankenwinkel



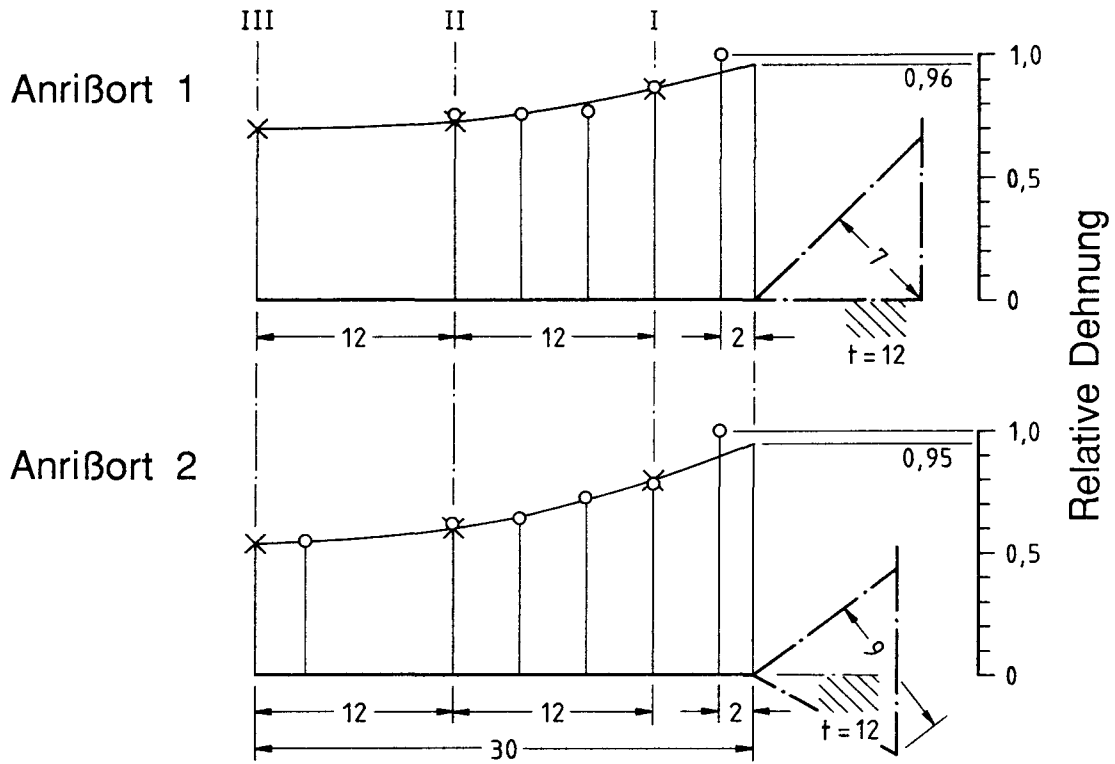
○ Meßwert

× Stützstelle für die quadratische Extrapolation nach [24].

$$\varepsilon_{\text{Hot-spot}} = 1,875 \cdot \varepsilon_I - 1,25 \cdot \varepsilon_{II} + 0,375 \cdot \varepsilon_{III}$$

