

514 | Februar 1991

SCHRIFTENREIHE SCHIFFBAU

Hubertus von Selle

Gestaltung und Festigkeit unter Wasser geschweißter Dopplungen

TUHH

Technische Universität Hamburg-Harburg

Gestaltung und Festigkeit unter Wasser geschweißter Dopplungen

Hubertus von Selle, Hamburg, Technische Universität Hamburg-Harburg, 1991

ISBN: 3-89220-514-0

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

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

INSTITUT FÜR SCHIFFBAU DER UNIVERSITÄT HAMBURG
Bericht Nr. 514

**Gestaltung und Festigkeit
unter Wasser geschweißter
Dopplungen**

von

Hubertus von Selle

Februar 1991

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit am
Institut für Schiffbau der Universität Hamburg (IfS).

Die Untersuchungen wurden im Rahmen der Hochschul-
zusammenarbeit zwischen dem IfS und dem GKSS-
Forschungszentrum Geesthacht GmbH durchgeführt.

Ich danke den Professoren

Prof. Dr.-Ing H. Petershagen

Prof. Dr.-Ing H.G. Schafstall

Prof. Dr.-Ing E. Lehmann

für die Unterstützung bei der Erstellung dieser Arbeit

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	2
2	Untersuchungen am Hydrophonhalter	4
2.1	Versuchsdurchführung und Versuchsergebnisse	5
2.2	Finite Element Berechnungen und Vergleich mit der Messung	7
3	Flickenschweißung	8
3.1	Durchführung der Reparatur	9
3.2	Schwingfestigkeitsversuch	10
3.3	Versuchsmodell für Dehnungsmessungen	13
3.4	Bewertung der Flickenschweißung nach DIN 15018 .	15
3.5	Lineare Schadensakkumulationsrechnung	16
4	Parameteruntersuchungen an der Flickenform	21
4.1	Parameter	22
4.2	Rechenmodell	23
4.3	Ergebnisse	24
5	Einfluß der Nahtform auf die Lebensdauer	28
5.1	Lebensdauerabschätzung nach Radaaj	29
5.2	Boundary Element Modell	30
5.3	Ergebnisse	32
6	Zusammenfassung und Folgerungen	37
7	Literatur	39

1 Einleitung

Offshore-Strukturen werden -wie Schiffe und einige Stahlstrukturen an Land- nicht nur statisch belastet, sondern auch wechselnden Betriebsbeanspruchungen ausgesetzt.

Bei schwimmenden bzw. bei im Wasser festgegründeten Strukturen sind hierzu in erster Linie Seegangslasten, aber auch Be- und Entladevorgänge zu nennen.

Die Betriebfestigkeit solcher Bauwerke ist von großer Bedeutung, die sich auch in den Empfehlungen und Richtlinien zum Bau von Strukturen an Land (z.B. /1/ und /2/), zum Bau von Schiffen (z.B. /3/), und zum Bau von meeres-technischen Einrichtungen (z.B. /4,5,6/)) widerspiegelt.

Während des Betriebs von Offshore-Bauwerken können durch die Betriebsbeanspruchung Schwingrisse in der tragenden Rohrkonstruktion entstehen. Werden sie rechtzeitig erkannt, so können sie im Rahmen der Reparatur des Bauwerks mit Hilfe aufgeschweißter Flicker (Dopplungen) entschärft werden. Insbesondere für feststehende Plattformen, die nicht gedockt werden können, aber auch für Pipelines, ist dies eine geeignete Reparaturmaßnahme, da sie auch unter schwierigen Bedingungen durchgeführt werden kann.

Zu welchen katastrophalen Folgen das Nichterkennen von Schwingrissen führen kann, zeigt der Unfall der Wohnplattform Alexander L. Kielland am 27. März 1980 im Ekofisk Feld:

Nach dem Untersuchungsbericht /7/ und /8/ wurde der Unfall durch einen Schwingbruch der Verstrebung D-6 (Bild 1) ausgelöst. Ausgangspunkt war hier ein fehlerhaft eingeschweißter Hydrophonhalter. In kurzen Abständen ver-

sagten weitere Verstrebungen, was letztlich zum Verlust eines Beines des fünfbeinigen Halbtauchers führte. Der Unfall forderte 123 Todesopfer.

Ausgehend von diesem Schadensfall soll die Frage untersucht werden, ob bei rechtzeitigem Entdecken des für das Versagen ursächlichen Risses und seiner Reparatur mit den derzeit verfügbaren technologischen Mitteln das Versagen der Konstruktion in der restlichen Betriebszeit hätte vermieden werden können.

Als erster Schritt wurde hierzu der Schadensverlauf experimentell nachvollzogen. In einem zweiten Schritt wurde der geschädigte Bereich herausgetrennt und durch eine unter Wasser durchgeführte Flickenschweißung (Dopplung) ersetzt. Das reparierte Modell wurde anschließend erneut einer Schwingfestigkeitsprüfung unterzogen.

Versuchsbegleitend wurden Dehnungsmessungen und Spannungsberechnungen durchgeführt.

In einer Parameterstudie ist der Einfluß verschiedener Dopplungsformen auf das Spannungsniveau in den anrißkritischen Bereichen untersucht worden.

Abschließend wurde der Frage nach einer in Bezug auf die Lebensdauer günstig gestalteten Schweißnaht nachgegangen.

In der Literatur wird das Thema der Dopplung häufig behandelt. Der Schwerpunkt liegt jedoch bei Dopplungen, die einseitig auf intakte Strukturen zum Zweck der Steifigkeitserhöhung aufgesetzt werden. Hierbei gilt den umschweißten Enden besondere Beachtung. Darüber gibt es z.B. Arbeiten von Paetzold /9/, Gurney und Maddox /10/

und Vorschriften des Germanischen Lloyd /3/, der Deutschen Bundesbahn /11/ sowie die Norm DIN 4100 /12/.

Anwendungsgebiete sind im Schiffbau z.B. Hilfsmaschinenfundamente und auf Deck und Boden aufgesetzte Dopplungen zur Erhöhung des Hauptspantwiderstandsmoments bei Schiffsverlängerungen. Im Brückenbau sind Dopplungen ebenfalls häufig zu finden.

Beidseitig aufgesetzte Dopplungen werden von Rada j in /13/ theoretisch behandelt. Versuchsergebnisse von Kleinproben sind von Olivier und Ritter in /14/ (Teil 3) zusammengefaßt. Weitergehende Untersuchungen werden z.Zt. in einem DFG-Forschungsvorhaben behandelt.

Unter Wasser durchgeführte Reparaturen sind z.B. für eingesetzte Rohrstücke in /15,16/ beschrieben. Die Schweißnahtqualität von Naßschweißungen wird in /17,18/ untersucht, ohne dabei die Gesamtstruktur zu betrachten.

2 Untersuchungen am Hydrophonhalter

Zur Simulation des Schadensherganges an der "Alexander Kielland" wurde ein Versuchsmodell gefertigt, das die Strebe D6, deren Versagen das Kentern der Plattform verursachte, darstellt. Bild 1 zeigt die Strebe mit dem schadensursächlichen Hydrophonhalter, Bild 2 eine Skizze des Versuchsmodells.

Die Strebe ist darin durch eine ebene Platte ersetzt. Im Übrigen sind die Originalabmessungen beibehalten. Die Werkstoffeigenschaften von Platte und Stützen wurden denen der Originalkonstruktion möglichst weitgehend

angepaßt. Die Streckgrenze der Platte betrug

$$\sigma_{0.2} = 300 - 345 \text{ N/mm}^2$$

und die Bruchgrenze

$$\sigma_b = 500 - 520 \text{ N/mm}^2$$

Die Fertigung des Modells erfolgte im Laboratorium für Werkstoffkunde und Schweißtechnik der Universität der Bundeswehr, Hamburg. Sie wurde so vorgenommen, daß die Kehlnaht zwischen Hydrophonhalter und der die Strebe D6 simulierenden Platte mit einer dem Originalfall entsprechenden geringen Nahtqualität erstellt wurde. Dazu wurde mit feuchten basischen Elektroden geschweißt, so daß bei einem diffusionsfähigen Wasserstoffgehalt von etwa 20 Nml H_D je 100g Fe in der Naht Unternahtrisse entstanden.

Die Untersuchung des Modells erfolgte am Institut für Schiffbau der Universität Hamburg (IfS). Hierzu wurde das Modell zunächst einer Schwingbeanspruchung unterzogen.

Das Auftreten des ersten Anrisses und der Rißfortschritt wurden beobachtet. Nach Erreichen einer vorgegebenen Anrißlänge wurde der Versuch abgebrochen.

2.1 Versuchsdurchführung und Versuchsergebnisse

Der Schwingfestigkeitsversuch wurde in der Festigkeitsanlage des IfS durchgeführt. Der Versuchsaufbau ist in Bild 3 und 13 gezeigt. Die Last wird durch 4 vertikal angeordnete I-Träger, die im oberen Bereich von zwei servohydraulischen Zylindern gedrückt werden und unten über Druckstangen am Widerlager gelagert sind, in das

Modell eingeleitet.

Durch die Modellanordnung auf halber Höhe zwischen den Zylindern und den Druckstangen wird in etwa die zweifache Zylinderkraft in das Modell eingeleitet.

Als Grenzspannungsverhältnis wurde $R=0$ (Zugschwellbeanspruchung) gewählt. Die Nennoberspannung im ungestörten Querschnitt betrug

$$\sigma_0 = 75 \text{ N/mm}^2.$$

Die Belastung wurde mit einer Frequenz von ca. 0.2 Hz aufgebracht. Der Rißverlauf in der Einbrandkerbe zwischen der Kehlnaht und der Platte wurde mit Hilfe des Farbeindringverfahrens beobachtet.

Während des Versuchs wurde die Spannung an den in Bild 2 gezeigten Punkten mit Dehnungsmeßstreifen (DMS) gemessen.

In Bild 4 sind die in Modellmitte und 750 mm aus der Mitte nach 15 130 und 85 000 Lastwechseln gemessenen Spannungen gezeigt.

Die größeren Spannungen in der 270° Position können auf eine ausgedehntere Schädigung in diesem Bereich zurückgeführt werden. Nach 85 000 Lastwechseln ist der Riß in der 120° Position von der Schweißnaht in die Platte abgezweigt, so daß dieser Versuch beendet wurde.

Die bei Versuchsende gemessenen Rißlängen sind in Bild 5 abgebildet.

Zusammenfassend zu diesem Abschnitt kann festgestellt werden, daß der Rißpfad dem des originalen Schadensfalles entsprach.

