

535 | Oktober 1993

SCHRIFTENREIHE SCHIFFBAU

Berend Bohlmann

**Ein Beitrag zur Beurteilung der
Betriebsfestigkeit von schiffbaulichen
Schweißkonstruktionen**

TUHH

Technische Universität Hamburg-Harburg

Ein Beitrag zur Beurteilung der Betriebsfestigkeit von schiffbaulichen Schweißkonstruktionen

Berend Bohlmann, Hamburg, Technische Universität Hamburg-Harburg, 1993

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

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

INSTITUT FÜR SCHIFFBAU DER UNIVERSITÄT HAMBURG

Bericht Nr. 535

Ein Beitrag zur Beurteilung der Betriebsfestigkeit von schiffbaulichen Schweißkonstruktionen

Berend Bohlmann

Oktober 1993

Die vorliegende Arbeit ist Bestandteil des vom Bundesminister für Forschung und Technologie geförderten Vorhabens „Untersuchungen zur Lebensdauer schiffbaulicher Detailkonstruktionen“.

Dieses Vorhaben ist unter der Nummer B2.1/3.1/3.2 in den Forschungsschwerpunkt „Zukünftige Dimensionierung und Gestaltung der Schiffskonstruktion“ eingeben.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	2
2	Untersuchungsprogramm	3
3	Versuchsmodelle	4
4	Versuchsdurchführung	6
5	Beanspruchungsverteilung in der Rahmenecke	9
5.1	Dehnungsmessungen	9
5.2	Rechenmodell	10
5.3	Vergleich von Messung und Rechnung	11
6	Schwingfestigkeit	14
6.1	Einstufenlasten	15
6.2	Randomlasten	16
7	Bewertung	19
7.1	Kerbspannungskonzept	19
7.2	Strukturspannungskonzept	20
7.2.1	Anrißort 1 (Knicksteife)	21
7.2.2	Anrißort 2 (Steg)	21
8	Zusammenfassung	22
9	Literaturverzeichnis	23
A	Tabellen	25
B	Parameter zur Generierung der Last-Zeit-Funktion	29
C	Berechnung der Anrißlebensdauer für die Randomversuche	31
D	Abbildungen	32

1 Einleitung

In der Vergangenheit zeigte sich, daß die Ermüdungsfestigkeit von Detailkonstruktionen großen Einfluß auf Eigenschaften wie etwa Sicherheit oder Gebrauchsfähigkeit einer ganzen Struktur haben kann.

In diesem Zusammenhang sei z. B. an den Untergang des Halbtauchers „Alexander Kielland“ Ende der 70er Jahre [1] oder, weniger spektakulär, an die Ermüdungsschäden der SL 7-Containerschiffe [2] erinnert.

Grundsätzliches Ziel von anwendungsbezogener Forschung auf dem Gebiet der Ermüdungsfestigkeit muß die Bereitstellung von industriell anwendbaren Verfahren sein, die ausreichend abgesicherte Vorhersagen zu Bauteil(rest)-lebensdauern ermöglichen. Eng verknüpft mit dieser Forderung sind Fortschritte bei der Auslegung von Konstruktionen z. B. in Bezug auf erhöhte Sicherheit bei gleichzeitig verringertem Konstruktionsgewicht, geringeren Produktionskosten, verbesserten Entwurfsbedingungen wie etwa kleinere Lukenradien bei Schiffen mit hohem Öffnungsgrad usw. .

2 Untersuchungsprogramm

Im Rahmen dieser Arbeit werden zwei örtliche Konzepte für Schweißverbindungen experimentell überprüft, die grundsätzlich vorhanden und auch für die industrielle Anwendung als geeignet anerkannt sind. Es handelt sich um das Hot-Spot-Konzept nach [3] und das Kerbspannungskonzept nach [4].

Die Arbeit leistet damit einen Beitrag zur Absicherung der Konzepte für zukünftige Anwendungen auf schiffbauliche Konstruktionen. Dazu werden Versuche an Bauteilmodellen auch unter betriebsähnlichem Lastablauf durchgeführt.

Als typisches Beispiel für Kerben an Schweißkonstruktionen des Schiffbaus wurde die schiffbauliche Rahmenecke gewählt. Sie dient hier der Erarbeitung statistisch abgesicherter Versuchsdaten zu beiden Konzepten und deren Vergleich mit rechnerischen Lebensdauervorhersagen.

Dazu sind an den Versuchsmodellen sowohl statische Dehnungsmessungen als auch Schwingversuche durchgeführt worden.

Die vor den Schwingversuchen vorgenommenen Dehnungsmessungen dienen dem Vergleich mit Berechnungsergebnissen, die wiederum als Eingangsdaten für die Konzepte zur Lebensdauerprognose benötigt werden.

3 Versuchsmodelle

Für die Experimente standen zwei Doppelrahmen zur Verfügung. Die Abmessungen können Abb. 1 entnommen werden.

Die durch die Kraftumlenkung im Knickbereich entstehenden Abtriebskräfte werden durch Knicksteifen aufgenommen, welche unter den Gurtknicken angeordnet sind. Ihre Anordnung erfolgt dergestalt, daß sich die Wirkungslinien der Gurtkräfte und der Abtriebskräfte in den Knicksteifen in einem Punkt schneiden. Durch diese Konstruktion läßt sich die örtliche Plattenbiegung im Bereich der Kraftumlenkung auf ein Mindestmaß verringern.

Das Verhältnis Biegeradius zu Plattendicke im kaltverformten Gurtbereich entspricht dem von [5] vorgeschriebenen Minimum.

Die Knicksteifenanschlüsse an den Gurt sind als K-Stegnaht mit 2 mm unverschweißtem Spalt ausgeführt. Die Schweißungen erfolgen bei auf der Seite liegender Rahmenecke als zweilagige Steigenähte (Elektroden nach DIN 1913 - E 51 22 RR 6).

Für die Halsnähte zwischen Steg und Gurt sind Doppelkehlnähte mit $a = 4.5\text{ mm}$ vorgesehen, die bis ca. 400 mm um die Knickbereiche durch zwei weitere Lagen auf $a = 8\text{ mm}$ verstärkt sind (Elektroden nach DIN 1913 - E 43 22 R(C) 3).

Die aus normalfestem Schiffbaustahl, Grad A bestehenden Modelle wurden von einer namhaften deutschen Werft unter werftüblichen Bedingungen hergestellt. Außerdem wurde vom Hersteller ein zusätzlicher Gurt geliefert, der im Bedarfsfall von der Forschungsstelle selbst einzubauen war. Dadurch sollte auf verhältnismäßig einfache Weise eine u. U. wünschenswerte höhere Anzahl von Anrissen erzielbar werden.

Diese Möglichkeit ist bei den Untersuchungen unter betriebsähnlicher Belastung genutzt worden. Aus Gründen der Vergleichbarkeit ist außer dem Gurt auch der Steg im Bereich der Gurtknicke ersetzt worden. Durch den Umbau sind wesentliche Veränderungen im Vergleich zum ursprünglichen Fertigungsablauf unvermeidlich. Während der anschließenden Experimente ist festgestellt worden, daß dies zu einem anderen Verhalten der neuen Kerben führt, weshalb die am ausgewechselten Gurt auftretenden Risse nicht in die Wertung einbezogen werden. Der Aufwand ist dennoch lohnenswert, weil durch die längere Laufzeit des gegenüberliegenden Rahmens dort weitere verwertbare Anrisse erzielt werden konnten.

Die Modellabmessungen sind weitgehend von [6] übernommen. Besonderheiten werden im folgenden vorgestellt und bewertet.

Aufbauend auf den Erfahrungen Gimperleins ist die jetzige Bauteilkonstruktion als Doppelrahmen konzipiert worden. Durch die solchermaßen verdoppelte Anzahl der anrißkritischen Stellen läßt sich die Laufzeit der Modelle bei

unveränderter Qualität der experimentellen Ergebnisse deutlich reduzieren. Die theoretisch denkbare Einsparung der benötigten Laborzeiten um 50 % ist allerdings aus verschiedenen Gründen unerreichbar. Dazu zählt vor allem die häufiger notwendige Nachtabschaltung.

Der Übergang auf die vorliegende Doppelrahmenkonstruktion verursacht eine Änderung in der z. B. die Außenhaut eines Schiffes simulierenden Gurtung (im folgenden als Druckgurt bezeichnet). Eine relevante Veränderung des Beanspruchungsniveaus an den anrißkritischen Stellen kann ausgeschlossen werden.

Weitere Änderungen am Versuchsaufbau betreffen die Krafteinleitung. Sie haben keinen Einfluß auf die Versuchsergebnisse.

Eine ungewollte Abweichung betrifft die Plattendicke der Doppelrahmenstege. Sie beträgt $t = 20 \text{ mm}$ anstatt der vorgesehenen $t = 12 \text{ mm}$.

Der wesentliche Vorteil der Verwendung annähernd gleicher Abmessungen liegt in einer weitergehenden Absicherung der Erkenntnisse aus [6]. Die dort erzielten Anrißlastwechselzahlen tendieren zum Bereich der Kurzzeitfestigkeit. Die Extrapolation zu höheren Lastwechseln geschieht durch Einordnung der Ergebnisse in ein einheitliches Wöhlerlinienstreuband nach [7]. Neuere Erkenntnisse in der Betriebsfestigkeitsforschung deuten jedoch darauf hin, daß Bauteilwöhlerlinien geringere Neigungen aufweisen können als entsprechende Wöhlerlinien von Kleinproben. Aus diesem Grunde wird an einem Doppelrahmen eine Ein-Stufenbelastung angelegt, deren Horizont so gewählt ist, daß wesentlich höhere Lebensdauern als bei Gimperlein erzielt werden. Dadurch ist mit relativ geringem Aufwand die Bauteilwöhlerlinie durch zwei Horizonte experimentell abgesichert und für die durchzuführenden Vergleiche mit den Berechnungsmethoden gut geeignet.

4 Versuchsdurchführung

Die Belastungen werden mittels eines servohydraulischen Prüfzylinders der Fa. Schenck, Typ PL 1.0 P aufgebracht. Der Zylinder wird in der Mitte eines Doppelrahmenmodells montiert und verbindet die Enden der Rahmenschkel diagonal miteinander. Gelenklager bewirken eine momentenfreie Kraftübertragung.

Der Lastverlauf ist kraftgeregelt und sinusförmig bei einer Frequenz von ca. 0.5 Hz . Die Kraftregelung des Zylinders und die Registrierung der Lastwechsel erfolgt rechnergesteuert. Eine einstellbare Wegbegrenzung sorgt im Bedarfsfall für eine automatische Entlastung.

Aus verschiedenen Gründen, aber vor allem um den Vergleich mit den Ergebnissen aus [6] zu ermöglichen, liegt die Rahmenbeanspruchung im Zugschwellbereich. Zur Vermeidung von Lagerschäden beträgt die minimale Zylinderunterlast $F = 10 \text{ kN}$. Die Oberlast des Einstufenversuches beträgt $F = 360 \text{ kN}$, sodaß durchaus von reiner Schwellbeanspruchung ($R = 0$) gesprochen werden darf.

Im Fall der Untersuchungen bei betriebsähnlichen Lastfolgen schwanken die Zylindersollwerte zwischen $F = 40 \text{ kN}$ und $F = 910 \text{ kN}$.

Im Verlauf des Vorhabens wurden die Arbeiten an einem Computerprogramm zur Simulation von Randobelastungen abgeschlossen. Dies Programm [8] kann u. a. als Grundlage zur parallelen Aufzeichnung von Soll- und Istwerten der Zylinderkraft zu ausgewählten Zeitpunkten dienen. Dadurch läßt sich auch im Fall der randobelasteten Rahmen sicherstellen, daß Ungenauigkeiten in der Lastregelung der Versuchsanlage in vorgegebenen Grenzen liegen. Für die vorliegenden Untersuchungen ist der Fehler auf $< 4\%$ vom Spitzenwert begrenzt.

Um die Unterschiede in den Belastungen der Anrißstellen zu minimieren, ist der Hydraulikzylinder vor den Versuchen sorgfältig ausgerichtet worden. Die dazu nötige Last ist mit $F = 100 \text{ kN}$ so niedrig gewählt, daß auch in den Bereichen der Gurtknicke noch linearelastisches Materialverhalten vorliegt.

Nach sorgfältiger Ausrichtung des Hydraulikzylinders schlagen sich vor allem die Fertigungsungenauigkeiten in unterschiedlichen Meßwerten an vergleichbaren Positionen nieder.

Im Fall des Einstufenversuches ist das Modell nach dem Ausrichten so häufig mit der Oberlast von 360 kN statisch beaufschlagt worden, bis Kontrollmessungen mit den DMS keine weiteren Spannungsumlagerungen mehr anzeigten. Eine Beeinflussung der Versuchsergebnisse durch diese Methode kann ausgeschlossen werden.

Für die Versuche unter Randomlasten gilt das nicht, sodaß ein Vergleich der statischen Dehnungsmessungen an den beiden Modellen schwierig ist. We-

gen der starken Spannungsumlagerungen zu Beginn der Versuche kann ein Einfluß von wiederholten statischen Messungen im Bereich der Mittellast der Randomfolge auf die Lebensdauer nicht ausgeschlossen werden. Den angestrebten Vergleich über die Belastung zur Zylinderachse ($F = 100 \text{ kN}$) zu führen, ist wegen der geringen Differenzen zwischen Ober- und Unterlasten problematisch. Mit Hilfe von [8] können ausgewählte Belastungen für statische Messungen ausgefiltert werden, sodaß die gewünschten Messungen ohne nachteilige Beeinflussung des laufenden Experimentes durchführbar sind. Allerdings waren die Arbeiten an [8] zu Beginn der Randombelastungen noch nicht abgeschlossen.

Die zur Kontrolle des laufenden Versuches vorgenommenen Messungen stellen aus Sicht der Lastfolge zusätzliche Belastungshalbwellen dar. Die verwendete Oberlast ist dabei so niedrig gehalten, daß sie deutlich unter dem Mittelwert der Lastfolge liegt. Die erste Kontrollmessung wurde zu Beginn der zweiten Teilfolge ausgelöst. Ein Einfluß auf die Versuchsergebnisse kann damit ausgeschlossen werden.

Die anrißkritischen Stellen (Abb. 2) sind regelmäßig mit Hilfe einer Lupe und dem Farbeindringverfahren einer Oberflächenrißprüfung unterzogen worden.

Für die Einstufenbelastung gelten die registrierten Anrißspielzahlen für Anrißlängen von ca. $2 - 5 \text{ mm}$, was als Technischer Anriß gewertet werden kann.

Wegen der Durchmischung verschiedener großer Belastungen und der überwiegend kleinen Amplituden mit entsprechend geringen Rißöffnungen gestaltet sich die Anrißfeststellung am Rahmen unter Randombelastung erheblich komplizierter. Dementsprechend liegt die absolute Größe der Anfangsrisse weit über denen aus dem Einstufenverfahren. Die entdeckten Risse sind hier im Mittel 18 mm lang.

Auch die mittlere Abweichung ist mit $\pm 11 \text{ mm}$ nicht als gering einzuschätzen. Dennoch ist auf eine Umrechnung der Anrißlastspielzahlen auf eine einheitliche Länge verzichtet worden. Die erzeugten Ergebnisse bestätigen im Nachhinein diese Vorgehensweise als zulässig. Grundsätzlich wäre die Paris-Erdogan-Beziehung zur Umrechnung geeignet. Allerdings können die benötigten Spannungsintensitätsfaktoren der einzelnen Lastspiele erst seit der Fertigstellung von [8] bereitgestellt werden. Für künftige Vorhaben steht diese Option zur Verfügung.

