

518 | Juni 1991

## SCHRIFTENREIHE SCHIFFBAU

D. Gimperlein

# Trageverhalten abgeknickter Gurte in der Schiffskonstruktion

**TUHH**

*Technische Universität Hamburg-Harburg*

## **Trageverhalten abgeknickter Gurte in der Schiffskonstruktion**

D. Gimperlein, Hamburg, Technische Universität Hamburg-Harburg, 1991

ISBN: 3-89220-518-3

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

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

INSTITUT FÜR SCHIFFBAU DER UNIVERSITÄT HAMBURG

Bericht Nr. 518

**Tragverhalten abgeknickter Gurte  
in der Schiffskonstruktion**

von

D. Gimperlein

Juni 1991

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen der vom Bundesminister für Wirtschaft über die Arbeitsgemeinschaft Industrieller Forschungsvereinigungen (AIF) geförderten industriellen Gemeinschaftsforschung mit Unterstützung des Deutschen Verbandes für Schweißtechnik (DVS). Als unveröffentlichter Forschungsbericht (AIF Nr. 7057; DVS Nr. 9.118) wurde sie im März 1989 fertiggestellt. Eine Kurzfassung wurde unter dem Titel "Tragverhalten von Rahmenecken mit geknickten Gurten" in der Zeitschrift "Schweißen und Schneiden" 42 (1990), Heft 5, veröffentlicht.

## Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. Einleitung . . . . .	1
2. Untersuchungsprogramm . . . . .	4
3. Versuchsmodelle . . . . .	6
4. Versuchsdurchführung . . . . .	9
5. Beanspruchungsverteilung in der Rahmenecke . . . . .	12
5.1 Dehnungsmessungen . . . . .	12
5.2 FE-Rechenmodell . . . . .	15
5.3 Vergleich der Meßergebnisse mit den Rechenergebnissen . . . . .	17
6. Schwingfestigkeit . . . . .	20
6.1 Ergebnisse der Schwingversuche . . . . .	20
6.2 Bewertung nach dem Nennspannungskonzept . . . . .	25
6.2.1 Übliche Nennspannungsdefinition . . . . .	25
6.2.2 Strukturspannung als Nennspannung . . . . .	28
6.3 Bewertung nach dem örtlichen Konzept . . . . .	32
6.3.1 Örtliches Konzept von Haibach . . . . .	32
6.3.2 Örtliches Konzept unter Berücksichtigung des zyklischen Werkstoffverhaltens . . . . .	34
7. Traglast . . . . .	38
8. Rechnerische Variation der Abmessungen . . . . .	40
9. Bemessungsempfehlungen . . . . .	43
10. Zusammenfassung . . . . .	46
Literaturverzeichnis . . . . .	49

Tabellen

Bilder

Anhang

## 1. Einleitung

An biegebeanspruchten Konstruktionen wie Rahmen und Trägerrosten treten besondere konstruktive Probleme an Stellen auf, an denen das kraftführende Teil seine Richtung ändert. Die Kraftumlenkung verursacht Abtriebskräfte, die je nach Größe der Richtungsänderung zu drastischen Verschlechterungen des Tragverhaltens führen können. Durch geeignete konstruktive Maßnahmen können die Abtriebskräfte aufgenommen und in benachbarte Bauteile übergeleitet werden.

An geknickten Gurten oder Gurtplatten stellt die direkte Unterstützung des Knicks die einfachste und in vieler Hinsicht beste Lösung dar. Die dazu erforderlichen Schweißungen an der kaltverformten Stelle wurden in der Vergangenheit jedoch vermieden, da ein Spröbruch infolge Alterung befürchtet wurde. Verschiedene konstruktive Lösungen wurden vor diesem Hintergrund entwickelt. So wurde das abstützende Bauteil um ein Mindestmaß von der Knickstelle abgerückt, was aber wegen der damit verbundenen zusätzlichen Biegebeanspruchungen vor allem bei schwingbeanspruchten Konstruktionen zu Schäden geführt hat. Ein T-Stoß an Stelle des Knicks, wie er in [1] für den Übergang der Seitentankböschung von Massengutschiffen in den Innenboden vorgeschlagen wurde, hat zwar ein besseres Tragverhalten, erhöht aber die Schweißnahtlängen erheblich. Eine weitere Alternative sind abgerundete Gurtumlenkungen. Der Gurtkrümmungsradius ist so groß zu wählen, daß die Abminderung des wirksamen Gurtquerschnitts infolge der verteilten Abtriebskräfte in vertretbarem Rahmen bleibt. Dieser Lösung stehen jedoch verhältnismäßig hohe Fertigungskosten entgegen.

Seit der Einführung neuer, wesentlich kleinerer Mindestbiegeradien in einschlägigen Vorschriften besteht heute nun die Möglichkeit, durch eine Kombination von Kaltverformung und Schweißung einfach zu fertigende Konstruktionen von hoher Festigkeit zu entwickeln. Ein uneingeschränkter Einsatz solcher Konstruktionen setzt allerdings die vollständige Aufklärung sämtlicher Aspekte

des Tragverhaltens voraus. Für den Stahlbau wurde bereits eine genauere Untersuchung der Schwingfestigkeit gefordert [2].

Das Problem der Versprödung kaltverformter Stähle im Bereich von Schweißnähten infolge Alterung und seine Bedeutung für die konstruktive Gestaltung können als ausreichend geklärt angesehen werden ([3], [4], [5]). Durch eine geeignete Begrenzung des Verformungsgrades - meistens ausgedrückt durch Mindestwerte des Verhältnisses von Biegeradius zu Plattendicke - läßt sich ein zähes Verhalten sicherstellen [6]. Untersuchungen [7] an Baustählen nach DIN 17100 bildeten die Grundlage für eine Weiterentwicklung des Regelwerks. Die Ergebnisse lassen sich ohne Bedenken auch auf die üblichen normal- und höherfesten Schiffbaustähle übertragen, so daß die abgeleiteten Empfehlungen in etwas modifizierter Form in die Schiffbauvorschriften des Germanischen Lloyd [8] übernommen worden sind.

Über Spannungsverteilung und statische Festigkeit im Bereich von Richtungsänderungen des Gurtes existiert schon geraume Zeit ein umfangreiches Schrifttum (z.B. [9]). Vereinfachte Methoden zur praktischen Berechnung und Bemessung abgeknickter Gurte sind in [10] und kürzlich in [11] angegeben worden. Die Betrachtungen beschränken sich jedoch auf die Spannungsverteilung im elastischen Bereich unter Vernachlässigung des endlich großen Knickradius. Keine Untersuchungen sind bekannt geworden über Spannungsverteilungen in abgeknickten durchgehenden Gurtplatten wie z.B. Tankböschungen von Massengutschiffen.

Die Schwingfestigkeit von Rahmenecken mit abgeknickten Gurten ist in [12] und [13] neben derjenigen vieler anderer Konstruktionsformen untersucht worden. Die Anzahl der Versuchsergebnisse reicht jedoch nicht aus, um die Betriebsfestigkeit sicher beurteilen zu können. Zudem fehlen Untersuchungen über den Einfluß von Biegeradius, Blechdicke und anderer Parameter.

Gegenstand des nachfolgend beschriebenen Forschungsvorhabens waren Rahmenecken mit abgeknickten Gurten, die durch eine Kombination von Kaltverformung und Schweißung kostengünstig herzustellen sind. Unter Berücksichtigung betriebstypischer Beanspruchungen sollten das Tragverhalten geklärt und Bemessungsempfehlungen ausgesprochen werden.

## 2. Untersuchungsprogramm

Das Tragverhalten abgeknickter Gurte in Rahmenecken wurde sowohl experimentell als auch rechnerisch untersucht. Zunächst wurden verschiedene praxisrelevante Abmessungsverhältnisse mit Hilfe von Finite-Element-(FE-)Rechenmodellen durchgespielt, bis eine geeignete Modellform für die Bauteilversuche gefunden war. Abgesehen von kleinen konstruktiven Verbesserungen nach den Erfahrungen mit dem 1. Versuchsmodell wurden dann alle Versuche mit nur einer Modellform durchgeführt. Die Genauigkeit des Rechenmodells wurde anhand der Versuchsergebnisse sorgfältig überprüft. An den kritischen Stellen der Konstruktion wurde die FE-Netzeinteilung soweit verfeinert, daß auch die örtlichen Beanspruchungsverhältnisse hinreichend genau erfaßt wurden. Ausgehend von den Abmessungen der Versuchsmodellform wurde schließlich die Bauteilgeometrie an weiteren Rechenmodellen systematisch variiert. Diese rechnerische Untersuchung führte zu einigen Bemessungsempfehlungen.

Die experimentellen Untersuchungen an den Versuchsmodellen umfaßten Dehnungsmessungen unter statischer Last, Schwingversuche, Eigenspannungsmessungen und Traglastversuche. Mit den Schwingversuchen wurde die Anrißlebensdauer unter Einstufenbeanspruchung auf einem für alle Versuchsmodelle ungefähr gleichen Lasthorizont ermittelt. Für jede der anrißkritischen Stellen mußte eine ausreichende Anzahl von Schwingversuchsergebnissen für eine statistische Auswertung gewonnen werden. Diese Forderung war maßgeblich für die Zahl der zu fertigenden Versuchsmodelle. Unter Berücksichtigung der gewählten Modellform mit mehreren gleichartigen Kerbstellen (s. Abschn. 3) wurden zehn Versuchsmodelle veranschlagt. Ein Vergleich der Schwingversuchsergebnisse mit der Bewertung der Rahmenecke nach verschiedenen bekannten Konzepten der Betriebsfestigkeitsrechnung schloß die Schwingfestigkeitsuntersuchungen ab.

Die Dehnungsmessungen unter statischer Last wurden jeweils vor Beginn der Schwingversuche an allen zehn Versuchsmodellen vorgenommen. Die Traglastversuche wurden an zwei Modellen im Anschluß an die Schwingversuche durchgeführt. Einige Eigenspannungsmessungen wurden nachträglich in das Untersuchungsprogramm mit aufgenommen, um das Tragverhalten des Gurtknicks während der Schwingversuche genauer aufzuklären.

### 3. Versuchsmodelle

Für die experimentellen Untersuchungen wurden insgesamt zehn nahezu identische Versuchsmodelle aus normalfestem Schiffbau-  
stahl, Gütegrad A, gefertigt. Bild 1 zeigt die Gesamtansicht eines Modells mit der Krafteinleitungs-konstruktion. Jedes Modell besitzt zwei gleiche Gurtknickstellen. Da die Knickstellen vornehmlich unter Zugbeanspruchung untersucht werden sollten, mußte die äußere Gurtung der Rahmenecke als Druckgurt ausgelegt werden. Die Druckgurtränder wurden mit Beulsteifen verstärkt. Im Rahmenquerschnitt läßt sich der Druckgurt z.B. als Außenhaut mit Querspannten oder als Deckstreifen mit Querdeckbalken deuten.

Die unter den Gurtknicken angeordneten Knicksteifen nehmen die Abtriebskräfte aus der Kraftumlenkung der Gurtkräfte auf. Eine für das Tragverhalten optimale Anordnung der Knicksteifen in der Winkelhalbierenden des Gurtknicks wurde bewußt vermieden. Mit der gewählten orthogonalen Anordnung sind Zusatzbeanspruchungen in Knicksteifen und Rahmensteg verbunden, deren Berücksichtigung eine allgemeinere Behandlung des Problems ermöglicht. Zudem wird mit der orthogonalen Anordnung der Knicksteifen eine Ähnlichkeit mit praxisüblichen Konstruktionen hergestellt - so z.B. mit der Tankböschung von Massengutschiffen, wenn man sich an Stelle der Knicksteife einen Seitenlängsträger denkt, der eine Bodenwrange kreuzt.

Um weitere, unnötige Zusatzbeanspruchungen in Gurt und Knicksteifen zu vermeiden, wurden letztere unter dem Gurtknick so angeordnet, daß sich die Wirkungslinien der Gurtkräfte und der Abtriebskräfte in den Knicksteifen in einem Punkt schneiden (Bild 2). Diese Maßnahme verringert die örtliche Plattenbiegung im Bereich der Kraftumlenkung auf ein Minimum. Sie wäre für die konstruktive Auslegung auch in der Praxis zumutbar.

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  $r/t_G = 3$  entspricht dem vom Germanischen Lloyd [8] vorgeschriebenen Mindestbiegeradius für kaltverformte Bereiche, in denen geschweißt wird.

Die mit dem 1. Versuchsmodell während der Schwingversuche gemachten Erfahrungen führten zu einigen konstruktiven Verbesserungen für alle weiteren Versuchsmodelle. Um den Knicksteifenanschluß an den Gurt zu entlasten, wurde die Knicksteifenbreite von 100 mm (Form 1) auf 125 mm (Form 2) erhöht (Bild 2). Damit verringerte sich der Gurtüberstand, ohne aber eine saubere Umschweißung der Knicksteifenkanten zu beeinträchtigen.

Ferner wurde bei den Versuchsmodellen der Form 2 die Gurtanschlußschweißnaht der Knicksteifen verstärkt. Diese war beim 1. Versuchsmodell an dem einen Gurtknick als Doppelkehlnaht mit der Nahthöhe  $a = 4,5$  mm, an dem anderen Gurtknick als K-Stegnaht mit 4 mm unverschweißtem Steg ausgeführt worden (Bild 3). In beiden Fällen führte das zu Anrissen in der Nahtwurzel der Umschweißung der Knicksteifenkanten. Um die Anrisse an den Nahtrand zu verlagern, wurde - Empfehlungen in [14] folgend - eine (praktisch durchgeschweißte) K-Stegnaht mit 2 mm unverschweißtem Steg vorgesehen. Die K-Stegnaht ist eine wirtschaftlichere Lösung als eine voll durchgeschweißte K-Naht. Eine ausreichende Schwingfestigkeit der Naht hätte vermutlich auch mit einer verstärkten Doppelkehlnaht sichergestellt werden können, was jedoch mit dem Nachteil eines sehr viel größeren Nahtvolumens ( $a \approx 8,5$  mm nach [14]) verbunden gewesen wäre. Die K-Stegnähte wurden bei auf der Seite liegender Rahmenecke als Steigenähte in zwei Lagen handgeschweißt. Dazu wurden 2,5 mm-Elektroden Navalend 71 (E 51 22 RR 6) verwendet.

Die Halsnaht zwischen Steg und Gurt wurde als Doppelkehlnaht mit der Nahthöhe  $a = 4,5$  mm ausgeführt. Bei den Versuchsmodellen der Form 2 wurde sie in den Knickbereichen auf einer Länge von jeweils ca. 400 mm um zwei weitere Lagen auf das Nennmaß  $a = 8$  mm verstärkt, um Anrisse in der Nahtwurzel mit Sicherheit auszuschließen. Die Halsnaht wurde mit 5 mm-Elektroden Navalend 25 S (E 43 22 R(C) 3) handgeschweißt.

Einige der von den Versuchsmodellen abgenommenen mittleren Nahtabmessungen sind in Bild 9 dargestellt. Bei der Nahtausführung - wie bei der Fertigung der Modelle überhaupt - wurde Wert auf einen werftüblichen Fertigungsstandard gelegt.

Die Symmetrie der Versuchsmodelle ließ sowohl bei den Dehnungsmessungen als auch bei den Schwingversuchen wenigstens zwei Ergebnisse je Modell an den beiden identischen Knickbereichen und sogar vier Ergebnisse an den Knicksteifen und deren Anschlußnähten zu. Die Modelle können daher als Doppel- bzw. Vierfachmodelle bezeichnet werden (Positionen A, B und AL, AR, BL, BR in Bild 5).

#### 4. Versuchsdurchführung

Die Belastungseinrichtung der Versuchsmodelle bestand aus einem 100 t-Hydraulikzylinder, welcher die Krafteinleitungsstrukturen an den Rahmenschenkelenden diagonal miteinander verband (Bild 1). Gelenklager garantierten eine in alle Richtungen momentenfreie Lagerung des Hydraulikzylinders. Bis auf eine Ausnahme im Zusammenhang mit den Eigenspannungsmessungen wurde nur mit Zylinderdruckkräften gearbeitet, so daß der Gurtnick einer Zugbeanspruchung ausgesetzt war. In allen Versuchen mit Ausnahme der Traglastversuche wurde der Zylinder kraftgeregelt gesteuert. Eine einstellbare Wegbegrenzung sorgte bei größeren Schäden an Krafteinleitung oder Modell automatisch für eine Entlastung.

Für die Dehnungsmessungen wurden lineare Dehnungsmeßstreifen (DMS) des Fabrikats Hottinger 6/120 LY 11 und 3/120 LY 11 mit 6 und 3 mm Meßgitterlänge, DMS-Kreuze 3/120 XY 11, DMS-Rosetten 6/120 RY 11 sowie DMS-Ketten 4/120 KY 11 mit 4 mm Meßgitterabstand benutzt.

Die Eigenspannungsmessungen (s. Abschn. 6.1) wurden nach dem Bohrlochverfahren unter Verwendung von Bohrlochrosetten des Fabrikats Micro Measurement TEA-XX-062RK-120 durchgeführt.

Vor den Schwingversuchen wurden Dehnungsmessungen an allen 10 Modellen auf jeweils mehreren Laststufen vorgenommen. Zunächst wurde die Last in Stufen bis auf die Oberlast gesteigert. Unterbrochen von weiteren Messungen wurden dann einige Lastzyklen der beabsichtigten Schwellbeanspruchung aufgebracht. Auf diese Weise konnten die an hochbeanspruchten Stellen nach Erstbelastung aufgetretenen bleibenden Dehnungen erfaßt werden. Ausgeprägte Fließvorgänge wurden an allen Versuchsmodellen auf Gurtmitte in der Knickkehle und am Außenrand der Knicksteifen in unmittelbarer Nähe der Gurtanschlußnaht beobachtet. Für die letztgenannte Stelle zeigt Bild 4 beispielhaft Meßergebnisse, die während der ersten 27 Lastzyklen mit DMS-Ketten am 3. Versuchsmodell gewonnen

wurden. Es wird deutlich, daß die Fließvorgänge nach dem 1. Lastzyklus nahezu vollständig abgeschlossen sind. Erst mit dem 6. Lastzyklus erhöht sich die bleibende Dehnung noch einmal, wenn die Oberlast auf ihren endgültigen Betrag heraufgesetzt wird.

Ein bis zwei Lastzyklen nach der Erstbelastung konnte für jedes Modell ein einwandfrei lineares Last-Dehnungsverhalten nachgewiesen werden. Die Ergebnisse wiederholter Dehnungsmessungen auf mehreren Laststufen stimmten nahezu exakt überein. In Einzelfällen durchgeführte Kontrollmessungen während der Schwingversuche nach mehreren tausend Lastwechseln ergaben auch keine Abweichungen.

Eine abschließende Messung zur Aufnahme der elastischen Dehnungen wurde erst vorgenommen, nachdem bei einigen Modellen Ausrichtarbeiten an den Krafteinleitungen abgeschlossen worden waren. Diese wurden sinnvoll, wenn die gemessenen Beanspruchungen an den gleichartigen Stellen der Doppel- bzw. Vielfachmodelle zu sehr voneinander abwichen. Ein gewisser Ausgleich zwischen nicht gleichmäßig beanspruchten Modellseiten konnte durch einen leichten Querversatz des Hydraulikzylinders auf den Lagerbolzen der Krafteinleitungen geschaffen werden (max. 20 mm zu jeder Seite). Das geeignete Maß für den Versatz an beiden Lagern wurde durch wiederholte Kontrollmessungen der Dehnungen ermittelt. Unsymmetrische Beanspruchungen, die sich besonders an den vier Knicksteifenrändern bemerkbar machten, waren auf fertigungsbedingte, bauliche Unsymmetrien zurückzuführen (s. auch Abschn. 5.1). Im Hinblick auf die Schwingversuche war eine möglichst symmetrische Beanspruchung anzustreben, um das Auftreten der Anrisse an den schwächer belasteten Stellen nicht zu sehr zu verzögern.

Die Schwingfestigkeit der Rahmenecke wurde in Einstufenversuchen untersucht. Das Spannungsverhältnis betrug in allen Versuchen  $R = 0$ . Eine Schwellbeanspruchung wurde einer Wechselbeanspruchung aus versuchstechnischen Gründen vorgezogen. Sie ermöglichte die Verwendung einfacherer Zylinderlager unter Inkaufnahme eines gewissen Lagerspiels und erleichterte so auch die Umrüstarbeiten von einem Modell auf das nächste. Ein Schlagen der Lager wurde

verhindert, indem die Unterlast mit ca. 10 kN nicht exakt zu Null gewählt wurde. Mit den verwendeten Oberlasten zwischen 350 und 500 kN kann dennoch mit hinreichender Genauigkeit von reiner Schwellbeanspruchung ( $R = 0$ ) gesprochen werden.

Die Kraft des verwendeten Hydropulszylinders wurde über einen Rechner sinusförmig gesteuert. Die verfügbare Hydraulikleistung der Versuchsanlage erlaubte mit der genannten Höhe der Oberlasten eine Schwingfrequenz von 0,2 Hz. Um alle Schwingversuche innerhalb des vorgesehenen Zeitrahmens verwirklichen zu können, mußten relativ niedrige Anrißlastspielzahlen im Zeitfestigkeitsbereich angestrebt werden. Die dafür erforderlichen Oberlasten konnten erst nach den Erfahrungen mit den ersten drei Modellen der Form 2 sicher vorausgesagt werden.

Die anrißkritischen Stellen (s. Abschn. 6.1) wurden etwa alle 1000 Lastwechsel nach Anrissen abgesehen. Die Anrißlastspielzahl wurde festgehalten, wenn ein Anriß mit bloßem Auge, in der Regel unter Zuhilfenahme einer Oberflächenrißprüfung nach dem Farbeindringverfahren, zu erkennen war. Das war bei einer Rißlänge von etwa 2 bis 5 mm möglich. Ein solcher Anriß kann als technischer Anriß gewertet werden [15]. Bei frühem Auftreten oder raschem Wachstum eines Anrisses wurde zunächst versucht, den Riß auszusleifen. Häufig war jedoch eine Reparaturschweißung nicht zu vermeiden, um den Schwingversuch bis zum Anriß weiterer kritischer Stellen fortsetzen und so den Vorteil der Doppel- bzw. Vierfachmodelle nutzen zu können. Weitere Anrisse in der Nähe der Reparaturschweißung wurden selbstverständlich nicht gewertet. Im Falle einer Reparatur im Bereich der äußeren Knicksteifenränder konnte aufgrund von Kontrollmessungen an den Bezugs-DMS davon ausgegangen werden, daß die Entstehung eines entsprechenden Anrisses in der gegenüberliegenden Knicksteife auf der anderen Stegseite nicht beeinflußt wurde.

## 5. Beanspruchungsverteilung in der Rahmenecke

### 5.1 Dehnungsmessungen

An allen Versuchsmodellen wurden Dehnungsmessungen mit zum Teil unterschiedlichen DMS-Anordnungen in der näheren Umgebung des Gurtknicks an Steg, Gurt und Knicksteifen vorgenommen. Darüber hinaus wurden an ausgesuchten Punkten einiger Modelle örtliche Dehnungen unmittelbar am Schweißnahttrand gemessen, die zur Bewertung der Schwingfestigkeit nach dem örtlichen Konzept geeignet waren. Am 1. Versuchsmodell wurden Dehnungsmessungen auch in der weiteren Umgebung des Gurtknicks durchgeführt, um die Beanspruchung des Gesamtquerschnitts des Rahmens zu erfassen.

Auf die Wiedergabe der umfangreichen Rohdaten sämtlicher Einzelversuche soll hier verzichtet werden. In den Bildern 10 bis 13 und 15 ist stattdessen eine Auswahl von ausgewerteten Meßergebnissen elastischer Dehnungen dargestellt, die vor allem für den Vergleich mit den Rechenergebnissen interessant waren. In diesem Zusammenhang soll auf die Meßergebnisse noch im einzelnen eingegangen werden (s. Abschn. 5.3).

Fertigungsungenauigkeiten führten stellenweise zu verhältnismäßig stark streuenden Meßwerten. Um abgesicherte Meßergebnisse zu gewinnen, mußten die Meßwerte daher statistisch ausgewertet werden. Es war wünschenswert, die Meßergebnisse der verschiedenen Modelle sowie der gleichartigen Meßstellen eines jeden Modells unmittelbar miteinander vergleichen zu können. Zu diesem Zweck waren einige DMS an allen Modellen in immer gleicher Anordnung an gut zugänglichen Stellen in der Nähe der Beanspruchungsmaxima geklebt worden. Diese DMS werden im weiteren "Bezugs-DMS" genannt. Die Meßwerte der Bezugs-DMS wurden ferner für die Ausrichtung der Krafteinleitung (s. Abschn. 4) sowie für den Vergleich mit den Rechenergebnissen verwendet.

Bild 5 zeigt die Positionen der Bezugs-DMS:

- Gurtmitte in der Knickkehle
- Knicksteifenkanten 35 mm unter dem Gurtüberstand
- Steg am Halsnahtrand 20 mm unter dem Gurtknick

Für die Bezugs-DMS in der Knickkehle des Gurtes und an den Knicksteifenkanten wurden lineare DMS mit 6 mm Meßgitterlänge verwendet. Mit den so gemessenen Gurtlängsdehnungen an der Plattenoberfläche der Knickkehle wurde das Beanspruchungsmaximum auf Gurtmitte bereits direkt erfaßt. An den Knicksteifenkanten wurde die Längsdehnung in Plattenmitte (Scheibenbeanspruchung) gemessen. Für die Bezugs-DMS am Steg wurden DMS-Rosetten benutzt, die den Hauptdehnungszustand an der Stegoberfläche erfaßten.

Die Rohdaten der mit den Bezugs-DMS gemessenen elastischen Dehnungen sind in den Tabellen 1, 2 und 3 aufgelistet. Außerdem sind Mittelwert und Standardabweichung der an gleichartigen Meßstellen eines jeden Modells gemessenen Dehnungen angegeben. Die Standardabweichung als ein Maß für die ungleiche Beanspruchung gleichartiger Bauteile ist somit auch ein Maß für fertigungsbedingte Unsymmetrien innerhalb eines Modells. Besonders empfindlich wirken sich bauliche Ungenauigkeiten auf die Beanspruchung der Knicksteifenkanten aus. Die auf den Mittelwert bezogene Standardabweichung (Variationskoeffizient) der hier gemessenen Dehnungen betrug bis zu 25 % (9. Versuchsmodell).

Die Streuung der Dehnungsmittelwerte von Modell zu Modell ist ausschließlich auf fertigungsbedingte Unterschiede zwischen den Modellen zurückzuführen, da die Fehler der Lastregelung und der Meßwertaufnahme um eine Größenordnung geringer sind. Der einfachste Weg, gemeinsame Meßwerte für alle Modelle anzugeben, wäre eine abermalige Mittelwertbildung gewesen. Es fiel jedoch auf, daß eine hohe Beanspruchung der Knicksteifenränder immer bei einem auch hohen Grad der Unsymmetrie eines Modells auftrat. Eine Auftragung der Mittelwerte der je Modell an den Knicksteifenkanten gemessenen Dehnungen über den zugehörigen Variationskoeffizienten bestätigt dieses (Bild 6).

Eine umgekehrte, wenn auch nicht ganz so deutliche Tendenz zeigen die je Modell gemittelten Dehnungen auf Gurtmitte in der Knickkehle, wenn sie wieder über den Variationskoeffizienten der Meßwerte an den Knicksteifenkanten aufgetragen werden. Offenbar führt also eine unsymmetrische Beanspruchung der Rahmenecke zu einer höheren Belastung der Knicksteifenränder und gleichzeitig zu einer Entlastung der Gurtmitte in der Knickkehle - zu einer Lastumlagerung also von "innen" nach "außen". Es wird vermutet, daß an diesem Effekt auch die unterschiedlich stark ausgeprägten Fließzonen an den hoch beanspruchten Stellen und die damit verbundenen Spannungsumlagerungen innerhalb des Rahmenquerschnitts beteiligt sind (s. Abschn. 5.3). Eine entsprechende Auftragung der gemessenen großen Hauptdehnungen im Steg am Halsnahtrand zeigt allerdings keine eindeutige Tendenz.