Abb. 30

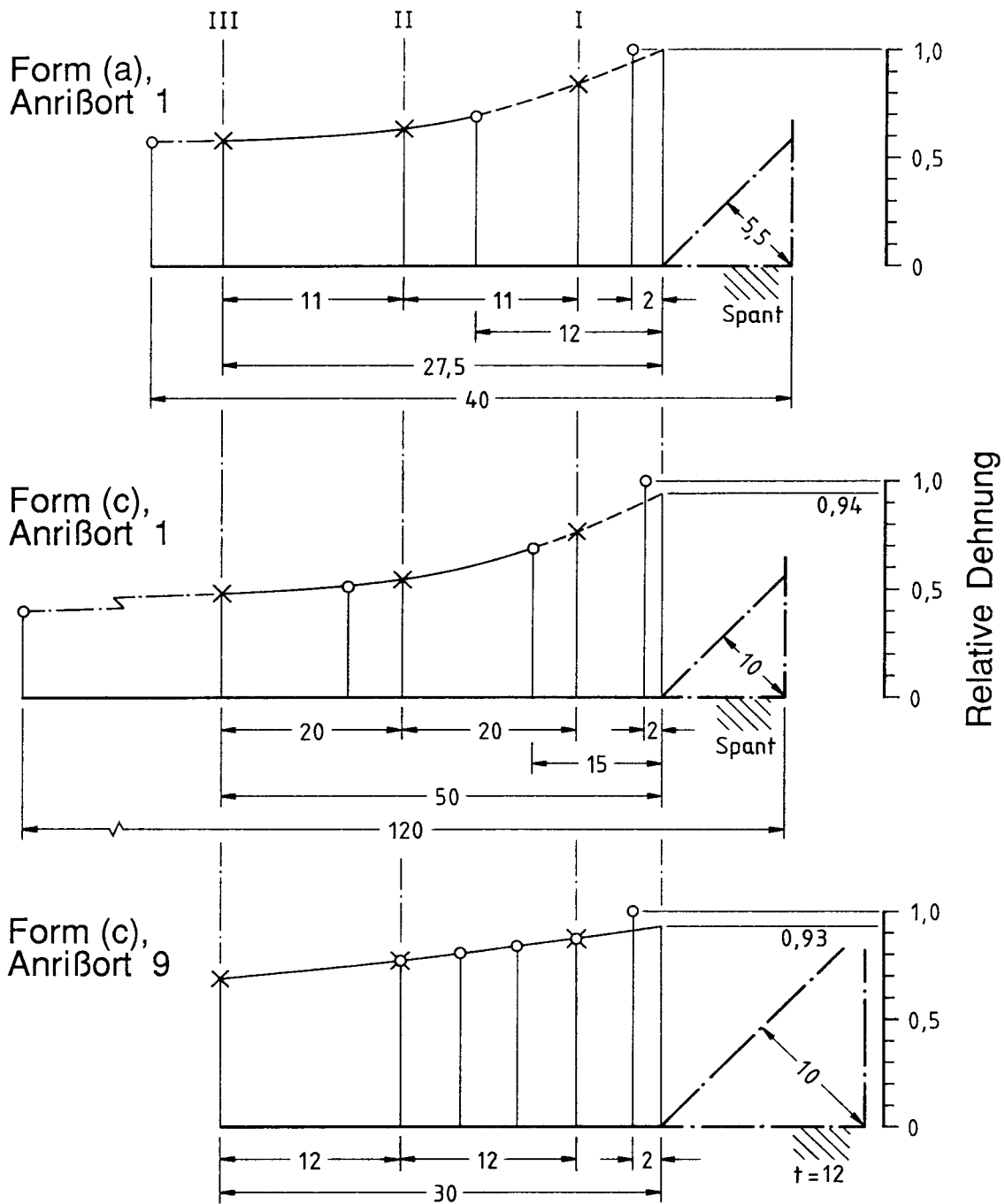
Extrapolation der gemessenen örtlichen Dehnungsverteilung auf die kritischen Nahtübergänge des Lukenmodells



- Meßwert      × Stützstelle für die quadratische Extrapolation nach [24].
- $$\varepsilon_{Hot-Spot} = 1,875 \cdot \varepsilon_I - 1,25 \cdot \varepsilon_{II} + 0,375 \cdot \varepsilon_{III}$$