2.2 Finite Element Berechnung und Vergleich mit der Messung

Versuchsbegleitende Berechnungen wurden mit dem Finite Element (FE) Programm ADINA /19/ durchgeführt. Es wurde ein Viertelmodell aus Plattenelementen mit 9 Knoten mit Symmetriebedingungen an zwei Seiten erstellt. Auf die Nachbildung der Schulterung im Krafteinleitungsbereich wurde verzichtet (Bild 6). Der Hydrophonhalter wurde ebenfalls mit Plattenelementen idealisiert.

Die Belastung wurde am rechten Modellrand in Form einer Verschiebung u vorgegeben. Sie wurde so gewählt, daß sich die im Versuch gemessene Nennspannung von

$$\sigma = 75 \text{ N/mm}^2$$

im ungestörten Querschnitt einstellte.

Mit drei Rechenläufen wurde die Spannungsverteilung im Symmetriequerschnitt I (Bild 6) mit zunehmender Rißlänge um den Hydrophonhalter herum nachvollzogen.

Hierzu wurden die Freiheitsgrade der Knoten von Platte und Stützen entlang der Schweißnaht zunächst gekoppelt (Schweißnaht intakt) und dann entsprechend der Rißlänge über einen Bereich von 45° und 90° (Platte ohne Stützen) entkoppelt.

Die berechneten Spannungsverläufe sind in Bild 7 den Meßwerten gegenübergestellt. Die Rechnung zeigt deutlich, daß nach einer Rißausbreitung von mehr als 45° der Stützen praktisch nicht mehr mitträgt.

Da sich der Riß im Versuch stark unsymmetrisch ausbreitete, entspricht das Rechenmodell mit doppelter Symmetrie nicht den Versuchsbedingungen. Die beiden Extrem-

fälle "Schweißnaht intakt" und "Platte ohne Stützen" grenzen jedoch den gesamten Versuchsablauf ein.

Die nach 15 130 und 85 000 Lastwechseln gemessenen Spannungen liegen genau in diesem Bereich und stehen damit im Einklang mit den Rechenergebnissen.

Zur Prüfung der Übertragbarkeit der an dem ebenen Modell gefundenen Ergebnisse wurde eine Vergleichsrechnung durchgeführt. Danach hat eine gekrümmt nachgebildete Platte mit dem Durchmesser der Strebe D6 ($D = 2.6 \text{ m}$) praktisch keinen Einfluß auf die Spannungskonzentration am Hydrophonhalter.

3 Flickenschweißung

Für die Reparatur wurde der geschädigte Modellbereich herausgetrennt und durch ein in trockener Umgebung mit erhöhter Kehlnahtqualität am Hydrophonhalter hergestelltes Ersatzstück ausgetauscht.

Das Einsetzen des Ersatzstücks erfolgte in nasser Umgebung im Tauchbecken des Instituts für Anlagentechnik der GKSS.

Zur Untersuchung der Schwingfestigkeit des reparierten Modells wurde die Versuchsplatte wieder in die Versuchsvorrichtung des Instituts für Schiffbau eingebaut und einer weiteren Schwingbelastung unterzogen.

3.1 Durchführung der Reparatur

Die Umfangskehlnaht zwischen der Platte und dem Flicken wurde mit dem "water curtain-local dry spot" Prozess geschweißt. Dieses Verfahren wurde an der Universität der Bundeswehr Hamburg entwickelt und ist in /20/ detailliert beschrieben.

In /21/ wird über die Wasserstoffaufnahme bei der Anwendung dieses Schweißverfahrens berichtet.

Bild 8 zeigt Aufnahmen des Schweißapparates und das reparierte Modell über dem Tauchbecken der GUSI (GKSS Underwater Simulator).

Geschweißt wurde mit folgenden Parametern:

Strom	290 A
Spannung	30 V
Schweißgeschwindigkeit	18 cm/min
Fülldraht	Griduct SV8
Schutzgas	Krysal

Die Schweißung wurde fernbedient in einer Wassertiefe von 5 m durchgeführt. Während des Vorgangs erfolgte eine Überwachung der Stromstärke, der Spannung und der Durchflußmenge des Schutzgases.

3.2 Schwingfestigkeitsversuch

Der Versuchsaufbau und die Versuchsdurchführung unterscheiden sich praktisch nicht von dem in Abschnitt 2.1 beschriebenen. Der Versuch wird ebenfalls bei einem Grenzspannungsverhältnis von $R=0$ (Zugschwellbeanspruchung) durchgeführt. Die Abmessungen des Modells im Reparaturbereich und die Anordnung der Dehnungsmeßstreifen (DMS) zeigt Bild 9.

Durch die Reparaturmaßnahme in Form einer Flickenschweißung sind zwei neue potentielle Anrißstellen entstanden, während die Kehlnaht zwischen der Dopplung und dem Hydrophonhalter entlastet wurde.

Die ermüdungskritischen Stellen sind nun zum einen die durch das Heraustrennen des defekten Teils entstandenen Brennschnittkanten in der 90° und 270° Position und zum anderen in der 0° und 180° Position die quer zur Kraftrichtung verlaufende Kehlnaht zwischen dem Flicken und der Platte. Auf Grund der geringen Rauigkeit der Brennschnittkante ist an dem untersuchten Modell die quer verlaufende Kehlnaht als die kritischere Kerbe anzusehen.

Der gemessene Verlauf der Hauptspannung auf der Plattenoberseite 30 mm vor der Dopplung ist in Bild 10 qualitativ über den Umfang aufgetragen.

Auf eine ausführliche Wiedergabe der gemessenen Spannungen wird verzichtet, da im Anschluß an die Experimente keine Übereinstimmung mit einer FE-Rechnung zu erreichen war. Ursache hierfür war die starke Vorverformung des Modells durch Schweißverzug. Da sie nach Versuchsende nicht mehr aufgemessen werden konnte, wurde für Dehnungs- und Vorverformungsmessungen ein weiteres Modell im verkleinerten Maßstab gefertigt, über das in

Abschnitt 3.3 berichtet wird.

Die Last für den Schwingfestigkeitsversuch wurde nach den Dehnungssignalen der Meßstellen 79 und 89 (Bild 9) eingestellt. Der Abstand dieser DMS zur Einbrandkerbe der Kehlnaht betrug 2.5 mm und die Meßgitterlänge 3.0 mm, wie sie von Haibach /22/ vorgeschlagen werden.

Paetzold untersucht in /9/ Dopplungsdaten und findet auf diese Weise Dehnungen von 1500 $\mu\text{m}/\text{m}$ bei einer Anrißlastspielzahl von ca. 100 000 Lastwechseln.

Für den vorliegenden Versuch wurde in Anlehnung an diese Untersuchung eine Doppelamplitude von 133 N/mm^2 im ungestörten Querschnitt gewählt, so daß zu Versuchsbeginn der Meßstreifen DMS 79 eine Dehnung von 1259 $\mu\text{m}/\text{m}$ anzeigte, und DMS 89 eine Dehnung von 1654 $\mu\text{m}/\text{m}$. Durch die Exzentrizität der Flickenschweißung überwiegt in diesem Bereich der Biegeanteil.

Der mit den Meßstreifen 69, 79 und 89 gemessene Dehnungsverlauf im Anrißbereich ist in Bild 11 über der Lebensdauer aufgetragen. Der schnelle Dehnungsabfall zu Beginn läßt auf einen frühzeitigen Rißbeginn schließen. Zum Versuchsende hin wird hier praktisch keine Dehnung mehr gemessen. Dies ist ein Zeichen dafür, daß der Flicker dann nicht mehr mitträgt.

Mit Hilfe des Farbeindringverfahrens konnte ein erster Riß nach 25 000 Lastwechseln in der Einbrandkerbe zwischen Kehlnaht und Platte in der 0° Position festgestellt werden. Der Rißfortschritt ist in Bild 12 gezeigt.

Nach einer zunächst hohen Anfangsrißgeschwindigkeit wurden die Risse nach ca. 60 000 Lastwechseln merklich lang-

samer und kamen zum Versuchsende hin zum Teil ganz zum Stehen.

Ab 75 000 Lastwechseln begannen die Risse von der Einbrandkerbe der Kehlnaht in das Grundmaterial abzuzweigen. Diese Risse verlaufen in etwa senkrecht zur Krafrichtung (Bild 14). Die Abzweigungen erfolgten nicht von der Rißspitze aus, sondern lagen ca. 40 mm zurück.

Nach 95 000 Lastwechseln schlug der Riß auf der einen Modellseite (180°) zur Plattenunterseite durch, auf der anderen (0°) nach 106 650 Lastwechseln. Auf der Unterseite verläuft der Riß zunächst ähnlich wie auf der Oberseite und nach ca. 25° terrassenförmig in Krafrichtung und senkrecht dazu (siehe Bild 14).

Die auf der Plattenunterseite beobachtete Rißgeschwindigkeit ist erheblich größer als auf der Oberseite, was auf eine fast konstante Rißtiefe über die Rißlänge schließen läßt.

Der Versuch wurde beendet, nachdem bei einer Lastspielzahl von 110 000 ein Riß um eine vorgegebene Länge von 40 mm von der Einbrandkerbe aus in die Platte gewandert war.

Eine nähere Untersuchung der Anrißstellen nach dem Abschluß des Versuches zeigte, daß die Anrisse senkrecht zur Plattenoberfläche in der Wärmeeinflußzone entstanden. Dies ist vor allem deshalb bemerkenswert, weil der Nahtquerschnitt an diesen Stellen teilweise innere Fehler aufwies.

Im Anschluß an den Versuch wurden an den Rißausgangsstellen Härtmessungen durchgeführt. Der Mittelwert der Messungen lag mit 432 HV_1 deutlich über dem von Öl- und Klassifikationsgesellschaften für Offshore-Konstruktionen

zugelassenem Wert /23/.

3.3 Versuchsmodell für Dehnungsmessungen

Um den Einfluß der Vorverformung auf die Spannungsverteilung im Modell zu ermitteln, wurden Vergleichsmessungen an einem weiteren Modell durchgeführt. Das Modell wurde in trockener Atmosphäre gefertigt. Die statische Belastung erfolgte im Horizontal-Resonanzpulser des IfS.

Festlegung der Modellabmessungen

Gegenüber dem unter Wasser geschweißten Dopplungsmodell wurden die Abmessungen im Bereich der Dopplung in etwa im Maßstab 1 : 2 verkleinert (Bild 15). Gleiches gilt für die Plattenstärken. Auf den Stützen in der Dopplung wurde verzichtet.