Im Hinblick auf den Vergleich der Meßwerte mit den Ergebnissen der FE-Rechnung war der Einfluß baulicher Unsymmetrien möglichst zu eliminieren, da eine Berücksichtigung der Unsymmetrien im Rechenmodell den Rechenaufwand enorm erhöht hätte. In der gewählten Auftragung (Bild 6) war dies leicht möglich, indem die Dehnungsmittelwerte der einzelnen Versuchsmodelle einer linearen Regression unterzogen wurden. Der bei einem Variationskoeffizienten von Null auf der Regressionsgeraden abgelesene Wert konnte als die Dehnung angesehen werden, welche an einem Modell ohne bauliche Ungenauigkeiten an den Bezugs-DMS gemessen worden wäre. Die derart gewonnenen Dehnungswerte sind gemeint, wenn im folgenden von "ausgewerteten Meßwerten der Bezugs-DMS" die Rede ist. Sie betragen bei einer Zylinderlast von  $F = 100 \text{ kN}$ :

$$\bar{\epsilon} = 632 \cdot 10^{-6} \quad \text{auf Gurtmitte in der Knickkehle,}$$

$$\bar{\epsilon} = 232 \cdot 10^{-6} \quad \text{an den Knicksteifenkanten,}$$

$$\left. \begin{array}{l} \bar{\epsilon}_1 = 324 \cdot 10^{-6} \\ \bar{\epsilon}_2 = 6 \cdot 10^{-6} \text{ (Mittelwert)} \end{array} \right\} \text{ und } \left. \begin{array}{l} \text{für die Hauptdehnungen} \\ \text{im Steg am Halsnahtrand.} \end{array} \right\}$$

## 5.2 FE-Rechenmodell

Die rechnerischen Untersuchungen wurden nach der Methode der Finiten Elemente (FE) mit Hilfe des Programms SAP IV [16] durchgeführt.

Zunächst war ein reines Scheibenmodell mit verhältnismäßig grober Netzeinteilung erstellt worden. Unter Ausnutzung der Symmetrieverhältnisse brauchte nur ein Viertel eines gebauten Versuchsmodells idealisiert zu werden. Der Gurtknick war in diesem Rechenmodell ein richtiger Knick, hatte also keinen endlichen Biegeradius. Während die gemessene globale Spannungsverteilung zufriedenstellend berechnet wurde, konnte die lokale Plattenbiegung im Gurtknickbereich natürlich nicht erfaßt werden. Auch als die Scheibenelemente des gesamten Gurtes durch Plattenelemente ersetzt worden waren, wichen die Ergebnisse kaum von denen des reinen Scheibenmodells ab.

Der Gurtknickbereich der Rahmenecke wurde schließlich durch ein lokales Plattenmodell mit feinerer Netzeinteilung idealisiert. Nur für den Steg wurden weiterhin Scheibenelemente verwendet. Der endliche Biegeradius des Gurtknicks wurde ebenso nachgebildet wie die Durchschweißlöcher in den Knicksteifen und sämtliche Schweißnähte. Das lokale Rechenmodell wurde in das globale Modell eingesetzt, womit das Problem der Lasteinleitung umgangen wurde (Bilder 7 und 8).

Die anrißkritischen Stellen der Rahmenecke liegen im Bereich der Schweißnähte. Die Schweißnähte mußten also in der Umgebung dieser Stellen mit idealisiert werden. Nur so war auch unmittelbar an den Nahrändern eine rechnerische Spannungsverteilung zu erwarten, die mit den Versuchsergebnissen vergleichbar ist. Aufbauend auf die in [17] beschriebenen Erfahrungen wurden die Schweißnähte durch schräg gestellte Plattenelemente mit der Dicke des  $a$ -Maßes idealisiert. Die empfohlene Anordnung für Doppelkehlnahtverbindungen ließ sich grundsätzlich auch auf die Halsnaht, den Knicksteifenanschluß an den Gurt sowie die Knicksteifen-Stegverbindung der Rahmenecke anwenden (Bild 9).

Der Vergleich mit den Meßwerten zeigte aber, daß sich die Rechenergebnisse durch einige Modifikationen des Vorschlags aus [17] noch verbessern ließen. So wurden die Stegplattenelemente innerhalb der Halsnaht durch eine sehr kleine Plattendicke unwirksam gemacht. Unter Berücksichtigung des Spalts zwischen Steg und Gurt wurde damit der wirkliche Anschlußquerschnitt besser wiedergegeben. Gleiches betraf die Plattenelemente der Knicksteife innerhalb der Anschlußnaht an den Gurt. Mit einem Anschlußquerschnitt, der nur durch schräg gestellte Plattenelemente hergestellt wurde, gelang eine bessere Beschreibung der Einspannwirkung auf die Knicksteife. Wegen der um die halbe Gurtdicke zu großen Nahthöhe des Rechenmodells (Bild 9) wird nämlich die wirkliche Biegesteifigkeit der Naht grundsätzlich unterschätzt. Um dieses zu kompensieren, wurde außerdem die Steifigkeit der schräg gestellten Plattenelemente in Nahtquer- richtung pauschal verdoppelt, ohne die Elementdicke dabei zu verändern. Das Programm SAP IV bietet diese Möglichkeit durch die Vorgabe einzelner Materialkenngrößen in der Elementsteifigkeits- matrix. Auch die Schubsteifigkeit (Gleitmodul G) wurde verdop- pelt, weil die wirkliche Nahtflankenbreite nur etwa halb so groß ist wie die Breite der Nahtplattenelemente. Besonders für die Halsnaht konnte mit der Halbierung der Steifigkeit in Nahtlängs- richtung eine weitere Verbesserung erreicht werden, weil die Nahtplattenelemente einen zu großen Querschnitt für die Übertra- gung von Längskräften zur Verfügung stellen.

Mit der beschriebenen Schweißnahtidealisierung konnte die gemessene örtliche Scheibenbeanspruchung am Nahtrand sehr genau berechnet werden. Die mit den Modifikationen des ursprünglichen Vorschlags nach [17] erreichten Verbesserungen konnten gewisse Mängel bei der Berechnung der überlagerten Plattenbiegebeanspru- chungen in Gurt und Knicksteife jedoch nicht vollständig ausräu- men (s. Abschn. 5.3).

### 5.3 Vergleich der Meßergebnisse mit den Rechenergebnissen

Dehnungsmessungen in der weiteren Umgebung des Gurtknicks wurden am 1. Versuchsmodell, dem einzigen mit schmalen Knicksteifen (Form 1), durchgeführt. Die Bilder 10 und 11 zeigen die mit dem entsprechenden FE-Rechenmodell ermittelte Spannungsverteilung in Steg und Gurt im Vergleich mit den Meßergebnissen. Die mit linearen DMS gemessenen Dehnungen wurden einachsig zu Spannungen umgerechnet ( $\sigma = E \epsilon$ ). Die berechnete Beanspruchungsverteilung stimmt insgesamt recht gut mit den Meßergebnissen überein. Für den direkten Vergleich der Absolutbeträge muß einschränkend betont werden, daß die Meßergebnisse keine statistische Aussagekraft besitzen, da sie nur von einem einzigen Versuchsmodell stammen.

Für die nähere Umgebung des Gurtknicks liegen Meßergebnisse in unterschiedlichem Umfang von allen Versuchsmodellen vor. Die an einzelnen Modellen gemessenen Dehnungsverteilungen wurden jeweils an die statistisch ausgewerteten Meßwerte der Bezugs-DMS angeglichen (s. Abschn. 5.1). Die derart korrigierten Dehnungsmesswerte sämtlicher Modelle haben also am Ort der Bezugs-DMS identische Beträge. Sie können unmittelbar mit den Ergebnissen der FE-Rechnung verglichen werden.

Bild 12 zeigt die berechnete Hauptspannungsverteilung im Steg im Vergleich zu den Meßergebnissen an drei DMS-Rosetten, von denen die mittlere Bezugs-DMS ist. Das Beanspruchungsmaximum liegt am Halsnahtrand im Bereich des Auslaufs der Gurtkrümmung in die Schräge des Knies. Die Spannungsgradienten parallel wie auch quer zur Naht sind in diesem Bereich sehr gering. Bemerkenswert ist der in einem Winkel von ca.  $45^\circ$  zur Naht ausgerichtete, nahezu einachsige Spannungszustand. Er verursacht eine hohe Schubbeanspruchung parallel zur Naht.

Die Elemententeilung des FE-Rechenmodells ist im Steg eigentlich nicht fein genug, um die Kerbwirkung der Halsnaht vollständig zu erfassen. Die Elementergebnisse liefern einen nahezu linearen Beanspruchungsanstieg bis zur Naht (noch Bild 12). Eine Messung

des zweiachsigen Spannungszustandes unmittelbar am Nahtrand war nicht möglich, weil sich die verwendeten DMS-Rosetten nicht nah genug an der Naht anordnen ließen. Allerdings wurde die Beanspruchungskomponente quer zur Naht mit Hilfe einer DMS-Kette gemessen, die am Ort des Bezugs-DMS bis auf ca. 2 mm an den Nahtrand heranreichte. Eine deutlich über das Ergebnis der FE-Rechnung hinausgehende Erhöhung der Beanspruchung am Nahtrand konnte nicht nachgewiesen werden. Hier wirkt sich die im Knickbereich verstärkte und mit einem relativ flachen Flankenwinkel zum Steg ausgeführte Halsnaht günstig aus (vgl. Bild 9).

Bild 13 zeigt die Verteilung der berechneten Gurtlängsspannungen im Gurtknick über die Gurtbreite. Die zum Vergleich eingetragenen Meßwerte wurden mit linearen DMS in der Knickkehle gewonnen. Dort addieren sich die Beanspruchungen durch Gurtlängskraft und örtliche Plattenbiegung. Die Plattenbiegung ist eine Folge der Gurtkraftumlenkung bei endlichem Biegeradius. Sie führt zusammen mit dem erwartungsgemäß auf Gurtmitte auftretenden Maximum der Scheibenspannungen zu einer hohen Beanspruchungsspitze in der Mitte der Knickkehle. Auf der Gegenseite am Knicksteifenanschluß wird der Gurt durch die Plattenbiegung deutlich entlastet (Bild 14).

Die Verteilung der Längsspannungen (parallel zum Steg) in der Knicksteife ist in Bild 15 dargestellt. Mit Hilfe von paarweise auf beiden Blechoberflächen angeordneten linearen DMS konnte auch die Messung zwischen Scheiben- und Plattenbiegebeanspruchung unterscheiden. Der äußere Knicksteifenrand wird durch die Abtriebskräfte des Gurtüberstandes besonders stark beansprucht. Das Anwachsen der Scheibenspannung unter dem Gurtüberstand wurde mit einer DMS-Kette auf der Kante der Knicksteife gemessen. Die Elemententeilung des FE-Rechenmodells ist fein genug, um die hier auftretende Beanspruchungsspitze vollständig zu erfassen. Das über den Gurtanschluß eingeleitete Plattenbiegemoment sorgt für eine stärkere Belastung der Knicksteifenseite, die sich im rechten Winkel zum Gurt befindet (Bild 16). Die Überlagerung von Scheibenspannungsspitze und Plattenbiegung verursacht auf dieser Seite am Rand der Gurtanschlußschweißnaht die höchste Beanspruchung. Ergänzende Messungen am Ort dieses Beanspruchungsmaximums

wurden mit DMS-Ketten vorgenommen, die 5 mm neben der äußeren Knicksteifenkante angeordnet waren und bis auf ca. 2 mm an den Nahtrand heranreichten (Bild 15).

In Tabelle 4 sind die ausgewerteten Meßergebnisse und die berechneten Spannungen am Ort der Bezugs-DMS sowie der Beanspruchungsmaxima zusammengestellt. Zwischen Messung und FE-Rechnung zeigt sich eine insgesamt gute Übereinstimmung. Die FE-Rechenergebnisse für die Scheibenspannungen weichen an keiner Stelle um mehr als rund 10 % von den Meßergebnissen ab. Auch die Hauptspannungsrichtung im Steg wird auf ca. 5° genau berechnet. Dagegen werden die überlagerten Plattenbiegespannungen am Ort der Beanspruchungsspitzen in Gurt und Knicksteifen vom Rechenmodell unterschätzt. Wegen der groben Idealisierung geometrischer Details, insbesondere der Schweißnahtverbindungen, stößt das reine Plattenmodell hier an seine Grenzen (vgl. Abschn. 5.2). Eine weitere Verfeinerung des FE-Netzes an den Nahträndern würde zwar das Ergebnis möglicherweise verbessern; in [17] wird jedoch bei gleicher Schweißnahtidealisierung durch schräg gestellte Plattenelemente ebenfalls von zu klein berechneten Biegespannungen bei richtig berechneten Scheibenspannungen berichtet.

Ein weiterer Grund für Unstimmigkeiten zwischen Messung und Rechnung kann in der Plastizierung des Werkstoffs an den Beanspruchungsspitzen und den damit verbundenen Spannungsumlagerungen vermutet werden. Im Fall der Knicksteifen konnte die Ausdehnung der Fließzonen mit Hilfe der an den DMS-Ketten bei Erstbelastung registrierten bleibenden Dehnungen ermittelt werden (Bild 15). Ein Einfluß der Ausdehnung der Fließzone auf die gemessene Spannungsverteilung ist eindeutig erkennbar.

Zusammenfassend kann im Bereich des Gurtknicks an drei Stellen von kritischen Spannungskonzentrationen gesprochen werden: im Steg am Halsnahtrand, auf Gurtmitte in der Knickkehle und in den Knicksteifen am Rand der Gurtanschlußnähte. Die Beanspruchung auf Gurtmitte ist am größten (ca. 130 N/mm<sup>2</sup> bei F = 100 kN). Es folgen die Knicksteife (ca. 110 N/mm<sup>2</sup>) und die Vergleichsspannung im Steg (ca. 80 N/mm<sup>2</sup>).

## 6. Schwingfestigkeit

### 6.1 Ergebnisse der Schwingversuche

Das Ziel der Schwingversuche war die Feststellung der Lage der anrißkritischen Stellen sowie der Anrißlastspielzahlen. Bild 17 zeigt die Orte sämtlicher Anrisse, die während der Versuche mit den zehn Modellen aufgetreten waren. Nur zwei dieser Anrißorte waren jedoch typisch für die untersuchte Rahmenecke, traten also regelmäßig an jedem Modell auf. Dieses ist zum einen der Anrißort 2 neben der äußeren Knicksteifenkante am Rand der Gurtanschlusnaht, und zwar an der Seite der Knicksteife, die im rechten Winkel zum Gurt steht. Hier befindet sich aufgrund der Überlagerung von Scheiben- und Plattenbiegespannung das Beanspruchungsmaximum der Knicksteife (s. Abschn. 5.3). Als typisch ist zum anderen der Anrißort 1 im Steg am Halsnahtrand zu bezeichnen. Auch hier, am Übergang von der Schräge des Knies zum Radius des Gurtknicks, fallen Anrißort und Ort des Beanspruchungsmaximums zusammen.

Als untypisch müssen die Anrißorte 3 bis 7 gelten, die meistens nur ein einziges Mal und immer in eindeutiger Zuordnung zu Schweißnahtfehlern und ähnlichem auftraten. Die Anrißorte 3 und 4 in den Schweißnähten waren auf die unzureichende Bemessung der Nähte des 1. Versuchsmodells zurückzuführen (vgl. Abschn. 3). Das einmalige Auftreten eines Anrisses am Anrißort 5 wurde zwar von einer unsaubereren Brennschnittkante im Abschweißloch der Knicksteife und einer schlechten Umschweißung der Kante verursacht. Es macht aber darauf aufmerksam, daß bei etwas erhöhtem Beanspruchungsniveau an dieser Stelle - z.B. bei vergrößertem Abschweißloch - etwa gleiche Verhältnisse vorliegen würden wie an Anrißort 2.

In der Knickkehle auf Gurtmitte war zunächst ebenfalls ein Anriß erwartet worden, weil hier, auch ohne die zusätzliche Kerbwirkung einer Schweißnaht, die höchste örtliche Beanspruchung der Rahmenecke überhaupt vorzuliegen scheint (s. Abschn. 5.3). Offen bleibt

allerdings, ob diese Beanspruchungsspitze auch die wirklichen Kerbgrundbeanspruchungen der Anrißorte 1 und 2 übertrifft, da lediglich die örtlichen Beanspruchungen ca. 2 mm vor den Nahträndern ermittelt worden waren. Mit [12] sind jedoch außerdem Versuchsergebnisse bekannt, die solche Anrisse in der Knickkehle an ganz ähnlichen Bauteilen beschreiben.

Das völlige Ausbleiben der Anrisse im vorliegenden Fall kann mit dem in der Knickkehle aufgebauten Eigenspannungszustand erklärt werden. Auf Gurtmitte konnten hohe Druckeigenspannungen in Gurtlängsrichtung nachgewiesen werden, die sich als zusätzliche ruhende Grundbeanspruchung auswirken. Das tatsächliche Mittelspannungsniveau wird dadurch so stark herabgesetzt, daß nur noch geringe Zugspannungsamplituden auftreten.

Die in verschiedenen Fertigungs- und Belastungsstadien an mehreren Versuchsmodellen durchgeführten Eigenspannungsmessungen belegen, daß sich die hohen Druckeigenspannungen erst nach Belastung der Rahmenecke einstellen (Bild 18). Sie sind also eine Folge der Fließvorgänge an der Beanspruchungsspitze auf Gurtmitte. Zwar wurden entsprechende Messungen erst nach Beendigung der Schwingversuche vorgenommen - es kann aber davon ausgegangen werden, daß sich der Eigenspannungszustand bereits nach wenigen Schwingspielen voll ausgeprägt hat (vgl. Abschn. 4). Die vor dem Einbau des geknickten Gurts auf Gurtmitte gemessenen Zugeigenspannungen wurden in gleicher Höhe auch an den Gurträndern in der Knickkehle gemessen. Nach Belastung zeigte sich hier in umgekehrter Tendenz eine verhältnismäßig schwache Erhöhung der Zugeigenspannungen.

In einem ergänzenden Versuch (am 9. Versuchsmodell) sollte geklärt werden, in welchem Umfang die erzielte Schwingfestigkeitsverbesserung erhalten bleibt, wenn der Gurtknick einer Druckbeanspruchung ausgesetzt wird. Dazu wurden 10 Schwingspiele bei umgekehrter Last (schwellende Zylinderzugkraft), sonst aber gleichen Bedingungen, aufgebracht. Die anschließend auf Gurtmitte gemessenen Druckeigenspannungen waren auf etwa ein Drittel zurückgegangen. Auch in [18] wird im Zusammenhang mit kugelgestrahlten Schweißnahtverbindungen darüber berichtet, daß die mit

der Nahtvergütung eingebrachten Druckeigenstressen und ihre schwingfestigkeitssteigernde Wirkung auch nach hoher äußerer Druckbeanspruchung nur teilweise abgebaut werden.

Die Tabellen 5 und 6 enthalten die Anrißlastspielzahlen der typischen Anrisse im Steg (Anrißort 1) und in der Knicksteife (Anrißort 2). Außerdem sind die für die Einzelversuche gewählten Lasten sowie die an den entsprechenden Bezugs-DMS gemessenen Doppelamplituden der elastischen Dehnungen (Rohdaten) aufgeführt. Im Falle des Steges sind als kennzeichnende Werte nur die großen Hauptdehnungen angegeben; die kleinen Hauptdehnungen sind verschwindend gering (vgl. Tabelle 1). Zur besseren Anschaulichkeit wurden ferner die am Ort der Bezugs-DMS auftretenden Spannungsamplituden aufgelistet, die einachsig mit den gemessenen Dehnungen errechnet wurden ( $\sigma = E \epsilon$ ). Für den Steg ist damit nicht die wirkliche Hauptspannung unter Berücksichtigung des zweiachsigen Spannungszustands, sondern nur eine auch im weiteren so genannte "kennzeichnende Spannung" angegeben.

In einigen Fällen wurden an den Halsnahträndern zu beiden Seiten des Steges Anrisse erzielt. Dann wurde nur der erste Anriß gewertet, da nicht auszuschließen war, daß dieser die Entstehung des gegenüberliegenden Anrisses beschleunigt hatte. Für den Steg waren also je Versuchsmodell nur zwei Anrisse zu verwerten. Für die Knicksteifen dagegen hätten je Modell alle vier möglichen Anrisse gewertet werden können, die allerdings aufgrund der fertigungsbedingten Beanspruchungsunterschiede nie vollzählig auftraten.

Die durchgeführten Schwingversuche können dennoch als sehr ergiebig bezeichnet werden, da es durch die konstruktive Auslegung der Modelle der Form 2 gelungen war, beide Anrißtypen etwa gleichzeitig, d.h. an einem Modell und während eines Versuches, zu erzeugen. Die konkurrierenden Anrisse in Steg und Knicksteifen belegen, daß sich die Schwingfestigkeit der untersuchten Konstruktionsform bei unveränderten Materialdicken kaum noch steigern ließe.

Die Versuchsergebnisse wurden in einheitliche Wöhlerlinienstreubänder nach [19] eingeordnet. Tabelle 7 zeigt die Daten der Streubänder sowie die Beziehungen zu ihrer Berechnung. Die einzelnen Versuchspunkte wurden zunächst parallel zur Neigung der mittleren Zeitfestigkeitsgeraden ( $K = 3,75$ ) auf einen gemeinsamen Lasthorizont verschoben. Dieser Lasthorizont wurde ungefähr in die Mitte der Versuchslasthorizonte gelegt, so daß eine nur geringfügige Verschiebung der Versuchspunkte erforderlich wurde. Die Anrißblastspielzahlen des gemeinsamen Lasthorizonts wurden als normalverteilt angenommen und, wie z.B. in [20] beschrieben, im Gaußschen Wahrscheinlichkeitsnetz mit logarithmischer Merkmals-  
teilung ausgewertet (Bild 19). Als Ergebnis wurden die Lastspielzahlen  $N$  für 10, 50 und 90 % Überlebenswahrscheinlichkeit (hier: Wahrscheinlichkeit, mit der ein Anriß vermieden wird) gewonnen. Die Bilder 20 und 21 zeigen die so ermittelten Streubänder der Versuchsergebnisse im Vergleich mit den einheitlichen Wöhlerlinienstreubändern. Für die verhältnismäßig hohe Streuung der Versuchsergebnisse dürfte die werftübliche Nahtausführung verantwortlich sein.

Die durch bauliche Unsymmetrien hervorgerufenen Beanspruchungsunterschiede führten vereinzelt zu deutlich erhöhten Lasthorizonten an den kritischen Stellen. Mit den ohnehin recht hoch angesetzten Versuchslasthorizonten (s. Abschn. 4) gerieten daher einige Versuchspunkte in die Nähe des Kurzzeitfestigkeitsbereichs. Die Zeitfestigkeit und damit der Gültigkeitsbereich des einheitlichen Wöhlerlinienstreubandes wird nach [19] beim Auftreten starker Plastizierungen überschritten. Das Nennspannungsniveau der Schwingversuche (s. Abschn. 6.2) liegt jedoch noch unterhalb der Streckgrenze für normalfesten Schiffbaustahl, wenn statt der Mindeststreckgrenze ein Erfahrungswert für die vorhandene Streckgrenze des angelieferten Materials von etwa  $270 \text{ N/mm}^2$  angenommen werden darf.

Völlig ausgeschlossen werden kann dennoch nicht, daß einzelne Versuchsergebnisse bereits dem Übergang vom Zeit- zum Kurzzeitfestigkeitsbereich zuzurechnen sind - besonders, wenn statt der Nennspannungen die Strukturspannungen des Bauteils zugrunde

gelegt werden (s. Abschn. 6.2.2). Für diesen Fall wären die in die Bilder 20 und 21 eingetragenen Wöhlerlinienstreubänder etwas nach oben zu verschieben. Um den möglicherweise gemachten Fehler abzuschätzen, wurde jeweils die in der linken oberen Bildecke gelegene Gruppe von Versuchspunkten mit hohen Lasthorizonten und niedrigen Anrißlastspielzahlen versuchsweise aus der statistischen Auswertung ausgeklammert. Für Anrißort 1 ergab sich dann mit den drei Versuchspunkten der niedrigsten Lasthorizonte ein nur um 9 % höherer Schwingfestigkeitskennwert  $\sigma_{A 50\%}$  als nach Tabelle 7 bei Auswertung aller Versuchspunkte. Für Anrißort 2 erhöht sich  $\sigma_{A 50\%}$  mit vier Versuchspunkten nur um 5 %.

In die statistische Auswertung der Anrißlastspielzahlen gingen nur die Ergebnisse des 5. bis 10. Versuchsmodells ein. Bei den ersten drei Modellen der Form 2 waren aus Unkenntnis der genauen Lage der anrißkritischen Stellen nur unvollständige Dehnungsmessungen in der Nähe der Anrisse vorgenommen worden (2. Versuchsmodell), oder die Last war zu hoch gewählt worden, so daß die Anrisse zu früh auftraten (3. und 4. Versuchsmodell). Durchläufer wurden in der statistischen Auswertung nicht berücksichtigt. Sie sind dennoch in die Tabellen 5 und 6 sowie die Bilder 20 und 21 mit aufgenommen worden.

## 6.2 Bewertung nach dem Nennspannungskonzept

Um eine Klassifizierung der Rahmenecke im Sinne bestehender Vorschriften zur Betriebsfestigkeit vornehmen zu können, mußten zunächst geeignete Nennspannungsdefinitionen für die anrißkritischen Stellen gefunden werden. Das kann bei einem komplexen Bauteil problematisch sein.

### 6.2.1 Übliche Nennspannungsdefinition

Die Nennspannung im Steg an der Halsnaht (Anrißort 1) konnte nach üblicher Bernoullischer Balkentheorie bestimmt werden, indem einer der beiden Rahmenschenkel als ein am Ort des Gurtknicks eingespannter Kragträger idealisiert wurde. Es lassen sich Normalspannungen aus Längs- und Biegebeanspruchung sowie die Schubspannung aus der Querkraftaufnahme berechnen und in einer Vergleichsspannung (v. Mises) zusammenfassen. Hierbei handelt es sich um eine Nennspannungsdefinition, die so auch zur Dimensionierung der Halsnaht benutzt würde. Zur Bestimmung der Nennspannung im Gurtanschlußquerschnitt der Knicksteife (Anrißort 2) wurde ein Vorschlag von Böckenhauer [11] verwendet, der auf dem von Gurt- und Knicksteifenkräften gebildeten Kraftdreieck aufbaut. Die Berechnung dieser Nennspannungen ist im Anhang wiedergegeben. Tabelle 8 stellt Nennspannungen und örtliche Spannungen an den anrißkritischen Stellen gegenüber. Zum Vergleich ist auch die Beanspruchungsspitze auf Gurtmitte in der Knickkehle aufgeführt.

In den Bildern 20 und 21 waren die Lasthorizonte der Schwingversuche zunächst durch die an den Bezugs-DMS gemessenen Spannungsamplituden gekennzeichnet worden (vgl. Abschn. 6.1). Aufgrund des linearen Last-Dehnungsverhaltens stehen diese in einem festen Verhältnis zu den Nennspannungen. Am rechten Bildrand konnten daher zusätzliche Achsen für die Nennspannungen in Einteilung und Anordnung so eingetragen werden, daß Nennspannung und zugehörige (kennzeichnende) Spannung am Ort des Bezugs-DMS auf einer Horizontalen abzulesen sind. In dieser Darstellung lassen sich an-

schaulich auch unterschiedliche Nennspannungsdefinitionen diskutieren, auf die im weiteren noch eingegangen wird. In Tabelle 9 sind die auf diese Weise ermittelten Schwingfestigkeitskennwerte  $\sigma_A$  für  $N = 2 \cdot 10^6$  Lastwechsel beider anrißkritischer Stellen zusammengefaßt.

In den Vorschriften werden zulässige Nennspannungen abhängig von Beanspruchungsgruppe und Kerbfall genannt. Vom Germanischen Lloyd [8] werden zulässige Vergleichs- bzw. Normalspannung und zulässige Schubspannung vorgeschrieben. In DIN 15018 [21] werden zulässige Normal- und Schubspannung sowie eine Bedingung für zusammengesetzte Spannungen genannt; die zulässige Schubspannung wird abweichend von [8] nicht vom Kerbfall abhängig gemacht.

Die Versuchsergebnisse wurden mit den zulässigen Spannungen für die Beanspruchungsgruppe B6 (Einstufenbeanspruchung;  $N \geq 2 \cdot 10^6$ ) und dem Kerbfall K4 verglichen. Die zulässigen Grundspannungen  $\sigma_{Ozul}(R=-1)$  konnten den Vorschriften direkt entnommen werden und mußten folgendermaßen umgerechnet werden:

$$\sigma_{A\ 90\%}(R=0) = 5/6 * \sigma_{Ozul}(R=-1) * v$$

Dabei wurde der in beiden Vorschriften [8] und [21] gleiche Umrechnungsfaktor 5/6 zwischen den Spannungsamplituden bei Wechsel- und Schwellbeanspruchung benutzt. Ferner wurde der in den Vorschriften enthaltene Sicherheitsfaktor von  $v = 4/3$  gegenüber der mit 90%-iger Wahrscheinlichkeit als Schwingfestigkeitskennwert ertragbaren Spannungsamplitude  $\sigma_{A\ 90\%}$  berücksichtigt. Die Spannungsamplituden für die anderen Überlebenswahrscheinlichkeiten ergaben sich aus den in Tabelle 7 genannten Beziehungen. Schließlich konnten die Streubereiche der Spannungsamplituden  $\sigma_A$  für den Kerbfall K4 in die Bilder 20 und 21 eingetragen und mit dem einheitlichen Wöhlerlinienstreuband der Versuchsergebnisse verglichen werden.