Nach erfolgter Registrierung festgestellter Anrisse unterliegen diese ständiger weiterer Beobachtung. Sie werden eliminiert, bevor ihr Einfluß über die unmittelbare Umgebung der Schadensstelle hinauswachsen kann. In Einzelfällen lassen sich Anrisse durch Ausschleifen beseitigen. Meist ist jedoch eine längere Unterbrechung des Experimentes zur Durchführung von Reparaturschweißungen unumgänglich. Mit Hilfe von Dehnungsmessungen ist ab-

gesichert worden, daß die Reparaturen ausschließlich lokale Veränderungen am Modellverhalten zur Folge haben.

Zu späteren Zeitpunkten auftretende Risse an Reparaturstellen oder in deren Nähe finden in der Auswertung der Experimente selbstverständlich keine Berücksichtigung.

5 Beanspruchungsverteilung in der Rahmen-ecke

5.1 Dehnungsmessungen

Für die Dehnungsmessungen sind lineare Dehnungsmeßstreifen (DMS) der Fa. Hottinger eingesetzt worden. Im einzelnen handelt es sich um

- DMS 6/120LY11 mit 6 mm Meßlänge
- DMS-Ketten 4/120KY11 (4 mm Meßlänge)
- DMS-Rosetten 6/120RY11 (6 mm Meßlänge)
- DMS-Rosetten 3/120RY81 (3 mm Meßlänge)

Die Positionen der DMS sind wegen der angestrebten endgültigen Festlegung der Bauteilwöhlerlinie aus [6] in Übereinstimmung mit jener Arbeit festgelegt worden (Abb. 3 und 4).

Die im Knickbereich angeordneten DMS befinden sich in der Nähe der Beanspruchungsmaxima. Die Rosetten geben den Hauptspannungszustand auf der Stegoberfläche wieder. Die linearen Meßstreifen zeigen die Längsdehnungen auf den Knicksteifenrändern. Wegen ihrer mittigen Lagen erfassen diese den Membrananteil. Sie dienen auch der Symmetriepfung der Belastung. Durch die linearen DMS in den Knickkehlen der Gurte werden die maximalen Beanspruchungen dieser Bereiche direkt erfaßt.

In den Tabellen 1 und 2 sind die Mittelwerte, Standardabweichungen und Variationskoeffizienten (auf den Mittelwert bezogene Standardabweichung) der elastischen Dehnungen des unter Einstufenlast beanspruchten Rahmenmodells aufgeführt. Sie gelten für eine Oberlast von 360 kN nach dem Abklingen der beschriebenen Plastizierungen.

Der maximale Variationskoeffizient von 8.7 % findet sich an den Knicksteifenrändern. [6] stellt fest, daß sich aus der Fertigung resultierende Unsymmetrien hier am stärksten auswirken. Im Vergleich zu den von Gimperlein ermittelten Variationskoeffizienten von bis zu 25 % handelt es sich beim vorliegenden Doppelrahmen um eine qualitativ hochwertige Anfertigung.

[6] entwickelt für den Vergleich von Messung und Rechnung einen Vorschlag, mit dessen Hilfe sich der Einfluß der Fertigungstoleranzen aus den Meßergebnissen auskoppeln läßt. Er beruht auf der Beobachtung, daß hohe Beanspruchungen der Knicksteifenränder in einem Zusammenhang mit starken Unsymmetrien stehen. Abb. 5 zeigt eine Auftragung der gemittelten Dehnungen an den Knicksteifenkanten je eines Modells über dem zugehörigen

Variationskoeffizienten v . Der theoretische Zustand eines vollkommen symmetrischen Modells kann durch $v = 0$ beschrieben werden.

Abb. 5 gilt für eine Zylinderlast von $F = 100 \text{ kN}$ am Rahmen aus [6]. Die korrespondierende Belastung des Doppelrahmens beträgt $F = 200 \text{ kN}$.

Die Anwendung der Regressionsgerade ergibt für den Variationskoeffizienten des untersuchten Doppelrahmens eine auf $F = 360 \text{ kN}$ umgerechnete Dehnung von $\epsilon_{8.7\%} = 440 \mu\text{m}/\text{m}$. Dies Ergebnis liegt weit über dem tatsächlichen Versuchsergebnis von $\epsilon_{exp.} = 357 \mu\text{m}/\text{m}$. Selbst die Extrapolation auf $v = 0$ liegt mit $\epsilon_{0\%} = 418 \mu\text{m}/\text{m}$ noch deutlich darüber.

Der Doppelrahmen läßt sich also mit der beschriebenen Methode zur Eliminierung der Fertigungstoleranzen nicht erfassen. Der Grund liegt in der vergrößerten Stegdicke, die zu einer deutlichen Entlastung der Knicksteifen führt. Für den Vergleich von Messung und Rechnung werden deshalb in Abweichung der Auswertungsmethode aus [6] die in Tab. 1 und 2 aufgeführten Mittelwerte benutzt.

5.2 Rechenmodell

Die numerischen Untersuchungen sind nach der Methode der Finiten Elemente mit Hilfe des Programmsystems ADINA [9] durchgeführt worden.

Für die Simulation der Rahmenbeanspruchungen ist die Annahme eines Modells ohne jede Maßabweichung sinnvoll. Unter Ausnutzung der dadurch erzwungenen Symmetrieeigenschaften genügt die Erstellung eines Viertelmodells mit entsprechenden Randbedingungen.

Während in weiten Bereichen eine verhältnismäßig grobe Vernetzung genügt, muß der Gurtknickbereich im Hinblick auf die anzuwendenden Konzepte ganz erheblich feiner vernetzt werden. Die Abbildungen 6 und 7 zeigen das verwendete FE-Modell in verschiedenen Ansichten.

Die im FE-Modell verwendeten Elementtypen sind:

- Balken mit 3 Knoten und 6 Freiheitsgraden.
- Scheiben mit 8 Knoten und 2 in der Scheibenebene wirksamen translatorischen Freiheitsgraden.
- Platten mit 8 Knoten und 3 translatorischen sowie 2 rotatorischen Freiheitsgraden. Die Drehsteifigkeit um den Normalenvektor ist unterdrückt.

Zur Simulation des Steges werden Scheibenelemente eingesetzt. Ebenso sind der Druckgurt, die Krafteinleitung, die Beulsteife des Druckgurtes sowie die

außerhalb des Knickbereiches befindlichen Beulsteifen am Steg und der Zuggurt modelliert.

Die Bauteile des fein elementierten Knickbereiches werden mit Ausnahme des Steges mit Plattenelementen ausgestattet.

In diesem Bereich sind zur Verbesserung der berechneten Spannungsverteilung auch die Schweißnähte nachzubilden. Sie werden in Übereinstimmung mit [6] durch schräggestellte Plattenelemente mit der Dicke des a -Maßes idealisiert (Abb. 8). Die Plattenelemente innerhalb der Naht lassen sich durch Eingabe einer kleinen Dicke unwirksam machen. Die im FE-Modell eingesetzten Balkenelemente sorgen lediglich für eine örtliche Herstellung der Biegesteifigkeit des Druckgurtes. Sie verlaufen jeweils vom Fußpunkt einer Beulsteife des Steges zur Beulsteife des Druckgurtes. Im Hinblick auf die benötigte Rechenzeit könnte auch ein Zusammenschumpfen von Druckgurtfläche und deren Beulsteife zu einem Stab mit entsprechenden Querschnittswerten in der Berührungslinie von Steg und Druckgurt diskutiert werden.

Die Veränderung in der Stegdicke der Doppelrahmen ist erst beim Abschluß des Vorhabens festgestellt worden. Auf eine Anpassung der aufwendigen FE-Rechnungen kann verzichtet werden, da sich der Stegdickeneinfluß auf die Schwingfestigkeit mit Hilfe geeigneter Umrechnungen aus [10] sehr genau quantifizieren läßt.

5.3 Vergleich von Messung und Rechnung

Zur Überprüfung der globalen Idealisierung des Modellkörpers dienen nach den Plausibilitätskontrollen wie z. B. der in Abb. 9 dargestellten rechnerischen Rahmenverformung vor allem die Meßergebnisse der über den Steg verteilten DMS.

In Abb. 4 sind dazu die berechneten Längsspannungen den gemessenen gegenübergestellt.

Dabei zeigt sich, daß der Anteil der Biegebeanspruchung an der Gesamtbelastung im Experiment etwas größer ist als durch die berechnete Kurve ausgewiesen wird, was sich durch eine geringere Normalbelastung infolge vergrößerter Stegdicke leicht erklären läßt. Dadurch liegt die berechnete Neutrale Faser etwas mehr zum Untergurt hin als die gemessene.

Im Bereich nahe dem Zuggurt wird der Spannungsverlauf nichtlinear. Dieser Teil wird durch die Unstetigkeit der Rahmengeometrie merklich beeinflusst. Die berechnete Spannung bleibt hinter der gemessenen zurück. Die Berücksichtigung des Stegdickenproblems vergrößert die Diskrepanz noch etwas. Der hauptsächliche Grund ist jedoch in der FE-Modellierung des Knickbereiches zu suchen. Aus Abb. 10 ist erkennbar, daß durch weitere

Netzverfeinerung des Knickbereiches im Hinblick auf die Qualität der berechneten Spannungsverteilung keine relevante Verbesserung zu erwarten ist. Die Wiedergabe der tatsächlichen Steifigkeiten durch schräg gestellte Platten zur Nahtsimulation jedoch wirft Probleme auf, die nur durch Einsatz von dreidimensionalen Kontinuumelementen lösbar sind. Der Modellierungsaufwand vergrößert sich bei Einsatz dieser Elemente ganz beträchtlich. Die im folgenden darzustellenden Berechnungsergebnisse belegen, daß die vorhandene Netzqualität ausreichend ist, so daß auf eine verfeinerte Modellierung verzichtet werden kann.

In Tabelle 3 sind die Ergebnisse von FE-Rechnung und Messungen für den Gurtnickbereich einander gegenübergestellt. Auf Gurtmitte in der Knickkehle beträgt die berechnete einachsige Spannung $\sigma_{FE} = 164 N/mm^2$; gemessen sind $\sigma_{exp} = 190 N/mm^2$. Die in den vorigen Absätzen bezüglich des Steges geführte Diskussion gilt hier sinngemäß.

In Abb. 11 ist der Abgleich für die Knicksteifenkante durchgeführt. Die berechnete, einachsige Membranspannung von $\sigma_{FE} = 89 N/mm^2$ am Ort des DMS liegt wegen des Stegdickeneinflusses erwartungsgemäß deutlich über den gemessenen $\sigma_{exp} = 75 N/mm^2$.

Abb. 12 zeigt die berechnete Hauptspannungsverteilung in Knickbereich des Steges. Die um etwa 45° zur Naht ausgerichtete Hauptspannung verursacht eine hohe Schubbelastung der Schweißnaht. Die kleine Hauptspannung ist in der Umgebung der maximalen Beanspruchung vergleichsweise gering. Ebenso sind die Spannungsgradienten hier nicht sonderlich ausgeprägt. Erwartungsgemäß liegt der gemessene Wert der großen Hauptspannung mit $\sigma_{exp} = 144 N/mm^2$ etwas unter dem berechneten von $\sigma_{FE} = 152 N/mm^2$.

Aus Tabelle 3 geht hervor, daß die Knickkehlen im Experiment die größten örtlichen Beanspruchungen zu ertragen haben. Daraus zu folgern, daß sie die kürzesten Lebensdauern der drei konkurrierenden Kerbstellen aufweisen, widersprüche sowohl den Versuchs- wie auch den Berechnungsergebnissen. Die wesentliche Ursache des scheinbaren Widerspruches liegt in der Anordnung der DMS bezüglich der Beanspruchungsmaxima. Während die in den Gurtnickkehlen gemessene Beanspruchung tatsächlich das örtliche Maximum darstellt, ist dies an den Schweißkerben wegen der unvermeidlichen räumlichen Distanz der DMS von der Kerbe nicht der Fall. Außerdem ist in [6] gezeigt, daß an der Knickkehlenmeßstelle mit hohen Druckeigenspannungen in Gurtlängsrichtung zu rechnen ist, was zu einer größeren ertragbaren Lastspielzahl führen kann.

Insgesamt kann die Übereinstimmung zwischen Rechnung und Messung sowohl für das globale Rahmenverhalten als auch für den Gurtnickbereich als gut bezeichnet werden.

Dabei darf nicht übersehen werden, daß die statistisch ausgewerteten Messungen an einem Doppelrahmenmodell durchgeführt sind, so daß der Vergleich

den Charakter einer Stichprobenkontrolle hat. Eine gemeinsame Auswertung beider Doppelrahmen ist wegen Besonderheiten in der Meßwernerfassung am randobelasteten Bauteil und wegen der mangelhaften Aussagekraft einer auf nur zwei Stichproben basierenden Statistik problematisch.

Eine trotzdem durchgeführte Auswertung ergibt für den (maßgeblichen) Meßwert am Steg eine Erhöhung des Mittelwertes für die große Hauptdehnung um 1 % auf $692 \mu m/m$.

6 Schwingfestigkeit

In Abb. 2 sind die anrißkritischen Bereiche dargestellt.

Ein im Vergleich zu [6] auffälliges Verhalten zeigt der Anrißort 1 (Knicksteife am Nahtübergang zum Gurt). Im Einstufenversuch lagen bereits für alle kritischen Stegbereiche am Halsnahtrand die Anrißlastspielzahlen vor, ohne daß es zu erkennbaren Schädigungen an den Anrißorten 1 gekommen wäre. Um dennoch Anrißlastspielzahlen für die Steifenanschlüsse zu erhalten, wurde nach 10^6 Lastwechseln die Oberlast auf die Zylinderkraft von $F = 900 \text{ kN}$ erhöht. Mit Hilfe der Miner-Regel sollte eine Umrechnung dieses Horizontes auf den ursprünglichen erfolgen. Dieses Experiment endete bei $1.2 \cdot 10^6$ Lastzyklen wegen der in immer kürzeren Abständen notwendigen Steg Reparaturen. Bis auf eine Ausnahme konnten damit keine Knicksteifenschäden erzeugt werden.

Auch das Experiment mit betriebsähnlicher Lastfolge ergab keine verwertbaren Anrisse am Ort 1. Ursächlich für die vergleichsweise anrißunempfindlicheren Knicksteifen ist ausschließlich die bei den Doppelrahmen erhöhte Stegdicke.

Für den Anrißort 2 (Steg) läßt sich zeigen, daß der Vergleich mit den in [6] erzielten Ergebnissen durch die Stegdickenänderung nicht übermäßig beeinträchtigt wird. Darauf deutet zum einen die mit nur 5.5 % (bezogen auf die Messungen Gimperleins) geringe Differenz in den Stegbeanspruchungen hin. Insbesondere ist zu beachten, daß ein relevanter Einfluß der Stegdickenänderung auf den Kraftfluß im Knickbereich ausgeschlossen werden kann, weil die Orientierung der Kraftlinien weniger von den Querschnittsflächen, sondern vor allem von der Bauteilgeometrie bestimmt wird. Die Ausführung der Halsnähte in Bezug auf ihr a -Maß ist bei beiden Versuchsserien gleich. Da es sich bei diesen Schweißungen um Kehlnähte handelt, kommt der Stegdicke im Bereich der Anrisse keine dominante Rolle zu. Nach [10] sind für die Schwingfestigkeit der Doppelrahmen die numerisch berechneten Spannungen mit dem Faktor $(12/20)^{0.25} = 0.88$ zu korrigieren.

Nach dem Auftreten von Anrissen am Halsnahtrand des Steges (Anrißort 2) kam es fallweise zu Sekundärissen an der Gurtunterseite. Vereinzelt wurde auch der Gurt nach oben durchschlagen. Bezüglich der anzuwendenden Konzepte zur Lebensdauerprognose sind diese Risse bedeutungslos.

Für den Anrißort 2 (Steg) liegen insgesamt acht gleichwertige Kerben vor. Um Einflüsse des Rißwachstums einer angerissenen Halsnaht auf die Rißentstehung an der ihr gegenüberliegenden Naht auszuschließen, kann zur Auswertung nur der zuerst aufgetretene Riß herangezogen werden. Es können deshalb für jedes Doppelrahmenmodell maximal vier gültige Steganrisse erzeugt werden.