Auch wenn der Resonanzpulser auf Grund der schmalen Spannbacken (110 mm) grundsätzlich besser zur Untersuchung stabförmiger Proben als flächenhafter Bauteile geeignet ist, kann durch eine ausreichend groß gewählte Modelllänge im Kontrollquerschnitt (Bild 15) ein in etwa konstanter Spannungsverlauf erzielt werden. Zur Überprüfung der Spannungsverteilung wurde als Rechenmodell zunächst ein Viertelmodell mit zwei Symmetrielinien erstellt. Die Berechnungen wurden - wie auch alle folgenden FE-Berechnungen - mit dem Finite-Element-Programm ADINA und den zugehörigen Pre- und Postprozessoren ADINA-IN und ADINA-PLOT /19/ durchgeführt. Als Elementtyp wurden Scheibenelemente (2-D Solid) mit 9 Knoten gewählt. Die Netzeinteilung und die Randbedingungen zeigt Bild 16 .

Für ein Modell, das über den Kontrollquerschnitt hinaus um 500 mm verlängert ist, zeigt Bild 17 die Hauptspannungsverteilung. Die Störung durch die geringe Krafteinleitungsbreite ist im Kontrollquerschnitt abgeklungen. Dies geht auch aus einer anderen Darstellungsweise in Bild 18 hervor. Hier sind die Bereiche schraffiert, in denen die Spannung um weniger als 5 % von der Nennspannung nach oben oder unten abweicht. Die gewählten Modellabmessungen sind also ausreichend. Ergänzend ist hier auch die Verformung dargestellt.

Vorverformung

Die durch Schweißverzug entstandene Vorverformung des Dopplungsmodells wurde mit einer mechanischen Meßuhr entlang beider Mittellinien und am Rand aufgemessen (Bild 19) und später auf das Rechenmodell übertragen. Der Maximalwert der Vorverformung entspricht in etwa der halben Plattenstärke. Der Verlauf ist fast symmetrisch, so daß für die Berechnung ein Viertelmodell ausreicht. Zum Aufbringen der Vorverformung auf das Rechenmodell wurden die z-Koordinaten in der generierten Eingabedatei mit Hilfe eines kleinen Programms entsprechend der Kurve in Bild 19 korrigiert.

Finite-Element-Netz

Das für die Spannungsrechnung erstellte Rechenmodell unterscheidet sich nur geringfügig von dem Ausgangsmodell für die Variantenrechnung, so daß für eine Erläuterung auf den Abschnitt 4 und die Bilder 23 bis 29 verwiesen werden kann.

Vergleich von Rechnung und Messung

Der für das Versuchsmodell berechnete Spannungsverlauf entlang der Symmetrielinien ist in Bild 20 zusammen mit den Meßwerten wiedergegeben. Sie gelten für eine Nennspannung von $\sigma = 133 \text{ N/mm}^2$ im ungestörten Querschnitt.

Eine Übereinstimmung mit den gemessenen Werten konnte erst durch das Aufbringen der Vorverformung auf das Rechenmodell erreicht werden.

Die Biegespannung vor der Dopplung wird durch die Vorverformung wesentlich erhöht, dagegen wird die seitliche Brennschnittkante deutlich entlastet.

3.4 Bewertung der Flickenschweißung nach DIN 15018

Eine Bewertung der Schwingfestigkeit der Flickenschweißung ergibt nach DIN 15018 /1/ folgende Einstufung:

Für die im Versuch bei einem Rechteckspannungskollektiv (S3) erreichte Lebensdauer von 110 000 Lastspielen (N1) liegt die Beanspruchungsgruppe B4 vor.

Im Kerbfall K4 ist für diese Beanspruchungsgruppe eine Spannungsamplitude $\sigma_A = 54 \text{ N/mm}^2$ bei einem Grenzspannungsverhältnis $R = -1$ zulässig. Umgerechnet auf ein Grenzspannungsverhältnis von $R = 0$ und unter Berücksichtigung der in der DIN 15018 enthaltenen Sicherheit von $4/3$ ergeben sich zulässige Oberspannungen von

$$\begin{aligned}
 \sigma_{0,90\%} &= 54 \cdot 5/3 \cdot 4/3 \text{ N/mm}^2 \\
 &= 120 \text{ N/mm}^2 \\
 \sigma_{0,10\%} &= 120 \cdot 1.5 \text{ N/mm}^2 \\
 &= 180 \text{ N/mm}^2
 \end{aligned}$$

für 90 % und 10 % Überlebenswahrscheinlichkeit.
 Der Versuchswert liegt mit

$$\sigma_0 = 133 \text{ N/mm}^2$$

dicht an der 90 % Überlebenswahrscheinlichkeitslinie des Kerbfalls K4. Die Reparaturaht kann demnach dem Kerbfall K4 zugeordnet werden.

Versuche mit einseitig auf durchgehende Grundplatten aufgeschweißte Dopplungen /9/ führten zu einer Einstufung in die Kerbfälle K2 - K3. In den Vorschriften /1/ ist diese Verbindungsform je nach Nahtausführung und Prüfung den Kerbfällen K2 bis K4 zugeordnet.

3.5 Lineare Schadensakkumulationsrechnung

Mit einer linearen Schadensakkumulationsrechnung nach Palmgren-Miner /24/ soll eine ertragbare Lebensdauer der Flickenschweißung unter Betriebsbeanspruchung abgeschätzt werden.

Für die Durchführung wird der Versuchswert aus dem Einstufenversuch mit einer Spannungsamplitude von

$$\sigma_A = 67 \text{ N/mm}^2$$

und der Lastspielzahl

$$N_V = 110\,000$$

als ein Punkt der Wöhlerlinie betrachtet. Als Neigung wird

$$k = 3.75$$

angenommen, wie es für Schweißverbindungen üblich ist /14/. Ein Einfluß des Grenzspannungsverhältnisses wird hierbei nicht angenommen.

Das Lastkollektiv für die Betriebsbeanspruchung ist geradlinig mit einer maximalen Spannungsamplitude von 137 N/mm^2 bei 5×10^7 Lastwechseln für eine Betriebszeit von 10 Jahren /7/.

Für das Kollektiv erfolgt entsprechend Bild 21 eine Aufteilung in 8 Stufen σ_{ai} mit zugehörigen Lastspielzahlen N_{Bi} für jeden Schritt i /25/.

Die im Einstufenversuch ertragbare Lastspielzahl N_{EVi} ergibt sich für Spannungen im Zeitfestigkeitsbereich zu

$$N_{EVi} = (\sigma_{ai}/67)^{-3.75} \cdot 110\,000$$

Die relative Schädigung auf jeder Stufe ist

$$S_i = N_{Bi} / N_{EVi}$$

Für die kennzeichnende Lastspielzahl

$$N_A = 2 \cdot 10^6$$

(Abknickpunkt im Wöhlerdiagramm Bild 21) ergibt sich eine

Spannungsamplitude

$$\begin{aligned}\sigma_{Da} &= (N_A/N_V)^{-1/k} \cdot \sigma_A \\ &= (2 \cdot 10^6 / 110\,000)^{-1/3.75} \cdot 67 \text{ N/mm}^2 \\ &= 31 \text{ N/mm}^2\end{aligned}$$

Entsprechend der Palmgren-Miner Rechnung werden nur Spannungszyklen oberhalb σ_{Da} als schädigend angesehen, d.h. es wird von einer ausgeprägten Dauerfestigkeit ausgegangen, wie es Kurve a im Wöhlerliniendiagramm (Bild 21) verdeutlicht. In diesem Fall bedeutet es, daß die 8. Stufe des Lastkollektivs mit

$$\sigma_{a8} = 17 \text{ N/mm}^2$$

keinen Beitrag zur Schädigung liefert. Über alle anderen Stufen summiert sich die Schädigung zu

$$S = \sum N_{Bi} / N_{EVi} = 1.87$$

auf. Die zu erwartende Lebensdauer der Flickenschweißung unter Betriebsbelastung ist der Quotient aus Kollektivumfang und Schädigung S und demnach

$$50 \cdot 10^6 / 1.87 = 26.7 \cdot 10^6 \text{ Lastwechsel (5.4 Jahre).}$$

Die in Bild 21 tabellarisch durchgeführte Schadensrechnung zeigt in eindrucksvoller Weise, daß bei einem geradlinigen Belastungskollektiv nicht die wenigen Lastspiele mit hoher Spannung schädigen, sondern die große Anzahl von Lastspielen mit geringem Spannungsniveau.

Nach neueren Untersuchungen z.B. /26,27/ und Vorschriften /2/ wirken auch Laststufen unterhalb σ_{Da} schädigend, auch

wenn es hierfür auf Grund von langen Versuchszeiten wenig Versuchsergebnisse gibt.

Eine konservative Abschätzung der Lebensdauer kann mit der elementaren Miner-Regel erfolgen, bei der die Zeitfestigkeitsgerade geradlinig verlängert wird (Kurve c in Bild 21).

Dies führt zur Lastspielzahl der 8. Stufe

$$\begin{aligned}N_{EV8} &= (\sigma_{a8}/\sigma_{Da})^{-k} \cdot N_A \\&= (17/31)^{-3.75} \cdot 2 \cdot 10^6 \\&= 19.03 \cdot 10^6 \text{ Lastwechsel}\end{aligned}$$

und zur Schädigung

$$\begin{aligned}S_8 &= N_{B8}/N_{EV8} \\&= 48.3 \cdot 10^6 / 19.03 \cdot 10^6 \\&= 2.54\end{aligned}$$

Die Gesamtschadenssumme erhöht sich damit auf

$$S = 1.87 + 2.54 = 4.41$$

und führt zu einer Verringerung der Lebensdauer auf

$$11.3 \cdot 10^6 \text{ Lastwechsel (2.3 Jahre).}$$

Die beiden abgeschätzten Lebensdauern von 2.3 und 5.4 Jahren stellen sicherlich Extremwerte dar.

Eine realistischere Berücksichtigung von Belastungszyklen unterhalb σ_{Da} kann durch eine fiktive Fortsetzung der Zeitfestigkeitsgeraden mit in etwa halbierteter Neigung erfolgen. Haibach schlägt hierfür in /28/ für eine modifizierte Miner-Regel

$$k' = 2k - 1$$

vor (Kurve b im Wöhlerliniendiagramm Bild 21).

Damit ergeben sich

$$\begin{aligned} N_{EV8} &= (17/31)^{-(2 \cdot k - 1)} \cdot 2 \cdot 10^6 \\ &= 99.30 \cdot 10^6 \text{ Lastwechsel} \end{aligned}$$

und

$$\begin{aligned} S_8 &= 48.3 \cdot 10^6 / 99.30 \cdot 10^6 \\ &= 0.49 \end{aligned}$$

und

$$S = 1.87 + 0.49 = 2.36 .$$

Die Lebensdauer wird somit auf

$$21.2 \cdot 10^6 \text{ Lastwechsel (4.3 Jahre)}$$

abgeschätzt.