Für den direkten Vergleich mit den Kerbfällen der Vorschriften muß allerdings angemerkt werden, daß die vorliegenden Versuchsergebnisse den Zeitpunkt des mit bloßem Auge sichtbaren Anrisses

angeben (vgl. Abschn. 4). Die zulässigen Spannungen der Vorschriften dagegen gehen überwiegend auf Versuchsserien mit Kleinproben zurück, die bis zum Bruch beansprucht wurden. Verglichen wurde also die Wahrscheinlichkeit der Vermeidung von Anrissen für ein Bauteil mit der Überlebenswahrscheinlichkeit von Kleinproben. Die Schwingfestigkeit der Rahmenecke wird auf diese Weise vermutlich etwas zu schlecht beurteilt.

Die Bewertung der Versuchsergebnisse nach dem Nennspannungskonzept in Verbindung mit üblichen Nennspannungsdefinitionen ergibt, daß die Schwingfestigkeit der Rahmenecke selbst mit dem höchsten Kerbfall K4 der Vorschriften noch überschätzt würde. Das gilt besonders deutlich für den Steg am Halsnahtrand (Anrißort 1) (Bild 20). Die untersuchte Bauform mit geknicktem Gurt hat somit in dieser Bewertung eine erheblich geringere Schwingfestigkeit als die in den Kerbfalltabellen der DIN 15018 [21] enthaltene und dem Kerbfall K3 zugeordnete Bauform mit gekrümmtem Gurt und einer Doppelkehlnaht-Normalgüte als Halsnaht (Ordnungs-Nr. 354). Es muß aber bedacht werden, daß die benutzte Nennvergleichsspannung die im Knickbereich vorhandene Schubbeanspruchung erheblich unterschätzt und die dort vorhandene kräftige Normalspannungskomponente quer zur Halsnaht überhaupt nicht berücksichtigt.

Die Knicksteifenanschlüsse an den Gurt (Anrißort 2) sind mit der benutzten Nennspannungsdefinition nach [11] nur wenig schlechter als Kerbfall K4 einzustufen (Bild 21).

Der bisher mißlungene Versuch einer Klassifizierung der Rahmenecke führt auf die grundsätzliche Frage nach der Eignung des Nennspannungskonzeptes zur Bewertung komplexer Bauteile. Für den Schritt von der Nennspannung zur örtlichen Beanspruchung muß bei Bauteilen pauschal eine in der Regel wesentlich kompliziertere Geometrie und Beanspruchungsverteilung erfaßt werden als bei Kleinproben. Folglich können für Bauteile auch höhere Formzahlen vorkommen, die von den Kerbfällen der Vorschriften nicht mehr abgedeckt werden. Daneben besteht die Schwierigkeit der Zuordnung des Bauteils zu einer kleinen Zahl von einfachen Kerbfällen.

Ein Ausweg unter Beibehaltung der üblichen Nennspannungsdefinitionen wäre nur die Erweiterung der Zahl der Kerbfälle in Richtung auf kompliziertere Bauteile, wie sie z.B. in [22] verfolgt wurde. Eine entsprechend aufwendige Untergliederung muß dann aber dafür sorgen, daß die Zuordnung nicht durch eine unübersichtliche Vielzahl von speziellen Kerbfällen erneut erschwert wird.

### 6.2.2 Strukturspannung als Nennspannung

Unter Verwendung der sogenannten Strukturspannungen des Bauteils wurde eine andere Nennspannungsdefinition vorgenommen. Der Ausgangsgedanke hierbei war, daß das vorhandene Bauteil den Kerbfällen der Vorschriften ausschnittsweise sehr viel leichter zuzuordnen ist als in seiner Gesamtheit. So hat etwa eine Sektion der Gurt/Stegverbindung sowohl hinsichtlich ihrer Geometrie als auch der Beanspruchungsart große Ähnlichkeit mit dem Kerbfall K4.10 nach [8] (T-Stoß mit Doppelkehlnaht unter Schubbeanspruchung und Normalbeanspruchung quer zur Naht). Nur die Normalbeanspruchung in Halsnahtlängsrichtung wird nicht berücksichtigt; sie dürfte jedoch eine untergeordnete Rolle für das Entstehen der Risse parallel zum Nahtrand spielen. Der Knicksteifenanschluß an den Gurt kann mit dem Kerbfall K3.10 oder K4.9 nach [8] (T-Stoß mit Doppelkehlnaht bzw. K-Naht unter Normalbeanspruchung quer zur Naht) verglichen werden. Dabei wird die überlagerte Plattenbiegung allerdings nicht berücksichtigt.

Entscheidend für die Vergleichbarkeit mit diesen Kerbfällen ist letztlich eine übereinstimmende Nennspannungsdefinition. Dazu konnten die Ergebnisse der FE-Rechnung dienen. Aus der Spannungsverteilung in der Umgebung der Anrißorte wurde abgeschätzt, in welcher Entfernung die unmittelbare Kerbwirkung der Schweißnahtverbindung abgeklungen ist. Von dort wurden dann die Elementergebnisse linear bis an den Nahtrand extrapoliert. Die auf diese Weise ermittelten Strukturspannungen am Anrißort wurden als Nennspannungen angesehen. Sie entsprechen der globalen Beanspruchungsverteilung im Bauteil, wie sie mit Hilfe eines verhältnismäßig einfachen FE-Rechenmodells berechnet werden kann.

Im Fall der Knicksteifenanschlüsse an den Gurt (Anrißort 2) wurde als Nennspannung am Anrißort eine Struktur-Scheibenspannung von etwa  $\sigma_{\text{oStr}} = 65 \text{ N/mm}^2$  bei einer Belastung der Rahmenecke mit  $F = 100 \text{ kN}$  extrapoliert (Bild 15). Der starke Spannungsanstieg infolge des Gurtüberstandes ließ jedoch kein ganz eindeutiges Extrapolationsergebnis zu.

Eine deutliche Kerbwirkung der Halsnaht auf den Steg hatte nicht nachgewiesen werden können (s. Abschn. 5.3 und Bild 12). Die Strukturspannungen im Steg am Halsnahtrand (Anrißort 1) stimmen also ungefähr mit den in Tabelle 8 genannten örtlichen Spannungen überein. Diese konnten somit in dem hier behandelten Zusammenhang als Nennspannungen  $\sigma_{\text{oStr}}$  und  $\tau_{\text{oStr}}$  gelten. Es handelt sich dabei um FE-Rechenergebnisse, welche an die Meßwerte angeglichen, d.h. um den Fehler der eigenen FE-Rechnung korrigiert worden waren (s. auch Tabelle 4). Aufgrund der schwachen Spannungsgradienten in der Umgebung hatte der zweiachsige Spannungszustand am Anrißort eindeutig extrapoliert werden können.

In die Bilder 20 und 21 wurden wieder entsprechende Nennspannungsachsen eingetragen. Die zu Streubändern umgeformten zulässigen Spannungen des Kerbfalls K4 der Vorschriften konnten nun wieder direkt mit dem einheitlichen Wöhlerlinienstreuband der Versuchsergebnisse verglichen werden. Es zeigt sich, daß die verwendete Nennspannungsdefinition mit Hilfe der Strukturspannungen eine Einordnung beider anrißkritischer Stellen der Rahmenecke in den Kerbfall K4 erlaubt.

Im Fall des Knicksteifenanschlusses an den Gurt (Anrißort 2) kommt der schon erwähnte Kerbfall K3.10 nach [8], dessen Anwendung bei definiertem Wurzelfehler der K-Stegnaht möglich wäre, nicht infrage, da die Schwingfestigkeit durch die überlagerte und im Kerbfall nicht erfaßte Plattenbiegung weiter herabgesetzt wird. Ein Vergleich mit den in [23] ausgewerteten Ergebnissen mehrerer Versuchsserien für Kreuzstoßverbindungen mit K-Stegnähten unter Normalbeanspruchung bestätigt diese Einschätzung: Das dort angegebene Streuband liegt etwas oberhalb der eigenen

Versuchsergebnisse (Bild 21).

Im Fall des Steges am Halsnahtrand (Anrißort 1) war die Einordnung in den Kerbfall K4 nach [8] mit einer Nennvergleichsspannung  $\sigma_{VoStr} = 82 \text{ N/mm}^2$  bei  $F = 100 \text{ kN}$  (vgl. Tabelle 8) möglich, welche den Spannungszustand vollständig erfaßt, also Schubbeanspruchung sowie beide Normalspannungskomponenten parallel und quer zur Halsnaht berücksichtigt. In Bild 20 sind zusätzliche Achsen für die beiden größeren Nennspannungskomponenten, nämlich Schubspannung und Normalspannung quer zur Naht, eingetragen. Mit den zulässigen Spannungen nach [8] weist die Lage der Streubänder auf eine etwa gleich starke Schädigung durch Schubbeanspruchung und Normalbeanspruchung quer zur Naht hin. Nach [21] sind erheblich höhere Schubspannungen erlaubt. Das Streuband nach [23] für Kreuzstoßverbindungen mit Doppelkehlnaht unter Normalbeanspruchung liegt oberhalb der eigenen Versuchsergebnisse und bestätigt, daß neben der Normalspannung quer zur Naht auch die anderen Komponenten zur Schädigung beitragen.

Es darf angenommen werden, daß die Schädigung hauptsächlich von der senkrecht zum Rißverlauf, also quer zur Halsnaht gerichteten Normalspannungskomponente und von der Schubspannung verursacht wird. In [24] waren drei verschiedene Interaktionsbeziehungen für eine solche Beanspruchungskombination entwickelt und erfolgreich auf Versuchsergebnisse angewendet worden. Gegenstand dieser Untersuchungen war ein Biegeträgersteg mit aufgesetzter Längssteife. Die Interaktionsbeziehungen wurden an den eigenen Versuchsergebnissen überprüft. In Übereinstimmung mit [24] erwiesen sich die folgenden beiden Beziehungen als am besten geeignet:

$$(\sigma/\sigma_N)^2 + (\tau/\tau_N)^2 = 1 \quad (1)$$

$$(\sigma/\sigma_N)^3 + (\tau/\tau_N)^3 = 1 \quad (2)$$

mit  $\sigma$  ,  $\tau$  = Normal- und Schubspannung der kombinierten Beanspruchung,

$\sigma_N$ ,  $\tau_N$  = Einzelspannungen, von denen jede für sich zu gleicher Anrißlastspielzahl wie bei kombinierter Beanspruchung führen würde.

Die Ergebnisse für Anrißort 1 sind:

1,206 mit Beziehung (1) ,

0,942 mit Beziehung (2) .

Dabei wurden die Schwingfestigkeitskennwerte der Strukturspannungen für 50 % Überlebenswahrscheinlichkeit nach Bild 20 oder Tabelle 9 verwendet ( $\sigma = \sigma_{\perp oStr} = 31,1 \text{ N/mm}^2$ ;  
 $\tau = \tau_{oStr} = 19,5 \text{ N/mm}^2$  ).

Für die entsprechende Einzel-Normalspannung standen die bereits erwähnten Versuchsergebnisse für Kreuzstoßverbindungen mit Doppelkehlnaht nach [23] zur Verfügung ( $\sigma_N = \sigma_{A 50\%} = 43 \text{ N/mm}^2$ ).

Geeignete Versuchsergebnisse für reine Schubbeanspruchung sind nicht bekannt. Daher wurde auf das in Bild 20 eingetragene Streuband der umgeformten zulässigen Schubspannung des Kerbfalls K4 nach Vorschrift [8] zurückgegriffen ( $\tau_N = \tau_{A 50\%} = 23,6 \text{ N/mm}^2$ ).

## 6.3 Bewertung nach dem örtlichen Konzept

### 6.3.1 Örtliches Konzept von Haibach

Eine Alternative zum Nennspannungskonzept ist das von Haibach [19] entwickelte Konzept zur Beurteilung der Schwingfestigkeit auf der Grundlage der örtlichen Dehnung an der anrißkritischen Stelle. Haibach schlägt unter anderem vor, die örtliche Dehnung mit einem 3 mm-DMS zu erfassen, der ca. 2 mm vor dem Schweißnahtrand angeordnet ist. Der Meßwert unterliegt dann nicht mehr den von zufälligen Einzelheiten der Nahtausführung bestimmten Einflüssen der Sekundärkerbe, sondern nur noch dem Einfluß der konstruktiv bedingten Primärkerbe.

Die örtlichen Dehnungen an und in der Nähe der anrißkritischen Stellen der Rahmenecke waren mit DMS-Ketten bestimmt worden, deren letztes Meßgitter ca. 2 mm vor dem Nahtrand angeordnet war (s. Abschn. 5.3 und Bilder 12 und 15). Für den Knicksteifenanschluß an den Gurt (Anrißort 2) lag damit eine direkte Messung der örtlichen Dehnung im Sinne von Haibach vor. Auch im Steg (Anrißort 1) war die Dehnung ca. 2 mm vor dem Halsnahtrand, allerdings etwa 20 mm neben dem Anrißort gemessen worden. Mit Hilfe der Ergebnisse der FE-Rechnung und begünstigt durch die in diesem Bereich geringen Spannungsgradienten konnte aber die Dehnung am Anrißort leicht ermittelt werden. Im Sinne von Haibach betraf das in erster Linie die Dehnungskomponente quer zur Naht. Zusätzlich wurde die örtliche große Hauptdehnung im Steg bestimmt, die in einem Winkel von ca. 45° zum Halsnahtrand gerichtet ist.

Die auf diese Weise ermittelten örtlichen Dehnungen fußten allerdings auf nur wenigen Einzelmessungen (am 3. und 4. Versuchsmodell) und enthielten also die im Rahmen der fertigungsbedingten Streuung möglichen Abweichungen (s. Abschn. 5.1). Aus den Meßwerten wurden deshalb zunächst nur die Gradienten zwischen örtlicher Dehnung und entsprechender Dehnung am benachbarten Bezugs-DMS abgeleitet (Tabelle 10). Mit Hilfe dieser Gradienten und der neben jedem Anrißort am Bezugs-DMS gemessenen Dehnung hätte dann

auf die aktuelle örtliche Dehnung an jedem aufgetretenen Anriß geschlossen werden können. Aussagekräftiger aber sind die in Tabelle 10 aufgeführten Dehnungen, welche den für die statistische Auswertung der Anrißlastspielzahlen gewählten gemeinsamen Lasthorizonten an den Anrißorten entsprechen (vgl. Abschn. 6.1 und Bilder 20 und 21). Diesen Dehnungen konnten die als Ergebnis der Schwingversuche vorliegenden Streubänder der Anrißlastspielzahlen direkt zugeordnet werden. Damit sind örtliche Dehnungsamplitude und zugehörige Anrißlastspielzahl für die anrißkritischen Stellen der Rahmenecke bekannt.

Die eigenen Versuchsergebnisse wurden mit den Ergebnissen aus [19] verglichen. Die dort genannten ertragbaren Dehnungsamplituden 2 mm vor dem Nahrand sind nicht unabhängig von der Probenform. Der in [19] untersuchte Flachstab mit beidseitig aufgesetzter, unbelasteter Quersteife unter Axialbeanspruchung (Probenform I.4) kommt den anrißkritischen Stellen der Rahmenecke - sowohl der Steg/Gurtverbindung (Anrißort 1) wie auch dem Knicksteifenanschluß an den Gurt (Anrißort 2) - am nächsten. Ein Kreuzstoß, mit welchem die Verhältnisse an der Rahmenecke besser beschrieben wären, ist in [19] nicht untersucht worden.

Für die genannte Probenform wird eine mit 50% Überlebenswahrscheinlichkeit zeitfest bei  $N = 10^5$  Lastspielen ertragbare Dehnungsamplitude von  $\epsilon_{a 50\%} = 1110 * 10^{-6}$  angegeben, die für den Werkstoff St 37 und reine Wechselbeanspruchung gilt ([19], Tabelle 6.20). Mit dem ebenfalls in [19] genannten Spannungseinfluß

$$\epsilon_a(R=0) = 0,85 * \epsilon_a(R=-1)$$

und der innerhalb des einheitlichen Wöhlerlinienstreubandes gültigen Beziehung

$$\epsilon_a(N_{50\%}) = \epsilon_{a 50\%}(N=10^5) * (10^5/N_{50\%})^{1/3,75}$$

wurde die ertragbare Dehnungsamplitude auf das Spannungsverhältnis und die ermittelten Anrißlastspielzahlen der eigenen Schwingversuche umgerechnet.

Die nach [19] ertragbare Dehnungsamplitude ist dann für den

- Steg am Halsnahtrand (Anrißort 1):

$$\epsilon_a(R=0; N_{50\%}=22919) = 1398 * 10^{-6}$$

- Knicksteifenanschluß an den Gurt (Anrißort 2):

$$\epsilon_a(R=0; N_{50\%}=17940) = 1492 * 10^{-6}$$

Diese Werte sind erheblich höher als die eigenen Ergebnisse nach Tabelle 10. Die Hauptursache dafür dürfte die ungeeignete Probenform nach [19] sein, von der eine im Vergleich mit den Verhältnissen an der Rahmenecke zu schwache Kerbwirkung ausgeht. Zudem wurde die erhöhte Beanspruchung durch den zweiachsigen Spannungszustand im Steg nicht berücksichtigt. Dem Werkstoffunterschied - St 37 der Proben nach [19] gegenüber normalfestem Schiffbaustahl der Rahmenecke - kann kein merklicher Einfluß zugeschrieben werden.

### **6.3.2 Örtliches Konzept unter Berücksichtigung des zyklischen Werkstoffverhaltens**

Für beide anrißkritischen Stellen der Rahmenecke wurde der Versuch unternommen, die Schwingfestigkeit nach dem örtlichen Konzept unter Berücksichtigung des zyklischen Werkstoffverhaltens (Kerbgrundkonzept) zu bewerten. Dieses Konzept wurde bisher in der Regel nur auf den Grundwerkstoff angewendet. In [25] wurde es aber auch bereits zur Beurteilung eines geschweißten Bauteils mit bearbeiteter Naht benutzt.

Von Paetzold [26] wurde das Kerbgrundkonzept erfolgreich auf ein schiffbauliches Konstruktionsdetail angewendet. Durch Versuche an ungekerbten Kleinproben aus normalfestem Schiffbaustahl, Gütegrad A, mit Brennschnittkante ermittelte er die folgende zyklische Spannungs-Dehnungskurve:

$$\epsilon = \sigma / E + (\sigma / K')^{1/n'}$$

$$\text{mit } K' = 991,4 \text{ N/mm}^2$$

$$n' = 0,1613$$

$$E = 2,06 * 10^5 \text{ N/mm}^2$$

Die Schwingfestigkeit wurde mit einer Schädigungsparameterwöhlerlinie beschrieben, welche den Mittelspannungseinfluß durch Verwendung des Parameters  $P_{\text{SWT}}$  von Smith, Watson und Topper [27] berücksichtigt:

$$P_{\text{SWT}} = \sqrt{\sigma_{\text{max}} \epsilon_a E}$$

mit  $\epsilon_a$  = Dehnungsamplitude,

$\sigma_{\text{max}}$  = Oberspannung gemäß zyklischem  
Werkstoffgesetz.

Für die vorliegende Zugschwellbeanspruchung ( $R = 0$ ) war  $\sigma_{\text{max}}$  bei  $\epsilon = 2 \epsilon_a$  der zyklischen Spannungs-Dehnungskurve zu entnehmen.

Mit Kleinproben war in [26] die folgende Schädigungsparameterwöhlerlinie gefunden worden:

$$P_{\text{SWT}} = 1748 * N^{-0,1761} \quad [\text{N/mm}^2]$$

$$\text{für Lastspielzahl } N \leq 3,55 * 10^4$$

Versuchsweise wurden diese Ergebnisse zusammen mit zwei vereinfachenden Annahmen unmittelbar auf die Rahmenecke übertragen. Erstens wurde ein abweichender Oberflächeneinfluß für die anrißkritischen Stellen der Rahmenecke, die beide am Nahtrand zwischen Schweißgut und Walzoberfläche liegen, nicht berücksichtigt. Mit den in [26] angegebenen Rautiefen der Brennschnittkanten der Kleinproben von unter 100  $\mu\text{m}$  kann das jedoch vertreten werden. Mangels genauer Daten für den Kerbgrund wurden zweitens die in Tabelle 10 genannten örtlichen Dehnungen ca. 2 mm vor dem Nahtrand als Kerbgrunddehnungen angesetzt. Zu einem gewissen Grad läßt sich diese Vereinfachung mit dem an beiden Anrißorten

relativ flachen Nahtflankenwinkel (Bild 9) und dem besonders am Halsnahtrand sehr weichen Nahtübergang rechtfertigen, welche die Wirkung der vom Nahtprofil abhängigen Sekundärkerbe entsprechend herabsetzen.

Unter Berücksichtigung der zyklischen Spannungs-Dehnungskurve ergeben sich die folgenden Schädigungsparameter für die anrißkritischen Stellen der Rahmenecke.

- Steg am Halsnahtrand (Anrißort 1):

$$P_{\text{SWT}} = 127 \text{ N/mm}^2 \quad \text{mit } \epsilon_a = 442 * 10^{-6}$$
$$\sigma_{\text{max}} = 177 \text{ N/mm}^2$$

Um die zweiachsige Beanspruchung im Steg wenigstens ansatzweise zu berücksichtigen, wurde versuchsweise auch die in einem Winkel von ca.  $45^\circ$  zum Nahtrand stehende örtliche große Hauptdehnungsamplitude angesetzt:

$$P_{\text{SWT}} = 180 \text{ N/mm}^2 \quad \text{mit } \epsilon_a = 657 * 10^{-6}$$
$$\sigma_{\text{max}} = 240 \text{ N/mm}^2$$

- Knicksteifenanschluß an den Gurt (Anrißort 2):

$$P_{\text{SWT}} = 258 \text{ N/mm}^2 \quad \text{mit } \epsilon_a = 1066 * 10^{-6}$$
$$\sigma_{\text{max}} = 304 \text{ N/mm}^2$$

Die nach Schädigungsparameterwöhlerlinie ertragbaren Parameter sind für den

- Steg am Halsnahtrand (Anrißort 1):

$$P_{\text{SWT}} = 298 \text{ N/mm}^2 \quad \text{mit } N = 22919 ,$$

- Knicksteifenanschluß an den Gurt (Anrißort 2):

$$P_{\text{SWT}} = 312 \text{ N/mm}^2 \quad \text{mit } N = 17940 .$$

Für den Steg am Halsnahtrand weisen die eigenen Versuchsergebnisse eine deutlich geringere Schwingfestigkeit aus, als sich nach Schädigungsparameterwöhlerlinie ergibt. Dieses Ergebnis war zu erwarten, weil die erhöhte Schädigung durch die zweiachsige Beanspruchung im Schädigungsparameter nicht berücksichtigt

wurde. Die Schwingfestigkeit des Knicksteifenanschlusses an den Gurt wird mit Hilfe der Schädigungsparameterwöhlerlinie nur um etwa 20 % überbewertet.

## 7. Traglast

Nach den Schwingversuchen wurden mit dem 9. und 10. Versuchsmodell Traglastversuche durchgeführt. Mit unveränderter Versuchsanordnung (Bild 1) wurde die Traglast (Grenztragfähigkeit) für eine Belastung durch Zylinderdruckkräfte ermittelt. Der Rahmenquerschnitt wurde also durch ein Biegemoment, eine Längskraft und eine gleich große Querkraft beansprucht; Biegemoment und Längskraft überlagerten sich zu einer hohen Zugbeanspruchung des Gurtknickbereichs.

Der Hydraulikzylinder wurde abweichend von den anderen Versuchen weggeregelt gesteuert. Die Last wurde über den Kolbenweg aufgezeichnet (Bild 22). Unterbrochen von Kontrollmessungen an einigen DMS wurde die Verformung schrittweise vergrößert. Im höheren Lastbereich fiel die Last jeweils beim Verweilen auf einer Verformungsstufe (ca. 30 sek) aufgrund von Fließvorgängen langsam ab. Dies erklärt den gezackten Verlauf des Last-Verformungsschriebs.

Bei einer Zylinderkraft von etwa 910 kN war die Leistungsgrenze der Hydraulikpumpe erreicht. Diese Höchstlast kann aber gleichzeitig als Traglast  $F_T$  gelten, da sich die Verformung mit ihr in beiden Versuchen beliebig steigern ließ. Der annähernd horizontale Auslauf des Last-Verformungsschriebs kurz vor Erreichen der Höchstlast bestätigt diese Annahme.

Die Rahmenecken wurden unter Plastizierung des Gurtknickbereichs als ganzes aufgebogen, ohne daß weitere größere Schäden sichtbar wurden. Weder ein Stabilitätsversagen des Druckgurts oder Stegs noch ein Sprödbruch des kaltverformten Gurtknicks waren zu verzeichnen. Nur am 10. Versuchsmodell war bei einer Zylinderkraft von etwa 700 kN eine der Knicksteifen vom Gurt abgerissen, was aber eindeutig auf einen nicht reparierten Anriß aus dem Schwingversuch zurückzuführen war. Im übrigen traten vereinzelt kleinere Risse von ca. 10 mm Tiefe an den Umschweißungen der äußeren Knicksteifenkanten unter dem Gurtüberstand auf - in ähnlicher

Form wie bei den Schwingversuchen.

Zum Vergleich mit dem Versuchsergebnis wurde die Traglast unter Annahme einer ideal-elastisch-plastischen Werkstoffkennlinie nachgerechnet. Die Fließbedingung wurde mit der Nennvergleichsspannung in der Knickkehle (unter Berücksichtigung von Querkraftschub) und der Mindeststreckgrenze für normalfesten Schiffbau-  
stahl gebildet ( $\sigma_{VO} = \sigma_F = 235 \text{ N/mm}^2$ ). Damit ergibt sich eine elastische Grenzlast von  $F_F = 554 \text{ kN}$ . Das Biegemoment am Ort des Gurtknicks ist dann  $M_F = 954 \text{ kNm}$ .

Das Biegemoment für den vollständig plastizierten Querschnitt bei reiner Biegebeanspruchung beträgt  $1233 \text{ kNm}$ . Bei Berücksichtigung sowohl der Längskraft wie auch der Querkraft nach [28] verringert sich das aufnehmbare plastische Biegemoment auf  $M_{pl} = 1106 \text{ kNm}$ . Die zugehörige Traglast errechnet sich zu  $F_T = 590 \text{ kN}$ . Dabei ist berücksichtigt, daß das Biegemoment überproportional mit der Zylinderkraft anwächst, da sich der Hebelarm mit der Verschiebung der neutralen Faser des plastizierten Querschnitts bis dicht über den Druckgurt vergrößert.

Rechnerisch ergibt sich mit  $F_T/F_F = 1,065$  eine sehr kleine plastische Reserve. Wie die Versuchsergebnisse zeigen, ist die tatsächlich vorhandene plastische Reserve mit  $1,642$  erheblich größer.

## 8. Rechnerische Variation der Abmessungen

Die experimentellen Untersuchungen waren, abgesehen vom 1. Versuchsmodell (Form 1), mit den unveränderten Modellabmessungen der Form 2 durchgeführt worden. Die befriedigende Übereinstimmung der FE-Rechenergebnisse mit den Versuchsergebnissen rechtfertigte die Annahme, die Wirkung von Abmessungsänderungen hinreichend genau auf ausschließlich rechnerischem Weg behandeln zu können. Dazu diente das vorhandene, entsprechend variierte FE-Rechenmodell.

Der Schwerpunkt dieser Untersuchungen lag auf der Beobachtung der Beanspruchungsänderungen an den drei höchstbeanspruchten Stellen der Rahmenecke: der Gurtmitte in der Knickkehle, dem Steg am Halsnahtrand (Anrißort 1) und dem Knicksteifenanschluß an den Gurt (Anrißort 2) (vgl. Abschn. 5.3). Die Formzahlen dieser Stellen können den Bildern 23, 24 und 25 entnommen werden. Sie sind für die Abmessungen der Versuchsmodelle identisch mit den Werten aus Tabelle 8. Zur Nennspannungsdefinition siehe Abschnitt 6.2.1. Dargestellt ist also das Vergleichsspannungsmaximum im Steg sowie das jeweils aus Scheiben- und Plattenbiegebeanspruchung zusammengesetzte Längsspannungsmaximum auf Gurtmitte und am Knicksteifenrand.

Mit der Vergrößerung des Gurtbiegeradius wird eine deutliche Entlastung der Gurtmitte und des Steges erreicht, während die Spannung in der Knicksteife nahezu konstant bleibt (Bild 23). Ausgehend von dem in den Versuchsmodellen verwirklichten Mindestbiegeradius nach Vorschrift ( $r/t_G = 3$  nach [8]) erstreckt sich das Variationsintervall über einen Bereich, in dem noch von einem Gurtnick und nicht bereits von einer abgerundeten Gurtumlenkung gesprochen werden kann.