6.1 Einstufenlasten

Die Tabelle 4 gibt die verwertbaren Anrißlastspielzahlen für den Anrißort 2 (Steg) wieder. Um eine einwandfreie Einordnung in die Wöhlerlinie aus [6] zu gewährleisten, wird die gleiche Auswertesystematik angewendet. Das bedeutet, daß zunächst aus den gemessenen Rohdaten der DMS-Rosetten die Hauptdehnungen ϵ_1 bestimmt werden (Tab. 2) und über die Beziehung $\sigma = 0.5 \cdot \epsilon_1 \cdot E$ zur Amplitude der sogenannten Bezugsspannung verarbeitet werden. Die einzelnen Versuchspunkte sind sodann parallel zur mittleren Zeitfestigkeitsgeraden ($K = 3.75$) aus [7] auf einen gemeinsamen Horizont verschoben. Dieser ist zur Vermeidung großer Verschiebungen auf $\sigma = 65 \text{ N/mm}^2$ (Bezugsspannung) ungefähr in die Mitte der einzelnen Horizonte gelegt. Die Annahme normalverteilter Anrißlastspielzahlen eines Horizontes erlaubt eine Auswertung im Gauß'schen Wahrscheinlichkeitsnetz (Abb. 13). Die berechneten Lastspielzahlen geben die Überlebenswahrscheinlichkeit für 10 %, 50 % und 90 % an. Die Streuung $N_{10\%}/N_{90\%}$ verhält sich bei den aufbereiteten Steganrissen wie 1 : 2. Sie ist im Vergleich zum einheitlichen Wöhlerlinienstreuband nach [11] mit Streuungen in der Lebensdauer zwischen 1 : 3 und 1 : 4 als gering einzuschätzen. Dabei ist zu berücksichtigen, daß der Auswertung nach Gauß vier Versuchsergebnisse zugrunde gelegt werden können. [6] findet für den betrachteten Ort Streuungen von 1 : 7. Sie werden zum Teil darauf zurückgeführt, daß einige Anrißlastspielzahlen dem Bereich der Kurzzeitfestigkeit zuzuordnen sind. Eine wesentliche Ursache für den bemerkenswerten Unterschied in den Streuungen wird in der sehr verschiedenen Anzahl der zur Auswertung verfügbaren Modelle gesehen.

Die Abb. 14 zeigt die Einordnung der Versuchsergebnisse in die auf dem einheitlichen Wöhlerlinienstreuband nach [7] basierende Lebensdauerkurve aus [6].

Auffällig ist neben der geringen Streuung der aufbereiteten Doppelrahmen-ergebnisse auch die Lage des Streubandes. Sie untermauert neuere Ergebnisse der Schwingfestigkeitsforschung, wonach an komplexen Strukturen mit geringerer Neigung der Wöhlerlinie zu rechnen ist als bei vergleichbaren Experimenten an Kleinproben. Die aus den experimentellen Untersuchungen von [6] und der vorliegenden Arbeit abgeleitete Bauteilwöhlerlinie für 50 % Überlebenswahrscheinlichkeit weist eine Neigung von $K = 5.15$ auf, während die korrespondierende 50 %-Linie des einheitlichen Streubandes von [7] mit $K = 3.75$ angegeben wird.

Die Tendenz der Doppelrahmen zur im Vergleich mit den Rahmen aus [6] etwas niedrigeren Schwingfestigkeit reduziert den Unterschied zwischen der Bauteil- und der Kleinprobenlinie. Bei Anwendung der Dickenkorrektur nach [10] (s. Abschnitt 6) ergibt sich für die korrigierte Bauteilwöhlerlinie eine Neigung von $K = 4.17$. Eine Iteration zur Bestimmung der korrigierten Anrißlastspielzahlen des gemeinsamen Lasthorizontes (Tab. 4) ist wegen der

geringen Streuung in den Dehnungsmeßwerten von 1 : 1.15 und der Berechnung von K aus zwei weit voneinander liegenden Horizonten verzichtbar.

6.2 Randomlasten

Die Erzeugung einer betriebsähnlichen Belastung an einem Doppelrahmenmodell erfordert die Entwicklung eines Beanspruchungskollektives, welches die besonderen Bedingungen des Schiffsbetriebes einschließt. Theoretische Untersuchungen sowie Langzeitmessungen an Seeschiffen erlauben für seegangsinduzierte Schiffsbelastungen mit guter Näherung die Annahme von Geradlinienkollektiven mit geringer Schwankung der Mittelwerte.

Die Wahrscheinlichkeit des Auftretens der Maximalbelastung wird häufig mit 10^{-6} angegeben; der Crestfaktor (Quotient aus Spitzenwert und Standardabweichung) mit $C = 5.26$.

Diesen Belastungen können im Einzelfall spezielle Kollektive überlagert werden, die sich beispielsweise aus den Lade/Lösch- Lastwechseln eines Schiffes ergeben können. Superponierungen dieser Art sind im Doppelrahmenexperiment leicht möglich. Sie werden jedoch aus Gründen der Allgemeingültigkeit der Ergebnisse vermieden. Dies zu untersuchen wäre Aufgabe einer entsprechenden Parameterstudie.

Um die Laufzeit des Randomversuches an den zur Verfügung stehenden Zeitrahmen anzupassen, ist die beschriebene Geradlinienverteilung dahingehend modifiziert worden, daß Amplituden, die einen festgelegten Mindestwert unterschreiten, im Experiment nicht angefahren werden. Dadurch werden diejenigen Amplituden ausgeklammert, die zwar in erheblichem Maße Versuchszeit beanspruchen, aber nur geringfügig zur Schädigung beitragen. Nach einer Reihe von Vorversuchen zur Festlegung des Grenzwertes wird das in Abb. 15 und 16 angegebene Kollektiv auf das Doppelrahmenmodell angewendet. Die Maximalbeanspruchung tritt bei diesem Kollektiv statistisch alle 85 651 Lastwechsel auf. Zur Überführung des Kollektivs in eine Beanspruchungs-Zeit-Funktion wird das Matrix-Verfahren [12] [13] angewendet. Der Vorteil dieses Verfahrens liegt in der Erzeugung einer quasi-zufälligen Beanspruchung. Dadurch wird neben der Reproduzierbarkeit gewährleistet, daß innerhalb der endlichen Versuchszeit die statistischen Häufigkeiten auch tatsächlich vorkommen.

Die Last-Zeit-Funktion wird zunächst durch eine Folge von Spitzenwerten ersetzt. Durch den Einsatz einer bestimmten Pseudo-Zufallszahlenfolge wird die jeweils nächste Spitze in Abhängigkeit von der vorhergehenden berechnet. Die Parameter des Algorithmus zur Zufallszahlengenerierung werden so eingestellt, daß nach Berechnung des letzten Spitzenwertes eines Durchlaufes wieder der Startpunkt erreicht wird. Dadurch kann die Folge als Teilfolge

eines Betriebslastenversuches verstanden werden, die innerhalb eines Experimentes beliebig oft repetierbar ist. Abb. 15 zeigt einen Ausschnitt aus der berechneten Teilfolge, der während des Versuchsablaufes aufgezeichnet worden ist. Der geringe Vorschub in der Zeitachse täuscht eine annähernd lineare Zylinderkraftverstellung vor. Tatsächlich erfolgt die Kraftregelung wie im Einstufenversuch sinusförmig.

Im Anhang B sind die zur Erzeugung der betriebsähnlichen Beanspruchungs-Zeit-Funktion verwendeten Parameter angegeben. Die Teilmatrix über der Hauptdiagonalen kennzeichnet die im Experiment verwendete Matrix. Unter der Hauptdiagonalen ist diejenige gelistet, aus der die Versuchsmatrix entwickelt wurde. Sie wird unter der Bezeichnung *EC 9* von [13] empfohlen. Beide Matrizen sind symmetrisch.

Durch den Unregelmäßigkeitsfaktor (Quotient aus Anzahl der Mittelwertdurchgänge und Anzahl der Scheitelwerte) von $I = 0.99$ ist die eingangs geforderte geringe Schwankungsbreite der Mittelwerte sichergestellt.

Schließlich ist die Rechenvorschrift zur Bildung der Pseudo-Zufallszahlenfolgen mit den zugehörigen Randbedingungen wiedergegeben.

In Tabelle 5 sind die verwertbaren, experimentell bestimmten Anrißlastwechselzahlen aufgeführt. Die Berechnung der korrigierten Lastwechselzahlen erfolgt wie im Abschnitt 6.1 beschrieben. Zur Bestimmung der Bezugsspannung ist hier eine linearelastische Umrechnung von der Zylinderlast während der Messungen auf die größte vorkommende Prüfkraft sinnvoll.

Für die Neigung der Wöhlerlinie kann hier die Annahme von $K = 3.75$ durch den im Einstufenversuch gefundenen Wert der Bauteilwöhlerlinie von $K = 4.17$ ersetzt werden.

Von den maximal vier verwertbaren Anrissen muß derjenige am Ort IIa_r als offensichtlicher Ausreißer ausgenommen werden. Abb. 13 zeigt die Auftragung der Ergebnisse im Gauß'schen Wahrscheinlichkeitsnetz. Im Vergleich zum Resultat des Einstufenversuches fällt insbesondere die von 1 : 2 auf 1 : 4 erhöhte Streuung auf. Sie liegt jedoch noch unter der von [6] ermittelten (s. Abschnitt 6.1). Ein wesentlicher Grund für das Anwachsen der Streuung ist in der schwierigeren Rißerkennung zu suchen.

Um einen Vergleich mit den Ergebnissen des Einstufenversuches zu ermöglichen, ist dessen Wöhlerlinie mit Hilfe der Miner-Regel auf die verwendete Randombelastung umgerechnet worden.

Die Schadensakkumulation nach Miner geht davon aus, daß die Schädigung eines Lastspiels linear von der jeweiligen Amplitude abhängt. Demnach kommt es zum Anriß, wenn die Summe der Teilschädigungen den Wert eins ergibt.

$$\Sigma \left(\frac{n_i}{N_i} \right) = 1$$

n_i : tatsächliche Lastspielzahl auf dem Horizont i

N_i : mögliche Lastspielzahl auf dem Horizont i

Im Anhang C wird am Beispiel eines Lasthorizontes von $\sigma = 180 \text{ N/mm}^2$ (Bezugsspannung) die nach Miner berechnete Anrißlebensdauer bestimmt. Um dem schädigenden Verhalten kleiner Amplituden Rechnung zu tragen, wird die Einstufenwöhlerlinie über den Abnickpunkt hinaus mit unveränderter Steigung K fortgeführt (sog. elementare Miner-Rechnung). Abb. 16 zeigt die solchermaßen berechnete Wöhlerlinie im Vergleich zu den Versuchsergebnissen. Die Übereinstimmung ist beeindruckend gut.

In der Literatur wird von Anwendungen der Miner-Regel auf betriebsähnliche Lastfolgen berichtet, bei denen das erwünschte konservative Ergebnis nicht erzielbar ist (z. B. [14]). Dieser Sachverhalt wird durch die vorliegende Untersuchung nicht bestätigt. Das gute Resultat läßt sich zum Teil auf die Eliminierung eines bedeutenden Anteils der kleinen Lasten zurückführen. Sie schädigen nach derzeitigem Kenntnisstand der Betriebsfestigkeitsforschung stärker als durch die lineare Schadensakkumulation ausgewiesen wird. Außerdem kann der Kerbschärfe, die bei der vorliegenden Schweißkonstruktion sehr ausgeprägt ist, ein maßgeblicher Einfluß auf die Prognosegenauigkeit unterstellt werden.

7 Bewertung

7.1 Kerbspannungskonzept

Das von Radaj vorgeschlagene Kerbspannungskonzept [4] zielt darauf ab, die kennzeichnende Schwingfestigkeit von geschweißten Bauteilen zu bestimmen.

Die Kerbgeometrie an einer Schweißnaht ist rechnerisch zu simulieren. Für konservative Abschätzungen im Sinne eines Worst-Case-Konzeptes wird dafür angenommen, daß der vorhandene Kerbradius vernachlässigbar klein ist ($r = 0$). Basierend auf der Spannungsmittelwerttheorie von [15] berechnet Radaj die Stützwirkung im Kerbbereich und schlägt vor, diese einheitlich durch eine fiktive Vergrößerung des Kerbradius um $r_f = 1 \text{ mm}$ für Stahlbauteile zu berücksichtigen.

Die linearelastische Berechnung eines Schweißnahtmodells mit einem Übergangsradius von $r = r_f$ liefert die Kerbwirkungszahl β_K (international: K_F). Sie soll für Wechselfestigkeit gelten. Zur Anpassung an die für Schwellfestigkeit vorliegenden Verhältnisse schlägt Radaj eine Erhöhung der berechneten Kerbwirkungszahl um 0.1 vor.

Der kennzeichnende Wert der Schwellfestigkeit beträgt für den ungekerbten polierten Stab für 90 % Überlebenswahrscheinlichkeit und $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln $\sigma_{D90} = 270 \text{ N/mm}^2$.

In [16] wird für den Knicksteifenanschluß des Rahmens aus [6] das Radaj-Konzept angewendet. Die ertragbare Kerbspannung wird zu 232 N/mm^2 bestimmt und liegt damit 14 % unterhalb des Bezugswertes der Kerbwirkungszahl (270 N/mm^2). Die durchzuführenden Berechnungen sind nach der BE-Methode mit Hilfe des Programms [17] durchgeführt worden. Das verwendete Rechenmodell sowie die berechnete Verteilung der Tangentialspannungen sind in Abb. 17 dargestellt. Die aufzubringenden Lasten sind einer FE-Rechnung entnommen.

Die Extrapolation auf $2 \cdot 10^6$ Spannungsspiele ist ebenso wie für den Anrißort 2 (Steg) mit Hilfe des einheitlichen Streubandes nach [7] durchgeführt worden.

Bei Anwendung der mit $K = 4.17$ bestimmten Neigung der Bauteilwöhlerlinie auf das Knicksteifenproblem ergibt sich eine ertragbare Kerbspannung von $\sigma = 232 \cdot 32.1/28.4 = 262 \text{ N/mm}^2$ (Abb. 18). Die Abweichung vom Bezugswert der Kerbwirkungszahl reduziert sich damit auf 3 %. Das unter dem Aspekt üblicher Abweichungen in der Lebensdauerprognose hervorragende Ergebnis liegt zudem noch auf der sicheren Seite.

7.2 Strukturspannungskonzept

Im Rahmen eines von Bundesminister für Forschung und Technologie geförder-
ten Forschungsschwerpunktes ist zur Berechnung der Schwingfestigkeit ge-
schweißter Bauteile ein Strukturspannungskonzept [3] entwickelt worden, wel-
ches die besonderen Belange der Schiffskonstruktion berücksichtigt.

Allen bedeutenden Strukturspannungskonzepten liegt die Annahme zugrunde,
daß sich von der totalen Beanspruchung an einer Schweißnahtkerbe ein kon-
struktionsbedingter Anteil abspalten läßt, der die aus Geometrieänderungen
am Bauteil entstehenden Spannungserhöhungen erfaßt. Dieser Anteil wird
als Strukturspannung (im angelsächsischem Sprachraum als *Hot Spot Stress*)
bezeichnet. Die Differenz zur Gesamtbeanspruchung entsteht aus Kerbwir-
kungen, die unmittelbar der Schweißnaht zuzuordnen sind. Dazu zählen z.
B. fertigungsbedingte Abweichungen von einer idealisierten Nahtform oder
schweißbedingte Unterschiede in den Materialgefügen nahe der Naht und in
der Naht.