Die zuletzt durchgeführte Abschätzung entspricht in etwa dem Eurocode Nr.3 /2/. Die Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden beträgt dort 3 (statt 3.75) und der Abknickpunkt N_A liegt bei $5 \cdot 10^6$ (statt $2 \cdot 10^6$). Die Neigung

der fiktiven Fortsetzung berechnet sich ebenfalls aus $k' = 2k - 1 = 5$. Die Wöhlerkurve erhält bei 10^8 Lastwechseln einen zweiten Abknickpunkt und verläuft ab hier horizontal (cut-off limit).

Es darf nicht unerwähnt bleiben, daß Lebensdauern aus einer linearen Schadensakkumulationsrechnung erheblich von Bauteillebensdauern abweichen können /29/. Deshalb ist bei der Auslegung von Bauwerken mit Hilfe einer Schadensakkumulationsrechnung eine Schadenssumme weit unter $S = 1$ anzustreben. Für Gastanker beträgt sie z.B. nur $S = 0.5$ /30/.

4 Parameteruntersuchungen an der Flickenform

In diesem Abschnitt soll auf rechnerischem Wege der Einfluß verschiedener Gestaltänderungen auf die Spannungsverteilung untersucht werden.

Kritische Bereiche mit hohen Spannungsniveaus sind wie bereits erwähnt zum einen die Dopplungsenden, dort wo die Schweißnaht senkrecht zur Kraftrichtung verläuft, und zum anderen die durch das Heraustrennen des defekten Teils entstandenen Brennschnittkanten im seitlichen Bereich.

Für die Parameterstudie wurde von dem speziellen Fall der Dopplung mit integriertem Stutzen abgewichen. Die Dopplung wurde als ebene Platte modelliert.

Ferner sind die Modellränder so weit von der Dopplung entfernt gelegen, daß eine Geometrieänderung der Dopplung oder des Ausschnitts den Spannungsverlauf an den Modellrändern nicht beeinflußt.

4.1 Parameter

Ausgehend von der Version 1 (Bild 22) wurden folgende Größen variiert:

- Dopplungsdicke (Version 2 und 3)
- Dopplungsdicke unter Berücksichtigung der Änderung des Abstandes der neutralen Fasern von Dopplung und Grundplatte (Version 4 bis 10)
- Kehlnahtdicke (Version 11 und 12)
- Dopplungsblech in der Mitte abgesenkt (Version 13 und 14)
- Überlappungslänge von Dopplung und Grundplatte (Version 15 und 16)
- Ausschnitt und Dopplung als Ellipse in Kraftrichtung (Version 17 bis 20)
- Ausschnitt und Dopplung als Ellipse quer zur Kraftrichtung (Version 21 bis 24)
- Ausschnitt als Ellipse in Kraftrichtung und Dopplung als Ellipse quer zur Kraftrichtung (Version 25 bis 28)

Die untersuchten Varianten und ihre Abmessungen sind in den Tabellen 1 und 2 aufgeführt.

4.2 Rechenmodell

Die Abmessungen des Ausgangsrechenmodells zeigt Bild 22 . Unter Ausnutzung der doppelten Symmetrie ist die Nachbildung eines Viertelmodells ausreichend.

Das Finite-Element-Netz zeigen die Bilder 23 und 24. Verwendet wurden 9 Knoten-Plattenelemente (Shell Elements), die bis auf den Verdrehfreiheitsgrad um die Plattennormale alle Freiheitsgrade besitzen. Zur Dopplungsmittle hin wurde auf 4-Knoten-Elemente übergegangen. Platte und Dopplung wurden im Abstand ihrer neutralen Fasern angeordnet. Die Schweißnaht wurde ebenfalls mit Plattenelementen nachgebildet, die unter 45 Grad angeordnet wurden.

Um eine Klaffung zwischen Grundplatte und Dopplung zu ermöglichen, eine Durchdringung aber zu verhindern, wurden zwischen Platte und Dopplung Stäbe (Gap-Truss-Elements) angeordnet, die Druck-, aber keine Zugkräfte übertragen können. Ihr elastisches Werkstoffverhalten mit verschwindendem E-Modul im Zugbereich verdeutlicht Bild 25 .

Als Belastung wird am rechten Modellrand an einem Knoten eine Kraft F_x aufgebracht. Die Verschiebungen u der Knoten an diesem Rand sind gekoppelt, so daß sich eine parallele Verschiebung der Krafteinleitung ergibt (Bild 22). Gegenüber der Vorgabe einer konstanten Verschiebung des rechten Randes hat diese Vorgehensweise den Vorteil, daß für geänderte Dopplungsgeometrien und damit verbundene Änderung der Modellsteifigkeit stets die gleiche Nennspannung auf das Rechenmodell aufgebracht wird.

Als Nennspannung wurde 133 N/mm^2 gewählt. Der Absolutwert der Spannung ist jedoch unerheblich, da hier ein Relativvergleich durchgeführt wird.

Der Krafteinleitungsrand ist drehbar gelagert.

Die im folgenden angegebene Rechenzeit für das Rechenmodell liegt auf Grund des verwendeten nichtlinearen Werkstoffgesetzes für die Gap-Stäbe relativ hoch:

Anzahl der Freiheitsgrade:	3922
Bandbreite (optimiert)	: 561
Speicherbedarf	: 15810 kByte
Rechenzeit	: 11 CPU-Minuten
Rechner	: VAX 6310

4.3 Ergebnisse

Für die Grundversion sind die Ergebnisse in den Bildern 26 bis 29 dargestellt. Der Bereich zwischen Dopplung und Platte, in dem die Gap-Stäbe Druck übertragen ist klein und in Bild 26 gekennzeichnet. Eine für die Ausgangsversion durchgeführte Vergleichsrechnung ohne Verwendung von Gap-Stäben hat auch gezeigt, daß ihre Wirkung gering ist. Bild 27 und 28 zeigen die Hauptspannungen auf Plattenoberseite und -unterseite. Die beiden kritischen Bereiche sind mit A und B markiert.

Der Spannungsverlauf entlang der Modellränder ist in Bild 29 für die Ausgangsversion dargestellt. Er ist für alle untersuchten Versionen ähnlich, die Spannungsspitzen fallen jedoch unterschiedlich aus.

Die Biegespannungen am seitlichen Modellrand deuten auf einen Randeinfluß hin. Er ist jedoch gering, wie eine Vergleichsrechnung mit einem in der Breite verdoppelten Rechenmodell bei sonst gleichen Abmessungen zeigte. Die Abweichungen der Ergebnisse in den Bereichen A und B lagen unter 5%.

Für die Bewertung aller Modellvarianten sind die Quotienten aus Maximalspannung und Nennspannung (Formzahlen α_K) in Tabelle 3 und in den Bildern 30 bis 36 wiedergegeben. Alle Formzahlen beziehen sich auf den Bruttoquerschnitt. Sie basieren also auf der Nennspannung im ungestörten Bereich.

Die durchgeführten FE-Berechnungen führten zu Formzahlen α_K , die im Bereich A zwischen 0.2 und 1.77 liegen und für den Bereich B zwischen 1,89 und 4.54. Für Bereich A stellt 0.2 jedoch einen Grenzwert dar.

Die durchgeführten Veränderungen der Modellgeometrie liefern folgende Ergebnisse:

Die Dopplungsdicke t_D beeinflusst die Spannungsspitze praktisch nur im Bereich B (Bild 30).

Die Untersuchung über einen größeren Bereich von Dopplungsdicke zu Grundplattendicke t_D/t_G unter Berücksichtigung des sich ändernden Abstands der neutralen Fasern e zeigt (Bild 31).

Das Diagramm stimmt im rechten Bereich mit Bild 30 überein. Links laufen die Kurven gegen den Grenzwert einer Platte mit Loch ohne Dopplung ($t_D = 0$). Im Bereich A fallen die Spannungen stark ab. Am seitlichen Lochrand ergibt sich eine Formzahl α_K , die knapp über 3, dem Grenzwert für eine unendlich ausgedehnte Scheibe mit Loch liegt.

Im folgenden wird der mit Hilfe der Finite-Element-Methode bestimmte Spannungskonzentrationsfaktor Werten aus der Literatur gegenübergestellt.

FE	$\alpha_K = 3.04$
Peterson /31/	$\alpha_K = 3.13$
Engineering Science Data Unit /32/	$\alpha_K = 3.15$
Radaaj /33/	$\alpha_K = 3.22$

Die Unterschiede in den Kerbfaktoren sind als gering anzusehen. Radaaj stellt in /34/ für ausgewählte Kerbformen von verschiedenen Autoren bestimmte Kerbfaktoren gegenüber, die weitaus größere Abweichungen aufweisen.

Die Grenzbetrachtung zeigt, daß die Verwendung von Dopplungen zum Abdecken von Ausschnitten nur dort sinnvoll ist, wo die Dopplung Dichtigkeitsaufgaben zu erfüllen hat.

Die Dicke a der schräggestellten Plattenelemente, mit denen die Kehlnaht zwischen der Grundplatte und der Dopplung idealisiert ist, beeinflußt das Ergebnis im gewählten Bereich $a/t_G = 0.8 \div 1.2$ kaum (Bild 32).

Durch das Absenken der Dopplung im Inneren des Ausschnitts wird die Spannungskonzentration seitlich an der Brennschnittkante deutlich reduziert. Ein Absenken um den Abstand der neutralen Fasern e senkt die Formzahl von $\alpha_K = 2.9$ auf $\alpha_K = 2.2$ (Bild 33). Die Spannung vor der Dopplung in Bereich A wird durch diese Maßnahme jedoch praktisch nicht verändert.

Eine Vergrößerung der Überlappungslänge von Dopplung und Grundplatte führt in beiden Bereichen A und B zu kaum merklichen Spannungsabnahmen (Bild 34). Für diese Varianten wurde der Dopplungsdurchmesser verändert und der Ausschnittsdurchmesser konstant gehalten.

Elliptisch ausgeführte Dopplungen und Ausschnitte lassen für den Bereich B einen großen Einfluß auf die Spannungsspitze vermuten /31/.

Wird der Ausschnitt als Ellipse in Krafrichtung ausgebrannt und mit einem ebenfalls in Krafrichtung elliptischen Flicker abgedeckt, so kann die Brennschnittkante im seitlichen Bereich B gegenüber der kreisrunden Form deutlich entschärft werden. Ein Seitenverhältnis der Ellipsen von etwa 2 reduziert den Erhöhungsfaktor gegenüber der kreisrunden Variante von ca. 3 auf 2. Ähnliche Werte sind auch für elliptische Ausschnitte ohne Dopplung zu erzielen /32/. Für den Bereich A vor der Dopplung ergibt sich eine entgegengesetzte Tendenz. Werden sowohl der Ausschnitt als auch die Dopplung als quer zur Krafrichtung ausgerichtete Ellipsen ausgeführt, so steigt die Formzahl für den Bereich B stark an. Für den Bereich A hat sie dagegen eine leicht fallende Tendenz. Dieser Fall ist in Bild 35 mit einem gegenüber den anderen Diagrammen geänderten Maßstab dargestellt.