Mit Verringerung der Knicksteifendicke steigt die Beanspruchung in Steg, Gurt und Knicksteife (Bild 24). Der Kurvenverlauf für die Formzahl des Knicksteifenanschlusses an den Gurt täuscht darüber hinweg, daß sich die Spannungsspitze in der Knicksteife besonders stark erhöht. Die nach [11] berechnete Nennspannung im

Gurtanschlußquerschnitt der Knicksteife wächst allerdings noch schneller an, so daß die Formzahl abfällt. Der Grund dafür ist die in [11] nicht berücksichtigte Querbiegesteifigkeit des Gurtes, welche neben den Knicksteifen an der Aufnahme der Abtriebskräfte beteiligt ist. Zur Querbiegesteifigkeit des Gurtes im Knickbereich trägt nicht nur die Plattenbiegesteifigkeit sondern auch die aussteifende Wirkung des Knicks selbst bei.

Die Variation der Knicksteifenbreite, oder anders ausgedrückt, des Gurtüberstandes über den Knicksteifenrand (Bild 25) macht sich auf Gurtmitte und im Steg praktisch nicht bemerkbar. Die Beanspruchung des Knicksteifenrandes wächst erwartungsgemäß mit vergrößertem Gurtüberstand an.

Die Variation der Abmessungen ließe sich mit weiteren Parametern fortsetzen. Eine vollständige Behandlung aller denkbaren Abmessungsverhältnisse hätte jedoch den Rahmen des Vorhabens gesprengt.

Mit der rechnerischen Variation der Abmessungen verknüpft wurde die Frage nach einem Betriebsfestigkeitsoptimum. Dieses wäre erreicht, wenn gleiche Anrißgefahr für beide kritischen Stellen der Rahmenecke bestünde. Gesucht waren also die Abmessungsverhältnisse im Knickbereich, die zu gleichzeitigen Anrissen im Steg am Halsnahtrand (Anrißort 1) und im Knicksteifenanschluß an den Gurt (Anrißort 2) führen würden.

Als maßgeblich für die Schwingfestigkeit wurden die örtlichen Spannungsmaxima an den anrißkritischen Stellen angesehen. Bei den Versuchsmodellen betrug die quer zum Nahtrand gerichtete Spannung an Anrißort 2 das 1,33-fache der Vergleichsspannung an Anrißort 1 (Tabelle 8). Unter diesen Bedingungen waren in den Schwingversuchen die Anrisse an Anrißort 1 etwas früher erfolgt als an Anrißort 2 (vgl. Bilder 20 und 21). Gleichzeitiges Auftreten der Anrisse wäre zu erwarten, wenn die Spannung an Anrißort 2 das 1,44-fache der Vergleichsspannung an Anrißort 1 betrüge. Dies ergibt sich aus dem Verhältnis der Schwingfestigkeitskennwerte  $\sigma_A$  nach Tabelle 9, gilt aber auch für beliebige Zeitfestigkeits-

werte. Die Abmessungsverhältnisse, unter denen sich dieses Spannungsverhältnis zwischen beiden anrißkritischen Stellen einstellt, wurden in den Bildern 23, 24 und 25 markiert.

## 9. Bemessungsempfehlungen

Die in diesem Abschnitt vorgestellten Bemessungsempfehlungen für eine Rahmenecke gehen auf die Erfahrungen mit den Versuchsmodellen und die Ergebnisse der rechnerischen Variation der Abmessungen zurück. Ausgehend von den Abmessungen der Versuchsmodelle werden Verbesserungen vorgeschlagen, die eine Steigerung und Optimierung der Betriebsfestigkeit ermöglichen. Auf andere Konstruktionsformen und Abmessungsverhältnisse außerhalb der Variationsintervalle sowie abweichende Beanspruchungsverhältnisse sind die Bemessungsempfehlungen nur bedingt übertragbar.

Die Ausgangsdaten der Versuchsmodelle (Form 2) waren:

- Stegdicke  $t_S = 12 \text{ mm}$
- Gurtdicke  $t_G = 20 \text{ mm}$ ; halbe Gurtbreite  $b_G = 150 \text{ mm}$
- Knicksteifendicke  $t_K = 12 \text{ mm}$ ; Knicksteifenbreite  $b_K = 125 \text{ mm}$
- Innerer Gurtbiegeradius  $r = 60 \text{ mm}$

Empfohlene Abweichungen von den Versuchsmodellabmessungen:

- Ein vergrößerter Biegeradius des Gurtknicks führt zu einer Entlastung des Steges am Halsnahtrand (Anrißort 1) und damit insgesamt zu einer Betriebsfestigkeitssteigerung. Gleiche Anrißgefahr für beide anrißkritischen Stellen der Versuchsmodelle hätte bei einem Verhältnis innerer Biegeradius zu Gurtdicke von  $r/t_G = 5$  vorgelegen. Der in den Vorschriften [8] genannte Mindestbiegeradius für kaltverformte Bereiche, in denen geschweißt wird, sollte also nicht ausgenutzt werden.
- Die Knicksteifendicke der Versuchsmodelle hätte etwas verringert werden können. Damit die Anrißgefahr für die Knicksteife (Anrißort 2) nicht größer wird als für den Steg (Anrißort 1), muß unter Wahrung der übrigen Abmessungsverhältnisse der Versuchsmodelle ein Verhältnis Knicksteifendicke zu Stegdicke von mindestens  $t_K/t_S = 0,83$  gefordert werden - für die Versuchsmodelle also eine Knicksteifendicke von mindestens  $t_S = 10 \text{ mm}$ .

- Der Gurtüberstand über die Knicksteife sollte grundsätzlich so klein wie möglich gewählt werden, um den Knicksteifenrand zu entlasten. Vergleichbare Beanspruchungsverhältnisse am Abschweißloch der Knicksteife im Winkel zwischen Steg und Gurt führen zu der entsprechenden Forderung, auch den Abschweißlochradius nicht unnötig groß auszuführen. In jedem Fall aber sollte großzügig genug bemessen werden, um eine saubere Umschweißung der Knicksteifenkanten zu gewährleisten. Mit der in den Versuchsmodellen verwirklichten Knicksteifendicke ( $t_K/t_S = 1$ ) wäre eine weitere Vergrößerung des Gurtüberstandes ohne Betriebsfestigkeitsverlust möglich gewesen. Erst bei einem Verhältnis Gurtüberstand zu halber Gurtbreite von  $\bar{u}/b_G = 0,24$  ( $\bar{u} = 36 \text{ mm}$ ;  $b_K = 108 \text{ mm}$ ) wäre die Anrißgefahr in der Knicksteife (Anrißort 2) ebenso groß wie im Steg (Anrißort 1) gewesen, ohne daß dabei die Anrißgefahr im Steg weiter angewachsen wäre.

Eine ausreichende Schweißnahtdimensionierung muß sicherstellen, daß Anrisse immer am Nahtrand erfolgen, also nie von der Nahtwurzel ausgehen. Um die Bemessungsempfehlungen in dieser Hinsicht zu vervollständigen, sei hier noch einmal auf die in Abschnitt 3 erläuterten Maßnahmen für die Versuchsmodelle hingewiesen:

- Verstärkte Halsnaht im hochbeanspruchten Knickbereich (Kehlnahthöhe  $a = 8 \text{ mm}$  bei  $t_S = 12 \text{ mm}$ )
- Nahezu durchgeschweißte K-Stegnaht für den Knicksteifenanschluß an den Gurt (Bemessung nach [14])

Die Bemessung von Rahmenecken, deren Abmessungsverhältnisse nicht deutlich von denen der Versuchsmodelle abweichen, ist mit Hilfe der Bilder 23, 24 und 25 möglich. Mit den angegebenen Formzahlen können die örtlichen Spannungsmaxima auf der Grundlage leicht zu berechnender Nennspannungen (s. Abschn. 6.2.1 und Anhang) direkt bestimmt werden. Die Schwingfestigkeit kann abhängig von den selben Nennspannungen mit Hilfe der Bauteilwöhlerlinien (Bilder 20 und 21) abgeschätzt werden.

Eine Betriebsfestigkeitsrechnung kann für den Kerbfall K4 der Vorschrift [8] erfolgen. Dazu müssen die Strukturspannungen des Bauteils bekannt sein. Sie können im Sinne des Nennspannungskonzepts als Nennspannungen angesetzt werden (s. Abschn. 6.2.2). Die Strukturspannungen können mit Hilfe eines einfachen FE-Rechenmodells ermittelt werden. Auf diese Weise ist auch die Bemessung von Rahmenecken möglich, deren Abmessungen stärker von denen der Versuchsmodelle abweichen.

## 10. Zusammenfassung

Rahmenecken mit abgeknickten Gurten besitzen bei direkter Unterstützung des Gurtknicks eine hohe Tragfähigkeit und können durch eine Kombination von Kaltverformung und Schweißung mit verhältnismäßig geringem Aufwand gefertigt werden. Ihr Tragverhalten unter betriebstypischer Beanspruchung wurde rechnerisch und experimentell untersucht.

An zehn nahezu identischen Versuchsmodellen aus normalfestem Schiffbaustahl wurden Bauteilversuche durchgeführt. Die geknickten Gurte der Modelle wiesen den vom Germanischen Lloyd [8] vorgeschriebenen Mindestbiegeradius für kaltverformte Bereiche, in denen geschweißt wird, auf. Die mit Dehnungsmessungen ermittelte Beanspruchungsverteilung im Knickbereich konnte mit Hilfe einer linear-elastischen Finite-Element-Rechnung nachvollzogen werden. Mit einem reinen Plattenmodell konnte eine befriedigende Übereinstimmung auch mit den gemessenen örtlichen Beanspruchungen an den Schweißnahträndern erzielt werden. Allerdings wurde die örtliche Biegespannung durch diese verhältnismäßig grobe Idealisierung der Konstruktionsdetails stellenweise zu klein berechnet.

Zur Ermittlung der Lage der anrißkritischen Stellen und der Anrißlebensdauer wurden Schwingversuche unter Einstufenbeanspruchung auf einem für alle Versuchsmodelle ungefähr gleichen Lasthorizont durchgeführt. Zwei konkurrierende anrißkritische Stellen wurden gefunden. An beiden Stellen traten die Anrisse am Schweißnahtrand mit einem zum Nahtrand parallelen Rißverlauf auf: erstens an der Halsnaht unter dem Gurtknick, stegseitig, und zweitens an der Gurtanschlußnaht der den Gurtknick unterstützenden Knicksteife, knicksteifenseitig. Die Anrisse erfolgten damit genau an den Stellen der örtlichen Beanspruchungsmaxima.

Obwohl eine weitere hohe Beanspruchungsspitze in der Knickkehle auf Gurtmitte herrscht, blieben Anrisse dort aus. Mit Hilfe von Eigenspannungsmessungen konnte nachgewiesen werden, daß an dieser Stelle durch eine Zugbeanspruchung des Gurtes hohe Druckeigen-

spannungen aufgebaut werden. Dieser schwingfestigkeitssteigernde Eigenspannungszustand in der Knickkehle blieb auch nach Lastumkehr, also Druckbeanspruchung des Gurtes, zu einem großen Teil erhalten.

Die Ergebnisse der Schwingversuche erlauben eine Einordnung beider anrißkritischer Stellen in den Kerbfall K4 der Vorschriften [8], wenn die Strukturspannungen als Nennspannungen zugrunde gelegt werden. Die Strukturspannungen können mit Hilfe eines verhältnismäßig einfachen Finite-Element-Rechenmodells ermittelt werden. Mit der üblichen Nennspannungsdefinition wird insbesondere der ebene Spannungszustand im Steg am Halsnahtrand zum Zweck einer Betriebsfestigkeitsrechnung nicht gut genug erfaßt.

Eine Bewertung der Schwingfestigkeit nach dem örtlichen Konzept von Haibach [19] ist nicht möglich. Die gemessenen und berechneten örtlichen Dehnungen, die zu Anrissen führten, sind deutlich niedriger als die nach Haibach ertragbaren. Hier spielen sowohl die schlechte Übereinstimmung der Haibach'schen Probenformen mit den Verhältnissen an der Rahmenecke wie auch der nicht zu berücksichtigende zweiachsige Spannungszustand im Steg eine Rolle. Dagegen eignet sich das örtliche Konzept unter Berücksichtigung des zyklischen Werkstoffverhaltens bei Verwendung des Schädigungsparameters von Smith, Watson und Topper [27] verhältnismäßig gut zur Bewertung des Gurtanschlusses der Knicksteife.

Die in Traglastversuchen an zwei Modellen ermittelte Grenztragfähigkeit ist um gut 50 % größer als die rechnerische Traglast bei Annahme einer ideal-elastisch-plastischen Werkstoffkennlinie. Die untersuchte Modellform schließt ein Stabilitätsversagen aus. Offenbar besteht bei Einhaltung der in den Regelwerken vorgeschriebenen Mindestbiegeradien auch keine Sprödbbruchgefahr infolge Alterung des kaltverformten Gurtknicks.

Um Bemessungsempfehlungen aussprechen zu können, wurde die Konstruktionsform der Versuchsmodelle rechnerisch variiert. Für die drei Parameter innerer Gurtbiegeradius/Gurtdicke, Knicksteifendicke/Stegdicke und Gurtüberstand/Knicksteifenbreite konnten die-

jenigen Verhältnswerte ermittelt werden, mit denen gleiche Anrißgefahr an beiden anrißkritischen Stellen gegeben ist. Damit ist eine Optimierung der Schwingfestigkeit von Rahmenecken möglich, deren Konstruktion nicht wesentlich von der der Versuchsmodelle abweicht.

Im Rahmen der untersuchten Abmessungsverhältnisse des Gurtknicks wird empfohlen, den nach den Vorschriften des Germanischen Lloyd [8] erlaubten Mindestbiegeradius nicht voll auszunutzen, um eine bessere Beanspruchungsverteilung im Steg zu gewährleisten. Die Breite der den Gurtknick unterstützenden Knicksteifen sollte grundsätzlich so groß wie möglich gewählt werden, ohne jedoch mit einem zu kleinen Gurtüberstand eine saubere Umschweißung der Knicksteifenkanten zu beeinträchtigen. Für den Anschluß der Knicksteifen an den Gurt wird eine praktisch durchgeschweißte K-Stegnaht empfohlen. Die Halsnaht zwischen Steg und Gurt kann wie üblich als Doppelkehlnaht ausgeführt werden, sollte im Gurtknickbereich aber verstärkt werden.

## Literaturverzeichnis

- [1] H. Wulff  
Allgemeine konstruktive Hinweise zu den schiffbaulichen  
Bauvorschriften des Germanischen Lloyd  
Schiff & Hafen, Heft 6, 1969, S. 466
- [2] K. Eifler  
Zur Diskussion gestellt: Schweißen in kaltgeformten  
Bereichen  
Schweißen und Schneiden, Heft 5, 1985, S. 224
- [3] U. Greulich, A. Jain  
Kaltverformte Spezialprofile - Werkstoffeigenschaften als  
Kriterien für die Anwendung  
Konstruktion, Heft 9, 1980, S. 351
- [4] W. Bathke  
Schweißen in kaltverformten Bereichen an Winkelproben mit  
6 mm Schenkeldicke  
Schweißen und Schneiden, Heft 11, 1985, S. 580
- [5] J. Ruge, H. Wösle  
Schweißen an kaltverformten Teilen - Entwicklung und  
Beurteilung aus heutiger Sicht  
Der Stahlbau, Nr. 9, 1977, S. 266  
Der Stahlbau, Nr. 11, 1977, S. 353
- [6] Deutscher Ausschuß für Stahlbau  
Richtlinie 009, April 1973  
Empfehlungen zur Wahl der Stahlgütegruppen für geschweißte  
Stahlbauten
- [7] P. Pech, F. Potthoff  
Sprödbruchverhalten kalt umgeformter, geschweißter 12 bis  
20 mm dicker Bleche aus unlegierten Baustählen  
Schweißen und Schneiden, Heft 2, 1978, S. 41
- [8] Germanischer Lloyd  
Vorschriften für Klassifikation und Bau von stählernen  
Seeschiffen  
Kapitel 2 - Schiffskörper, Ausgabe 1986  
und  
Ergänzung Nr. 2 zu Kapitel 2 - Schiffskörper, Ausgabe 1986  
Januar 1989
- [9] A. A. Topractosoglou et al.  
Connections for Welded Continuous Portal Frames  
Welding Journal, July/Nov. 1951, S. 359
- [10] P. Sahmel  
Berechnung der Schweißnähte an Rahmenecken mit gekrümmten  
Gurten sowie Biegeträgern mit geknickten Flanschen nach  
DIN 4100  
Schweißen und Schneiden, Heft 12, 1963, S. 535

- [11] M. Böckenhauer  
Kriterien für die Knickaussteifung an Trägerkonstruktionen  
Schiff & Hafen, Heft 6, 1983, S. 72
- [12] M. Mori, M. Matoba et al.  
Application of Program Fatigue Test to Member Joints of  
Hulls  
Mitsubishi Technical Bulletin No. 78, July 1972
- [13] K. Iida, M. Matoba  
Evaluation of Fatigue Strength of Hold Frame Ends in Ship  
Hulls  
IIW-Document XIII-950-80, March 1980
- [14] H. Petershagen  
Cruciform Joints and their Optimisation for Fatigue  
Strength - a Literature Survey  
Welding in the World, Vol. 13, No. 5/6, 1975, S. 143
- [15] Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung  
2. Auflage, Verein Deutscher Eisenhüttenleute (VDEh)  
Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1985
- [16] K.-J. Bathe, W. Wunderlich et al.  
SAP IV -Beschreibung und Benutzerhandbuch  
Ein Programmsystem zur linearen statischen und dynamischen  
Berechnung von Tragwerken  
2. Auflage, Mitteilung Nr. 75-14, Institut für konstruk-  
tiven Ingenieurbau, Ruhr-Universität Bochum, Okt. 1975
- [17] H. Petershagen, H. Paetzold  
Untersuchungen zur Bewertung schweißtechnischer  
Gestaltungsformen im Schiffbau  
Forschungszentrum des Deutschen Schiffbaus  
Bericht Nr. 142/1983
- [18] L. Picouet et al.  
The Influence of Shot-Peening on the Fatigue Strength of  
Welded Joints in High-Strength Structural Steels  
IIW-Document XIII-1247-87, 1987
- [19] E. Haibach  
Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht  
einer örtlichen Beanspruchungsmessung  
Laboratorium für Betriebsfestigkeit Darmstadt  
Bericht Nr. FB-77, 1968
- [20] O. Buxbaum  
Betriebsfestigkeit - Sichere und wirtschaftliche Bemessung  
schwingbruchgefährdeter Bauteile  
Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1986
- [21] DIN 15018 Blatt 1, Ausgabe April 1974  
Abschnitt 7.4 - Betriebsfestigkeitsnachweis

- [22] W. H. Munse et al.  
Fatigue Characterization of Fabricated Ship Details for Design  
Ship Structure Committee, Report No. SSC-318, 1983
- [23] R. Olivier, W. Ritter  
Wöhlerlinienkatalog für Schweißverbindungen aus Baustählen  
Teil 3: Doppel-T-Stoß (Kreuzstoß)  
Deutscher Verband für Schweißtechnik  
DVS-Berichte Band 56/III, 1981
- [24] R. Archer  
Fatigue of a Welded Steel Attachment under Combined Direct Stress and Shear Stress  
Paper 50, International Conference "Fatigue of Welded Constructions", Brighton, UK, 7-9 April 1987
- [25] P. Heuler, T. Seeger  
Rechnerische und experimentelle Lebensdauervorhersage am Beispiel eines geschweißten Bauteils  
Konstruktion, Heft 1, 1983, S. 21
- [26] H. Paetzold  
Beurteilung der Betriebsfestigkeit von Längsspantdurchführungen auf der Grundlage der örtlichen Dehnung  
Institut für Schiffbau der Universität Hamburg  
Bericht Nr. 455, Juli 1985
- [27] K. N. Smith, P. Watson, T. H. Topper  
A Stress-Strain Function for the Fatigue of Metals  
Journal of Materials, Vol. 5, No. 4, 1970, S. 767
- [28] E. Lehmann  
Berechnung schiffbaulicher und meerestechnischer Bauwerke nach der Spannungstheorie 2. Ordnung  
Handbuch der Werften, Band XVII  
Schiffahrts-Verlag "Hansa" C. Schroedter & Co., Hamburg, 1984

Modell Nr.	Zylinder- last  F [kN]	Position des Bezugs- DMS  (siehe Bild 5)	Meßwert der Dehnung	
			Mittelwert Standardabweichung Variationskoeffizient Mittelwert bei F = 100 kN  $\epsilon$ [10 <sup>-6</sup> ]	$\bar{\epsilon}$ s v $\bar{\epsilon}(100\text{kN})$
1 (Form 1)	98	A	646	
			$\epsilon(100\text{kN}) = 658$	
2	390	A	2451	
			$\epsilon(100\text{kN}) = 628$	
3	490	A B	3233 3273	
			$\bar{\epsilon} = 3253$ s = 28    v = 0,9%	
			$\bar{\epsilon}(100\text{kN}) = 664$	
4	440	A B	2674 2640	
			$\bar{\epsilon} = 2657$ s = 24    v = 0,9%	
			$\bar{\epsilon}(100\text{kN}) = 604$	
5	390	A B	2540 2465	
			$\bar{\epsilon} = 2503$ s = 53    v = 2,1%	
			$\bar{\epsilon}(100\text{kN}) = 642$	
6	390	A B	2353 2427	
			$\bar{\epsilon} = 2390$ s = 52    v = 2,2%	
			$\bar{\epsilon}(100\text{kN}) = 613$	
7	390	A B	2554 2392	
			$\bar{\epsilon} = 2473$ s = 115    v = 4,6%	
			$\bar{\epsilon}(100\text{kN}) = 634$	

Tabelle 1

. . . Fortsetzung

Fortsetzung

8	390	A	2336
		B	2209
			$\bar{\epsilon} = 2273$ $s = 90$ $v = 4,0\%$ $\bar{\epsilon}(100\text{kN}) = 583$
9	390	A	2352
		B	2329
			$\bar{\epsilon} = 2341$ $s = 16$ $v = 0,7\%$ $\bar{\epsilon}(100\text{kN}) = 600$
10	340	A	1925
		B	2085
			$\bar{\epsilon} = 2005$ $s = 113$ $v = 5,6\%$ $\bar{\epsilon}(100\text{kN}) = 590$

Statistische Auswertung (Werte für Zylinderkraft  $F = 100 \text{ kN}$ ):

- Mittelwert:  $\bar{\epsilon} = 616 \cdot 10^{-6}$  ;  $s = 28 \cdot 10^{-6}$  (3. bis 10. Modell)
- Auswertung nach Abschn. 5.1 (Regressionsanalyse):  
 $\bar{\epsilon} = 632 \cdot 10^{-6}$  ; Korrelationskoeff.  $r = -0,36$

Tabelle 1: Rohdaten der Bezugs-DMS auf Gurtmitte  
in der Knickkehle

Modell Nr.	Zylinder- last  F [kN]	Position des Bezugs- DMS  (siehe Bild 5)	Meßwert der Dehnung	
			Mittelwert Standardabweichung Variationskoeffizient Mittelwert bei F = 100 kN $\epsilon$ [10 <sup>-6</sup> ]	$\bar{\epsilon}$ s v $\bar{\epsilon}(100\text{kN})$
1 (Form 1)	98	AL AR	280 199	$\bar{\epsilon} = 240$ s= 57    v= 23,9% $\bar{\epsilon}(100\text{kN}) = 244$
2	390	AL AR	1032 792	$\bar{\epsilon} = 912$ s= 170    v= 18,6% $\bar{\epsilon}(100\text{kN}) = 234$
3	490	AL AR BL BR	1090 1120 1160 1144	$\bar{\epsilon} = 1129$ s= 30    v= 2,7% $\bar{\epsilon}(100\text{kN}) = 230$
4	440	AL AR BL BR	1090 955 1045 1113	$\bar{\epsilon} = 1051$ s= 70    v= 6,6% $\bar{\epsilon}(100\text{kN}) = 239$
5	390	AL AR BL BR	910 987 821 1178	$\bar{\epsilon} = 974$ s= 152    v= 15,6% $\bar{\epsilon}(100\text{kN}) = 250$
6	390	AL AR BL BR	1211 790 1166 902	$\bar{\epsilon} = 1017$ s= 204    v= 20,0% $\bar{\epsilon}(100\text{kN}) = 261$

Tabelle 2

. . . Fortsetzung

Fortsetzung

7	390	AL AR BL BR	966 1088 925 1092  $\bar{\varepsilon} = 1018$ $s = 85$ $v = 8,3\%$ $\bar{\varepsilon} (100\text{kN}) = 261$
8	390	AL AR BL BR	1134 812 1044 848  $\bar{\varepsilon} = 960$ $s = 155$ $v = 16,1\%$ $\bar{\varepsilon} (100\text{kN}) = 246$
9	390	AL AR BL BR	1363 834 1233 844  $\bar{\varepsilon} = 1069$ $s = 270$ $v = 25,3\%$ $\bar{\varepsilon} (100\text{kN}) = 274$
10	340	AL AR BL BR	845 827 765 867  $\bar{\varepsilon} = 826$ $s = 44$ $v = 5,3\%$ $\bar{\varepsilon} (100\text{kN}) = 243$

Statistische Auswertung (Werte für Zylinderkraft  $F = 100 \text{ kN}$ ):

- Mittelwert:  $\bar{\varepsilon} = 251 \cdot 10^{-6}$  ;  $s = 14 \cdot 10^{-6}$  (3. bis 10. Modell)

- Auswertung nach Abschn. 5.1 (Regressionsanalyse):  
 $\bar{\varepsilon} = 232 \cdot 10^{-6}$  ; Korrelationskoeff.  $r = 0,81$

Tabelle 2: Rohdaten der Bezugs-DMS an den Knicksteifenkanten

Modell Nr.	Zylinder- last	Position des Bezugs- DMS  (siehe Bild 5)	Meßwerte		$\varepsilon_1$ - Richtungs- winkel  (s.Bild 5)
			Mittelwert Standardabweichung Variationskoeffizient Mittelwert bei F = 100 kN	$\bar{\varepsilon}$ s v $\bar{\varepsilon}(100\text{kN})$	
	F [kN]		Große Hauptdehnung $\varepsilon_1$ [10 <sup>-6</sup> ]	Kleine Hauptdehnung $\varepsilon_2$ [10 <sup>-6</sup> ]	$\beta$ [°]
1 (Form 1)	98	AR	413 $\varepsilon(100\text{kN}) = 421$	84 $\varepsilon(100\text{kN}) = 86$	19,1
4	440	AR	1351 $\varepsilon(100\text{kN}) = 307$	110 $\varepsilon(100\text{kN}) = 25$	26,1
5	390	AR BL BR	( 1467 ) <sup>1)</sup> 1298 1476  $\bar{\varepsilon} = 1387$ s= 126 v= 9,1% $\bar{\varepsilon}(100\text{kN}) = 356$	( 19 ) <sup>1)</sup> 7 -28  $\bar{\varepsilon} = -11$ $\bar{\varepsilon}(100\text{kN}) = -3$	27,3 29,7 31,5  $\bar{\beta} = 29,5$ s= 2,1
6	390	AR BL BR	( 1322 ) <sup>1)</sup> 1388 1123  $\bar{\varepsilon} = 1256$ s= 187 v=14,9% $\bar{\varepsilon}(100\text{kN}) = 322$	( 31 ) <sup>1)</sup> 21 37  $\bar{\varepsilon} = 29$ $\bar{\varepsilon}(100\text{kN}) = 7$	28,2 25,4 27,3  $\bar{\beta} = 27,0$ s= 1,4
7	390	AR BL BR	( 1338 ) <sup>1)</sup> 1138 1459  $\bar{\varepsilon} = 1299$ s= 227 v=17,5% $\bar{\varepsilon}(100\text{kN}) = 333$	( 38 ) <sup>1)</sup> 84 -93  $\bar{\varepsilon} = -5$ $\varepsilon(100\text{kN}) = -1$	26,5 27,5 28,6  $\bar{\beta} = 27,5$ s= 1,1

Tabelle 3

. . . Fortsetzung

Fortsetzung

8	390	AR	( 1311 ) <sup>1)</sup>	( -40 ) <sup>1)</sup>	24,3
		BL	1320	76	30,7
		BR	1143	13	23,8
			$\bar{\varepsilon} = 1232$ $s = 125$ $v = 10,2\%$	$\bar{\varepsilon} = 45$	$\bar{\beta} = 26,3$ $s = 3,8$
			$\bar{\varepsilon}(100\text{kN}) = 316$	$\bar{\varepsilon}(100\text{kN}) = 11$	
9	390	AL	1238	162	27,5
		AR	1255	11	24,7
		BL	1415	53	32,1
		BR	1170	3	27,6
			$\bar{\varepsilon} = 1270$ $s = 104$ $v = 8,2\%$	$\bar{\varepsilon} = 57$	$\bar{\beta} = 28,0$ $s = 3,1$
			$\bar{\varepsilon}(100\text{kN}) = 326$	$\bar{\varepsilon}(100\text{kN}) = 15$	
10	340	AL	1029	11	28,5
		AR	1201	-4	22,8
		BL	989	44	27,9
		BR	1034	42	32,7
			$\bar{\varepsilon} = 1063$ $s = 94$ $v = 8,8\%$	$\bar{\varepsilon} = 23$	$\bar{\beta} = 28,0$ $s = 4,1$
			$\bar{\varepsilon}(100\text{kN}) = 313$	$\bar{\varepsilon}(100\text{kN}) = 7$	

<sup>1)</sup> In statistischer Auswertung nicht berücksichtigt,  
da Meßwert von gegenüberliegender Stegseite fehlt.