Abb. 31

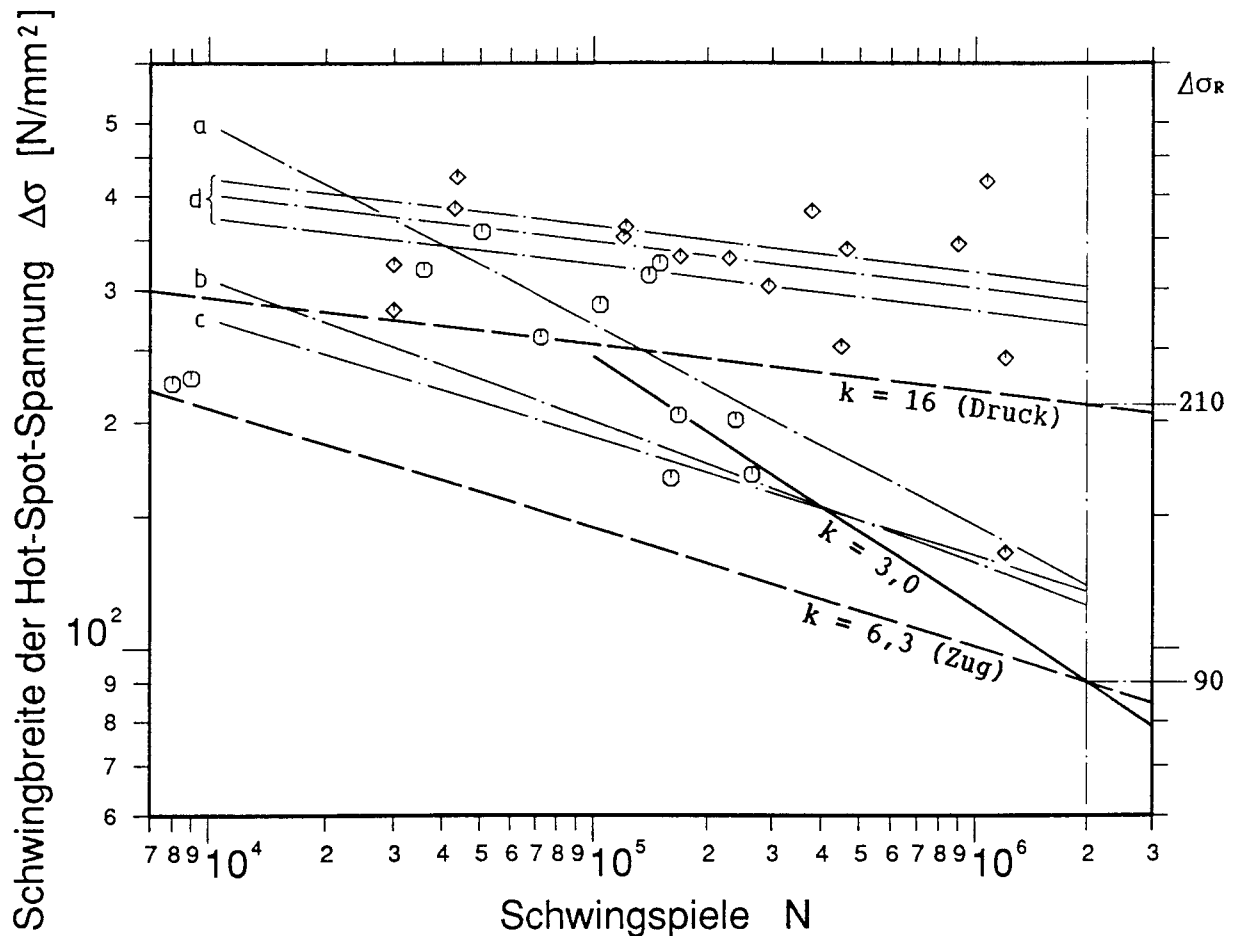
Extrapolation der gemessenen örtlichen Dehnungsverteilung auf die kritischen Nahtübergänge der Rahmenecke



○ Meßwert      × Stützstelle für die quadratische Extrapolation nach [24].  
 $\epsilon_{Hot-Spot} = 1,875 \cdot \epsilon_I - 1,25 \cdot \epsilon_{II} + 0,375 \cdot \epsilon_{III}$

Abb. 32

Extrapolation der gemessenen örtlichen Dehnungsverteilung auf die kritischen Nahtübergänge der Spantanschlüsse



- Entwurfswöhlerlinie ( $p_u = 97,7 \%$ ) nach [18]
  - - - Entwurfswöhlerlinien für Zug- ( $p_u = 99,4 \%$ ) und Druckschwellbeanspruchung ( $p_u = 96,6 \%$ ) nach [14]
  - · - Bauteilwöhlerlinien ( $p_u = 50 \%$ ) nach Tab. 7, bezogen auf die Hot-Spot-Beanspruchungen gemäß Abb. 30 bis 32.
    - Linien für Zugschwellbeanspruchung:
      - a) Rahmenecke, Anrißort 2, und Lukenmodell, Anrißort 1
      - b) Rahmenecke, Anrißort 1
      - c) Spantanschluß (c), Anrißorte 1 und 9
    - Linien für Druckschwellbeanspruchung:
      - d) Spantanschlüsse (a) und (c), Anrißorte 1 und 9
- Einzelne Anrisse an den Positionen der aktuell gemessenen örtlichen Dehnungen; Versuchsergebnisse bezogen auf die Hot-Spot-Beanspruchungen gemäß Abb. 30 bis 32:
- - Anriß bei Zugschwellbeanspruchung (Spantanschluß (c) und Lukenmodell)
  - ◇ - Anriß bei Druckschwellbeanspruchung (Spantanschlüsse)