Gegenüber den bisher überprüften Varianten können die Formzahlen durch elliptische Dopplungs- und Ausschnittsformen besonders stark beeinflusst werden. Sie sind deshalb hierfür zusätzlich in Bild 36 in Biege- und Normalspannungsanteil aufgeteilt. Vor der Dopplung ist der Biegespannungsanteil praktisch konstant, so daß die Oberflächenspannung äquidistant zur Normalspannung verläuft. Für den seitlichen Bereich ergibt sich ähnliches. Der Biegeanteil ist hier jedoch betragsmäßig kleiner und erreicht erst bei quer angeordneten Ellipsen das Niveau des Bereichs A. Die Formzahlen werden also fast nur durch eine Verlagerung der Normalspannungen beeinflusst.

Der Verlauf der Formzahlen für einen elliptischen Ausschnitt in Kraftrichtung und einen elliptischen Flicken quer dazu zeigt Bild 37. Wie aus Bild 35 zu vermuten ist, führt dies in beiden kritischen Bereichen A und B zu günstigeren Verhältnissen, wenn auch im Bereich A nur geringfügig.

Die durchgeführte Parameterstudie zeigt, daß durch konstruktive Maßnahmen der Bereich der seitlichen Brennschnittkante deutlich entschärft werden kann. Der Bereich vor der Dopplung kann dagegen bestenfalls geringfügig verbessert werden. Eine mögliche Verbesserung durch eine günstige Nahtform wird deshalb im nächsten Abschnitt untersucht.

5 Einfluß der Nahtform auf die Lebensdauer

Neben der Gestaltung des Flickens und des Ausschnitts hat auch die Form der Schweißnaht einen Einfluß auf die Lebensdauer der Konstruktion. Die hierzu untersuchten Nahtformen zeigt Bild 38. Die stark überwölbte Kehlnaht Nr. 1 mit einer Schenkellänge von 12 mm und $a' = 12$ mm entspricht in etwa der Nahtform des Versuchsmodells (Bezeichnung a' nach DIN 8563 /12/). Hiervon ausgehend wurde das a' -Maß der Kehlnaht in 4 Schritten bis auf $a' = 5.0$ mm reduziert. Die Schenkellänge wurde konstant gehalten, so daß mit fallendem a' -Maß auch der Nahtanstiegswinkel sinkt. Der Nahtanstiegswinkel Θ und a' sind fast proportional und entsprechen in etwa der Gleichung

$$\Theta = 12.8 \cdot a' - 64 .$$

Die Nahtform Nr. 4 ist vergleichbar mit der in der Bundesbahn-Vorschrift /11/ für Dopplungsenden geforderten

Dreieckskehlnaht, die ein Seitenverhältnis von 2:1 aufweisen soll.

Die rechnerische Abschätzung der Lebensdauern der Nahtformen erfolgt nach einem von Rada j /35,36/ vorgeschlagenen Verfahren.

5.1 Lebensdauerabschätzung nach Rada j

Als ein Maß für die Schwingfestigkeit bei 2 Millionen Lastwechseln wird die Spannung am Rißausgangspunkt gewertet. Hierzu wird das Verhältnis der maximalen Spannung in der Kerbe σ_{Kmax} zur Nennspannung σ_{nenn} als Spannungskonzentrationsfaktor k_t definiert:

$$K_t = \frac{\sigma_{Kmax}}{\sigma_{nenn}}$$

Dabei wird ein fiktiver Kerbradius von 1 mm angenommen (Bild 38). Nach einem Ansatz von Neuber /37/ soll die Mikrostützwirkung durch diese fiktive Ausrundung der Kerbe erfaßt werden. Der für diese ausgerundete Kerbe bestimmte Spannungskonzentrationsfaktor K_t ist dann eine Abschätzung für den Abminderungsfaktor der Schwingfestigkeit K_f . Der Reziprokwert von K_f gibt das Verhältnis der Schwingfestigkeit der Schweißverbindung σ_W zur Schwingfestigkeit des Grundwerkstoffs σ_B an.

$$\frac{\sigma_W}{\sigma_B} = \frac{1}{K_f}$$

Für die Schwingfestigkeit des Grundwerkstoffs wird

$$\sigma_B = 270 \text{ N/mm}^2$$

gewählt, unabhängig von der Streckgrenze des Materials. Zugrundegelegt wird dabei ein Grenzspannungsverhältnis $R = 0$ (Zugschwellbeanspruchung). Für 2 Millionen Lastwechsel ergibt sich so eine Spannungsamplitude von

$$\sigma_{Da, R=0} = - \frac{1}{2} \cdot \frac{270}{K_f} \text{ N/mm}^2$$

5.2 Boundary Element Modell

Für die Berechnung des Spannungskonzentrationsfaktors wird ein 2-dimensionales Rechenmodell (Bild 39) erstellt. Grundplatte und Dopplung sind jeweils etwa um die 2.5-fache Blechstärke in Kraftrichtung mitidealisiert. So kann ein Einfluß der Naht auf die Spannungsverteilung an den Modellenden ausgeschlossen werden.

Auf eine Nachbildung der Grundplatte im Überlappungsbereich kann verzichtet werden, da sie bei diesem 2-dimensionalen Rechenmodell spannungsfrei bleibt.

Die Schnittlasten am rechten Modellrand sind der Finite Element Berechnung entnommen.

Durch die Verwendung eines 2-dimensionalen Rechenmodells wird die Realität nicht exakt nachgebildet. Ein Relativvergleich unterschiedlicher Nahtformen kann damit jedoch durchgeführt werden. Die Berechnung des Spannungskonzentrationsfaktors K_f wird mit dem Boundary Element Program BETSY /38,39/ durchgeführt. Das an der Technischen Universität München entwickelte Programm

wurde 1986 am IfS implementiert und bereits in /40/ zur Lebensdauerabschätzung nach der beschriebenen Methode angewendet. Es lieferte eine überwiegend konservative Abschätzung der Lebensdauer. Einen Überblick über weitere Anwendungen gibt /41/.

Im Gegensatz zu Finiten Elementen wird bei der Berechnung von Körpern mit Boundary Elementen (BE) nur die Oberfläche beschrieben.

Bei ebenen Problemen reduziert sich die Dateneingabe auf die Beschreibung des Randes. Die Eingabe ist damit also gegenüber FE-Berechnungen erheblich reduziert. Ergebnisse werden nur auf der beschriebenen Kontur (2D) bzw. Oberfläche (3D) angegeben. Für die detaillierte Nachbildung der Nahtgeometrie eignet sich die BE-Methode besonders gut. Die Elemententeilung eines der BE-Modelle zeigt Bild 40. Die Kontur ist durch Geraden und Kreisbögen nachgebildet. Der Nachteil einer vollbesetzten Steifigkeitsmatrix bei der Verwendung von Boundary Elementen ist hier durch die Unterteilung der Struktur in drei Unterbereiche begrenzt. Die Anzahl der Freiheitsgrade wird zwar durch die Elemente entlang der Schnittlinien vergrößert, man erzielt aber dadurch eine gewisse Bandstruktur der Steifigkeitsmatrix. Außerdem erhält man zusätzliche Ergebnisse an diesen Schnittlinien.

Die Netzparameter sind folgende:

Anzahl der Elemente	: 410
Anzahl der Freiheitsgrade	: 780
Speicherbedarf	: 1150 kByte
Rechenzeit	: 5 CPU-Minuten
Rechner	: VAX 6310

5.3 Ergebnisse

BE-Berechnungen liefern als Ergebnisse Normalspannungen, Schubspannungen und Verformungen. Die Normalspannungen sind unterteilt in Spannungen senkrecht zum Rand und Spannungen entlang der Kontur (Tangentialspannungen). Für die Darstellung der Ergebnisse wurde ein Plotprogramm entwickelt, das die Verformungen wie üblich darstellt und Spannungen stets senkrecht zur Kontur aufträgt (Zugspannungen nach innen). Als Beispiel sind die Ergebnisse für das 2. Modell mit $a' = 10.25 \text{ mm}$ in den Bildern 41, 42 und 43 qualitativ dargestellt.

Schubspannungen sind klein und deshalb nicht aufgeführt. Bild 42 zeigt am rechten Modellrand die aus der FE-Berechnung übernommene überlagerte Biege- und Normalspannung als Belastung. An der Einspannung am linken Rand stellt sich ebenfalls ein über die Plattendicke linearer Spannungsverlauf ein. An den beiden Schnitten ist deutlich zu erkennen, daß eine Spannungsumlagerung zu einem nichtlinearen Verlauf führt. Der Verlauf der Tangentialspannungen (Bild 43) ist auf der Oberseite der Grundplatte über einen weiten Bereich konstant und steigt kurz vor der Kehlnaht an. Der maximale Wert wird in dem 1 mm Übergangsradius erreicht. Die übrige Nahtoberfläche ist gering belastet. Erst der obere Übergangsradius zeigt wieder eine deutliche Spannungsspitze. Sie liegt jedoch im Druckbereich und ist damit unkritisch.

Zum Vergleich aller Nahtformen zeigt Bild 44 den Tangentialspannungsverlauf über der abgewickelten Kontur im Bereich der unteren Kerbe. Die Kurven reichen von der Mitte der Naht (im Bild links) bis ca. 4 mm vor die Naht (rechts). Das Bild zeigt, daß der maximale Spannungswert mit fallendem a' -Maß- bzw. Nahtanstiegswinkel von dem 1 mm Ersatzradius zur Naht hin wandert.

In der folgenden Tabelle sind alle mit der BE-Methode

bestimmten Maximalwerte der Spannungen und Abminderungsfaktoren der Schwingfestigkeiten K_f angegeben. Ergänzend ist noch für zwei Nahtformen der Spannungskonzentrationsfaktor K_t mit Rechenmodellen ohne 1 mm Übergangsradius bestimmt worden. Für die Nahtform 5 mit $a' = 5.0$ mm ist die Unterscheidung zwischen K_t und K_f nicht sinnvoll, da die Naht tangential in das Grundblech einläuft.

Rechenmodelle mit
1 mm Übergangsradius

a	$\sigma_{\max}$	K_f
—	—	
mm	N/mm ²	
5.00	277	1.42
6.75	446	2.29
8.50	514	2.64
10.25	524	2.69
12.00	522	2.68

Rechenmodelle ohne
1 mm Übergangsradius

a	$\sigma_{\max}$	K_t
—	—	
mm	N/mm ²	
5.00	277	1.42
8.50	559	2.87
12.00	600	3.08

$$\sigma_{\text{nenn}} = 195 \text{ N/mm}^2$$

Bezugsspannung für die Konzentrationsfaktoren ist die auf der Plattenoberseite eingeleitete Spannung von 195 N/mm².