Statistische Auswertung (Werte für Zylinderkraft  $F = 100$  kN):

- Mittelwerte:  $\bar{\varepsilon}_1 = 328 \cdot 10^{-6}$  ;  $s = 15,6 \cdot 10^{-6}$  (5. bis 10. Modell)
- $\bar{\varepsilon}_2 = 6 \cdot 10^{-6}$  ;  $s = 6,9 \cdot 10^{-6}$  (5. bis 10. Modell)
- $\bar{\beta} = 27,5^\circ$  ;  $s = 1,2^\circ$  (4. bis 10. Modell)

- Auswertung nach Abschn. 5.1 (Regressionsanalyse):

$$\bar{\varepsilon}_1 = 324 \cdot 10^{-6} ; \text{ Korrelationskoeff. } r = 0,11$$

Tabelle 3: Rohdaten der Bezugs-DMS am Steg

Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]	Messung			Rechnung			Fehler der Rechnung [% des Meßwerts]	
	Spannung am			Spannung am			Bezugs- DMS	Beanspru- chungs- maximum
	Bezugs- DMS	Beanspru- chungs- maximum	Gra- dient	Bezugs- DMS	Beanspru- chungs- maximum	Gra- dient		
Steg am Halsnahtrand (Scheibenspannungen):								
Kennz. Spannung <sup>1)</sup> $E \varepsilon_1$	68							
Große Hauptspannung $\sigma_1$	75			82	95 <sup>2)</sup>	1,15	9,4	
Kleine Hauptspannung $\sigma_2$	24			21	8 <sup>2)</sup>	0,40	-10,9	
Vergleichsspannung $\sigma_V$	67	82 <sup>3)</sup>		74	91	1,23	11,1	
$\sigma_1$ -Richtungswinkel $\beta$ [°]	27,5			22,1				
Gurtmitte in Knickkehle (Bezugs-DMS am Beanspruchungsmaximum):								
Scheibenspannung $\sigma_N$				72				
Gesamtspannung $\sigma_N + \sigma_B$	133			111			-16,4	
Knicksteife am Gurtanschluß:								
Scheibenspannung $\sigma_N$	49	76	1,57	55	75,5	1,38	12,3	-1,0
Gesamtspannung $\sigma_N + \sigma_B$		109			89			-17,9

<sup>1)</sup> s. Abschn. 6.1

<sup>2)</sup> Elementergebnisse linear an den Nahtrand extrapoliert

<sup>3)</sup> Hochgerechnet mit Gradient der Rechnung

**Tabelle 4:** Gemessene und berechnete Spannungen  
bei Zylinderlast  $F = 100$  kN

Modell Nr.	Last- doppel- amplitude  $\Delta F$ [kN]	Anriß- position  (siehe Bild 5)	Anrißlast- spielzahl  (Abbruchlast- spielzahl für Durchläufer )	Mefswert an Bezugs-DMS, große Hauptdehnung		Korrigierte Anriß- lastspielzahl für gemeinsamen Lasthorizont $E \epsilon_{1a} = 120 \text{ N/mm}^2$
				Dehnungs- doppelampl.  $\Delta \epsilon_1$ [ $10^{-6}$ ]	Kennzeichnende Spannungsampl.  $E \epsilon_{1a}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	
5	390	AL	( 27937 )	1467	154	41542
		AR	16200			
		BL	( 27937 )			
		BR	16000			
6	390	AR	16500	1322	139	28566
		BR	8000	1123	118	7537
7	390	AL	( 19444 )	1338	140	12678
		AR	7000			
		BL	( 19444 )			
		BR	12100			
8	390	AL	( 17375 )	1311	138	12620
		AR	7500			
		BL	9000			
		BR	( 17375 )			
9	390	AL	11000	1238	130	14888
		AR	( 13407 )	1255	132	11648
		BL	5200	1415	149	
		BR	( 13407 )	1170	123	
10	340	AR	56500	1201	126	
		BL	( 106585 )	989	104	62697
		BR	91000	1034	109	

Auswertung im Gaußschen Wahrscheinlichkeitsnetz (Bild 19):

$N_{10\%} = 60684$

$N_{50\%} = 22919$

$N_{90\%} = 8656$

$N_{10\%}/N_{90\%} = 7,011$

Tabelle 5: Ergebnisse der Schwingversuche für Anrißort 1 - Steg am Halsnahrand

Modell Nr.	Last- doppel- amplitude  $\Delta F$ [kN]	Anriß- position  (siehe Bild 5)	Anrißlast- spielzahl  (Abbruchlast- spielzahl für Durchläufer )	Meßwert an Bezugs-DMS		Korrigierte Anriß- lastspielzahl für gemeinsamen Lasthorizont $\sigma_a = 100 \text{ N/mm}^2$
				Dehnungs- doppelampl.  $\Delta \varepsilon$ [ $10^{-6}$ ]	Spannungs- amplitude  $\sigma_a$ [ $\text{N/mm}^2$ ]	
5	390	AL AR BL BR	( 27937 ) ( 27937 ) ( 27937 ) 8300	910 987 821 1178	96 104 86 124	18449
6	390	AL AR BL BR	4500 ( 21219 ) 14500 ( 21219 )	1211 790 1166 902	127 83 122 95	11129 31017
7	390	AL AR BL BR	( 19444 ) ( 19444 ) ( 19444 ) 9500	966 1088 925 1092	101 114 97 115	15892
8	390	AL AR BL BR	12000 ( 17375 ) 5500 ( 17375 )	1134 812 1044 848	119 85 110 89	23126 7773
9	390	AR BL BR	9200 6600 ( 13407 )	834 1233 844	88 130 89	5601 17462
10	340	AL AR BL BR	92000 37000 ( 106585 ) 38000	845 827 765 867	89 87 80 91	59093 21924 26875

Auswertung im Gaußschen Wahrscheinlichkeitsnetz (Bild 19):

$$N_{10\%} = 43689$$

$$N_{50\%} = 17940$$

$$N_{90\%} = 7367$$

$$N_{10\%}/N_{90\%} = 5,930$$

**Tabelle 6:** Ergebnisse der Schwingversuche für Anrißort 2  
- Knicksteife am Rand der Gurtanschlußnaht

Abknickpunkt  $N_A = 2 \cdot 10^6$ :  $\sigma_{A \ 50\%} = \sigma_a (N_{50\%} / 2 \cdot 10^6)^{\frac{1}{3.75}}$   
 $\sigma_{A \ 90\%} = 1/\sqrt{1.5} \sigma_{A \ 50\%}$   
 $\sigma_{A \ 10\%} = \sqrt{1.5} \sigma_{A \ 50\%}$

Zeitfestigkeitsgerade :  $\sigma_a \ 50\% = \sigma_{A \ 50\%} (2 \cdot 10^6 / N)^{\frac{1}{3.75}}$   
 $\sigma_a \ 90\% = \sigma_{A \ 90\%} (2 \cdot 10^6 / N)^{\frac{1}{3.5}}$   
 $\sigma_a \ 10\% = \sigma_{A \ 10\%} (2 \cdot 10^6 / N)^{\frac{1}{4}}$

Schwingfestigkeits- kennwert	(Kennz.) Spannungsamplitude am Bezugs-DMS	
	bei Anrißort 1 (Steg)	bei Anrißort 2 (Knicksteife)
[N/mm <sup>2</sup> ]	(E $\epsilon_1$ )	
$\sigma_{A \ 10\%}$	44,6	34,8
$\sigma_{A \ 50\%}$	36,4	28,4
$\sigma_{A \ 90\%}$	29,7	23,2

Tabelle 7: Einheitliche Wöhlerlinienstreubänder nach [19]

Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]	Nennspannungen $\sigma_0, \tau_0$ nach Balkentheorie bzw. nach [11]	Örtliche Spannungen (Messung)	Formzahl $\alpha_k$
Steg am Halsnahtrand (Anrißort 1):			
Normalspannung parallel zur Naht $\sigma_{  }$	40	35 <sup>1)</sup>	0,88
Normalspannung quer zur Naht $\sigma_{\perp}$	-	58 <sup>1)</sup>	
Schubspannung $\tau$	8	37 <sup>1)</sup>	4,67
Vergleichsspannung $\sigma_v$	42	82 <sup>1)</sup>	1,94
Gurtmitte in der Knickkehle:			
Gesamtspannung $\sigma_N + \sigma_B$	42	133	3,14
Knicksteife am Rand der Gurtanschlußnaht (Anrißort 2):			
Scheibenspannung $\sigma_N$	54	76	1,42
Gesamtspannung $\sigma_N + \sigma_B$	54	109	2,02

<sup>1)</sup> Elementergebnisse der FE-Rechnung linear an den Nahtrand extrapoliert und um den Fehler der Rechnung gegenüber der Messung (s. Tabelle 4) korrigiert.

**Tabelle 8:** Spannungen am Ort des Beanspruchungsmaximums bei Zylinderlast  $F = 100$  kN

Schwingfestigkeitskennwert $\sigma_A 50\% \text{ [N/mm}^2\text{]}$	Anrißort 1 (Steg)	Anrißort 2 (Knicksteife)
(Kennz.) Spannung am Bezugs-DMS	36,4 ( $E \varepsilon_1$ )	28,4
Nennspannung nach Balkentheorie bzw. nach [11]	22,6 ( $\sigma_{v_0}$ )	31,4 ( $\sigma_0$ )
Strukturspannung als Nennspannung	43,8 ( $\sigma_{v_{str}}$ )	37,9 ( $\sigma_{0str}$ )
	31,1 ( $\sigma_{\perp str}$ )	
	19,5 ( $\tau_{0str}$ )	
Örtliche Spannung am Nahtrand <sup>1)</sup>	43,8 ( $\sigma_v$ )	63,5

<sup>1)</sup> Entsprechend  $\alpha_k$  nach Tabelle 8

Tabelle 9: Ertragbare Spannungsamplituden für  $N = 2 \cdot 10^6$   
und  $p_H = 50 \%$  (vgl. Bilder 20 und 21)

Dehnung $\varepsilon$ [ $10^{-6}$ ]	Gradient zwischen Bezugs-DMS und Anrißort  K <sup>1)</sup>	Gemeins. Lasthorizont nach Bild 20 bzw. 21		
		Dehnungsamplitude am		Anriß- lastspiel- zahl  N <sub>50%</sub>
		Ort des Bezugs-DMS  $\varepsilon_a$	Anrißort, 2 mm vor der Naht  K $\varepsilon_a$	
Steg am Halsnahtrand (Anrißort 1):				
Dehnung quer zur Naht $\varepsilon_{\perp}$	1,30	340	442	22919
Große Haupt- dehnung $\varepsilon_1$	1,15	571 <sup>2)</sup>	657	22919
Knicksteife am Rand der Gurtanschlußnaht (Anrißort 2):				
Dehnung quer zur Naht $\varepsilon_{\perp}$	2,24	476 <sup>3)</sup>	1066	17940

<sup>1)</sup> Aus örtlichen Dehnungsmessungen am 3. und 4. Versuchsmodell

<sup>2)</sup> Entsprechend kennzeichnender Spannung am Ort des Bezugs-DMS  
 $E \varepsilon_{1a} = 120 \text{ N/mm}^2$

<sup>3)</sup> Entsprechend Spannung am Ort des Bezugs-DMS  $\sigma_a = 100 \text{ N/mm}^2$

Tabelle 10: Örtliche Dehnungsamplituden und zugehörige Anrißlastspielzahlen

Schnitt A-A

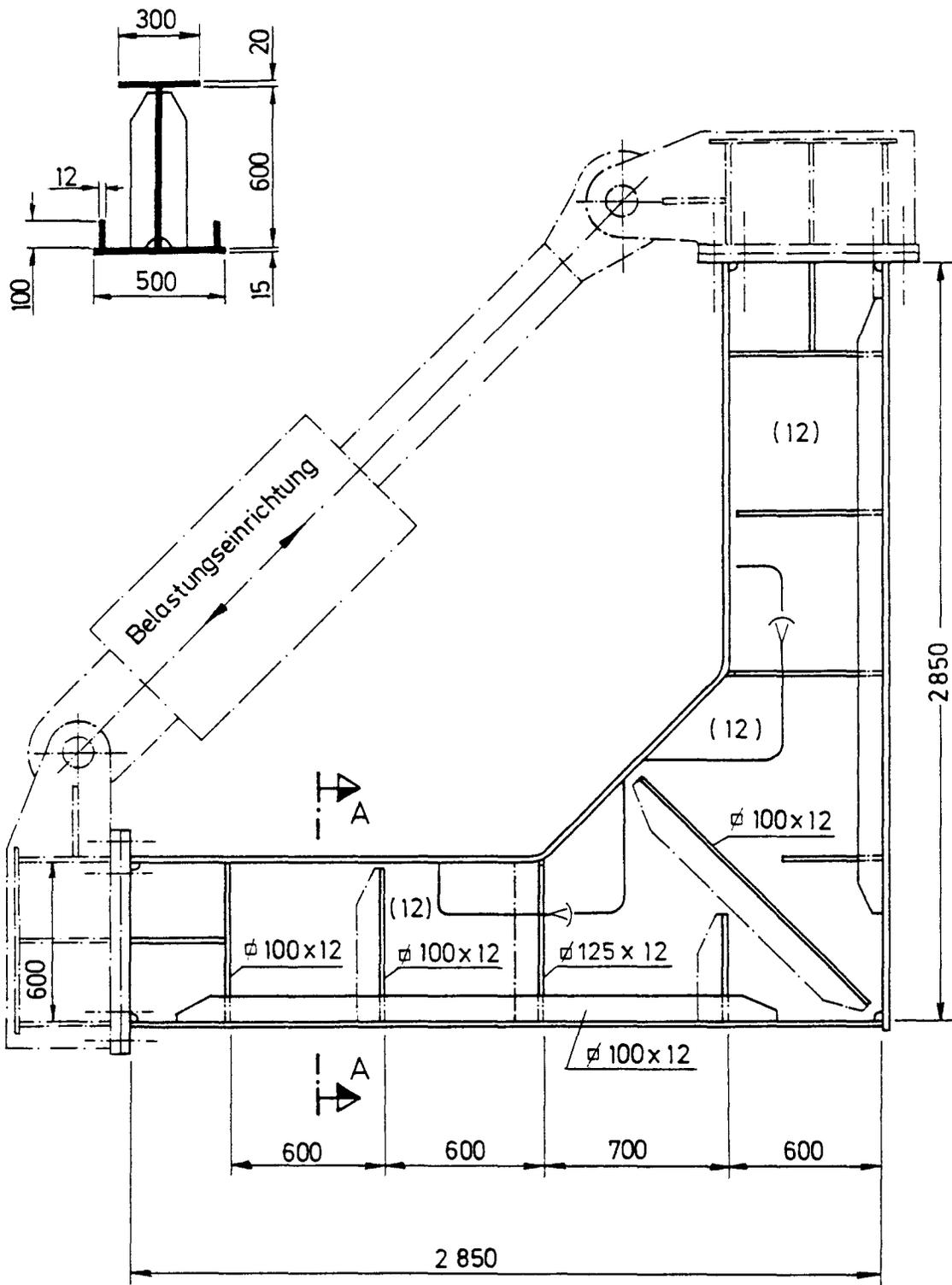
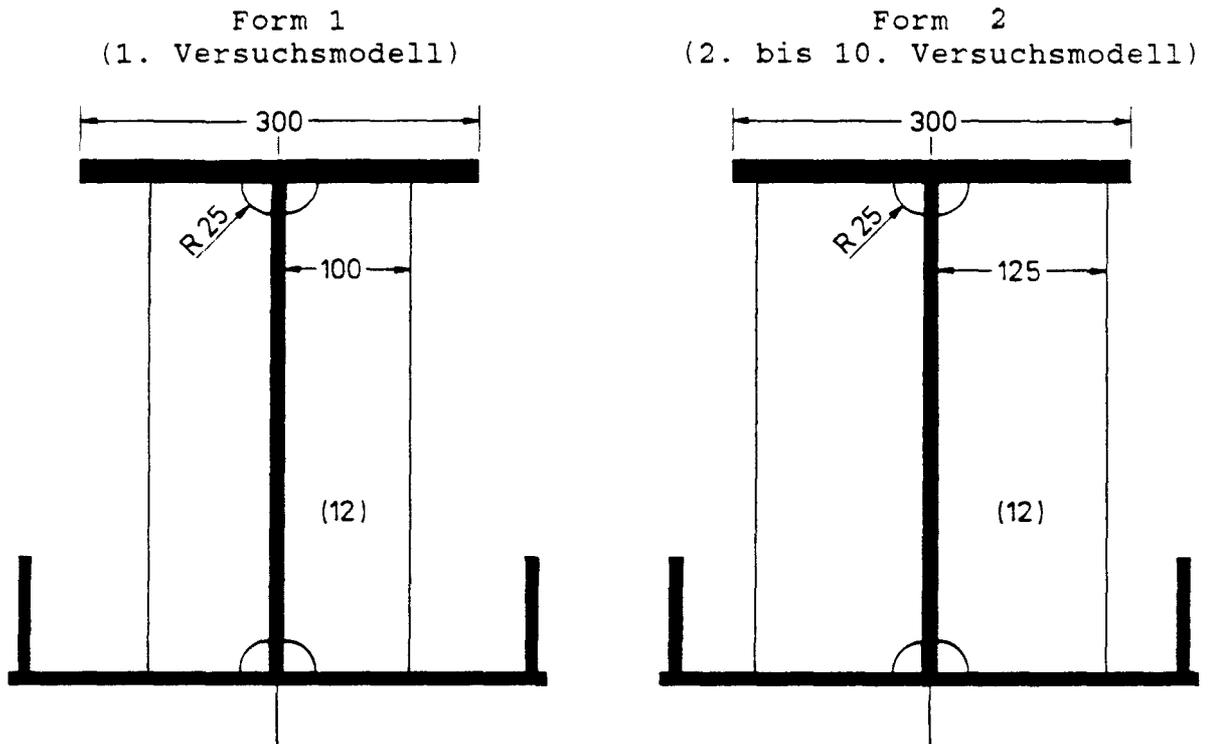


Bild 1: Versuchsmodell

Querschnitt am Gurtnick mit Knicksteifen



Lokale Geometrie am Gurtnick, Seitenansicht

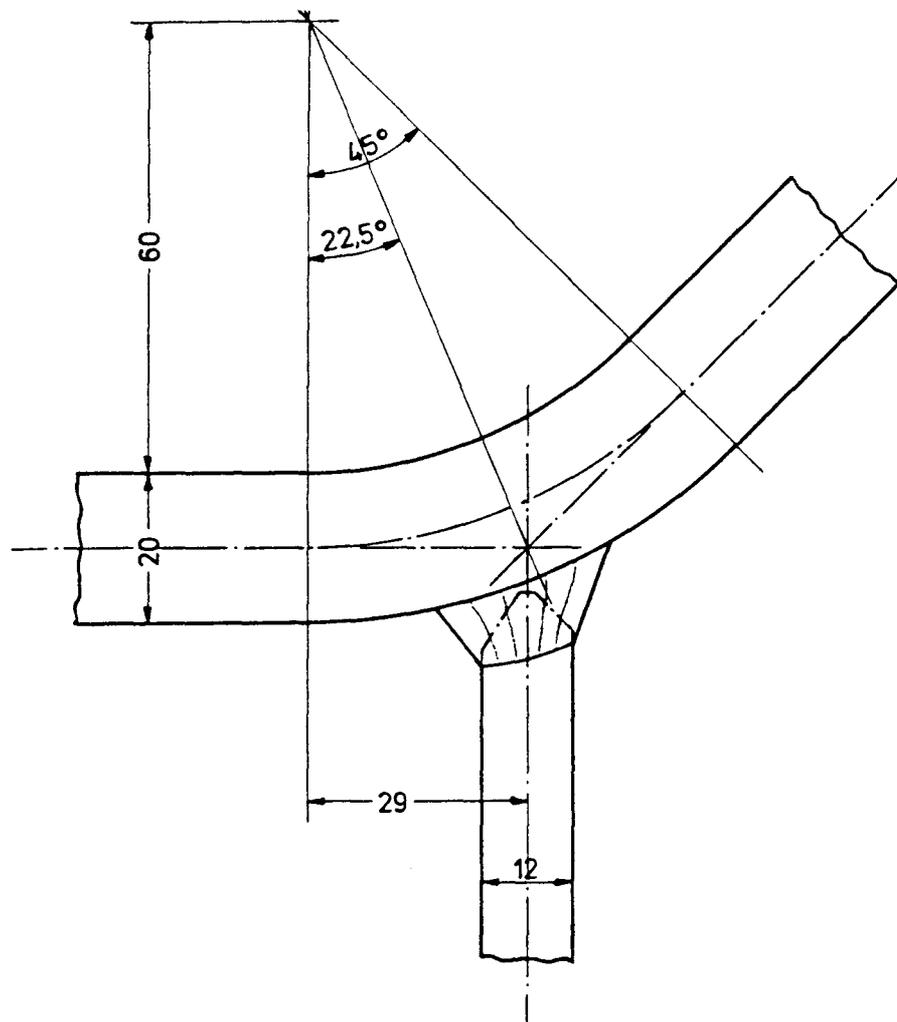
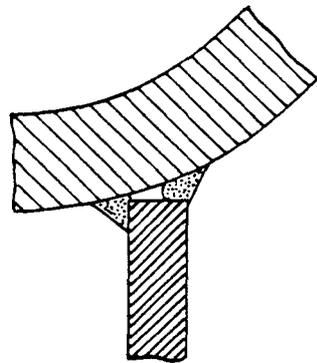
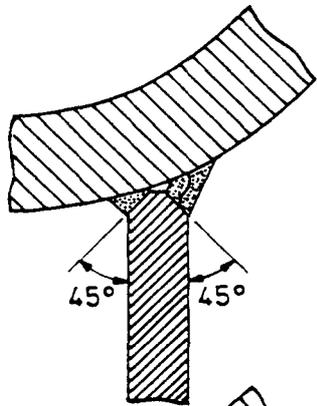


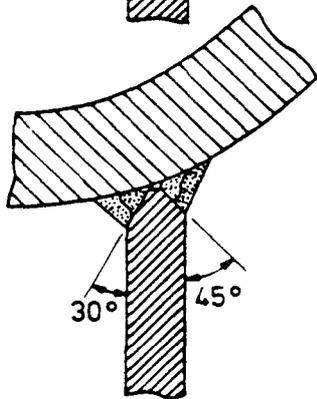
Bild 2: Einzelheiten der Versuchsmodelle



Doppelkehlnaht,  $a = 4,5 \text{ mm}$   
(1. Versuchsmodell)

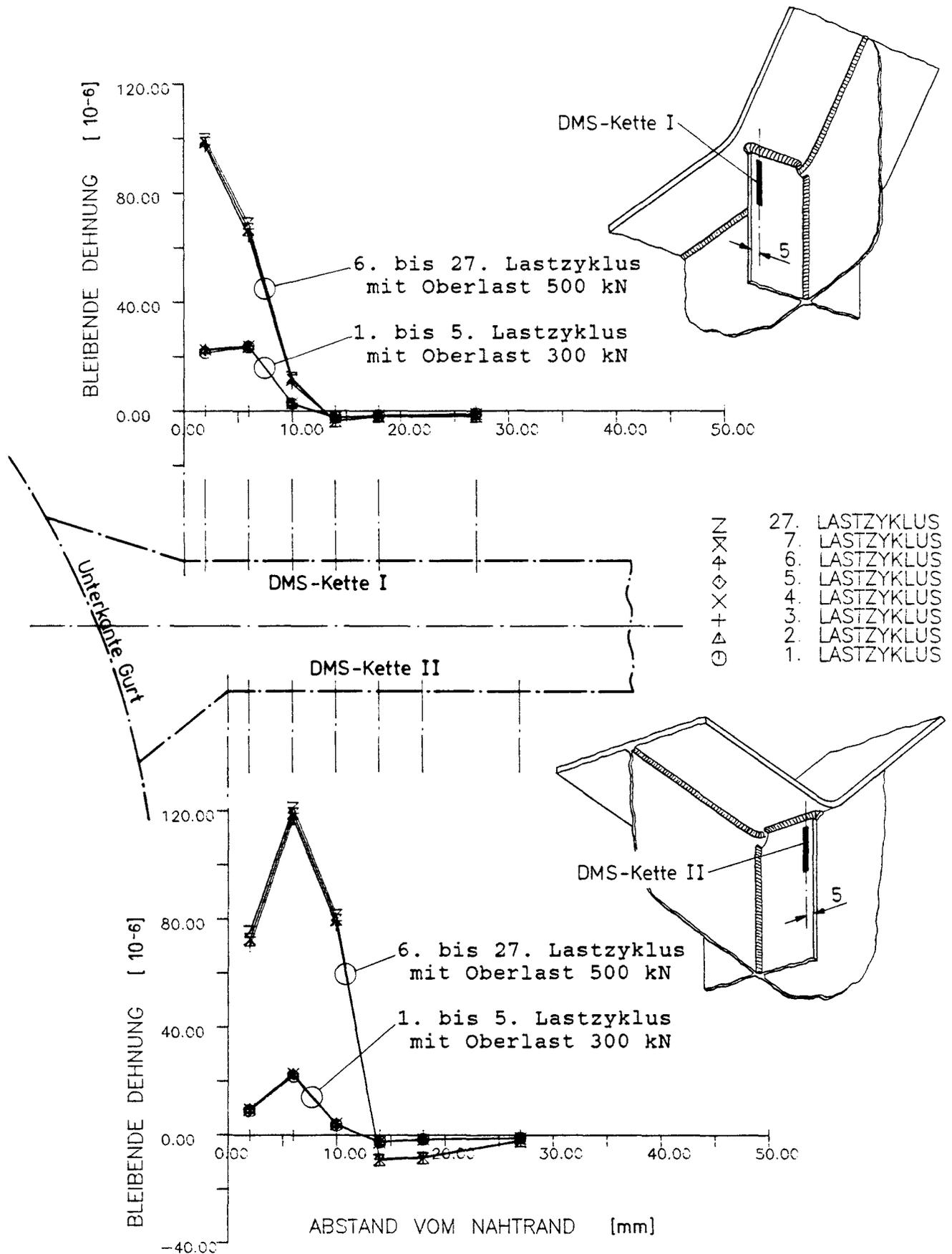


K-Stegnaht,  
4 mm unverschweißter Steg  
(1. Versuchsmodell)

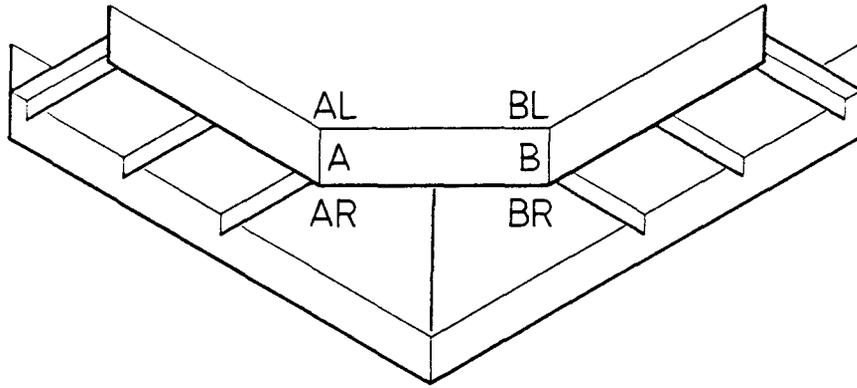


K-Stegnaht,  
2 mm unverschweißter Steg  
(2. bis 10. Versuchsmodell)