Der aus der Schweißung resultierende Einfluß auf die Kerbspannung kann in
Abhängigkeit vom Nahtanstiegswinkel der idealisierten Nahtform beschrie-
ben werden. Er wird als Nahtformzahl bezeichnet und beträgt

$$\alpha_N = 2 \cdot \left(\frac{\Theta}{30^\circ} \right)^{\frac{1}{21}}$$

α_N : Nahtformzahl

Θ : Nahtanstiegswinkel [deg] (s. Abb. 1)

Die Strukturspannung kann entweder aus der Nennspannung σ_N und der
Strukturformzahl α_s (z. B. Katalog in [5]) abgeschätzt werden oder sie wird
direkt berechnet. Ein geeignetes Werkzeug zur direkten Berechnung ist die
Finite-Element-Methode.

Die Kerbspannung beträgt somit

$$\sigma_K = \alpha_N \cdot \alpha_s \cdot \sigma_N = \alpha_N \cdot \sigma_s$$

Als Entwurfswert setzt [3] den aus [4] bekannten Wert von 270 N/mm^2 ein.
Er gilt für $2 \cdot 10^6$ Lastspiele und 90 %-ige Überlebenswahrscheinlichkeit.

Der auf dem geschilderten Strukturspannungskonzept basierende kennzeich-
nende Wert der Schwingfestigkeit berechnet sich damit zu

$$\Delta\sigma_{SD} = \frac{270}{\alpha_N} = 135 \cdot \left(\frac{30^\circ}{\Theta} \right)^{\frac{1}{21}} \quad (1)$$

7.2.1 Anrißort 1 (Knicksteife)

Die Strukturspannung kann aus den Ergebnissen der FE-Rechnung durch Extrapolation auf den Nahtrand gewonnen werden. Sie beträgt z. B. 138 N/mm^2 bei einer Bezugsspannung von 89 N/mm^2 (Abb. 11 und Tab. 3). Zur Bestimmung der kennzeichnenden Strukturspannung kann die experimentell ermittelte Bauteilwöhlerlinie mit $K = 4.17$ verwendet werden. Die kennzeichnende Amplitude der Bezugsspannung beträgt 32.1 N/mm^2 (Abb. 18).

Die kennzeichnende Strukturspannung beträgt also

$$\Delta\sigma_{SD} = 2 \cdot 32.1 \cdot \frac{138}{89} = 99.5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Alternativ kann die Schwingfestigkeit aus Gl. (1) abgeschätzt werden.

Der Nahtanstiegswinkel der idealisierten Naht beträgt 40° (Abb. 1). Der kennzeichnende Wert liegt mit $\Delta\sigma_{SD} = 117.7 \text{ N/mm}^2$ um 18 % über dem der FE-Rechnung.

[11] gibt den Nahtanstiegswinkel an Doppelkehlnähten mit 45° an. An den vorliegenden Versuchsmodellen sind aufgrund der werftüblichen Bauweise die K-Nähte als Steigenähte ausgeführt. Die beobachteten Nahtanstiegswinkel liegen zum Teil erheblich über den vorgenannten. Unter Annahme eines mittleren Nahtanstiegs von $55^\circ - 60^\circ$ liegt der für den nach Gl. (1) kalkulierte Wert der Schwingfestigkeit mit $97 - 101 \text{ N/mm}^2$ sehr nah an der experimentell abgesicherten Strukturspannung von 99.5 N/mm^2 .

7.2.2 Anrißort 2 (Steg)

Als Strukturspannung kann wegen der feinen Teilung des FE-Netzes und des geringen Spannungsgradienten im Steg nahe dem Anriß unmittelbar der in Tab. 3 angegebene berechnete Spannungshöchstwert verwendet werden. Die auf $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel umgerechnete Strukturspannung beträgt $\Delta\sigma_{SD} = 118.6 \text{ N/mm}^2$. Der nach Gl. (1) berechnete Wert beträgt bei Nahtanstiegswinkeln von 45° $\Delta\sigma_{SD} = 111.3 \text{ N/mm}^2$.

Die berechnete Schwingfestigkeit kann mit 6 % Abweichung vom experimentell abgesicherten Kennwert als gut bezeichnet werden. Die Anwendung des Konzepts führt überdies zu konservativem Ergebnis.

8 Zusammenfassung

Ziel des Vorhabens ist, relevante Konzepte zur Lebensdauerprognose schiffbautypischer Schweißkonstruktionen unter betriebsähnlichen Bedingungen experimentell zu überprüfen.

Anhand der experimentell abgesicherten Wöhlerlinie einer Rahmenecke werden zwei Konzepte zur Lebensdauervorhersage angewendet. Es handelt sich um das Kerbspannungskonzept nach Radaj [4] und um das in [3] speziell auf schiffbauliche Belange abgestimmte Hot-Spot-Konzept.

Als wesentliches Ergebnis kann festgehalten werden, daß beide Konzepte zur Bestimmung der Schwingfestigkeit der untersuchten Rahmenecke gut geeignet sind. Dabei zeigt die Berechnung nach Radaj mit nur 3 % Abweichung von der experimentell bestimmten Dauerfestigkeit eine geringfügig höhere Treffsicherheit als das Hot-Spot-Konzept. Allerdings ist hierfür erheblich mehr Rechenaufwand erforderlich als beim Konzept nach [3]. Für die praktische Anwendung an derart komplexen Bauteilen wie dem Untersuchungsgegenstand werden deshalb numerische Untersuchungen zunächst zu einer Abschätzung der Schwingfestigkeit mit Hilfe des Strukturspannungskonzeptes führen, die bei Bedarf durch die genauere Analyse nach Radaj untermauert werden kann.

9 Literatur

- [1] T. Moan et al.. Validation of the Fatigue Failure of the "Alexander L. Kielland". In winter annual meeting. ASME, Washington, 1981.
- [2] Y. Chen et al.. Validation of Fatigue Life Prediction using Containership Hatch-Corner Strain Measurements. SNAME Transactions, vol. 94, p. 255 - 282, 1986.
- [3] T. Massel und H. Petershagen. Systematische Sammlung und Auswertung von Schwingfestigkeitsdaten geschweißter schiffbautypischer Konstruktionen. Abschlußbericht zum BMFT-Vorhaben MTK 0441 8, Institut für Schiffbau, Dezember 1990.
- [4] D. Radaj. Notch Stress Proof for Fatigue Resistant Welded Structures. Document XIII - 1157-85, International Institute of Welding, 1985.
- [5] Germanischer Lloyd, Hamburg. Klassifikations- und Bauvorschriften, Ausgabe 1992.
- [6] D. Gimperlein. Tragverhalten abgeknickter Gurte in der Schiffskonstruktion. Bericht Nr. 518, Institut für Schiffbau, 1991.
- [7] E. Haibach. Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung. Bericht FB 77, Laboratorium für Betriebsfestigkeit, Darmstadt, 1968.
- [8] T. Derda und B. Bohlmann. Fortranprogramm zur Erzeugung einer Beanspruchungs-Zeit-Funktion aus einer Markovschen Übergangsmatrix. (unveröffentlicht).
- [9] ADINA R & D, Watertown, USA. ADINA - A Finite Element Program for Automatic Dynamic Incrementell Nonlinear Analysis, September 1990.
- [10] European Committee for Standardisation. Eurocode 3: Design of Steel Structures, February 1992.
- [11] R. Olivier und W. Ritter. Wöhlerlinienkatalog für Schweißverbindungen aus Baustählen. Bd. 56/I - 56/IV. Deutscher Verband für Schweißtechnik, 1980.
- [12] R. Fischer et al.. Synthese zufallsartiger Lastfolgen zur Anwendung bei Betriebsfestigkeitsversuchen. VDI Fortschrittsbericht Reihe 5, Nr. 40, 1979.
- [13] E. Haibach. Betriebsfestigkeit. VDI-Verlag, 1989.

- [14] H. Paetzold. Beurteilung der Betriebsfestigkeit von Längsspanndurchführungen auf der Grundlage der örtlichen Dehnung. Bericht Nr. 455, Institut für Schiffbau, 1985.
- [15] H. Neuber. Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration in Festigkeitsberechnungen. Konstruktion, Bd. 20, H. 7, S. 245–251, 1968.
- [16] H. Petershagen. Erfahrungen mit dem Kerbspannungskonzept nach Radaj. Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung, Oktober 1989.
- [17] Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen e.V. Betsy - Boundary Element Code for Thermoelastic Systems, 1982.

A Tabellen

Tabelle 1

Ausgewertete Meßergebnisse für $F_{Zyl} = 360 \text{ kN}$

DMS-Position	$\bar{\epsilon}$ [10^{-6}]	s [10^{-6}]	v [%]
Gurtmitte in der Knickkehle	906	32	3.5
Knicksteifenkante	357	31	8.7

Tabelle 2

Ausgewertete Messungen am Steg bei $F_{Zyl} = 360 \text{ kN}$

	große Hauptdehnung ϵ_1	kleine Hauptdehnung ϵ_2	ϵ_1 -Richtungswinkel β
$\bar{\epsilon}$	$683 \mu\text{m}/\text{m}$	$195 \mu\text{m}/\text{m}$	29.4°
s	$17 \mu\text{m}/\text{m}$	$12 \mu\text{m}/\text{m}$	0.8°
v	2.5 %	6.2 %	2.8 %

$\bar{\epsilon}$: Mittelwert der Dehnung s : Standardabweichung v : Variationskoeffizient
--

Tabelle 3

Spannungsvergleich an den Anrißorten für $F_{Zyl} = 360 \text{ kN}$

	Messung [N/mm ²]	Rechnung [N/mm ²]	Bemerkungen
Gurtmitte in der Knickkehle	190	164	einachsige Gesamtspannung
Steg am Halsnaht- rand	144 ¹⁾ 23 ¹⁾ 29.4°	152 ²⁾ 25 ²⁾ 25.8° 165	große Hauptspannung kleine Hauptspannung Richtungswinkel β Beanspruchungsmaximum
Knicksteife am Gurt- anschluß	75	89 138	einachsige Membranspannung auf den Nahtübergang extra- polierte Gesamtspannung

- 1) einachsige Spannung
2) zweiachsige Spannung

Tabelle 4

Einstufenversuch

Anrißposition	Anrißlastspielzahl	Meßwert große Hauptdehnung $\Delta\epsilon_1[10^{-6}]$	korrigierte Anrißlastspielzahl für gemeinsamen Lasthorizont $\frac{1}{2} \cdot E \cdot \Delta\epsilon_1 = 65 \text{ MPa}$
IA1	447 000	577	374 580
IB1	355 000	699	494 620
IIA1	633 000	630	670 830
IIB1	387 000	680	511 640

Auswertung im Gauß'schen Wahrscheinlichkeitsnetz ergibt für die Amplitude der Bezugsspannung von $\sigma = 65 \text{ MPa}$:

$$N_{10\%} = 708\,324$$

$$N_{50\%} = 502\,177$$

$$N_{90\%} = 356\,027$$

$$N_{10\%}/N_{90\%} = 1 : 1.99$$

Tabelle 5

Randomversuch

Anrißposition	Anrißlastspielzahl	Meßwert große Hauptdehnung für $\Delta F = 340 \text{ kN}$ $\Delta \epsilon_1 [10^{-6}]$	korrigierte Anrißlastspielzahl für gemeinsamen Lasth. $\Delta F = 870 \text{ kN}$ $\hat{=} \sigma_{ampl.} = 180 \text{ MPa}$
IAI	3 070 000	627	2 330 419
IBI	1 236 000	697	1 461 300
IIAr	1 053 000	297	35 318
IIBI	1 372 000	727	1 931 309

Anriß IIAr ist bezüglich der gemessenen Dehnung ein Ausreißer und wird aus der weiteren Auswertung ausgenommen. Die Auswertung im Gauß'schen Wahrscheinlichkeitsnetz ergibt für die Amplitude der Bezugsspannung von $\sigma = 180 \text{ MPa}$:

$$N_{10\%} = 3\,489\,622$$

$$N_{50\%} = 1\,733\,120$$

$$N_{90\%} = 860\,753$$

$$N_{10\%}/N_{90\%} = 1 : 4.05$$

Halbschwingspiele pro Block: 342608

Teilzeilen über der Hauptdiagonale:

Zeile	r	A	B	D	R_0
1	2	5	3	2	2
2	2	5	3	2	2
3	3	5	3	3	3
4	4	5	3	2	2
5	5	13	7	0	0
6	7	61	31	48	48
7	8	125	63	63	63
8	9	253	127	39	39
9	11	1021	511	898	901
10	12	2045	1023	1329	1329
11	13	4093	2047	1220	1220
12	15	16381	8191	15292	15293
13	16	32765	16383	25084	25108
14	17	65533	32767	50512	50512
15	15	16381	8191	11670	11670
16	5	13	7	6	6
17	0	0	0	0	0
18	0	0	0	0	0
19	0	0	0	0	0
20	0	0	0	0	0
21	0	0	0	0	0
22	2	5	3	3	3
23	2	5	3	3	3
24	0	0	0	0	0
25	0	0	0	0	0
26	0	0	0	0	0
27	0	0	0	0	0
28	0	0	0	0	0
29	0	0	0	0	0
30	0	0	0	0	0
31	0	0	0	0	0
32	0	0	0	0	0

Teilzeilen unter der Hauptdiagonale:

Zeile	r	A	B	D	R_0
1	0	0	0	0	0
2	0	0	0	0	0
3	0	0	0	0	0
4	0	0	0	0	0
5	0	0	0	0	0
6	0	0	0	0	-0
7	0	0	0	0	0
8	0	0	0	0	0
9	0	0	0	0	0
10	2	5	3	3	3
11	2	5	3	3	3
12	0	0	0	0	0
13	0	0	0	0	0
14	0	0	0	0	0
15	0	0	0	0	0
16	0	0	0	0	0
17	5	13	7	6	31
18	15	16381	8191	11670	11670
19	17	65533	32767	50512	131071
20	16	32765	16383	25084	65535
21	15	16381	8191	15292	32756
22	13	4093	2047	1220	8068
23	12	2045	1023	1329	3631
24	11	1021	511	898	1439
25	9	253	127	39	101
26	8	125	63	63	67
27	7	61	31	48	48
28	5	13	7	0	27
29	4	5	3	2	10
30	3	5	3	3	4
31	2	5	3	2	2
32	2	5	3	2	2

$$R_{n+1} = (A \cdot R_n + B) \pmod{M}$$

$$\left. \begin{array}{l} M = 2^r \\ r \\ A \\ B \\ D \end{array} \right\} \text{nach [12]}$$

R_0 nach Bedienungsanleitung der Versuchsanlage

C Berechnung der Anrißlebensdauer für die Randomversuche

Einstufenwöhlerlinie: $\sigma = 65 \text{ N/mm}^2$ (Amplitude der Bezugsspannung)
 $N = 502\,177$
 $K = 4.17$

elementare Miner-Rechnung für:

Kollektivumfang: 171 302
 Stufen: 16
 max. Amplitude: $\sigma_{max} = 180 \text{ N/mm}^2$

Stufe	σ/σ_{max}	$N_{Einstufen}$	$n_{mod.EC9}$	Schädigung
1	1.000	7182	2	2.78491E-4
2	0.938	9339	2	2.12780E-4
3	0.875	12532	5	3.98956E-4
4	0.813	17070	14	8.20111E-4
5	0.750	23834	32	1.34257E-3
6	0.688	34260	80	2.33506E-3
7	0.625	50980	193	3.78580E-3
8	0.563	79105	473	5.97934E-3
9	0.500	129275	1150	8.89577E-3
10	0.438	225601	2767	1.22650E-2
11	0.375	429051	6972	1.62498E-2
12	0.313	917687	17476	1.90435E-2
13	0.250	232707	40452	1.73832E-2
14	0.188	7723320	80560	1.04308E-2
15	0.125	4188940	21098	5.03659E-4
16	0.063	7540490	26	3.44805E-8
			171302	9.99250E-2