Bild 45 zeigt die Spannungskonzentrationsfaktoren graphisch. Man erkennt, daß K_f für Hohlkehlnähte sehr stark vom a-Maß bzw. Nahtanstiegswinkel abhängt. Überwölbte Kehlnähte führen erwartungsgemäß zu größeren Abminderungsfaktoren der Schwingfestigkeit als Hohlkehlnähte. Sie besitzen jedoch nach der hier angewendeten Methode die gleiche Schwingfestigkeit wie eine Dreieckskehlnaht. Der mit dem Modell 1 ($a' = 12$ mm) bestimmte

Spannungskonzentrationsfaktor

$$K_t = 3.08$$

kann als obere Grenze für die untersuchte Verbindungsform angesehen werden.

In Bezug auf die Schweißnaht des Versuchsmodells haben die durchgeführten Berechnungen gezeigt, daß eine erhebliche Änderung der Nahtform erforderlich ist, um eine verbesserte Schwingfestigkeit zu erzielen.

Berücksichtigt man, daß das Rechenmodell ein Ausschnitt des Gesamtmodells darstellt, und daß die am rechten Modellrand aufgebrauchte Spannung gegenüber der Nennspannung im Gesamtmodell (133 N/mm^2) bereits erhöht ist, dann ist der Abminderungsfaktor der Schwingfestigkeit im Verhältnis der Nennspannungen aus Detailmodell und Gesamtmodell zu korrigieren.

$$K_f' = 2.68 \cdot 195/133$$

$$K_f' = 3.93$$

Die Schwellfestigkeit nach Radaj beträgt dann

$$\sigma_D = 270/3.93 = 68.7 \text{ N/mm}^2.$$

Eine Transformation dieses Wertes auf den Versuchslasthorizont $\sigma_0 = 133 \text{ N/mm}^2$ liefert bei einer angenommenen Steigung der Zeitfestigkeitsgeraden von 3.75 /14/ eine Lebensdauer von

$$\begin{aligned} N &= 2 \cdot 10^6 \cdot (\sigma_0/\sigma_D)^{-3.75} \\ &= 2 \cdot 10^6 \cdot (133/68.7)^{-3.75} \end{aligned}$$

$$N = 168\,000 \text{ Lastwechsel.}$$

Die im Versuch erreichte Lastspielzahl bis zum erkennbaren Anriß von $N = 40\,000$ wird damit rechnerisch um etwa 400% überschätzt. Dies stellt eine für Lebensdauerabschätzungen übliche Abweichung dar.

Die in Bezug auf die Schwingfestigkeit gefundene Gleichwertigkeit der überwölbten Kehlnaht und der Dreieckskehlnaht läßt zunächst einen Widerspruch zur Auswertung experimenteller Schwingfestigkeitsuntersuchungen an Kehlnähten mit unterschiedlichen Nahtflankenwinkeln von Olivier und Seeger /42/ vermuten. Hier wird bei Kreuzstößen auch für Kehlnähte mit Nahtflankenwinkeln größer als 45° ein deutlicher Abfall der Schwingfestigkeit gefunden. Zur Klärung der Frage, ob die durchgeführten Lebensdauerabschätzungen zu nicht realistischen Ergebnissen führen, oder ob die Abweichungen auf die unterschiedlichen Belastungen und Verbindungsformen zurückzuführen sind, wurden die erstellten BETSY-Rechenmodelle dahingehend geändert, daß am rechten Rand eine konstante Normalspannung aufgebracht wird und an der Unterseite der Grundplatte Symmetriebedingungen angesetzt werden. Es stellt damit ein Doppelmodell dar. Das BE-Rechenmodell hierzu zeigt Bild 46 mit den gewählten Randbedingungen und den sich einstellenden Verformungen. Die Netzeinteilung und Abmessungen sind mit dem vorher beschriebenen Modell identisch. Der Verlauf der Tangentialspannungen (Bild 47) weicht deutlich von dem vorherigen (Bild 43) ab, auch wenn die Maximalwerte in beiden Fällen im 1 mm-Übergangsradius liegen.

Auf die Wiedergabe der Normalspannungen senkrecht zum Rand wird hier verzichtet.

Die nun für die gleichen Nahtformen bestimmten Abminderungsfaktoren der Schwingfestigkeit K_f sind im Diagramm (Bild 48) aufgetragen.

Man erkennt, daß sich durch die geänderte Randbedingung und Belastung überwölbte Kehlnähte rechnerisch schlechter verhalten als Dreieckskehlnähte. Damit ist der scheinbare Widerspruch zwischen der BE-Rechnung und den Versuchsergebnissen aus /42/ aufgelöst.

Für einen direkten Vergleich sind die BE-Ergebnisse in Bild 49 der Versuchsauswertung gegenübergestellt. Die normierten Schwingfestigkeitswerte sind hier über dem Nahtflankenwinkel aufgetragen. Die Neigung des Streubandes beträgt $k = 2.1$. Auf die Wiedergabe der einzelnen Versuchswerte wurde hier verzichtet. Die BE-Kurve für das symmetrische Doppelmodell paßt gut in das Streuband und verläßt es nur am Rand, für den es jedoch in /42/ auch nur wenige Versuchsergebnisse gibt. Dagegen verläuft die Kurve für das dem Versuchsmodell nachempfundene BE-Modell bis 45° wesentlich flacher als das Streuband und für größere Winkel praktisch horizontal.

Eine experimentelle Absicherung des hier gefundenen Ergebnisses wäre wünschenswert.

6 Zusammenfassung und Folgerungen

Ausgehend von dem Schadensfall der Wohnplattform "Alexander Kielland" wurden Untersuchungen des schadensursächlichen Hydrophonhalters in einer Strebe in Bezug auf eine Reparatur und ihre Schwingfestigkeit durchgeführt. Die Reparatur erfolgte unter Wasser mit dem "water curtain-local dry spot process".

Sie wurde in der Weise durchgeführt, daß der geschädigte Hydrophonhalter mittels Brennschnitt herausgetrennt und der Ausschnitt mit einem Flicken (Dopplung) abgedeckt wurde.

Als kritische Bereiche haben sich zum einen die durch das Heraustrennen des defekten Teils entstandenen Brennschnittkanten im seitlichen Bereich herausgestellt. Eine weitere anrißkritische Stelle liegt vor der Dopplung an der quer zur Krafrichtung verlaufenden Kehlnaht zwischen Dopplung und Grundplatte. Ein glatter Brennschnitt bzw. eine gute Kehlnaht ist in diesen Bereichen besonders wichtig. Bei der Wahl der Zündstellen sollte dies berücksichtigt werden.

Im Schwingfestigkeitsversuch erwies sich der Brennschnitt des Versuchsmodells aufgrund der geringen Rauhigkeit als nicht gefährdet.

Fertigungsbedingter Schweißverzug entlastet den seitlichen Bereich und führt zu erhöhter Biegespannung vor der Dopplung.

Nach der DIN 15018 kann die Flickenschweißung in den Kerbfall K4 eingeordnet werden.

Ausgehend vom Versuchsergebnis wurde mit einer linearen Schadensakkumulationsrechnung nach Miner eine Lebensdauer der Flickenschweißung unter Betriebsbeanspruchung abgeschätzt, die zwischen 2 und 5 Jahren liegt.

Dieses Ergebnis und die Auswertung nach DIN 15018 führen auf eine Schwingfestigkeit der Reparatur, welche die Anforderungen einer Betriebsbeanspruchung nicht erfüllen. Hierfür ist jedoch die Konstruktion und nicht die Qualität der Reparaturaht verantwortlich.

Mit einer Variantenrechnung wurde nach einer günstigeren Flicken- und Ausschnittsform als die im Experiment getestete gesucht. Ein in Kraftrichtung elliptisch ausgeführter Ausschnitt hat sich dabei in Bezug auf ein geringes Spannungsniveau an der seitlichen Brennschnittkante als günstig erwiesen. Dagegen wurde für den Bereich vor der Dopplung keine nennenswerte Verbesserungsmöglichkeit gefunden.

Um den Einfluß der Schweißnahtform an dieser Stelle auf die Schwingfestigkeit abzuschätzen wurde abschließend mit Hilfe der Boundary-Element-Methode eine Lebensdauerbetrachtung nach einem von Radaj vorgeschlagenen Konzept durchgeführt. Für die im Experiment untersuchte spezielle Verbindungsform von Dopplung und Grundplatte mit hohem Biegeanteil hat sich gezeigt, daß überwölbte Kehlnähte und Dreieckskehlnähte gleichwertig sind. Erst der Übergang zu Hohlkehlnähten führt zu einer deutlichen Verbesserung der Schwingfestigkeit.

Abschließend muß erwähnt werden, daß die Verwendung von Dopplungen zum Abdecken von Löchern ungünstiger ist als das Belassen eines elliptischen Lochs und deshalb nur dort sinnvoll ist, wo die Dopplung Dichtigkeitsaufgaben zu übernehmen hat.

Die beste Lösung aus der Sicht der Betriebsfestigkeit ist das Einsetzen eines Reparaturstücks. Vom Fertigungsaufwand ist der in dieser Arbeit untersuchte Flicker jedoch günstig, da er große Toleranzen zuläßt.

7 Literatur

- /1/ DIN 15018 Krane - Grundsätze für Stahltragwerke - Berechnungen 1974
- /2/ Eurocode No. 3
Design of Steel Structures
Part 1 - General Rules and Rules for Buildings.
Edited draft, Issue 3, April 1990
- /3/ Germanischer Lloyd
Vorschriften für Klassifikation und Bau von
stählernen Seeschiffen
Kapitel 2 Schiffskörper 1986
- /4/ Germanischer Lloyd
Vorschriften für Konstruktion und Prüfung von
Meerestechnischen Bauwerken 1976
- /5/ Det Norske Veritas
Rules for the Design, Construction and Inspection of
Offshore Structures 1977, 1981
- /6/ Lloyd's Register of Shipping
Rules and Regulations for the Classification of
Mobile Offshore Units 1984

- /7/ Næsheim, T.; Moan, T.; Beckvik, P.;
Øveraas, S.; Kloster, A.
The "Alexander L. Kielland"-accident
Norwegian Public Reports~ NOU 1981 : 11
- /8/ Almar-Næss, A.; Haagensen, R.J.;
Lian, .B; Simonsen, T.
Matallurgical and Fracture Analyses of the
Alexander L. Kielland Platform
International Institute of Welding,
IIW-Doc. XIII-1066-82
- /9/ Paetzold, H.
Schwingfestigkeitsverhalten ausgewählter Details
aus der Schiffskonstruktion
Forschungszentrum des Deutschen Schiffbaus
Bericht Nr. 159/1985
- /10/ Gurney, T.R.; Maddox, S.J.
A Re-Analysys of Fatigue Data for Welded Joints
in Steel
The Welding Institut Research Report E/44/72
- /11/ Deutsche Bundesbahn
Vorschrift für Eisenbahnbrücken und
sonstige Ingenieurbauwerke
DS804 Ausgabe 1983
- /12/ Schweißtechnik 1
Normen über Begriffe, Schweißzusätze, Fertigung und
Sicherung der Güte.
DIN Deutsches Institut für Normung e.V. 1978