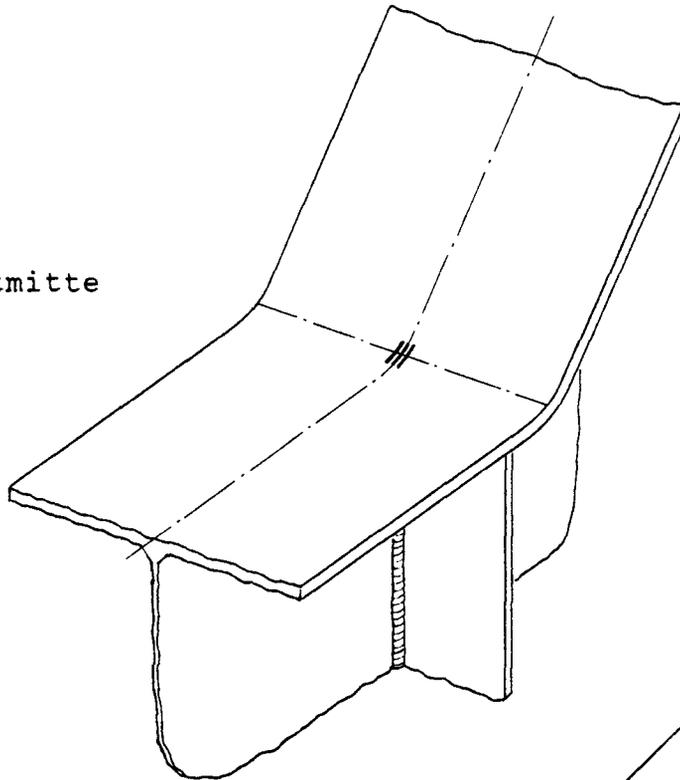
Bild 3: Gurtanschlußschweißnaht der Knicksteifen



**Bild 4:** Bleibende Dehnungen nach Erstbelastung und nach weiteren Lastzyklen - Messung mit DMS-Ketten am Knicksteifenrand des 3. Versuchsmodells



Linearer DMS auf Gurtmitte  
in der Knickkehle:  
(Positionen A und B)



Linearer DMS auf der Knicksteifenkante und  
DMS-Rosette auf dem Steg am Halsnahrand:  
(Positionen AL, AR, BL, BR)

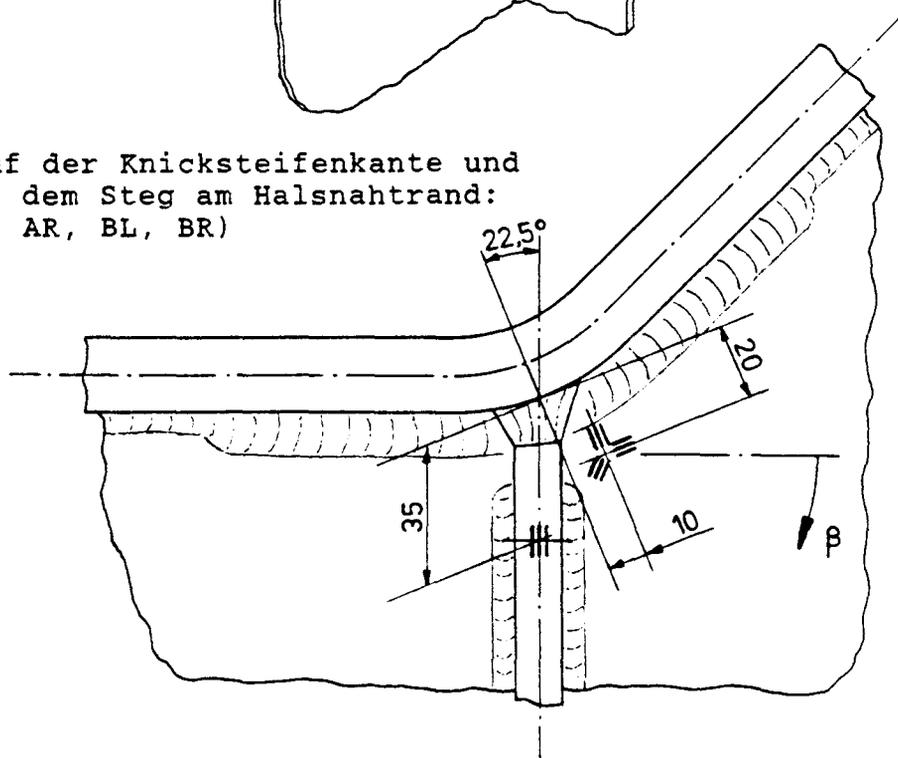
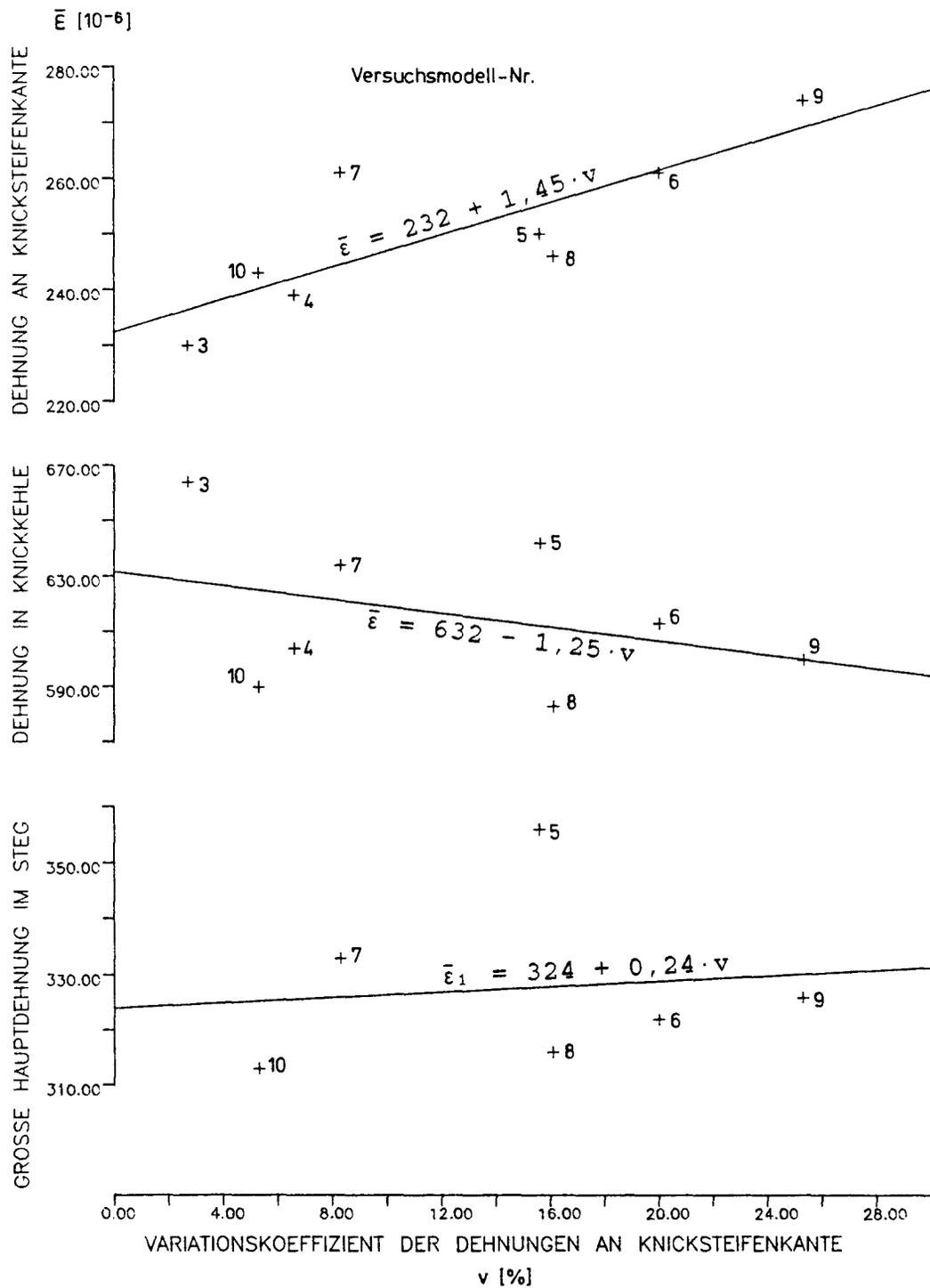
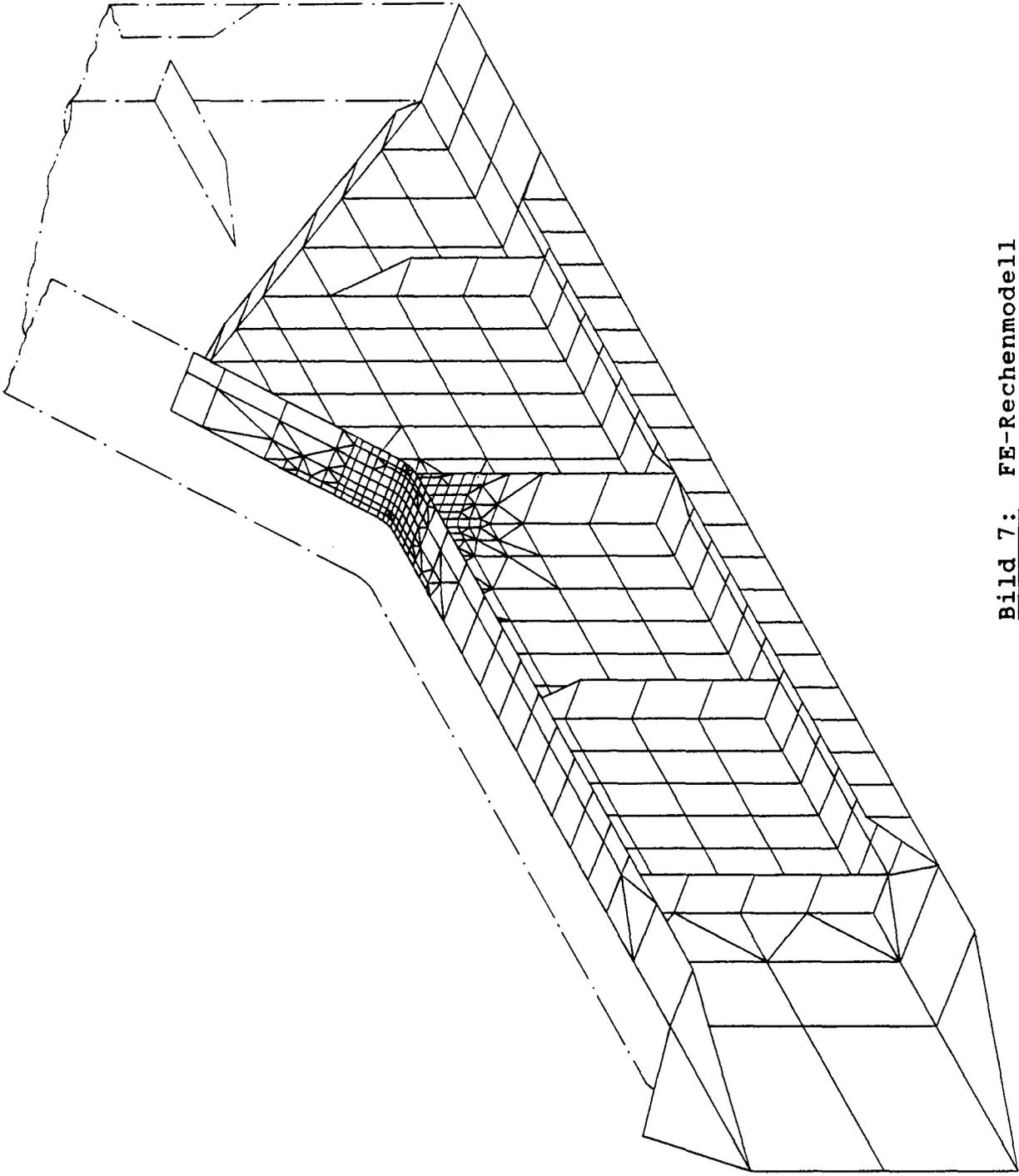


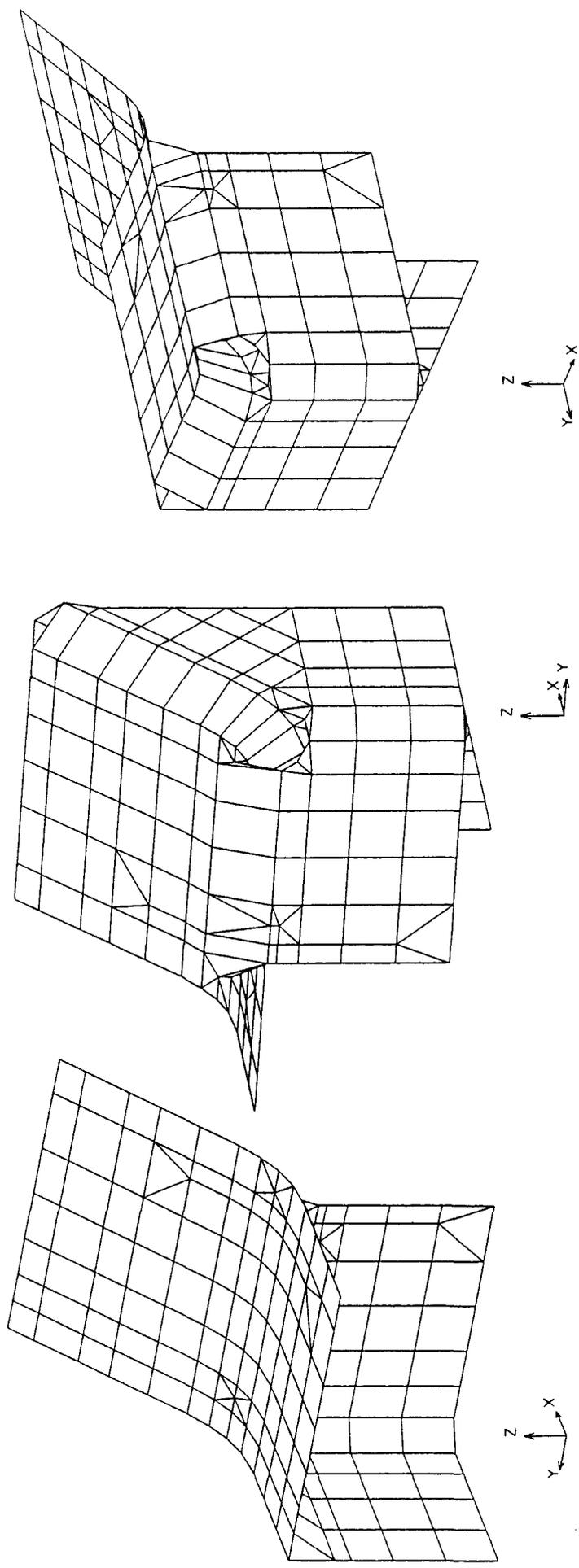
Bild 5: Anordnung der Bezugs-DMS



**Bild 6:** Streuung der Meßwerte an den Bezugs-DMS bei Zylinderlast  $F = 100 \text{ kN}$  - Abhängigkeit der über gleichartige Meßstellen eines Modells gemittelten Dehnungen vom Variationskoeffizient der Meßwerte an den Knicksteifenkanten und lineare Regression

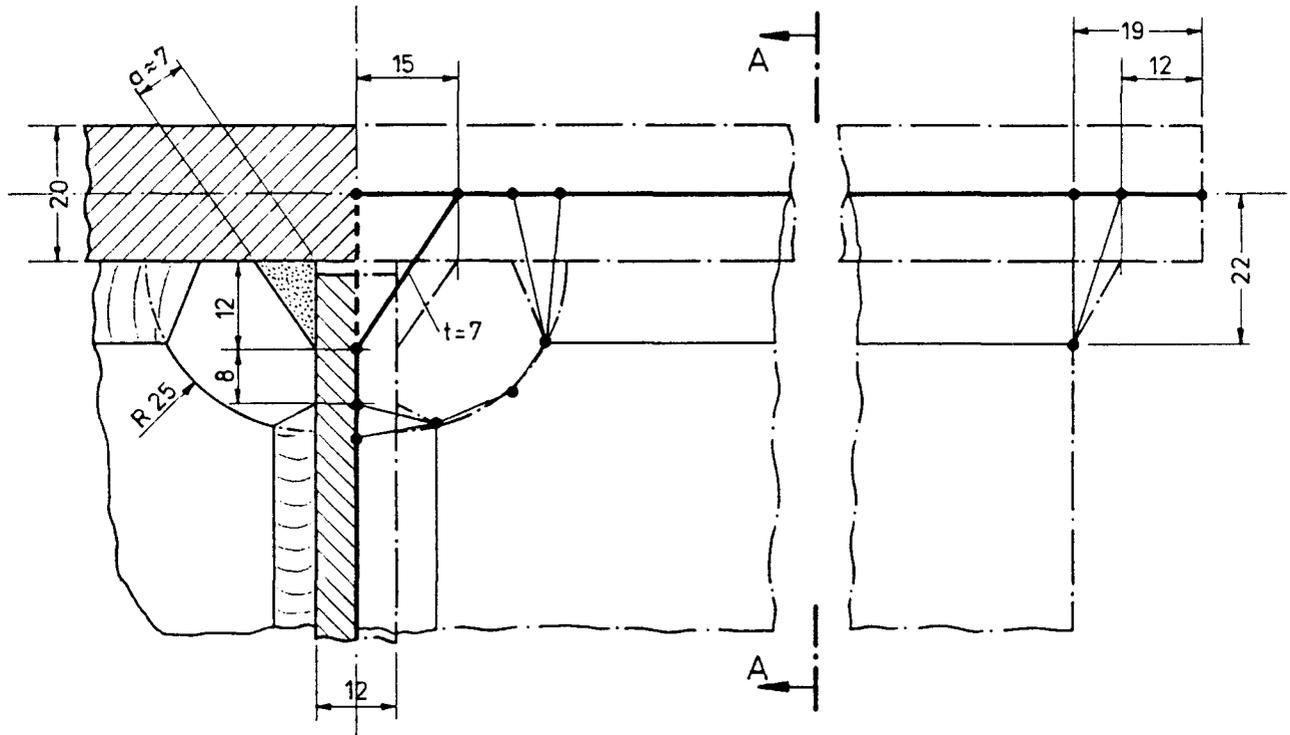


**Bild 7: FE-Rechenmodell**

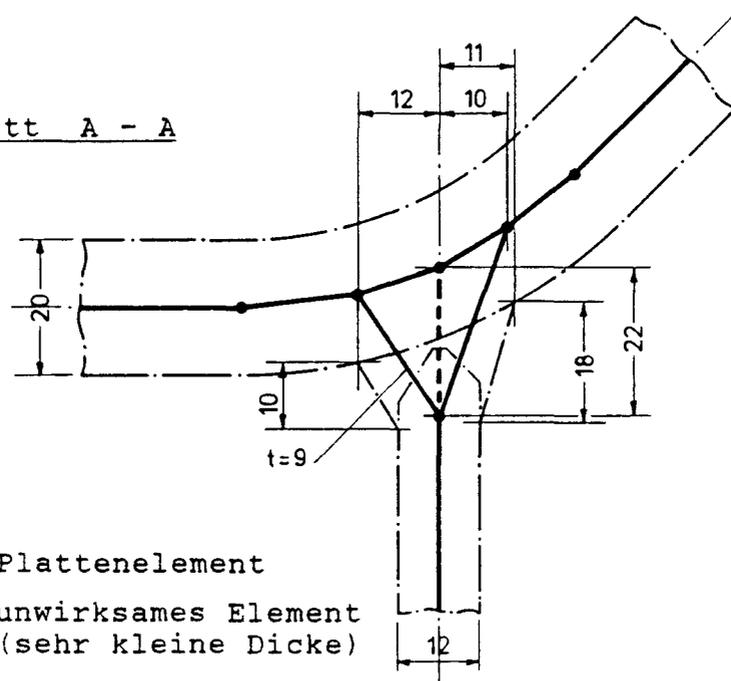


**Bild 8:** Lokales FE-Rechenmodell (verschiedene Ansichten)

Querschnitt in Knicksteifenebene

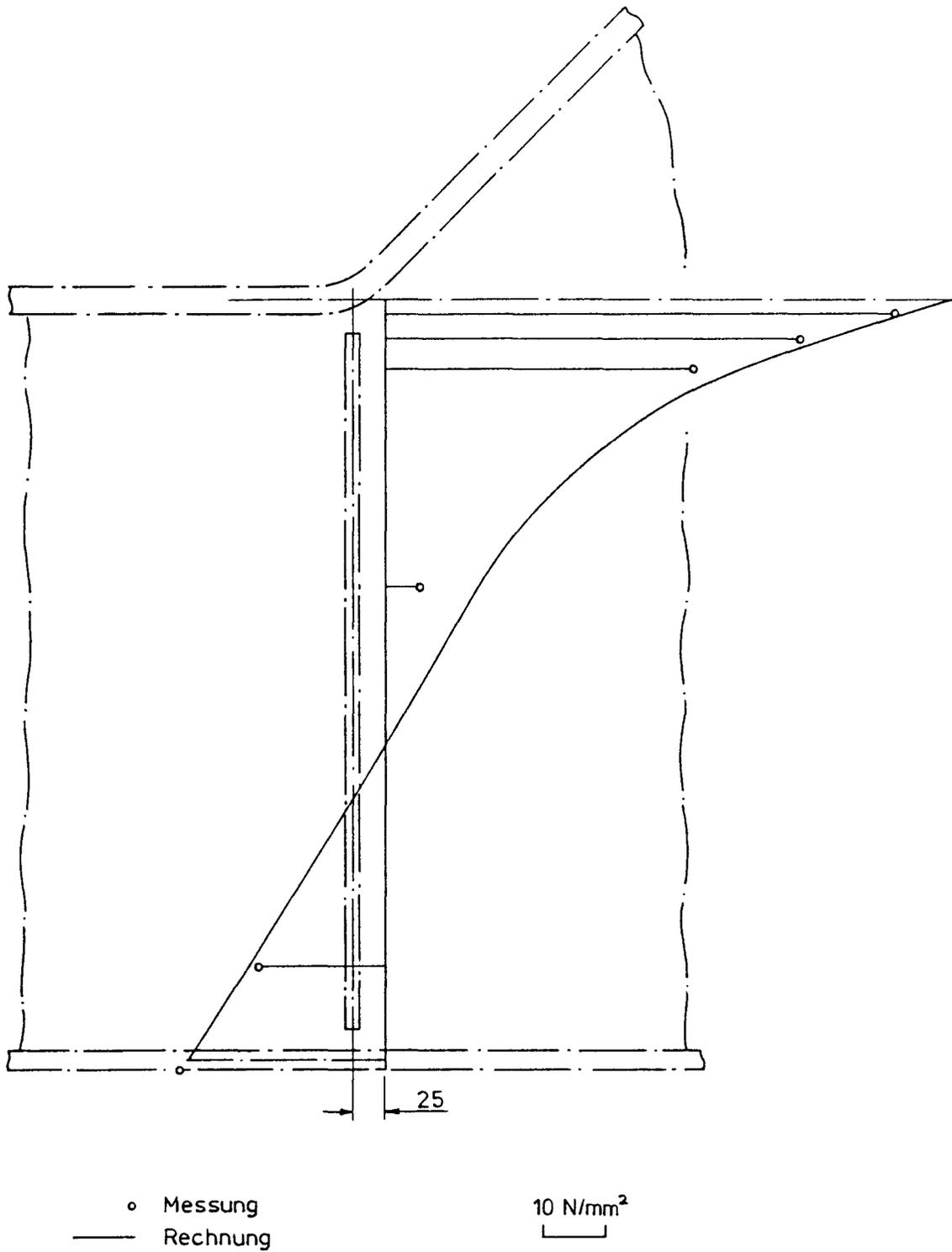


Schnitt A - A



- Plattenelement
- - -● unwirksames Element  
(sehr kleine Dicke)

Bild 9: Schweißnahtidealisierung mit Plattenelementen und Maße der ausgeführten Schweißnähte (Mittelwerte)



**Bild 10:** Längsspannungsverteilung über die Steghöhe  
 bei Zylinderlast  $F = 100 \text{ kN}$  (Modell Form 1)

- Messung
- Berechnete Gesamtspannung ( $\sigma_N + \sigma_B$ ) auf Gurtoberfläche
- Berechnete Scheibenspannung ( $\sigma_N$ )

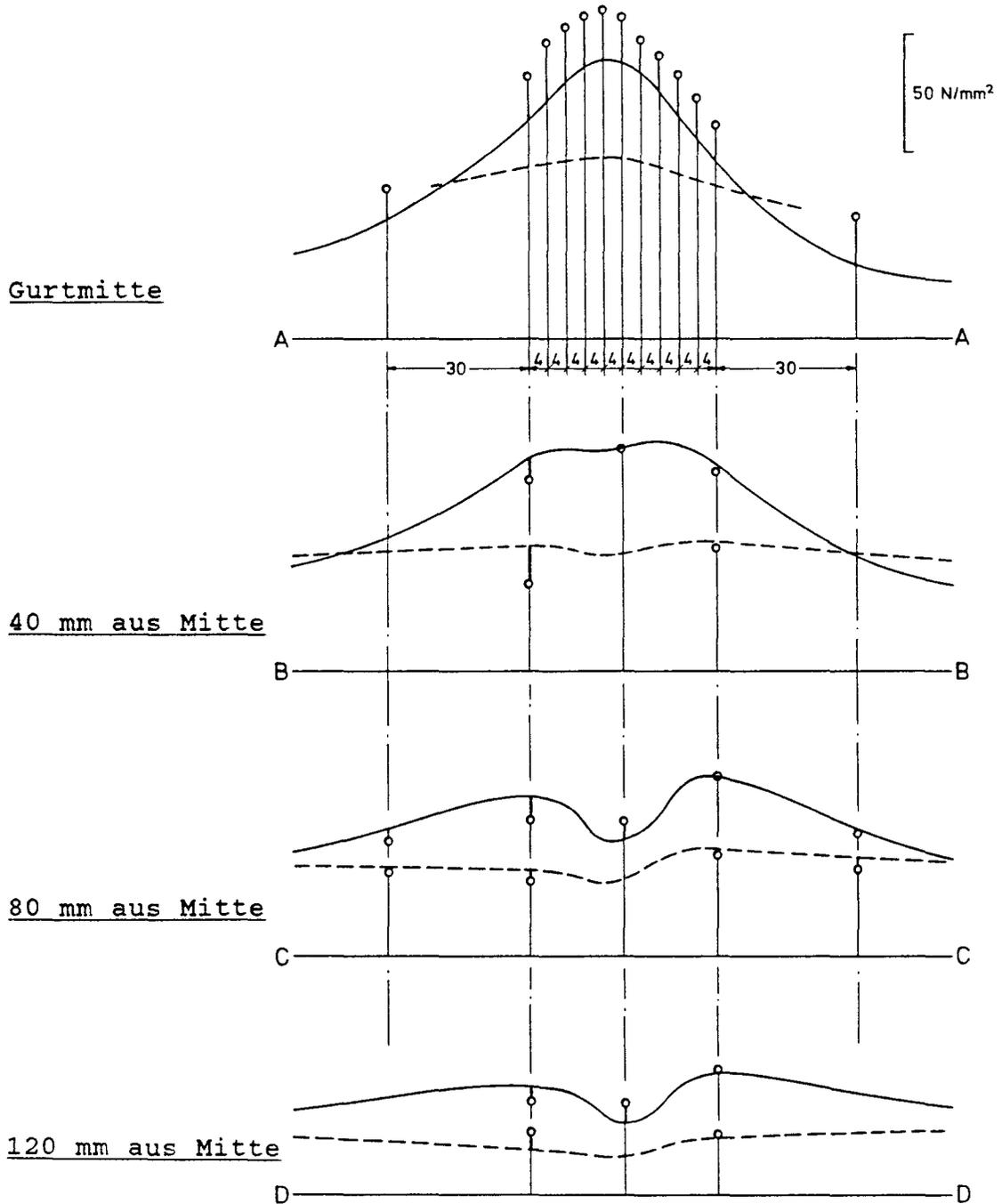
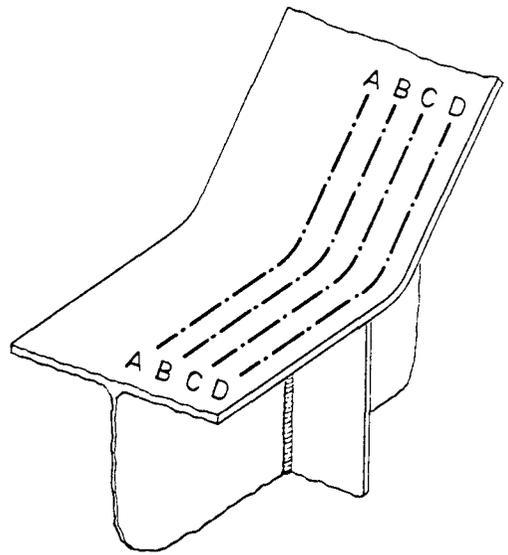
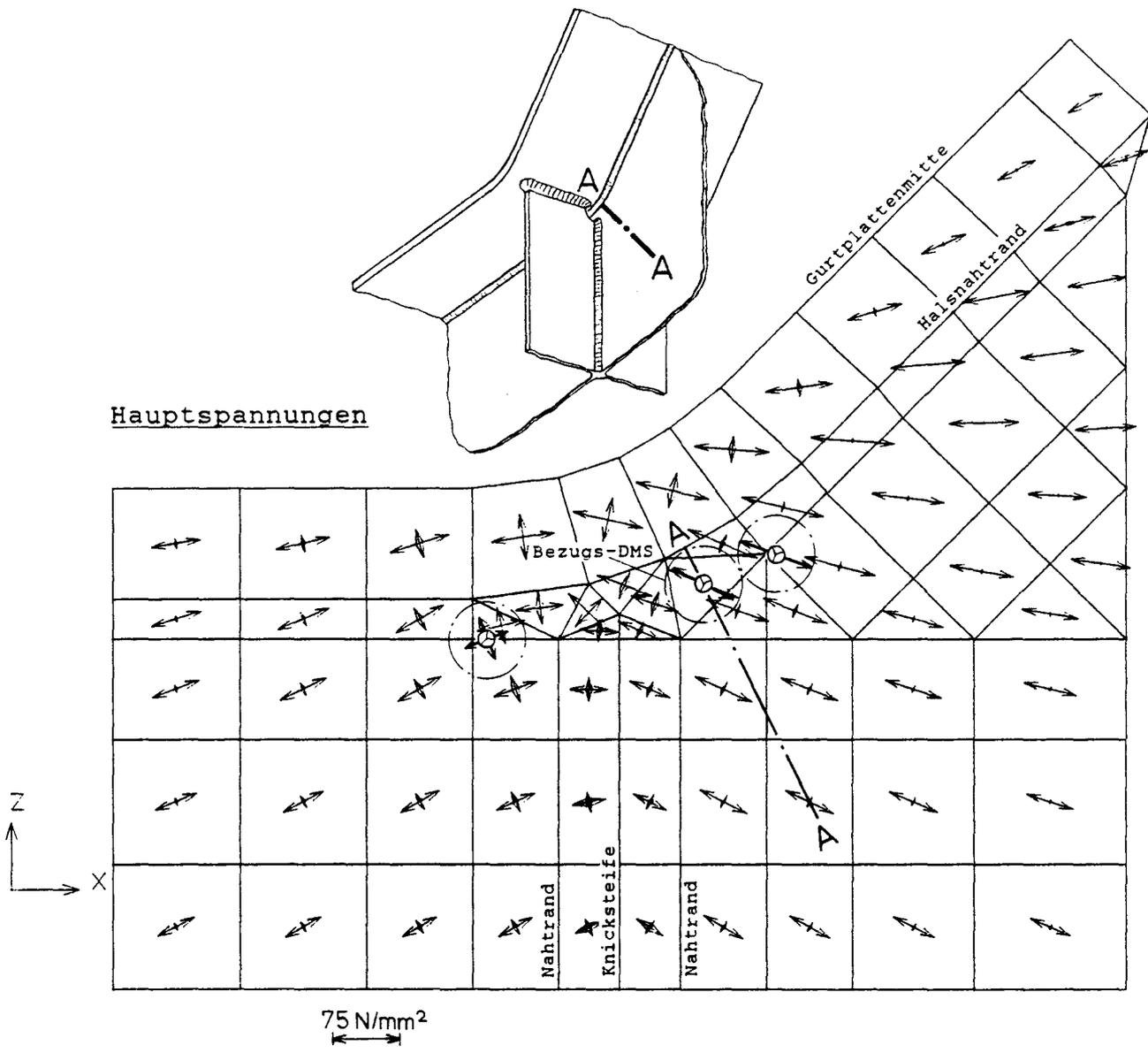
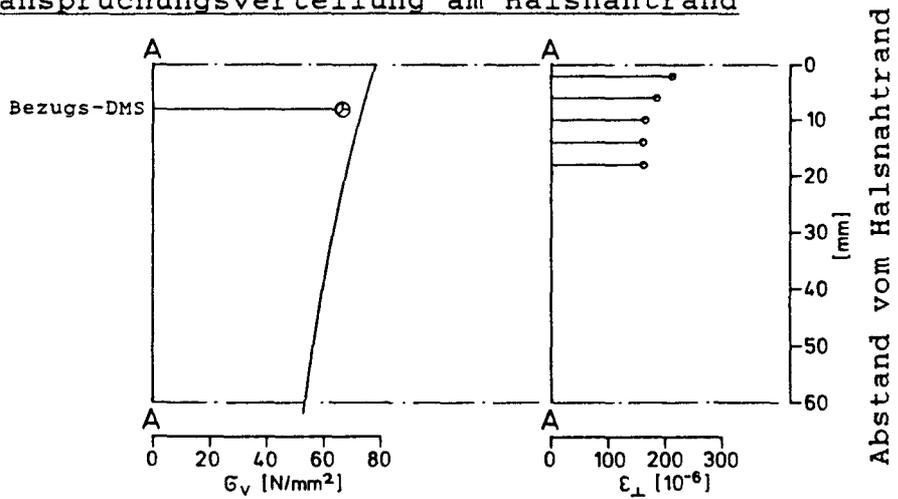