⇒ 1 714 310 ertragbare Lastspiele

D Abbildungen

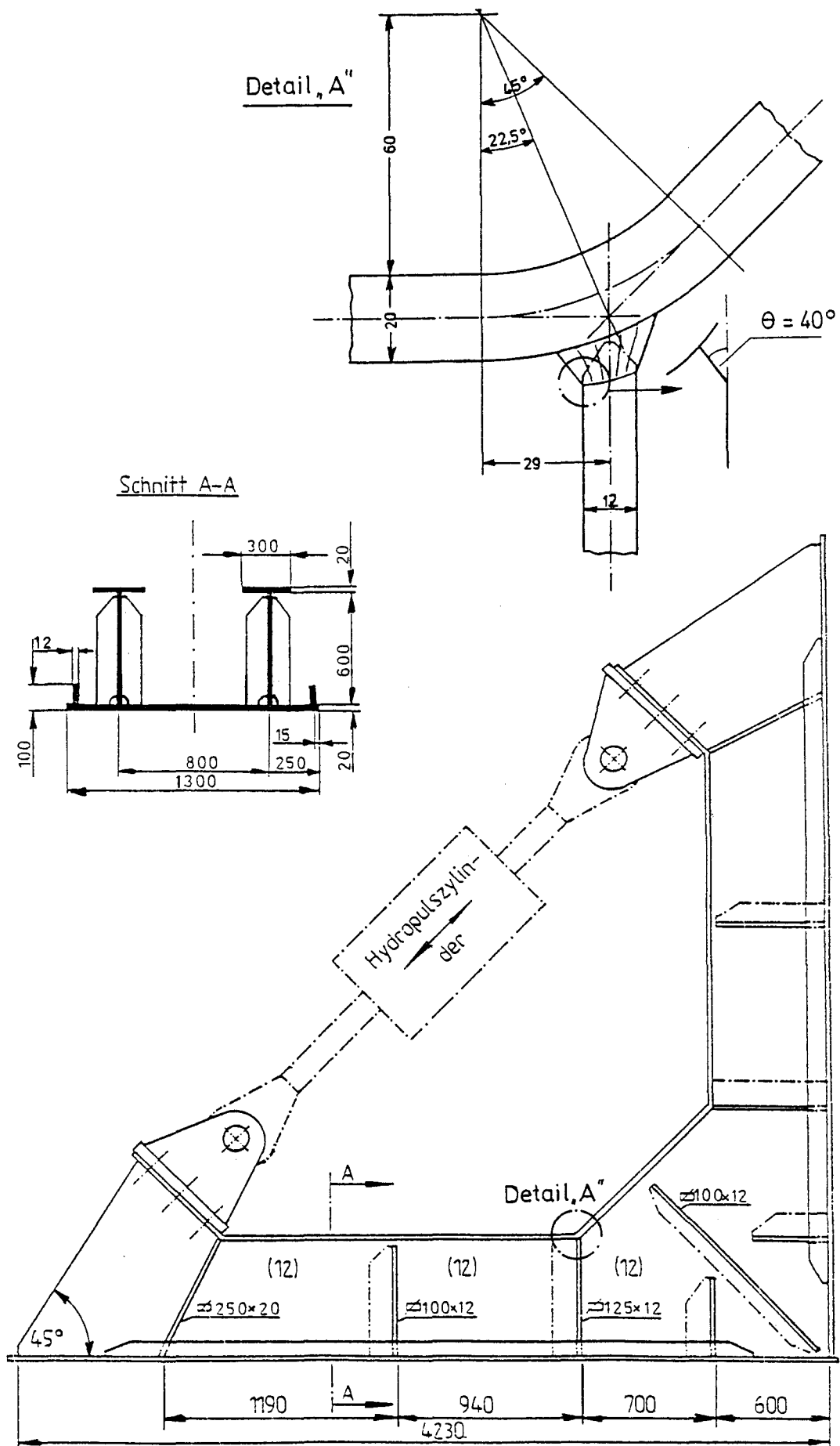
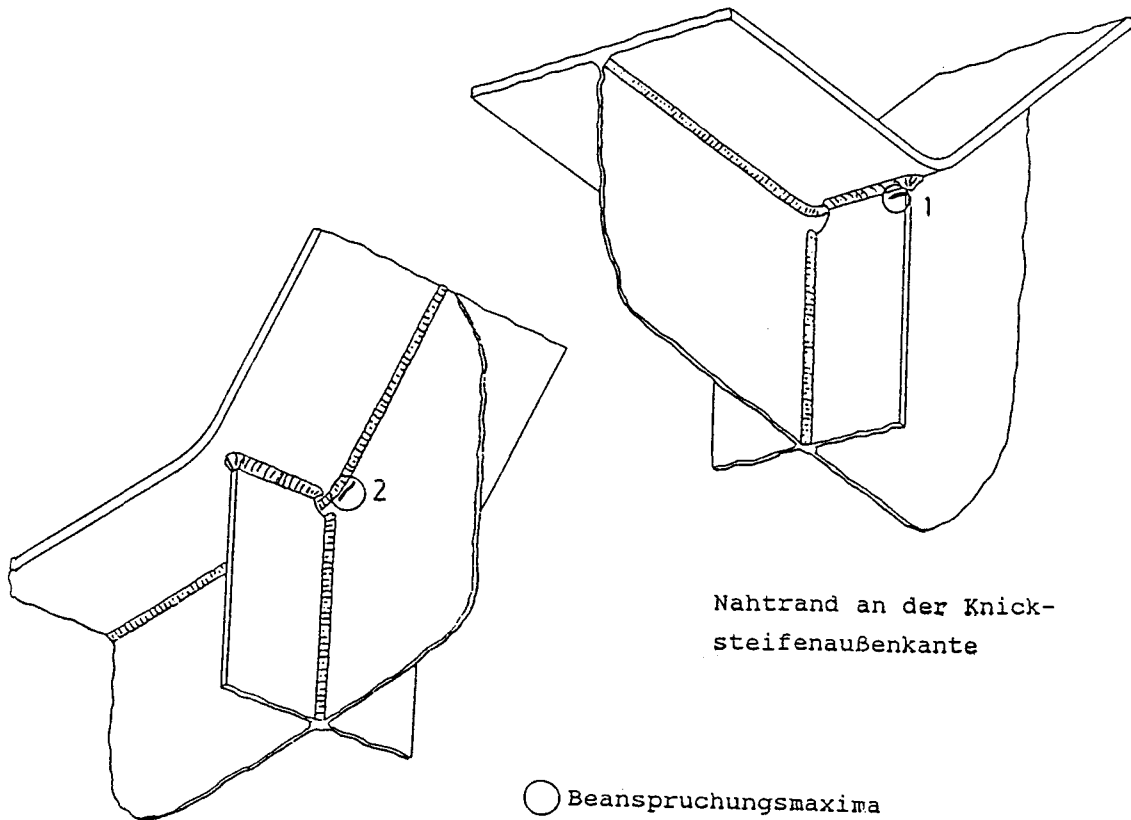


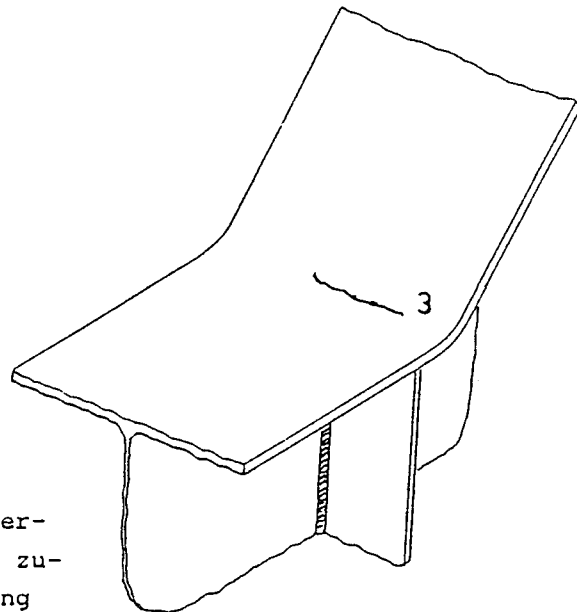
Abbildung 1: Versuchsmodell



Nahtrand an der Knick-
steifenaußenkante

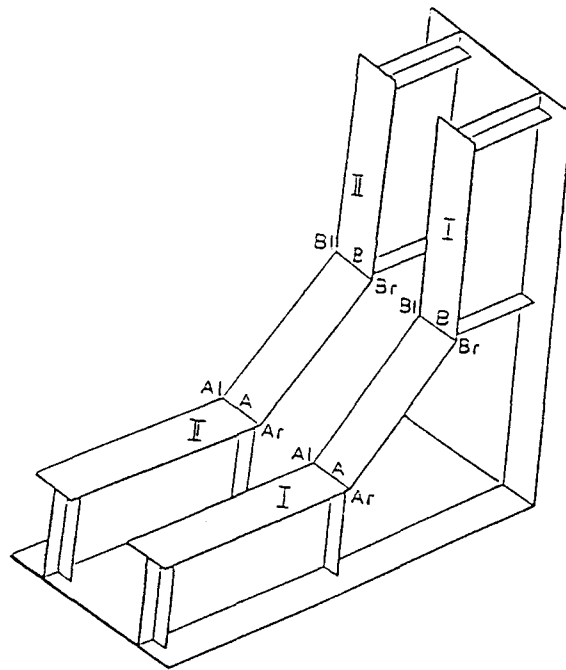
Halsnahtrand im Steg

○ Beanspruchungsmaxima



Wachstum von der Gurtunter-
seite ausgehend, infolge zu-
nehmender Materialermüdung

Abbildung 2: Anrißkritische Bereiche



Bezeichnungen der kritischen Positionen

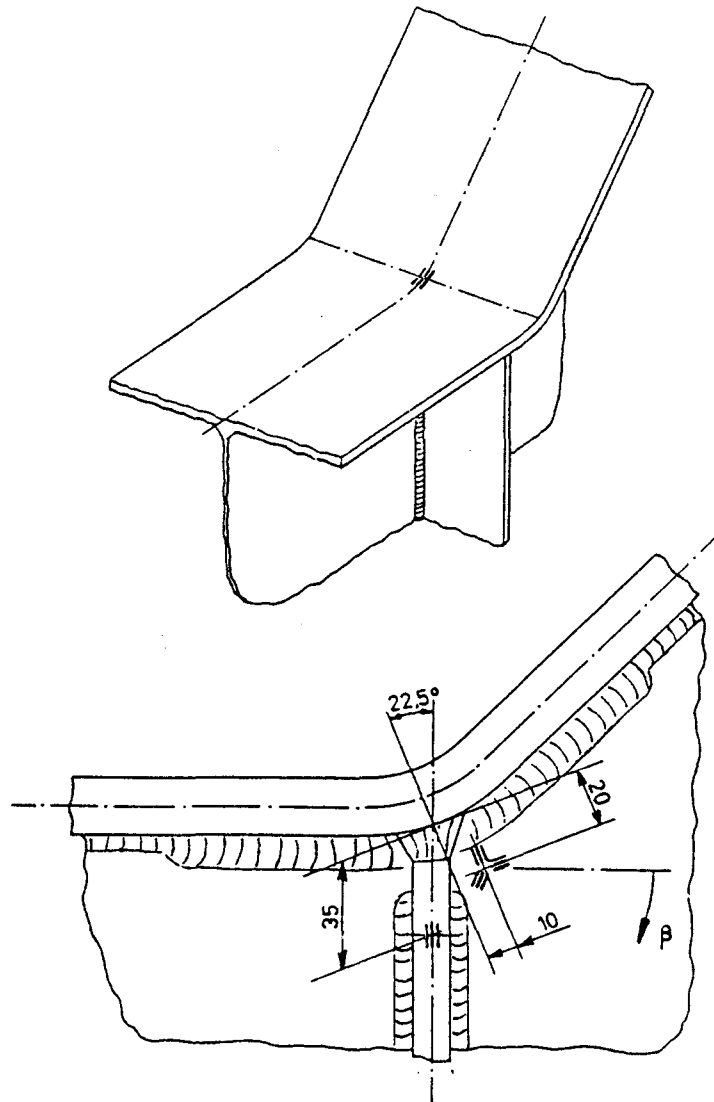


Abbildung 3: DMS-Positionen

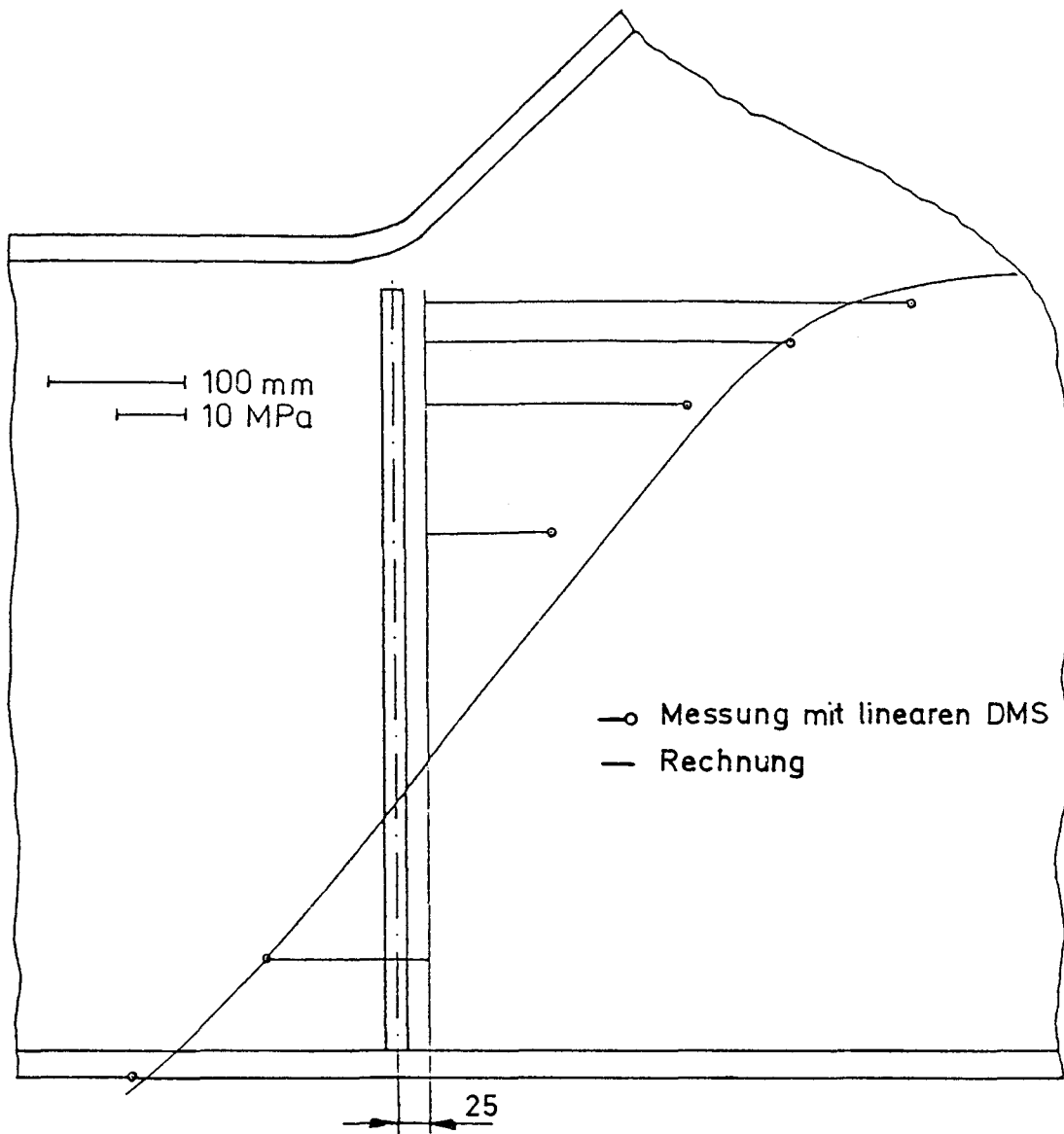
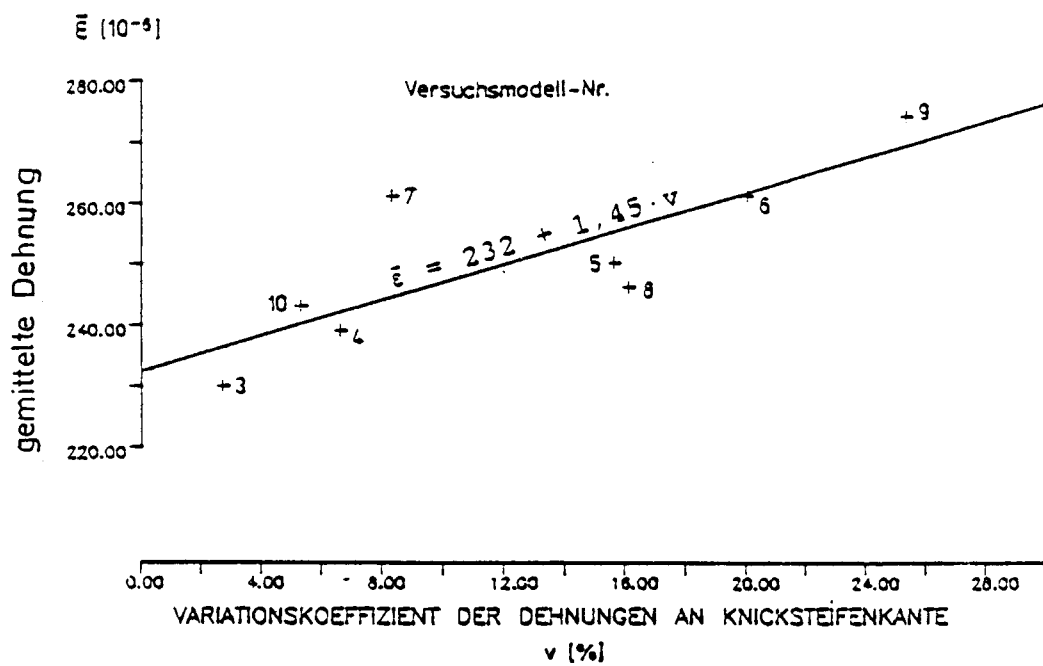