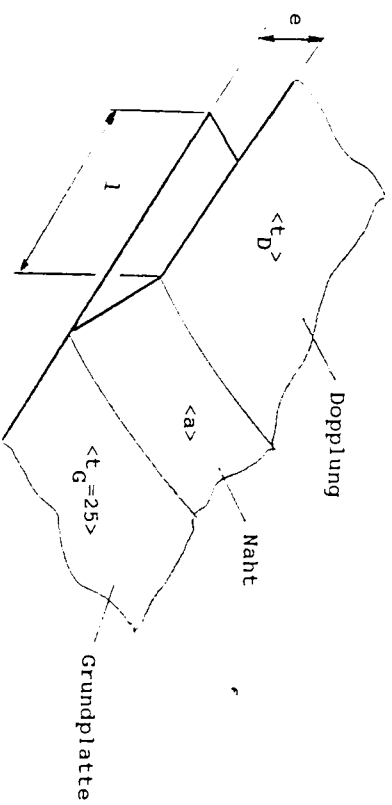
- /13/ Radaj, D.
Unendlich ausgedehnte Scheibe mit stirnseitig
angeschlossenen; beidseitigen Rechteckpflastern
unter Zugbelastung - Ein Beitrag zur Spannungs-
ermittlung.
Dissertation an der Fakultät für Maschinenwesen der
TH Braunschweig 1964
- /14/ Olivier, R.; Ritter, W.
Wöhlerlinienkatalog für Schweißverbindungen
aus Baustählen.
DVS Berichte 56/ I 1979 - 56/V 1985
- /15/ Stevenson, A.W.; Sleveland, A.
Damaged Brace on Offshore Platform
Replaced Using Hyperbaric Welding
Metal Construction December 1983, January 1984
- /16/ Thomas, W.J.F.
Welded subsea structural repairs in the North Sea
Metal Construction February 1986
- /17/ Cochrane, D.J.; Swetnam, D.
Wet Welding - A Viable Technique ?
Metal Construction Nov. 1986
- /18/ Gooch, T.G.
Properties of underwater welds
Part 1 Procedurals trials
Part 2 Mechanical properties
Metal Construction March 1983, April 1983
- /19/ ADINA, ADINA-IN, ADINA-PLOT
A Finite Element Program for Automatic
Dynamic Incremental Nonlinear Analysis
Users Mannual 1987

- /20/ Hoffmeister, H.; Küster, K.; Böllinghaus, T.; Bunes, E.
Repair welding of tubular structures by
an underwater low hydrogen wet fillet weld system
Proceedings of Second International Conference
'Welding of Tubular Structures'
Bosten, 1984 IIW Pergament Press p. 145-150
- /21/ Küster, K.; Hoffmeister, H.; Schafstall, H.G.
Hydrogen pick up during welding by using an advanced
wet welding technique (local dry spot)
2. International GUSI-Symposium
-Underwater Technology-
15-16 June 1987 Geesthacht/Hamburg, p. 9/1 - 9/27
- /22/ Haibach, E.
Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen
aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung
Laboratorium für Betriebsfestigkeit, Darmstadt.
Bericht Nr. FB77(1968)
- /23/ Müsgen, B.
Entwicklung von Stählen für die Offshoretechnik
Institut für Schiffbau der Universität Hamburg
21. Fortbildungskurs 1985
- /24/ Buxbaum, O.
Betriebsfestigkeit
Sichere und wirtschaftliche Bemessung
schwingbruchgefährdeter Bauteile
Verlag Stahleisen mbH 1986
- /25/ Gaßner, E.; Griesse, F.W.; Haibach, E.
Ertragbare Spannungen und Lebensdauer einer
Schweißverbindung aus Stahl St 37 bei verschiedenen
Formen des Beanspruchungskollektivs.
Archiv für das Eisenhüttenwesen, Heft 3, März 1964

- /26/ Sonsino, C.M.; Böhme, D.; Kulka, C.; Helwig, R.
Slope of the S-N-curve and high-cycle fatigue
behaviour of longitudinal stiffener in as-welded and
stress-relieved states.
International Institute of Welding,
IIW-Doc. XIII-1242-87
- /27/ von Selle, H.
Schwingfestigkeit unter Wasser geschweißter
Anodenhalter
Institut für Schiffbau der Universität Hamburg
IfS-Schrift Nr. 2382
- /28/ Haibach, E.
Betriebsfestigkeit
Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung
VDI-Verlag 1989
- /29/ Zenner, H.; Schütz, W.
Betriebsfestigkeit von Schweißverbindungen-
Lebensdauerabschätzungen mit
Schadensakkumulationshypothesen.
Schweißen & Schneiden Heft 2, 1974
- /30/ Germanischer Lloyd
Kapitel 9 - Vorschriften für Klassifikation und Bau
von Schiffen zur Beförderung verflüssigter Gase als
Massengut.
1984
- /31/ Peterson, R.E.
Stress Concentration Design Factors.
John Wiley & Sons, INC. New York 1953

- /32/ Engineering Science Data Unit, No. 65004
Geometric Stress Concentration Factors
Unreinforced Rectangular Holes with
Rounded Corners in Infinite Flat Plates
Royal Aeronautic Society 1965
- /33/ Radaaj, D.; Schilberth, G.
Kerbspannungen an Ausschnitten und Einschlüssen.
Fachbuchreihe Schweißtechnik, Band 69,
Deutscher Verband für Schweißtechnik 1977.
- /34/ Radaaj, D.
Kerbspannungen an Öffnungen und starken Kerben
Deutscher Verband für Schweißtechnik
DVS Berichte Band 9 1970
- /35/ Radaaj, D.
Gestaltung und Berechnung von Schweißkonstruktionen,
Ermüdungsfestigkeit.
Fachbuchreihe Schweißtechnik Vol. 82. DVS, 1985
- /36/ Radaaj, D.
Notch stress proof for fatigue resistant welded
structures.
International Institute of Welding,
IIW-Doc. XIII-1157-85
- /37/ Neuber, H.
Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration
bei Festigkeitsberechnungen.
Konstruktion 20, p.245-251, 1968
- /38/ Integralgleichungsmethode Vorhaben 209 und 245.
Abschlußbericht I, II und III,
Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen, 1982

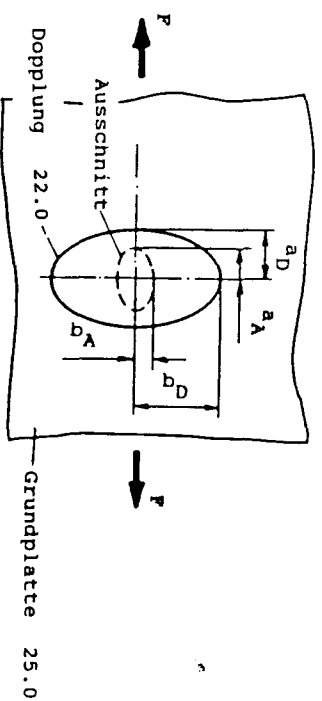
- /39/ EDV-Programmsystem BETSY
(Boundary Element code for thermoelastic Systems).
Users Manual, 1982
- /40/ Schafstall, H.G.; Petershagen, H.; von Selle, H.
Investigations into the Fatigue Strength of butt
Welds made under hyperbaric Conditions
International Symposium on Tubular Structures
Lappeenranta, Finland, September 1.-2., 1989
- /41/ Petershagen, H.
Erfahrungen mit dem Kerbspannungskonzept
"Kerben und Betriebsfestigkeit".
15. Vortragsveranstaltung des DVM-Arbeitskreises
Betriebsfestigkeit, Ingolstadt 18./19. Okt. 1990
- /42/ Olivier, R.; Seeger T.
Einfluß des Nahtanstiegswinkels auf die
Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen -
Einheitliche Auswertung im Schrifttum
veröffentlichter Untersuchungsergebnisse.
TH Darmstadt, FG Werkstoffmechanik,
Bericht Nr. FF-2/1989



Ausgangs- version																
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
Version																
Dopplungsdicke	t [cm]	2.2	2.5	2.8	0	0.5	1.0	1.5	2	2.5	3					
Abstand der neutralen Fasern von Dopplung und Grundplatte	e [cm]	2.35			/	1.5	1.75	2.0	2.25	2.5	2.75					
Nahtdicke	a [cm]	2.5			/	0.57	1.14	1.70	2.30	2.80	3.40	2.0	3.0			
Dopplung in der Mitte abgesenkt	nein											ja	ja			
Überlappungslänge von Dopplung und Grundplatte	l [cm]	7.5													5.5	9.5

nicht ausgefüllte Felder sind mit der
Version 1 identisch

Tabelle 1 Varianten mit kreisrunden Ausschnitts- und Dopplungsformen



Ausschnittsellipse Dopplungsellipse	in Kraftrichtung in Kraftrichtung				quer zur Kraftrichtung quer zur Kraftrichtung				in Kraftrichtung in Kraftrichtung			
Version	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28
Ausschnittsabmessungen												
a_A [cm]	22.0	24.0	26.0	28.0	18.0	16.0	14.0	12.0	20.88	21.75	22.60	23.45
b_A [cm]	18.0	16.0	14.0	12.0	22.0	24.0	26.0	28.0	19.15	18.28	17.41	16.65
Dopplungsabmessungen												
a_D [cm]	29.5	31.5	33.5	35.5	25.5	23.5	21.5	19.5	26.63	25.78	24.90	24.05
b_D [cm]	25.5	23.5	21.5	19.5	29.5	31.5	33.5	35.5	28.35	29.22	30.10	30.95

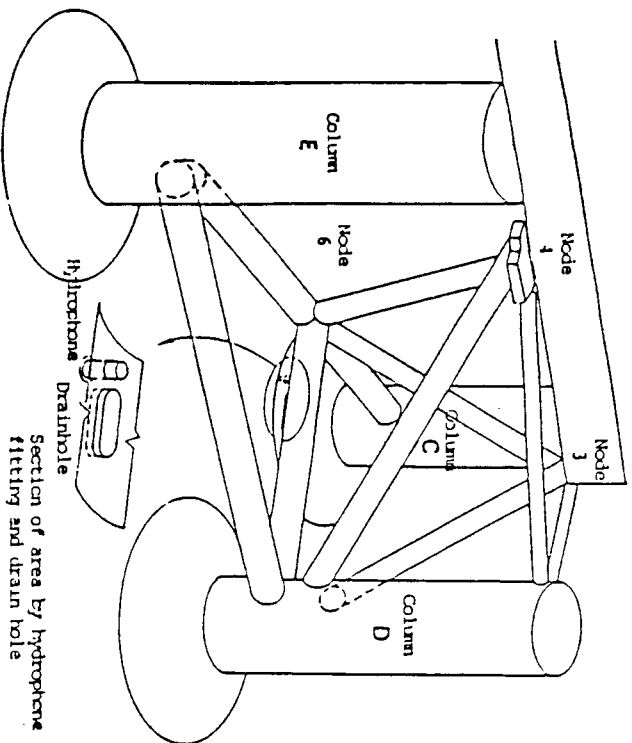
Tabelle 2 Varianten mit elliptischen Ausschnitts- und Dopplungsformen