Bild 11: Längsspannungsverteilung im Gurt  
bei Zylinderlast  $F = 100 \text{ kN}$  (Modell Form 1)



Beanspruchungsverteilung am Halsnahrand



Vergleichsspannung  
(v. Mises)

Dehnung quer zur Halsnaht  
(Rohdaten 4. Versuchsmodell)

⊗ Messung mit DMS-Rosette

— Rechnung

◦ Messung mit DMS-Kette auf A-A

Bild 12: Beanspruchungsverteilung im Steg bei Zylinderlast  $F = 100 \text{ kN}$  (Modell Form 2)

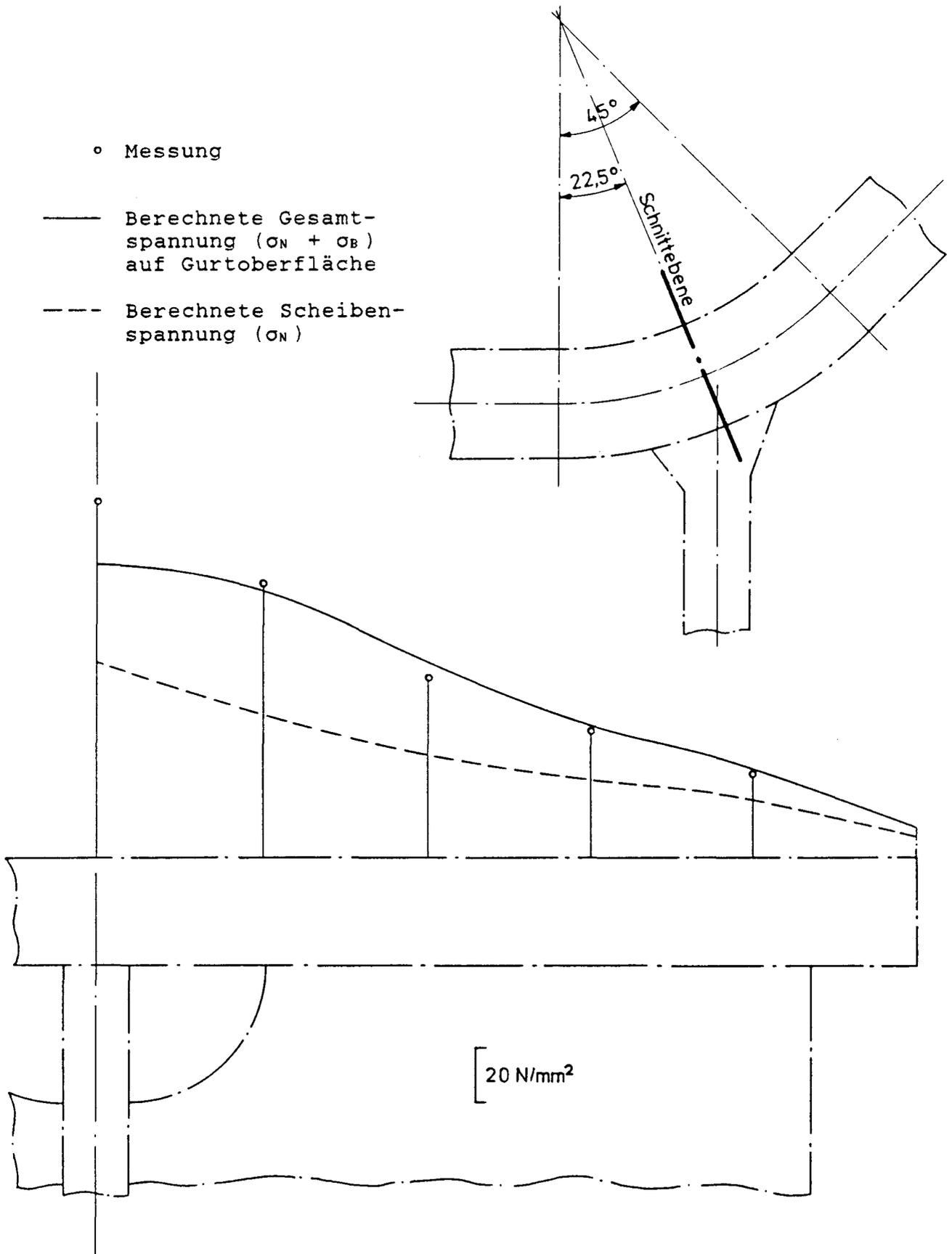
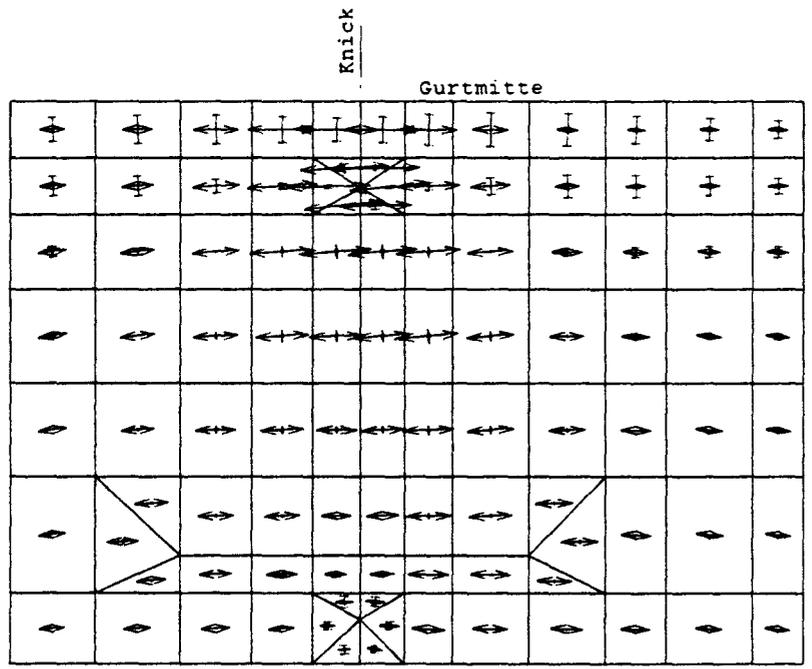
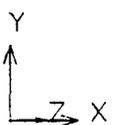
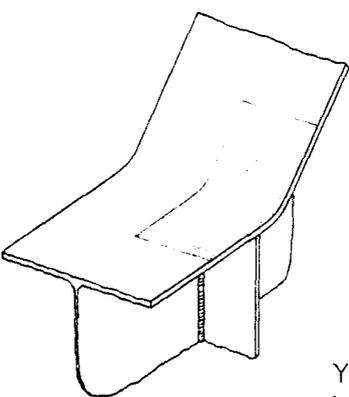
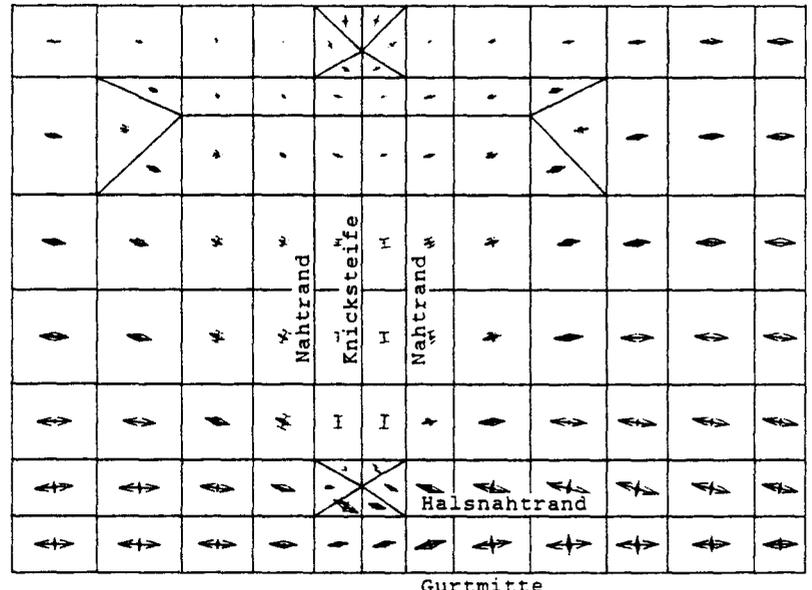
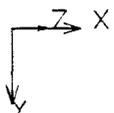
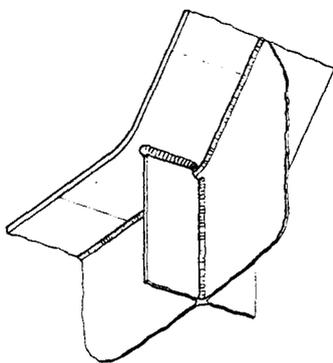


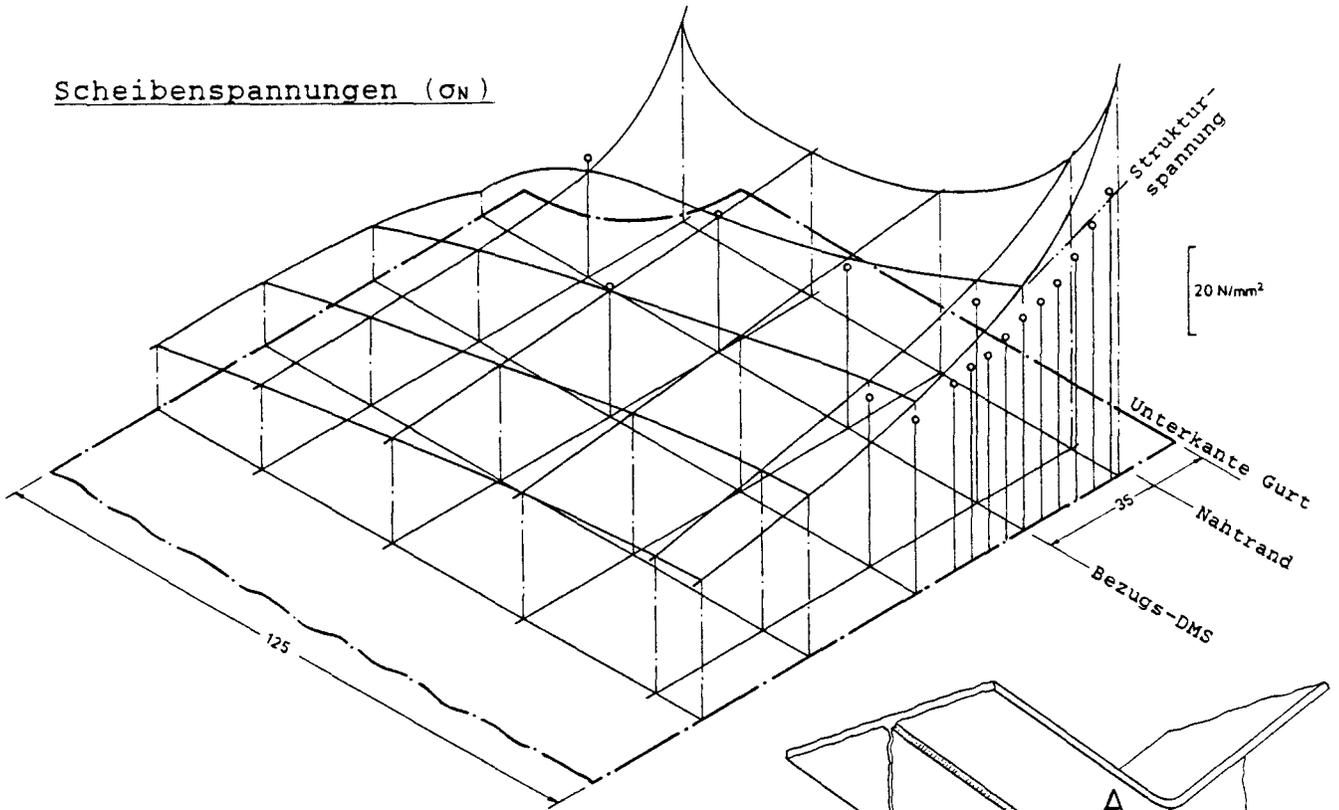
Bild 13: Längsspannungsverteilung über die Gurtbreite im Knick bei Zylinderlast  $F = 100 \text{ kN}$  (Modell Form 2)



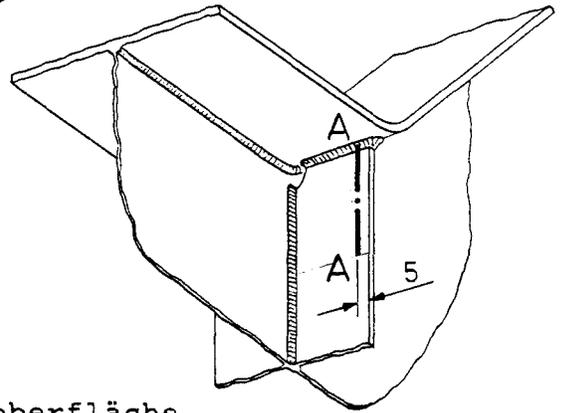
75 N/mm<sup>2</sup>

**Bild 14:** Berechnete Hauptspannungsverteilung an den Gurtoberflächen bei Zylinderlast  $F = 100 \text{ kN}$  (Modell Form 2)

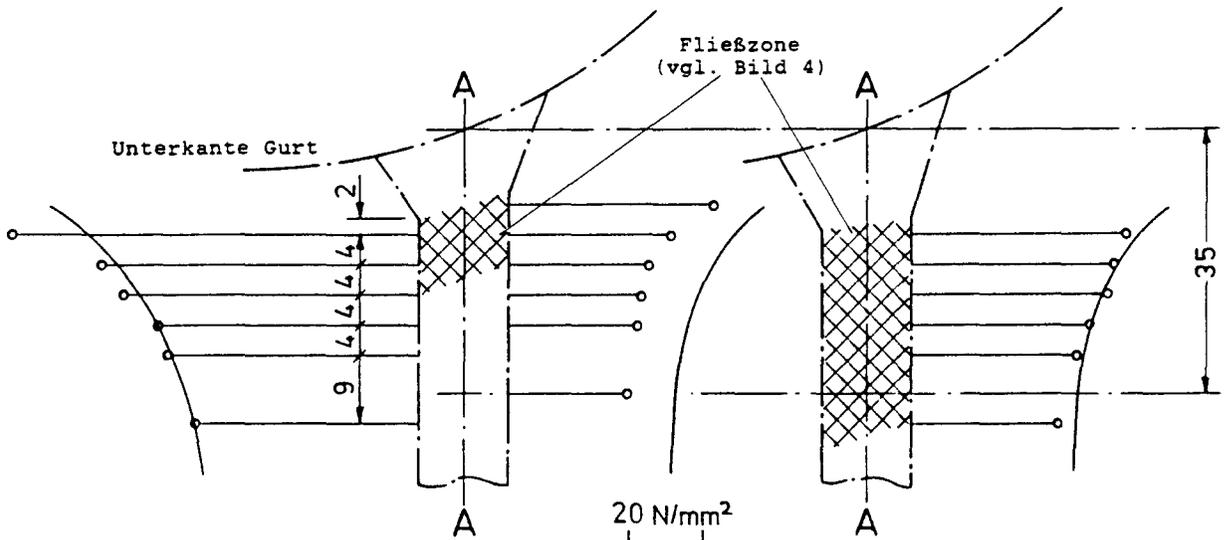
Scheibenspannungen ( $\sigma_N$ )



○ Messung  
 — Rechnung

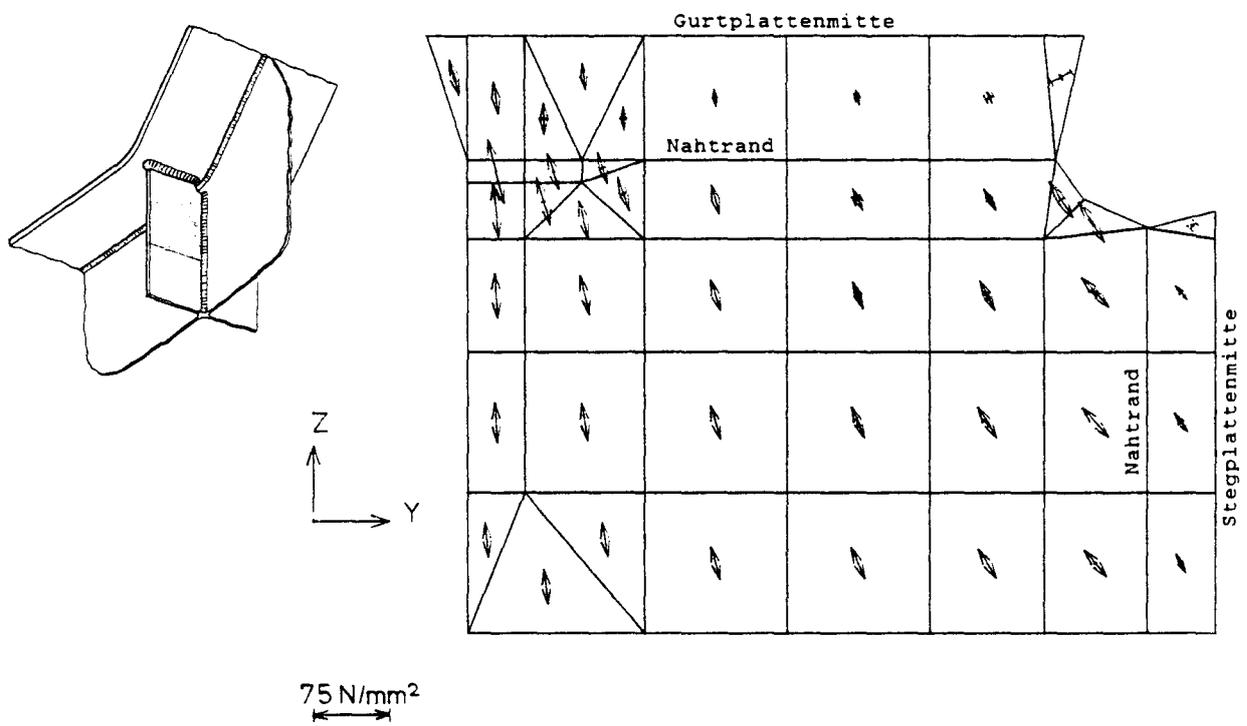
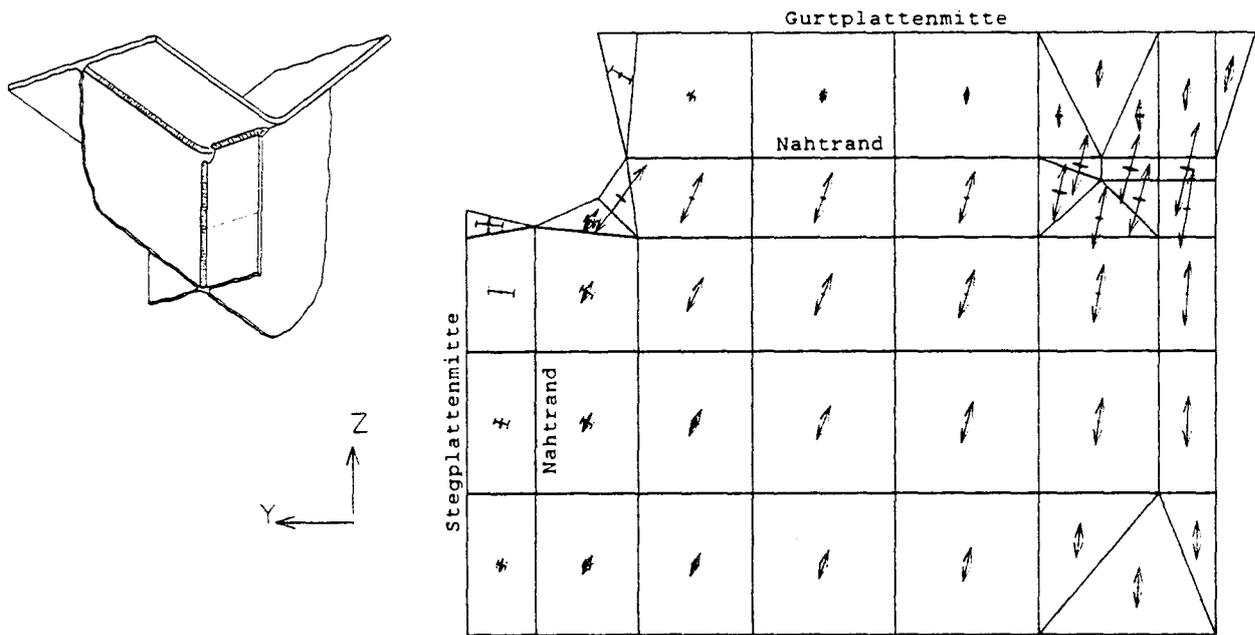


Gesamtspannungen ( $\sigma_N + \sigma_B$ ) an Plattenoberfläche  
 5 mm neben der Knicksteifenkante

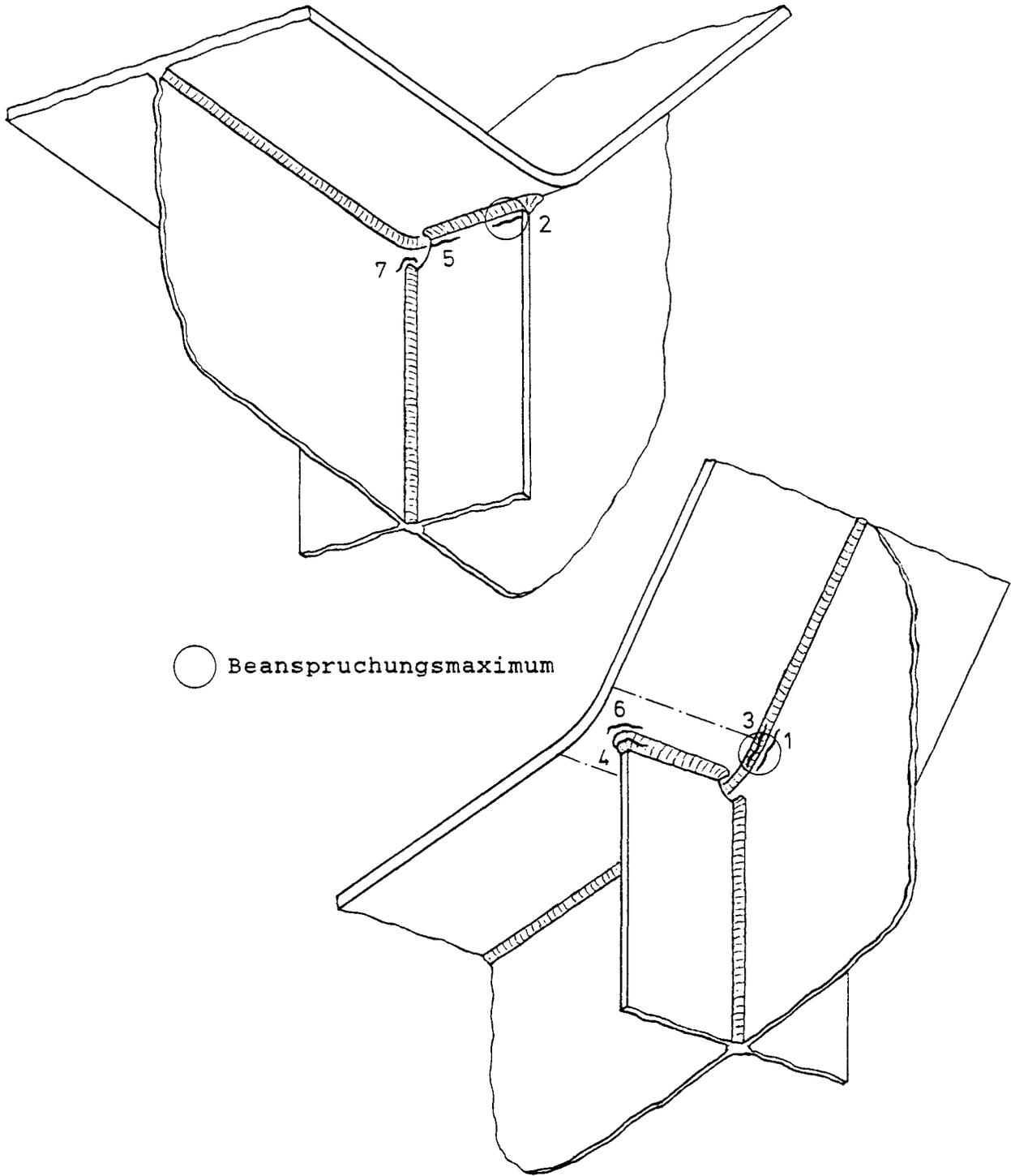


3. Versuchsmodell                      4. Versuchsmodell  
 (Gurtanschlußnähte wie ausgeführt)

Bild 15: Längsspannungsverteilung in der Knicksteife  
 bei Zylinderlast  $F = 100 \text{ kN}$  (Modell Form 2)