Abbildung 4: Spannungsverteilung über den Steg



Dehnung bei $F_{Zyl} = 100 \text{ kN}$ am Rahmen aus [6]
entsprechend $F_{Zyl} = 200 \text{ kN}$ am Doppelrahmen.

Abbildung 5: Mittlere Dehnungen an den Knicksteifenkanten nach [6]

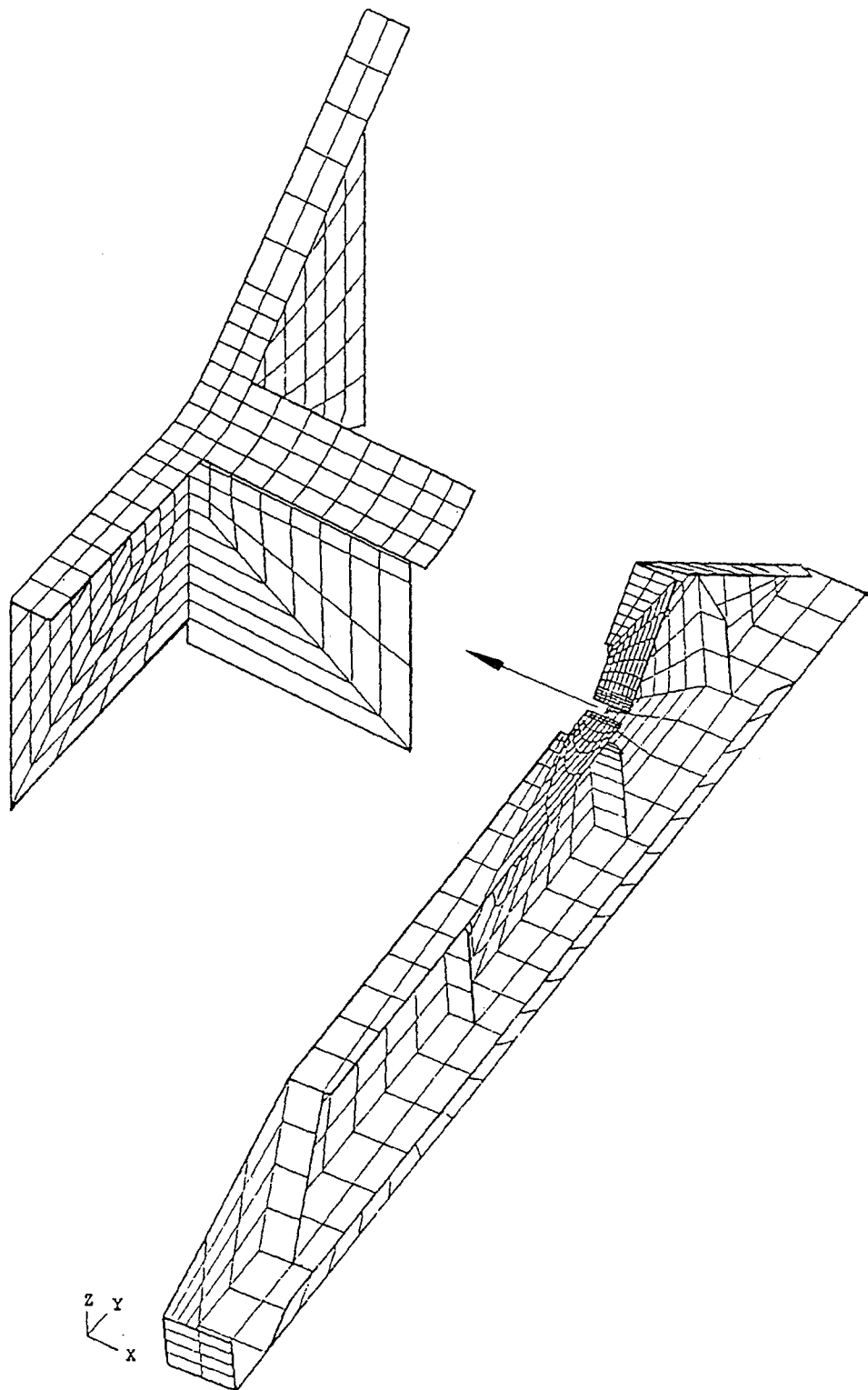


Abbildung 6: FE-Modell

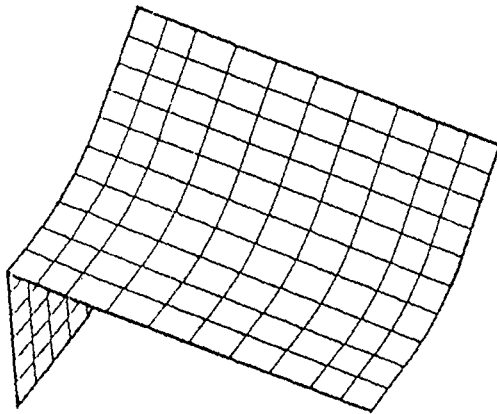
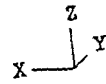
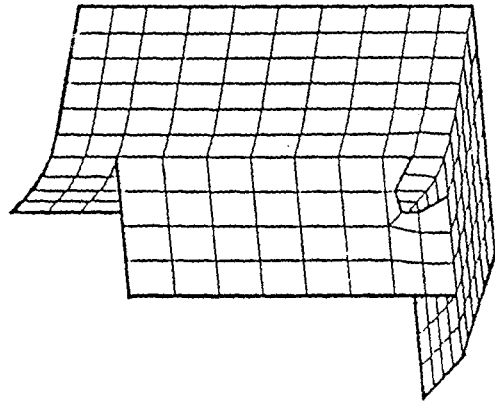
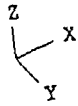
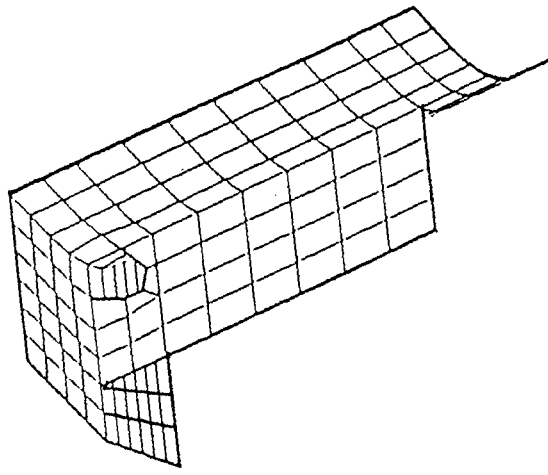


Abbildung 7: Lokales FE-Modell

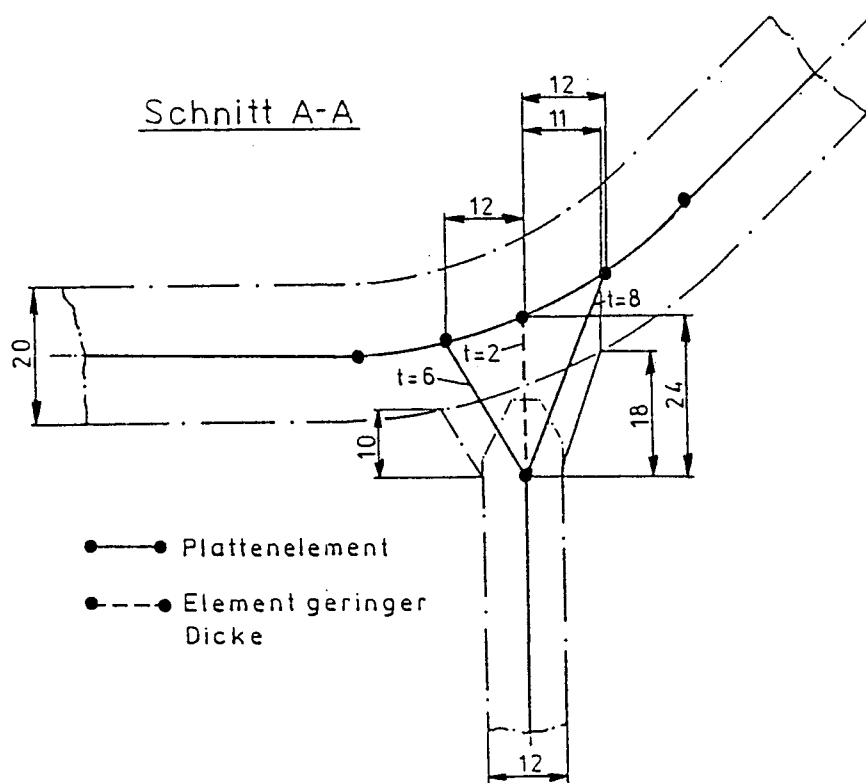
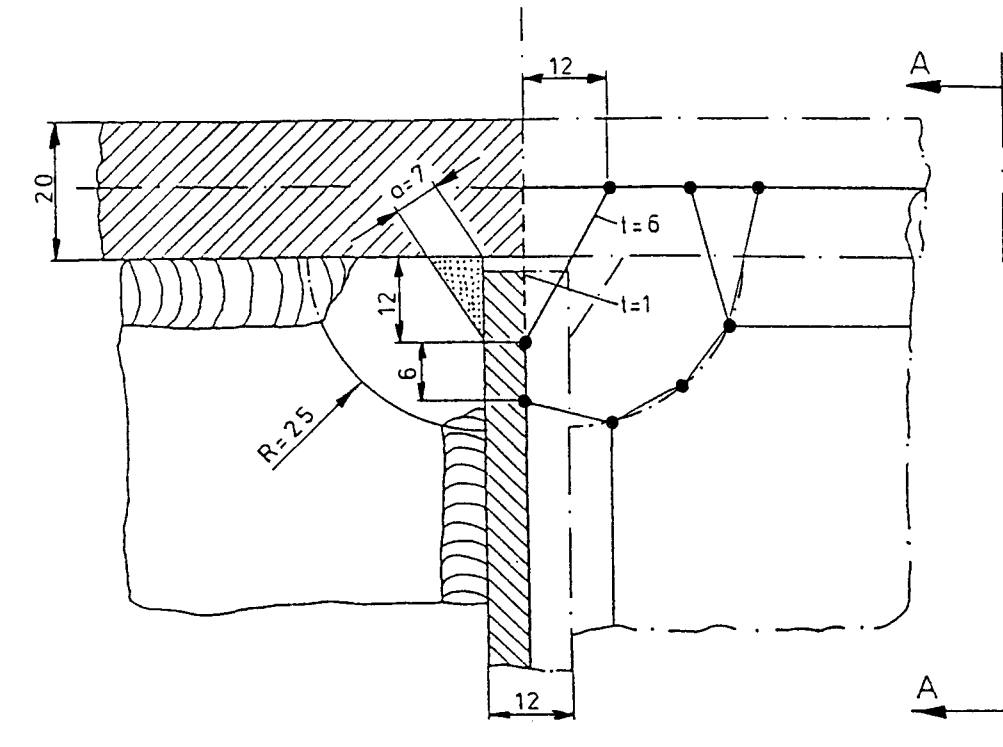
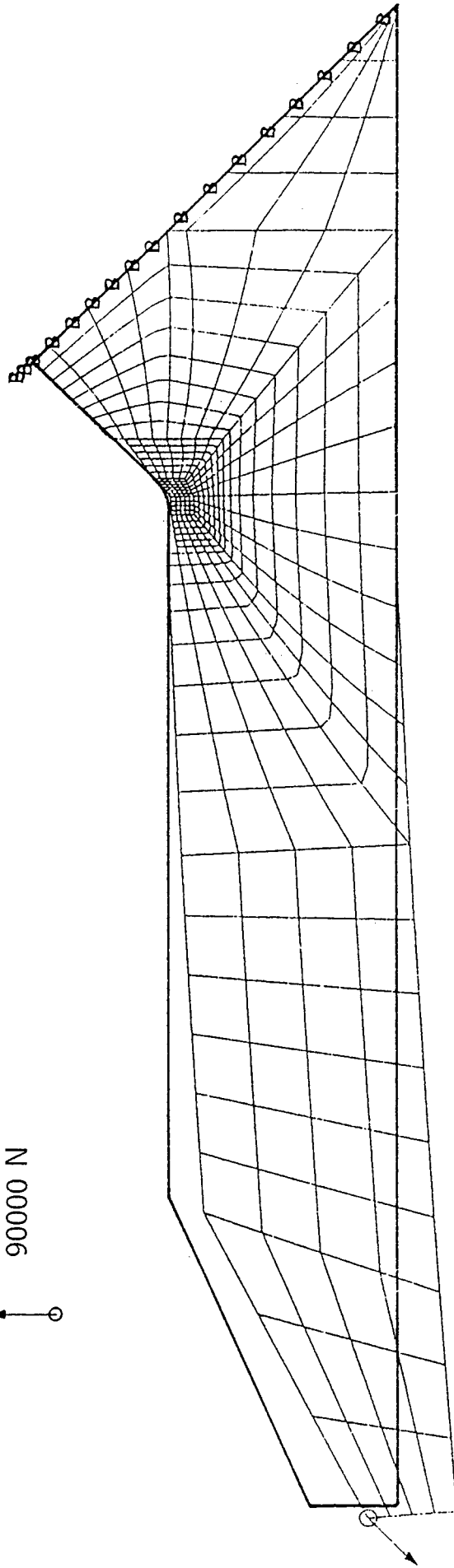