Abb. 33

Schwingversuchsergebnisse der untersuchten Bauteile im Vergleich mit den Entwurfswöhlerlinien des Hot-Spot-Konzepts

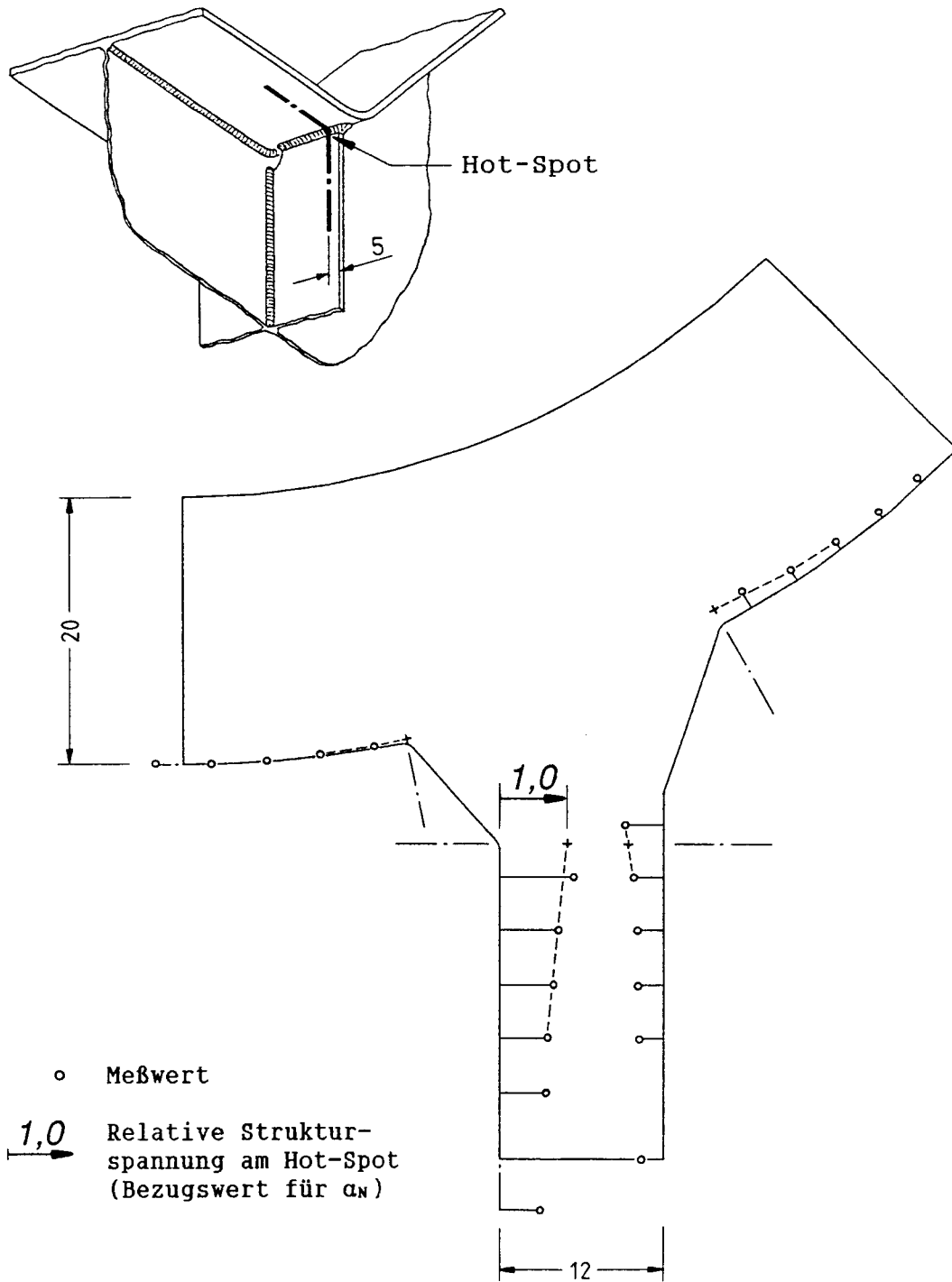


Abb. 34

Gemessene Tangentialspannungen an einem Knicksteifenanschluß der Rahmenecke, Modell 3. (Vgl. Abb. 26)