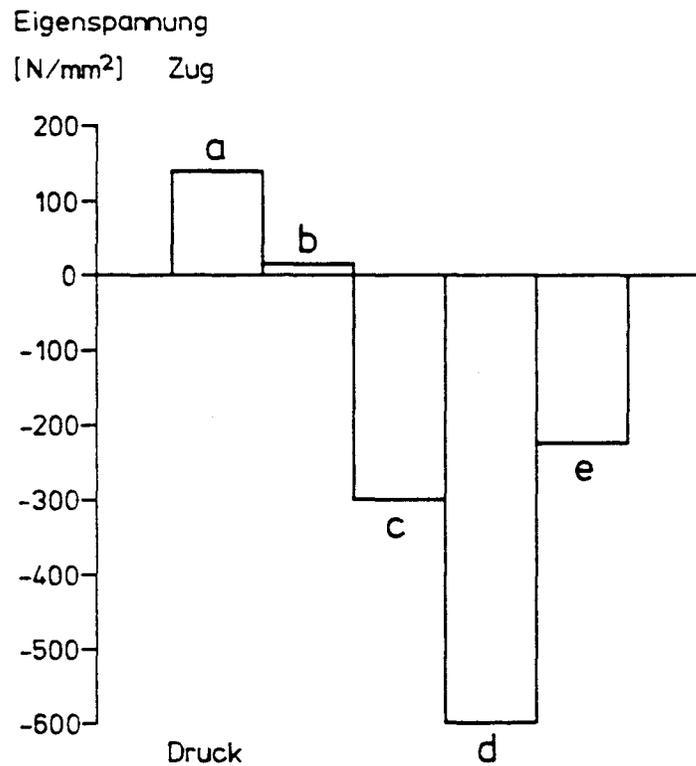
**Bild 16:** Berechnete Hauptspannungsverteilung an den Knicksteifenoberflächen bei Zylinderlast  $F = 100 \text{ kN}$  (Modell Form 2)



Typische Anrisse: 1 und 2 (am Nahtrand)

Untypische Anrisse: 3, 4 (in der Nahtwurzel wegen  
unzureichender Nahtbemes-  
sung am 1. Versuchsmodell)  
und 5, 6, 7 (am Nahtrand wegen  
schlechter Nahtausführung)

Bild 17: Anrißorte



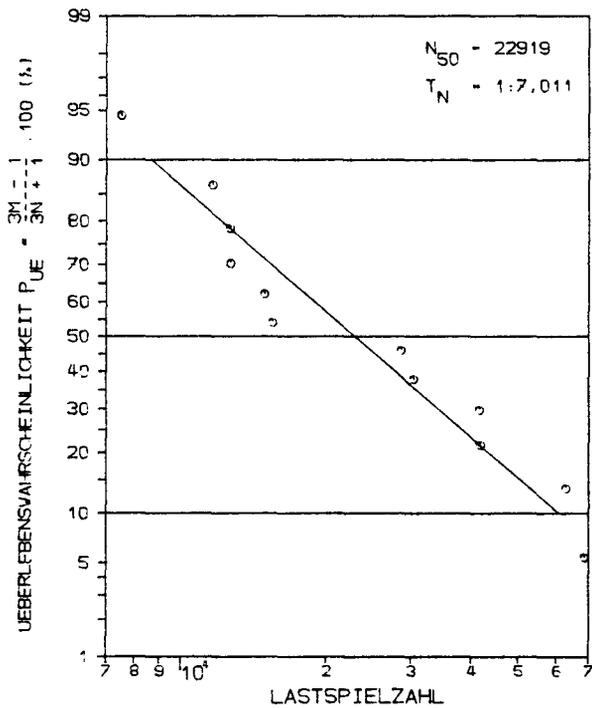
Fertigungs- und Belastungsstadien der Versuchsmodelle:

- a) Geknickter Gurt vor dem Einbau
- b) Nach Einbau, vor Belastung (2. Versuchsmodell)
- c) Nach Zugbeanspruchung des Gurtes durch  
Zylinderlast  $F = 240 \text{ kN}$  (1. Versuchsmodell)
- d) Nach Zugbeanspruchung des Gurtes durch  
Zylinderlast  $F = 400 \text{ kN}$  (9. Versuchsmodell)
- e) Nach Druckbeanspruchung des Gurtes durch  
Zylinderlast  $F = -400 \text{ kN}$  (9. Versuchsmodell)

Bild 18: Gemessene Eigenspannungen auf Gurtmitte in der Knickkehle - Komponente in Gurtlängsrichtung (Meßwerte ohne plastische Korrektur)

Anrißort 1 (Steg):

$$\sigma_a = 120 \text{ N/mm}^2$$



Anrißort 2 (Knicksteife):

$$\sigma_a = 100 \text{ N/mm}^2$$

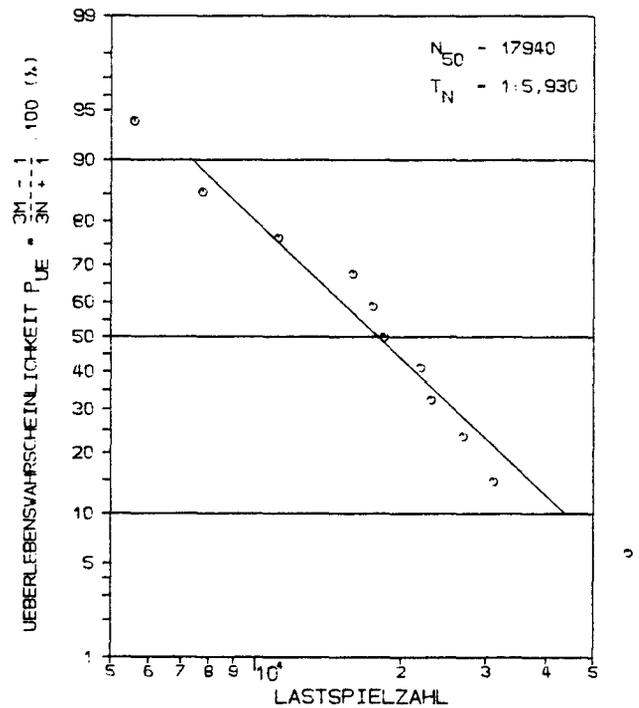


Bild 19: Auswertung der Schwingversuchsergebnisse im Gaußschen Wahrscheinlichkeitsnetz





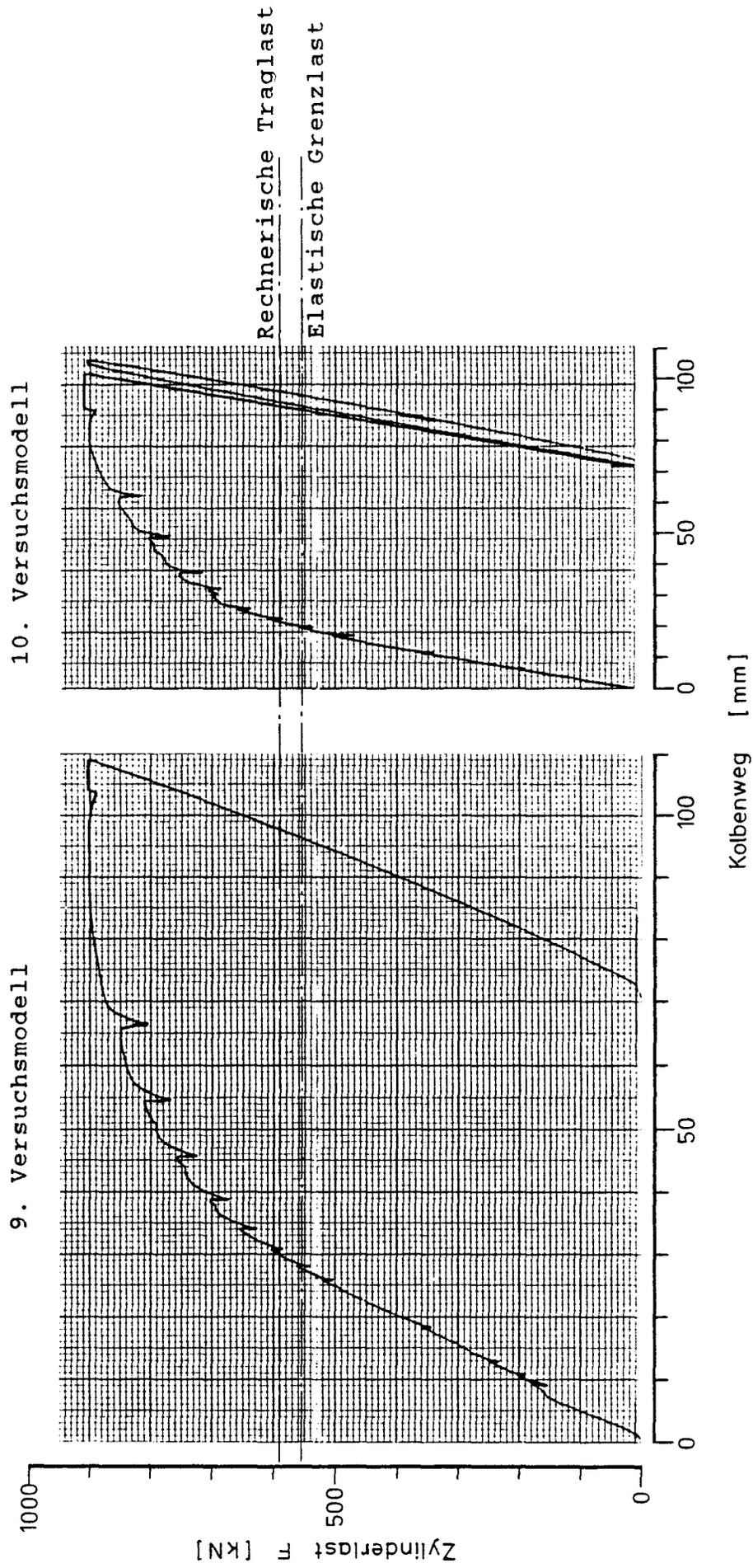


Bild 22: Last-Verformungsschriebe der Traglastversuche

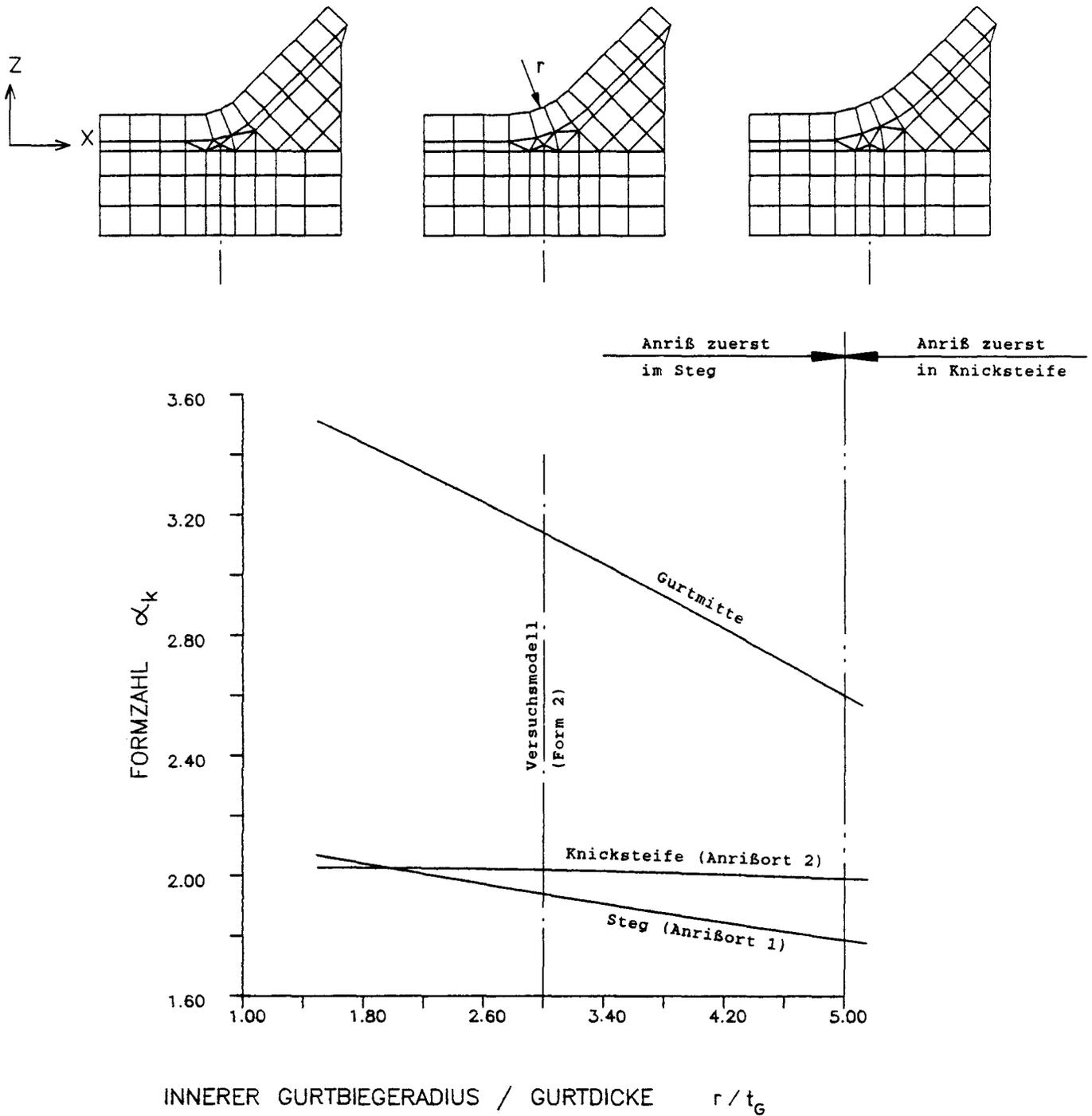
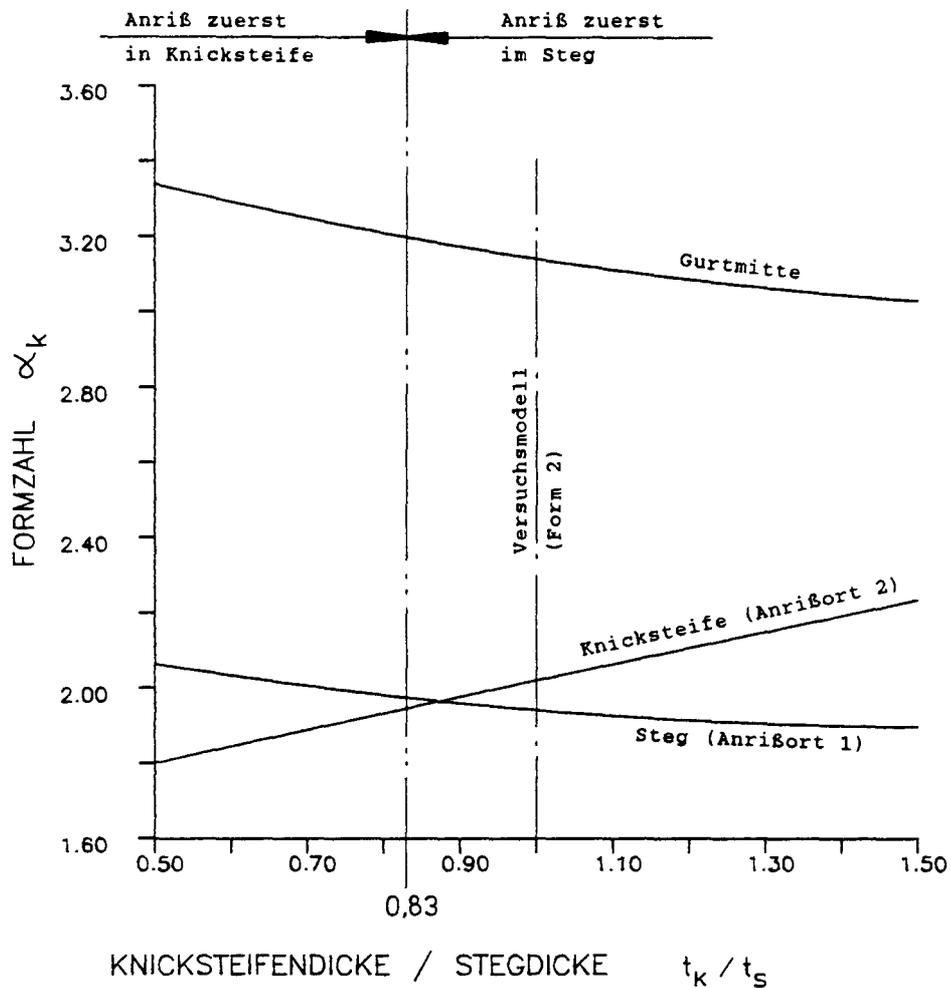
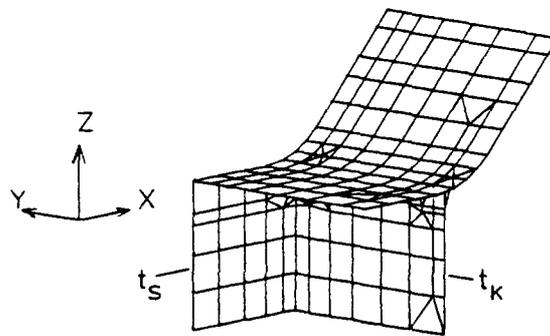
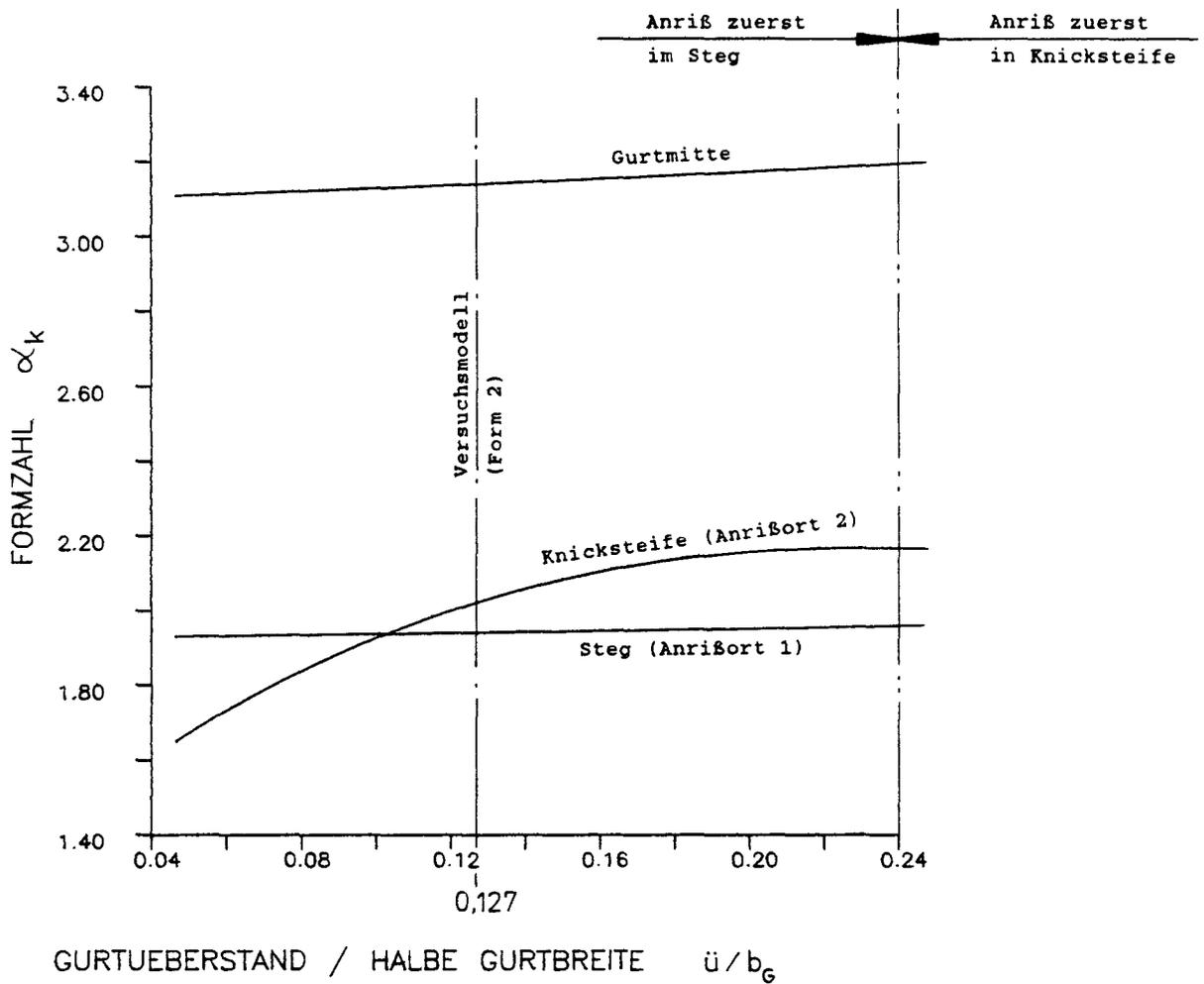
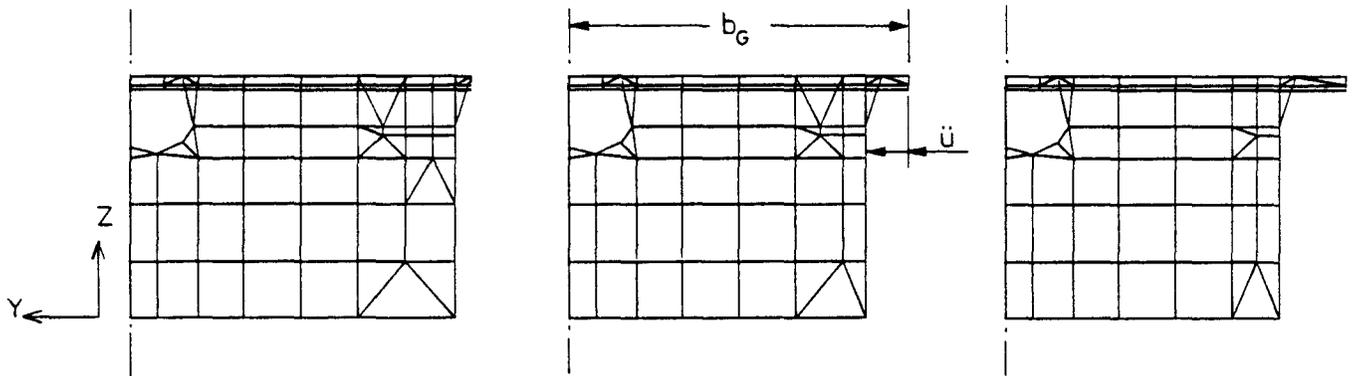


Bild 23: Formzahlen der höchstbeanspruchten Stellen bei Variation des Gurtbiegeradius



**Bild 24:** Formzahlen der höchstbeanspruchten Stellen bei Variation der Knicksteifendicke



**Bild 25:** Formzahlen der höchstbeanspruchten Stellen bei Variation des Gurtüberstandes über die Knicksteife

Anhang: Berechnung der Nennspannungen im Gurtknickbereich

a) Nennspannung im Steg in Höhe der Halsnaht nach Balkentheorie

Belastung bei Zylinderkraft  $F = 100 \text{ kN}$ :

$$\text{Längskraft} \quad N = 70\,710 \text{ N}$$

$$\text{Querkraft} \quad Q = 70\,710 \text{ N}$$

Querschnittswerte:

$$\text{Stegdicke} \quad t_s = 1,2 \text{ cm}$$

$$\text{Fläche} \quad A = 231 \text{ cm}^2$$

$$\text{Stat. Flächenmoment des Gurtes bzgl. NF} \\ S_y = 2\,132 \text{ cm}^3$$

$$\text{Flächenträgheitsmoment bzgl. NF} \\ I_y = 160\,648 \text{ cm}^4$$

$$\text{Widerstandsmoment an Unterkante Gurt} \\ W_{U\text{KGurt}} = 4\,652 \text{ cm}^3$$

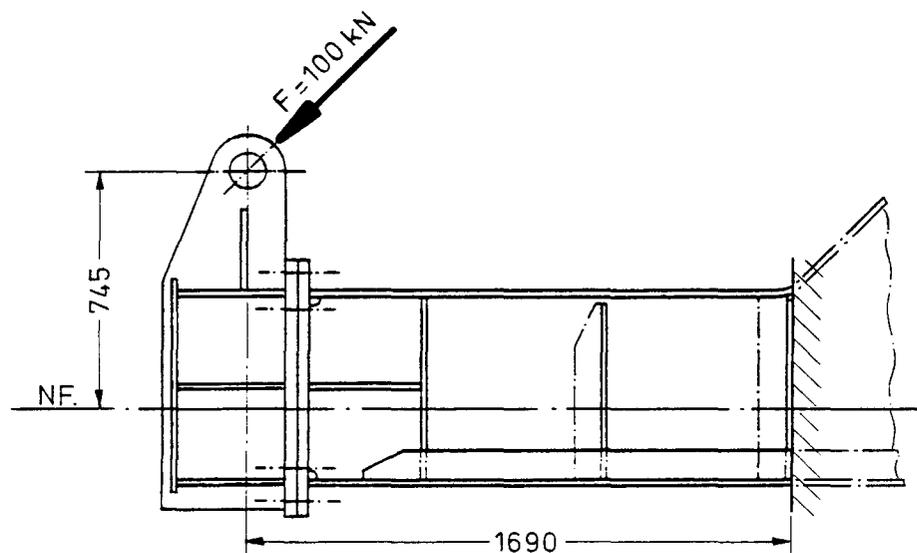
Nennspannungen:

$$\text{aus Längskraft} \quad \sigma_{N_0} = N / A = 3,1 \text{ N/mm}^2$$

$$\text{Biegung} \quad \sigma_{B_0} = M / W_{U\text{KGurt}} = 37,0 \text{ N/mm}^2$$

$$\text{Querkraft} \quad \tau_0 = (Q \cdot S_y) / (I_y \cdot t_s) = 7,8 \text{ N/mm}^2$$

$$\text{Vergleichsspannung} \\ \sigma_{V_0} = \sqrt{(\sigma_{N_0} + \sigma_{B_0})^2 + 3 \tau_0^2} = 42,3 \text{ N/mm}^2$$



b) Nennspannung im Gurtanschlußquerschnitt der Knicksteifen nach [11]

$$\sigma_o = R / (f_k + f_s')$$

mit  $R$  = resultierende Abtriebskraft aus der Gurtumlenkung

$f_k$  = Gurtanschlußquerschnitt der Knicksteifen

$f_s'$  = mittragender Steganteil

$$f_s' = 3 t_g t_s \quad \text{mit } t_g = \text{Gurtdicke} \\ t_s = \text{Stegdicke}$$

Abweichend von [11] wird statt  $R$  die Abtriebskraftkomponente  $K$  in die Formel für die Nennspannung  $\sigma_o$  eingesetzt, womit der orthogonalen Anordnung der Knicksteifen der Versuchsmodelle entsprochen wird:

$$\sigma_o = K / (f_k + f_s')$$

mit  $K = G * \sin \beta$  ;  $G = \text{Gurtkraft}$   
 $\beta = 45^\circ$

Berechnung der Gurtkraft aus der Nennspannung im Gurt (vgl. a):

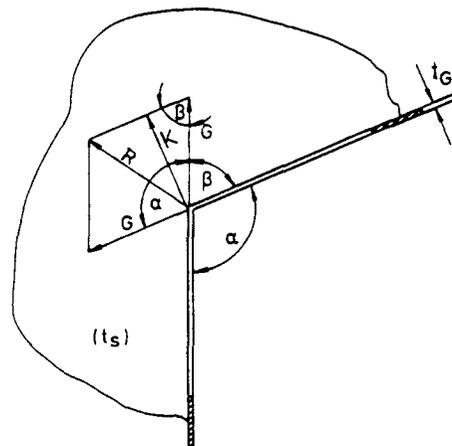
$$G = (\sigma_{No} + \sigma_{Bo}) * A_{Gurt} = 246\,900 \text{ N}$$

$$\text{mit } \sigma_{No} = N / A = 3,1 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{Bo} = M / W_{Gurt} = 38,1 \text{ N/mm}^2 \\ \text{mit } W_{Gurt} = 4521 \text{ cm}^3$$

Mit den Abmessungen der Versuchsmodelle der Form 2 (Bild 2) ergibt sich die Nennspannung in der Knicksteife zu

$$\sigma_o = 54 \text{ N/mm}^2$$



Kräfte im Knickbereich (Skizze nach [11])