Abbildung 8: Schweißnahtidealisierung

Verformung
 3.904 mm
 90000 N



x	y	z	xx	yy	zz
B	1	1	1	1	1

Abbildung 9: Berechnete Stegverformungen

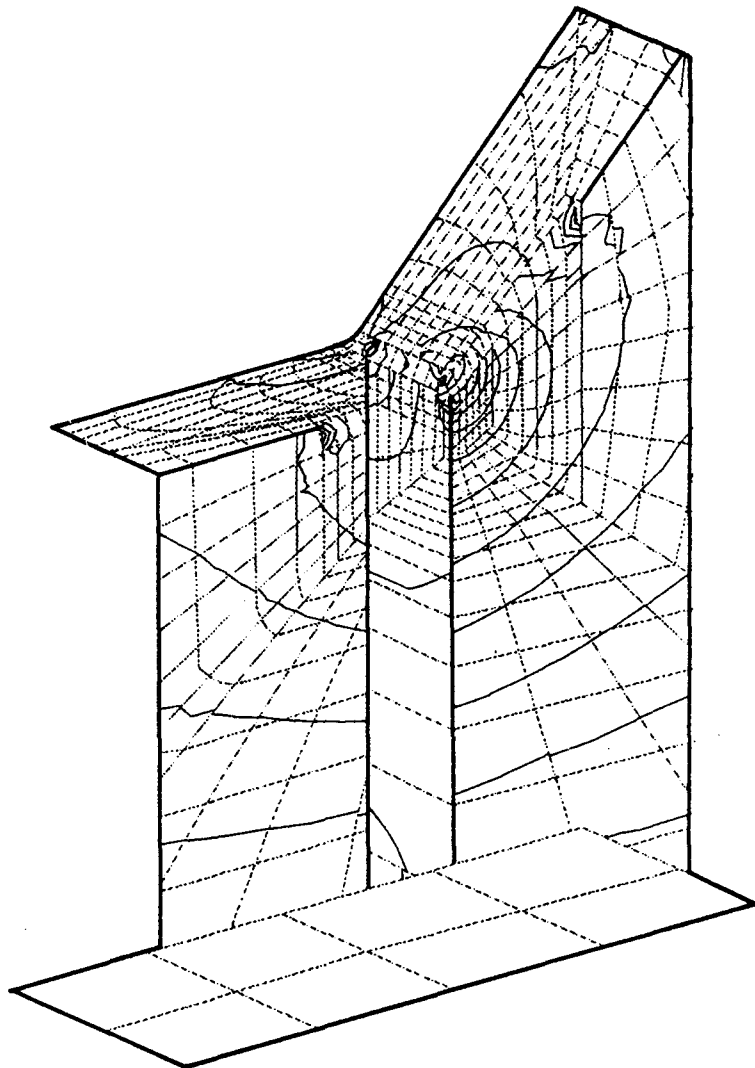
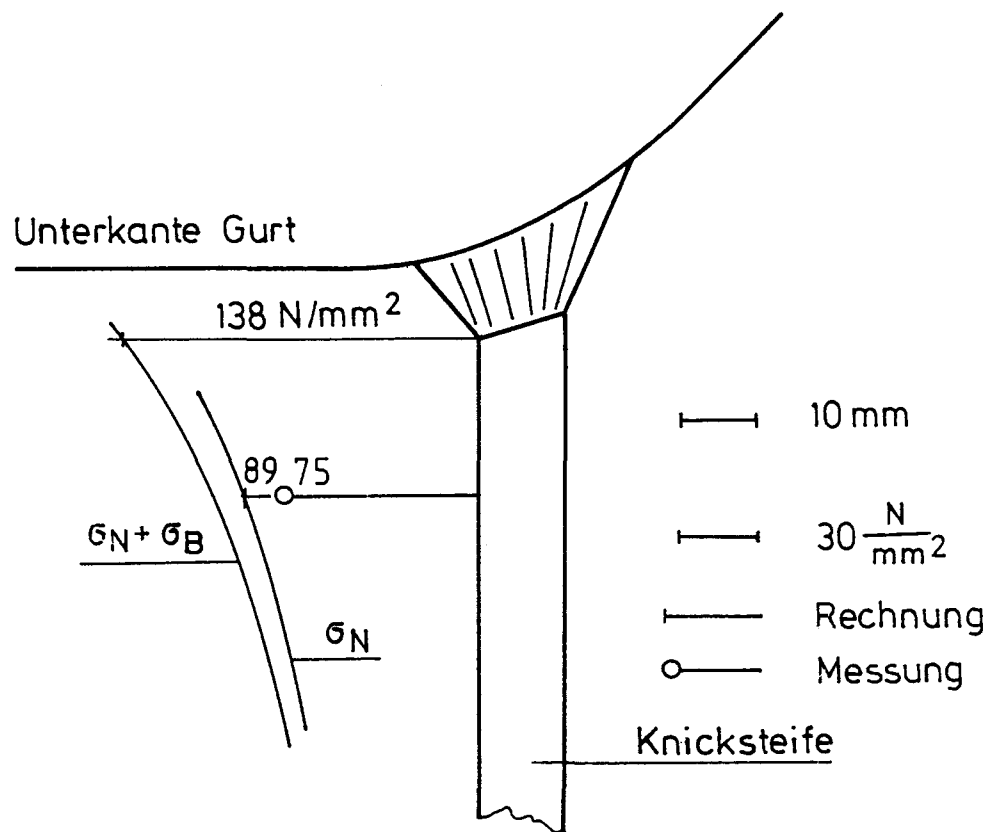


Abbildung 10: Isolinien der Invarianten ($\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}$)



σ_N = Membranspannung

σ_B = Biegespannung

Abbildung 11: Spannungsvergleich für die Knicksteifenkante

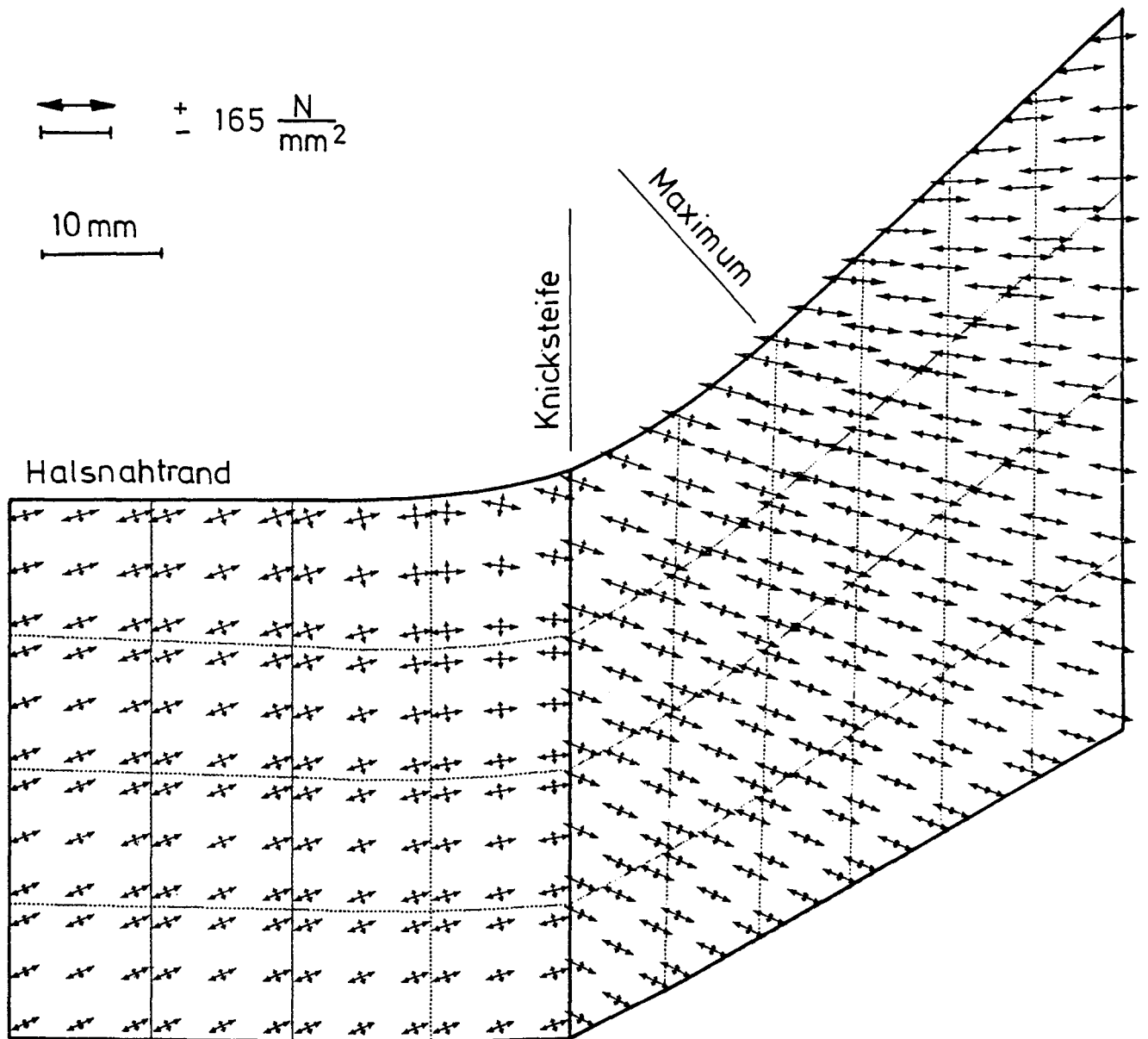
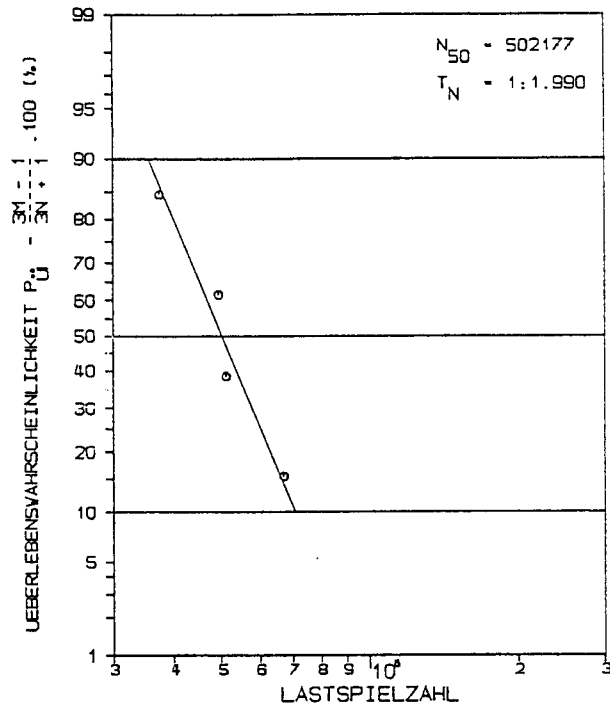


Abbildung 12: Berechnete Hauptmembranspannungen im Steg

Einstufenversuch



Randomversuch

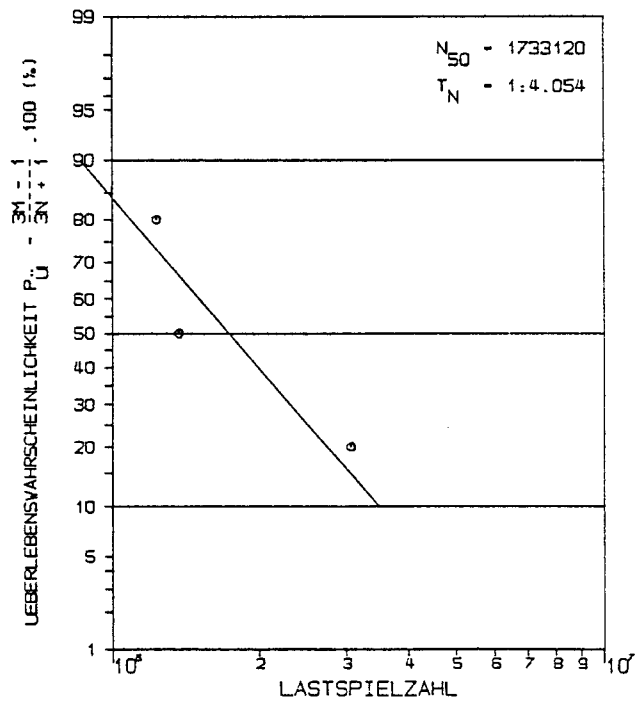


Abbildung 13: Versuchsergebnisse im Gauß'schen Wahrscheinlichkeitsnetz

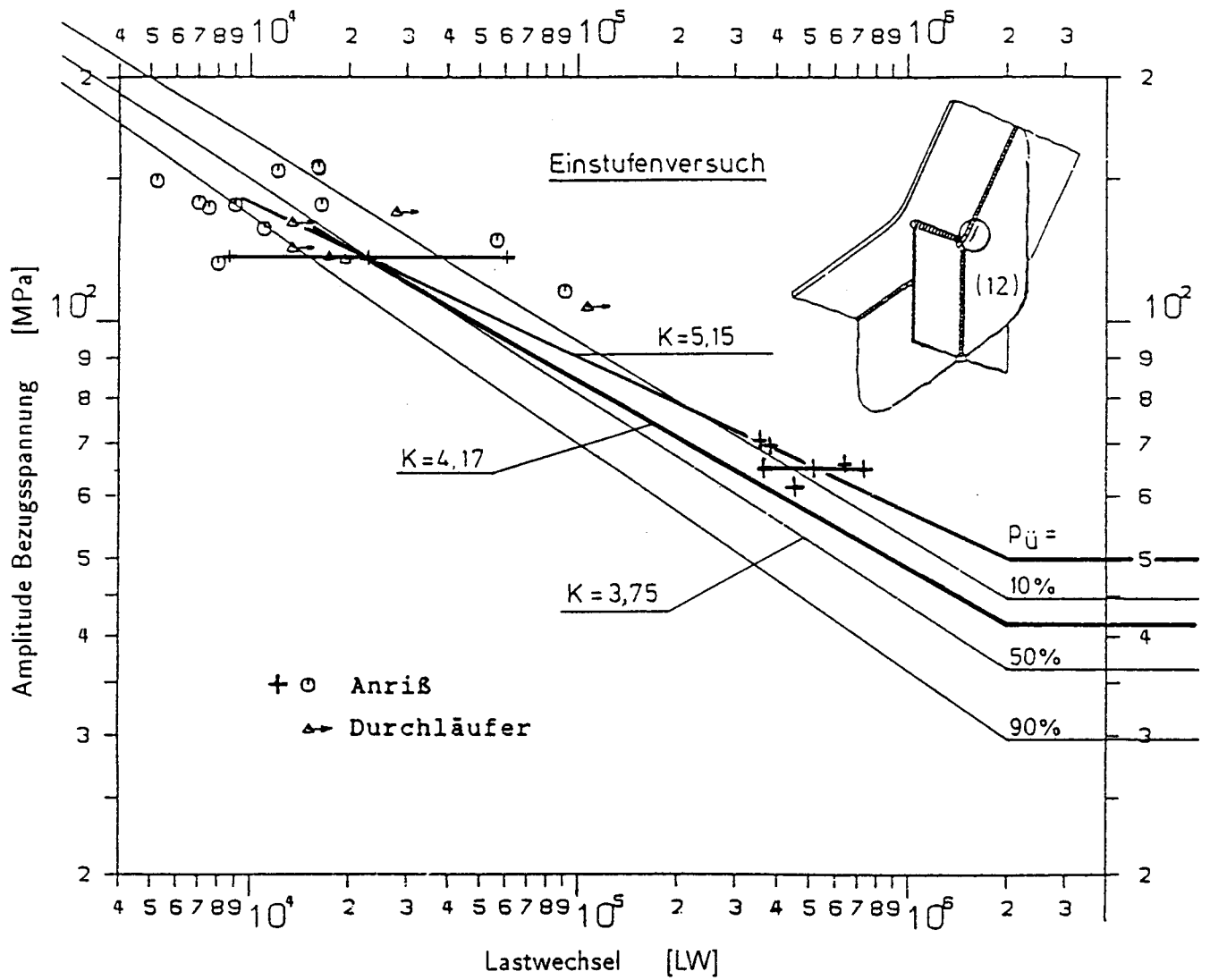


Abbildung 14: Bauteilwöhlerlinie für Anrißort 2 (Steg)