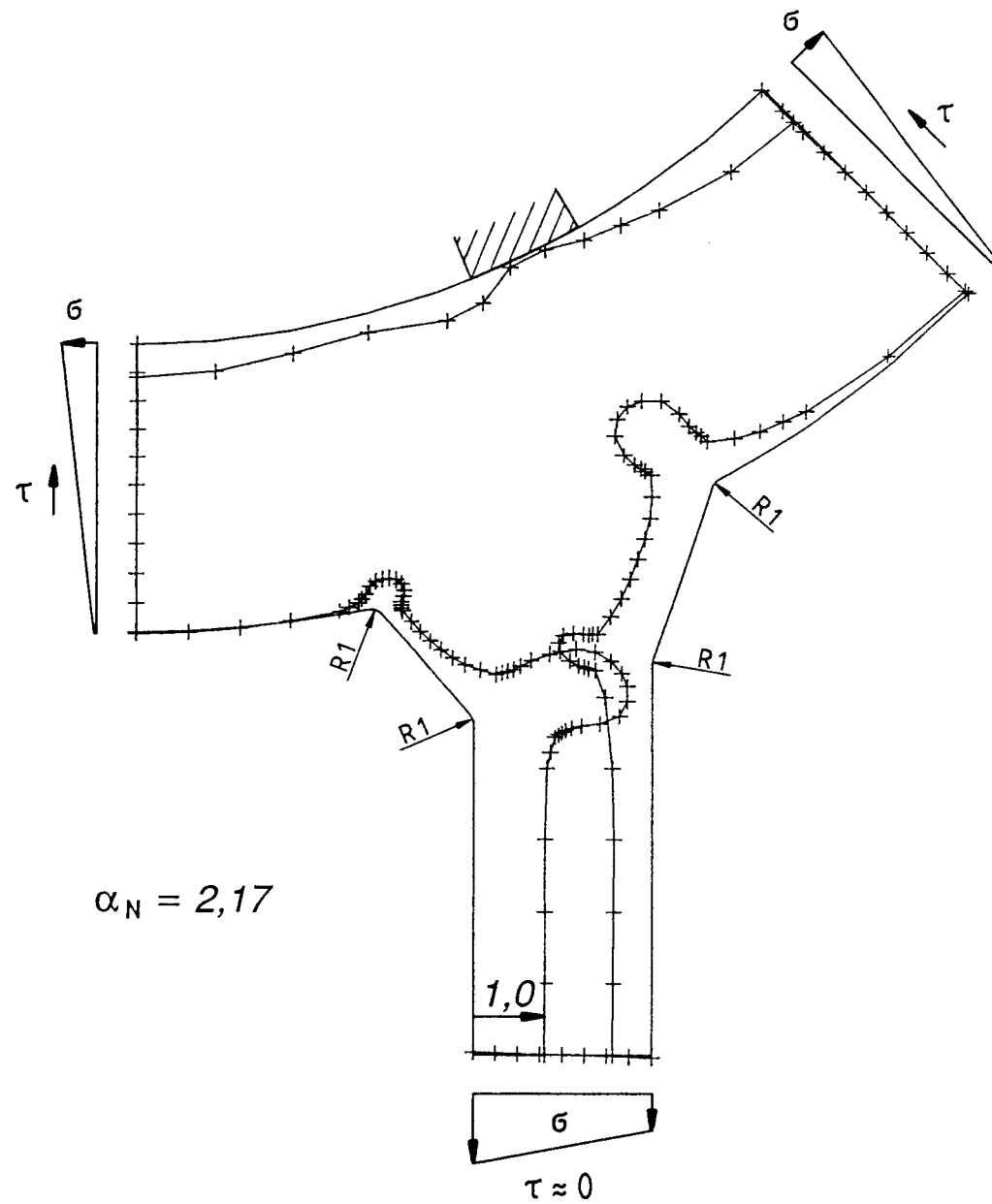


Abb. 35

Berechnete Tangentialspannungen am Knicksteifenanschluß der Rahmenecke. Nahtabmessungen wie am Ort der Dehnungsmessung an Modell 3.

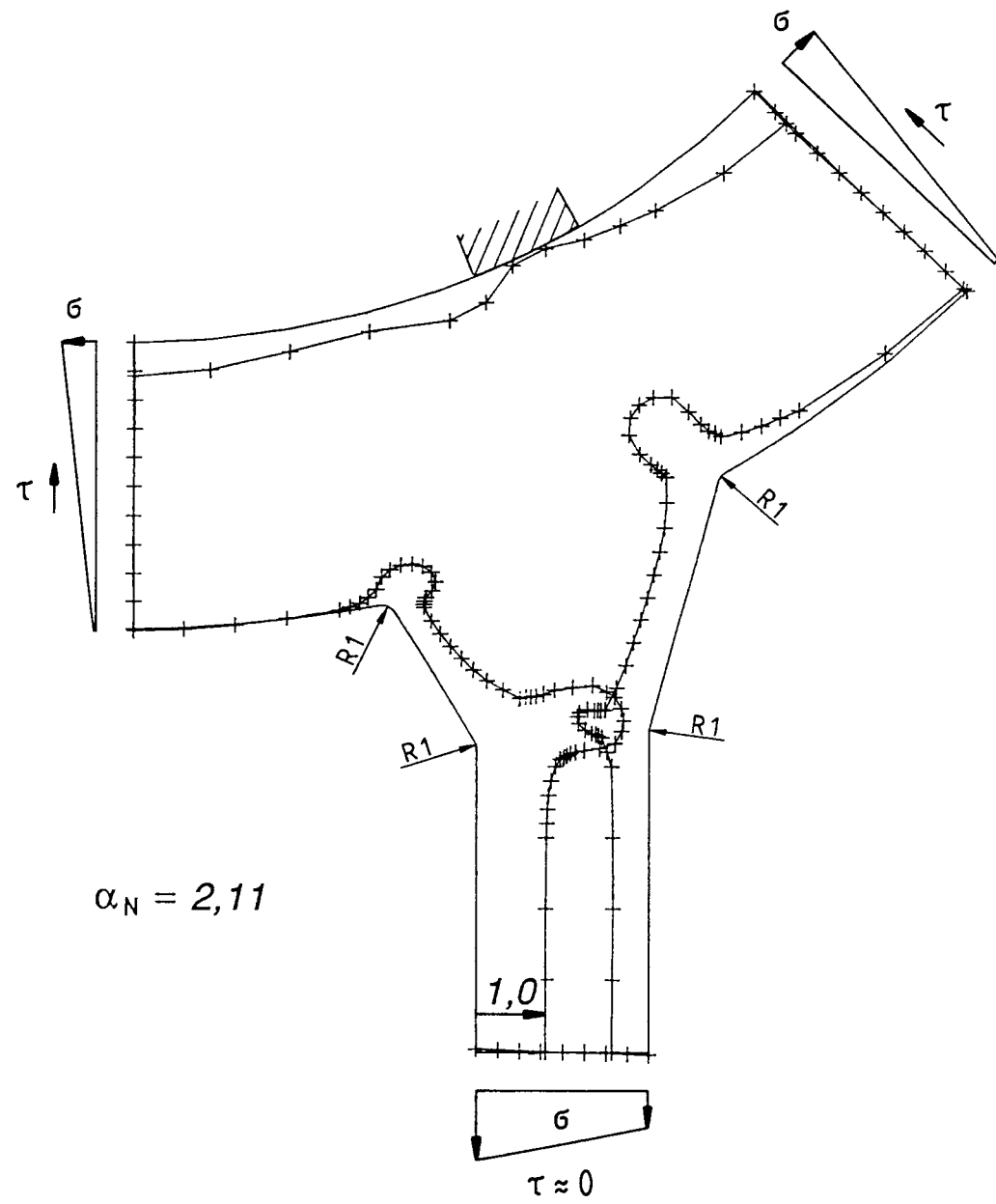


Abb. 36

Berechnete Tangentialspannungen am Knicksteifenanschluß der Rahmenecke. Gemittelte Nahtabmessungen aller Versuchsmodelle.