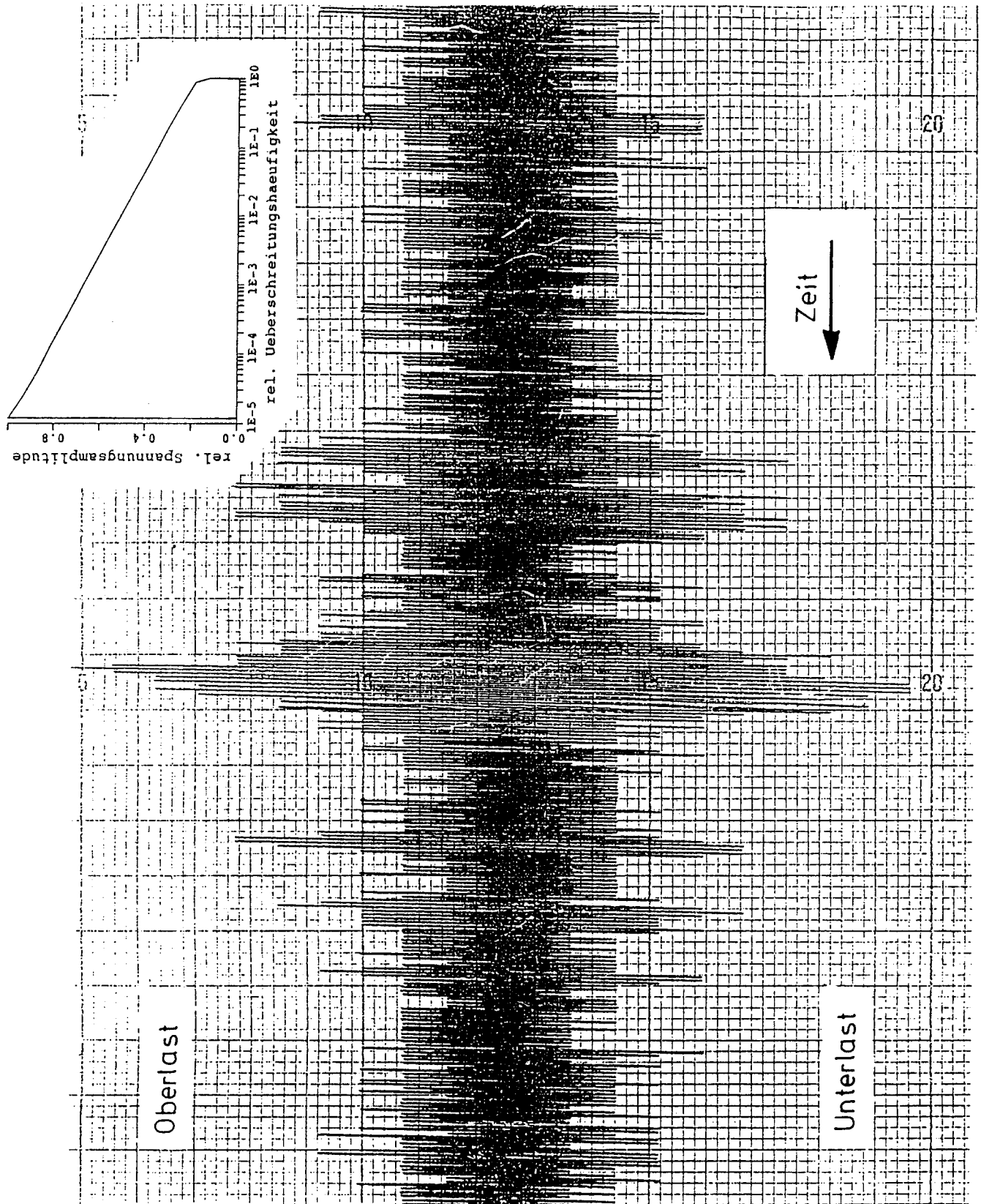


Abbildung 15: Kollektiv des Randomversuches und Ausschnitt aus der generierten Lastfolge

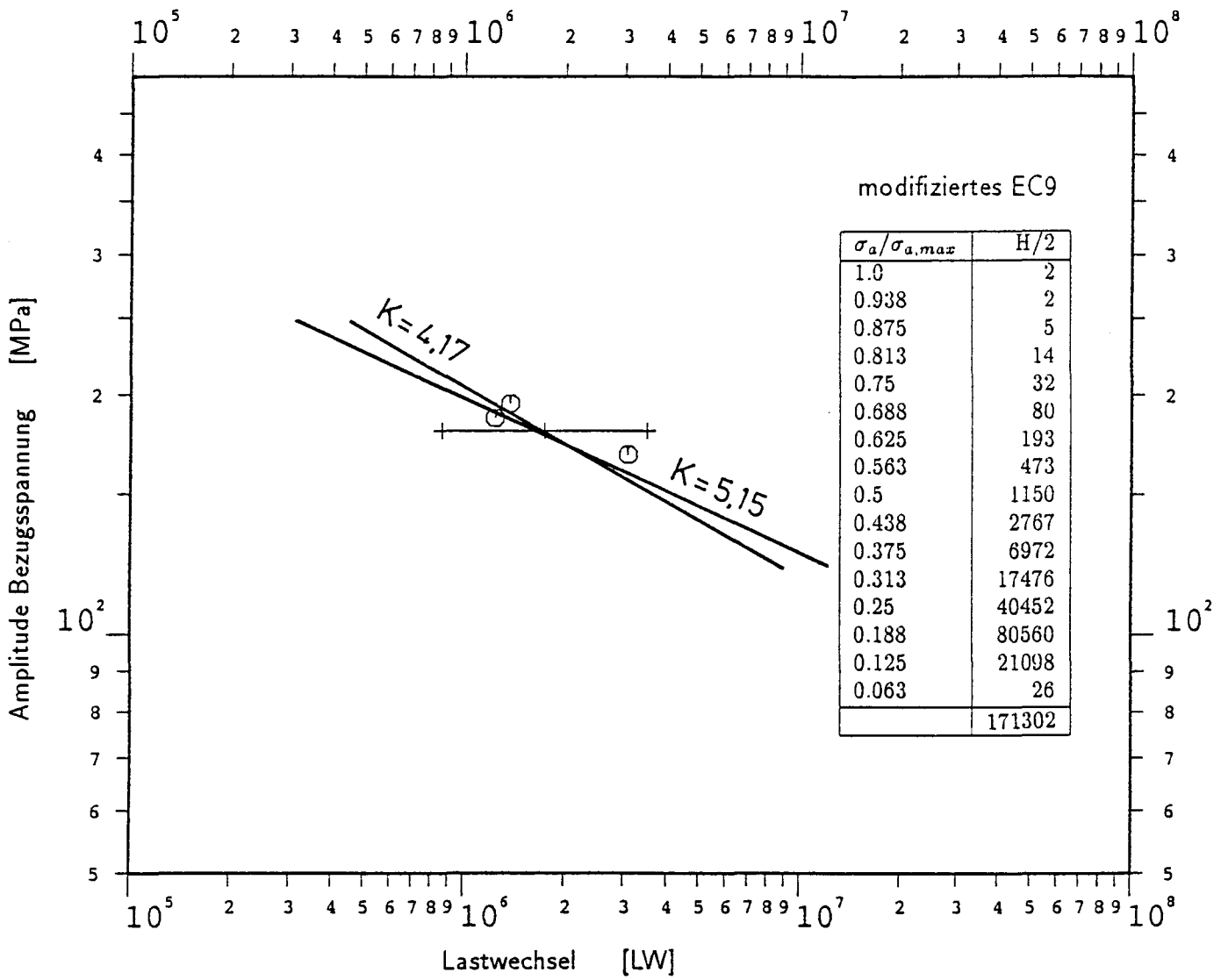


Abbildung 16: Bauteilwöhlerlinie des Randomversuches

+ Tangentialspannungen

100 N/mm²
┌───┐

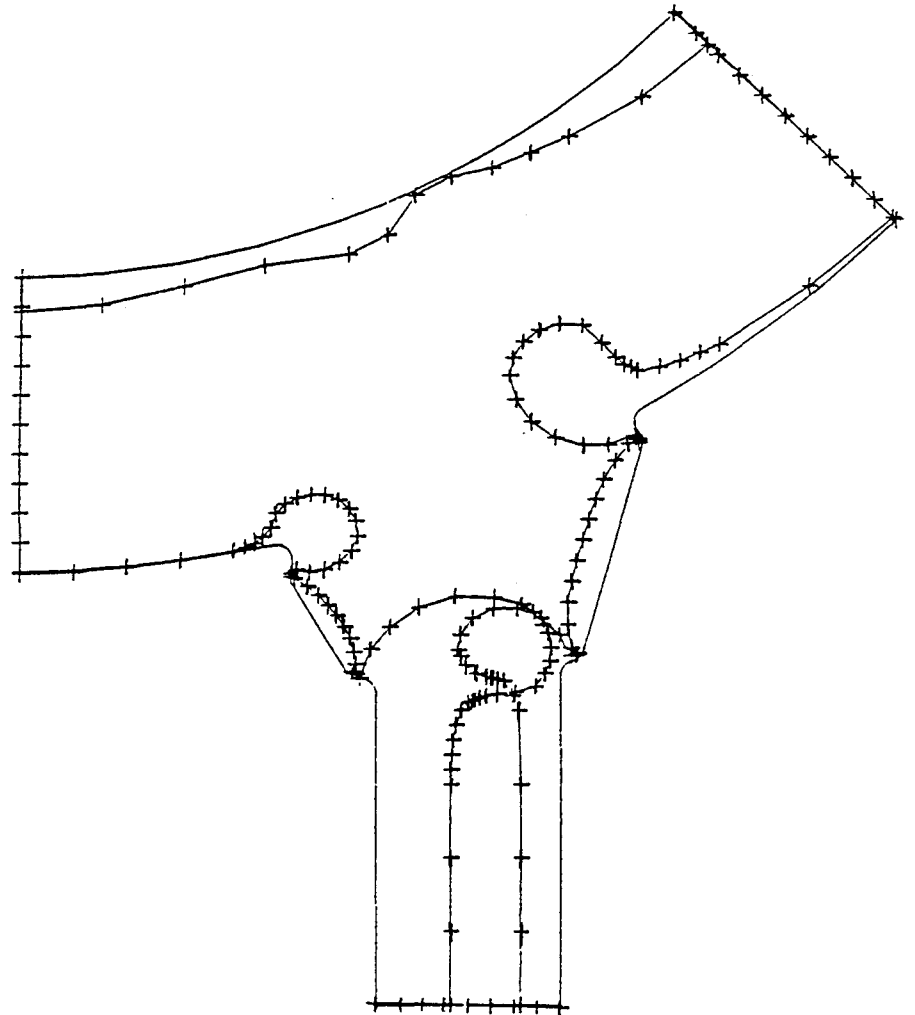
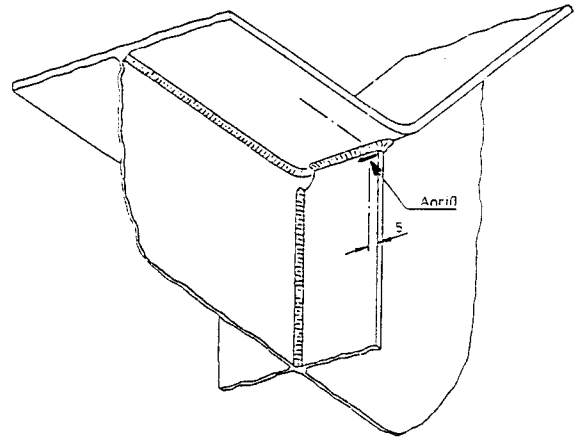


Abbildung 17: Lokales BE-Rechenmodell

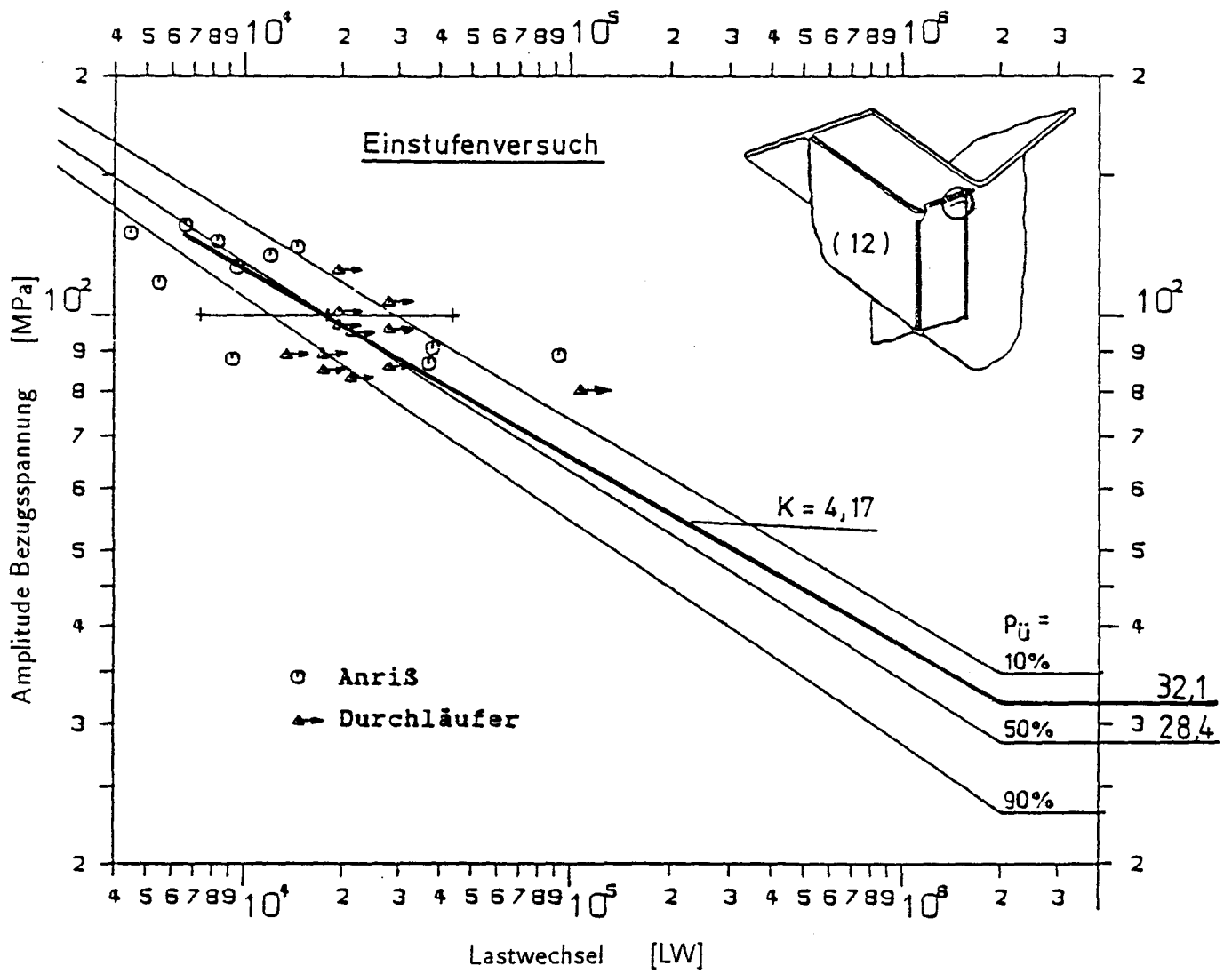


Abbildung 18: Bauteilwöhlerlinie für Anrißort 1 (Knicksteife)