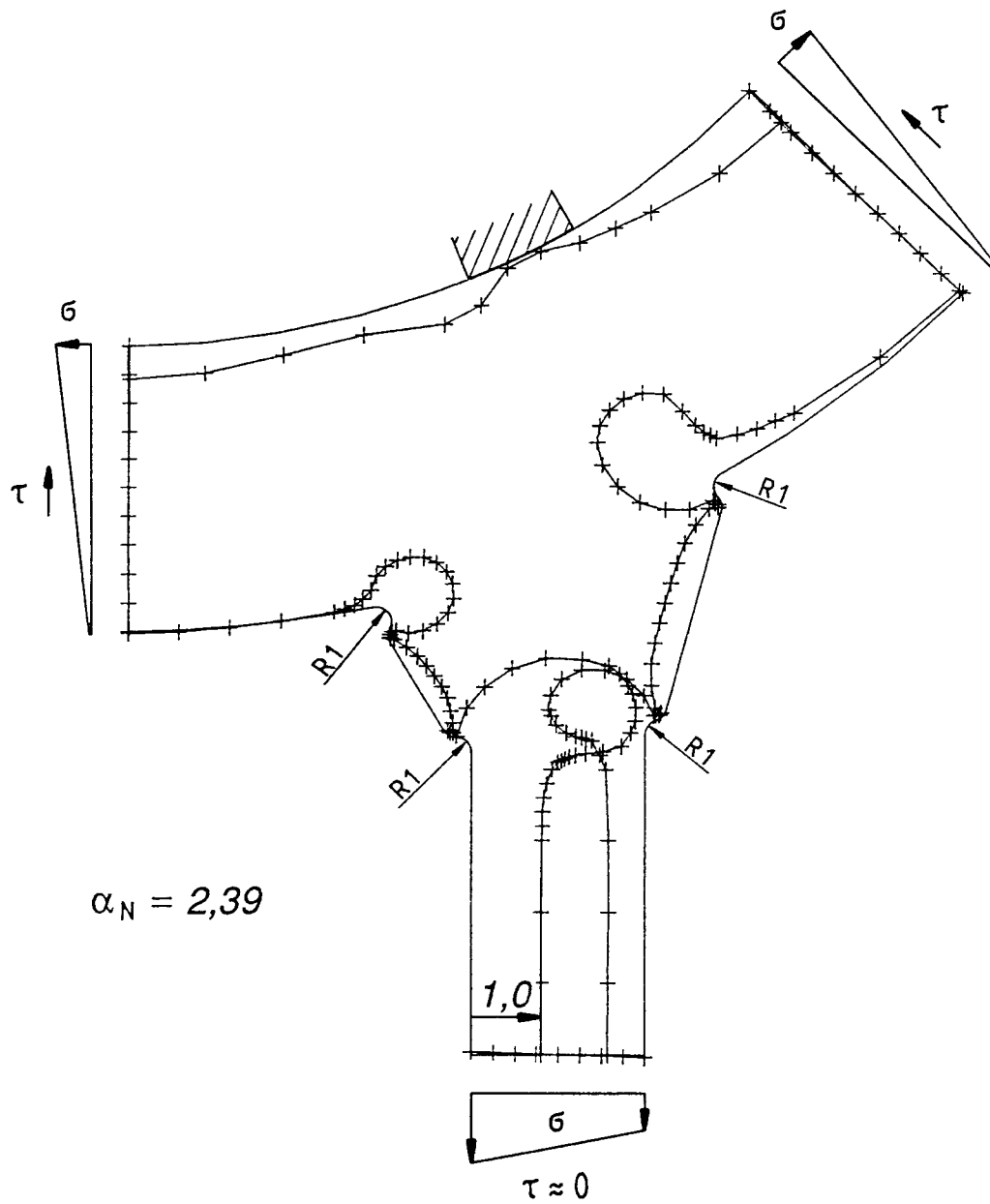


Abb. 37

Berechnete Tangentialspannungen am Knicksteifenanschluß der Rahmenecke. Gemittelte Nahtabmessungen aller Versuchsmodelle und idealisierte Nahtüberhöhung von 1 mm.