Tabelle 3 Formzahlen

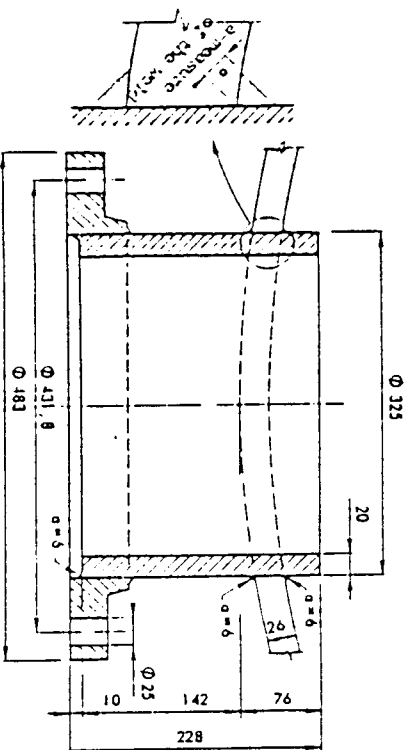
$$\text{Formzahl } \alpha_k = -\frac{\sigma}{X} - \frac{\sigma}{n}$$

Nennspannung im ungestörten Querschnitt $\sigma_n = 133.0 \text{ N/mm}^2$

Version	Bereich A	Bereich B	Parameter
	α_k	α_k	
	$\frac{\sigma}{X}$	$\frac{\sigma}{X}$	
	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	
neu	1	2.876	Ausgangsversion
2	200.2	370.9	Dopplungsdicke
3	201.7	359.4	Dopplungsdicke
4	26.5	404.5	Dopplungsdicke
5	125.5	409.4	und Abstand
6	168.6	406.7	der neutralen
7	188.8	398.9	Fasern
8	197.0	387.4	
9	198.0	374.0	
10	195.8	358.7	
11	195.2	384.8	Nahtdicke
12	199.3	378.1	
13	197.3	288.1	Dopplung in der
14	204.1	335.1	Mitte abgesenkt
15	201.5	384.5	Überlappungslänge von
16	194.5	377.3	Dopplung und Grundplatte
17	204.8	348.7	Ausschnitt: Längsellipse
18	213.0	309.4	Dopplung: Längsellipse
19	223.4	277.5	
20	234.9	250.7	
21	193.4	429.2	Ausschnitt: Querellipse
22	190.1	481.5	Dopplung: Querellipse
23	187.5	540.1	
24	185.7	603.7	
25	195.6	367.6	Ausschnitt: Längsellipse
26	193.6	353.0	Dopplung: Querellipse
27	192.5	339.9	
28	193.1	329.3	



a) Location of the hydrophone fitting on brace D-6.
Section of area by hydrophone fitting and drain hole



b) Sectional elevation of the hydrophone fitting with nominal measures.

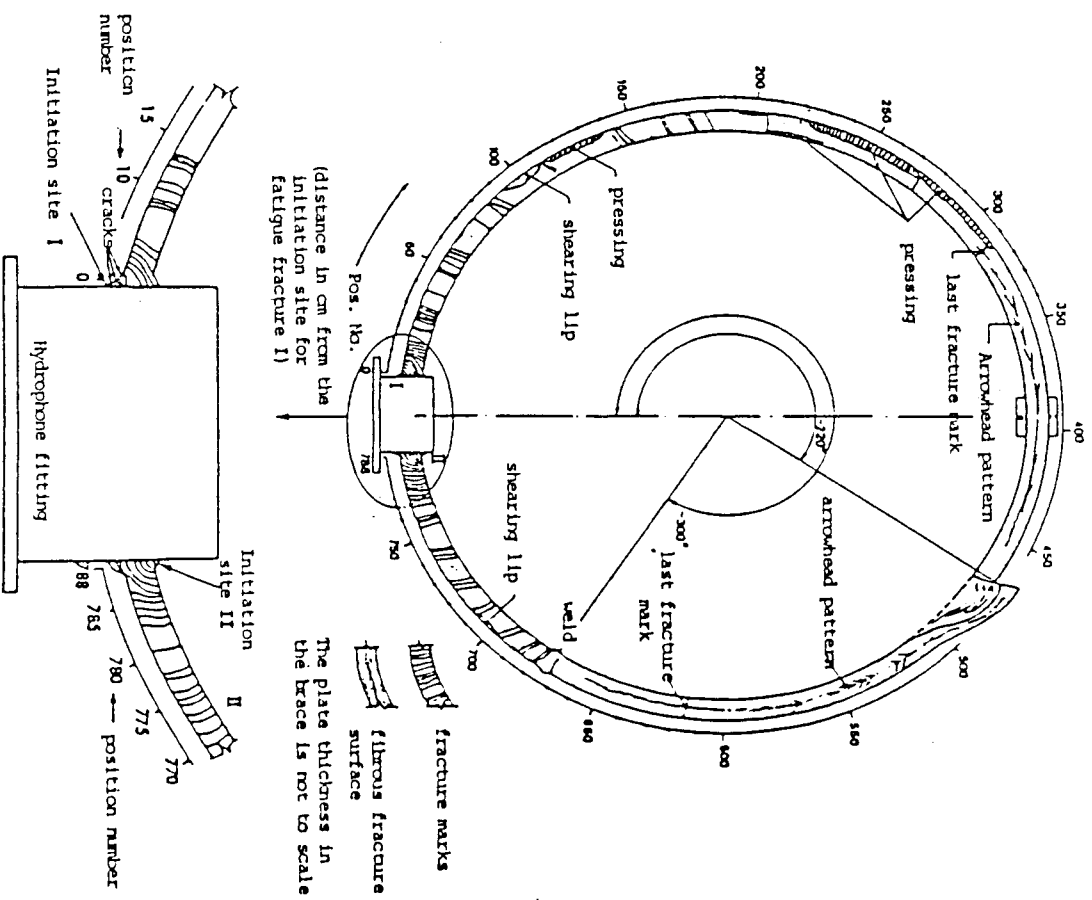


Bild 1 "Alexander Kielland" mit Strebe D-6 und Hydrophonhalter

Bild 2 Versuchsmodell, Anordnung der Dehnungsmeßstreifen

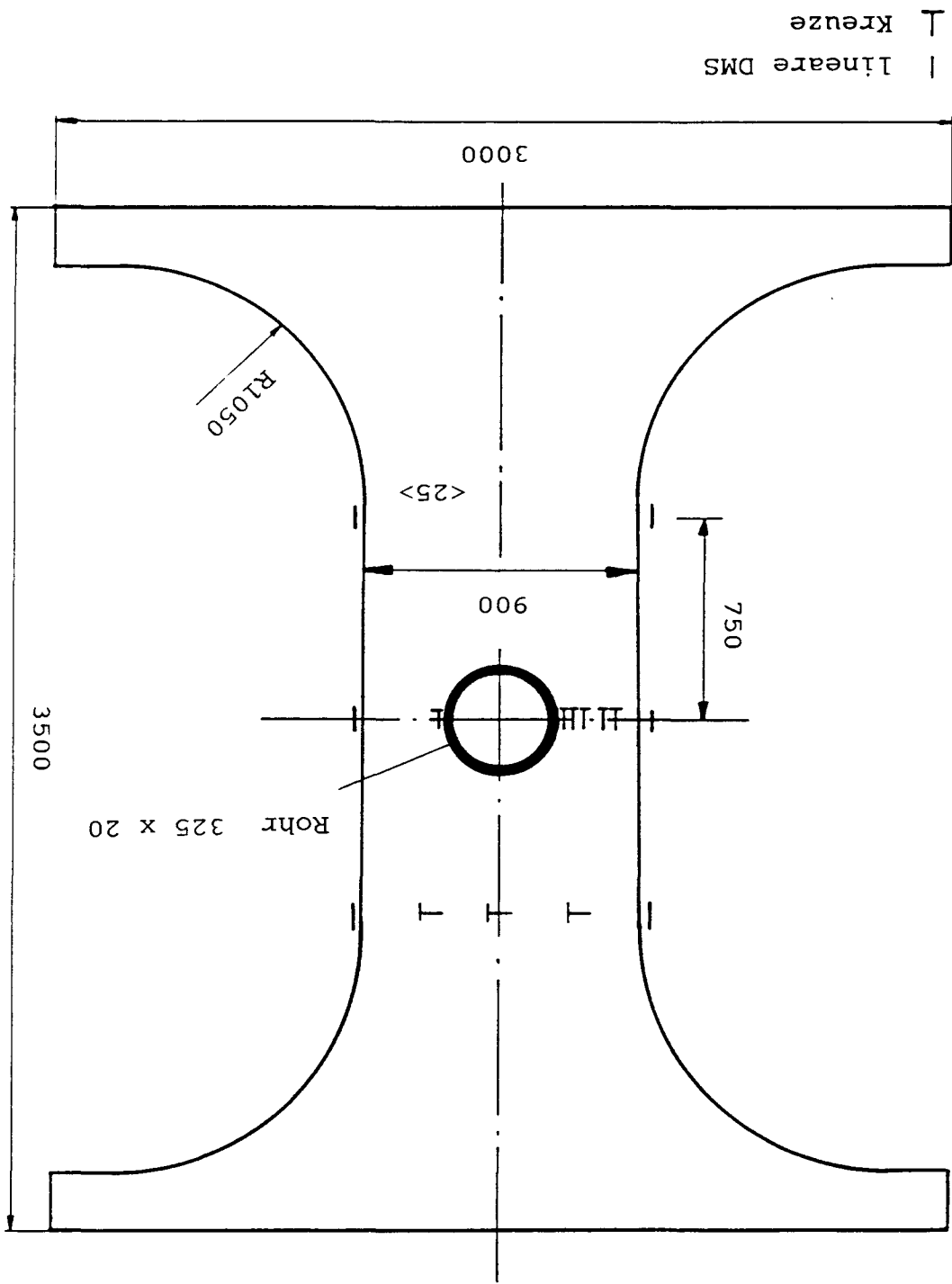
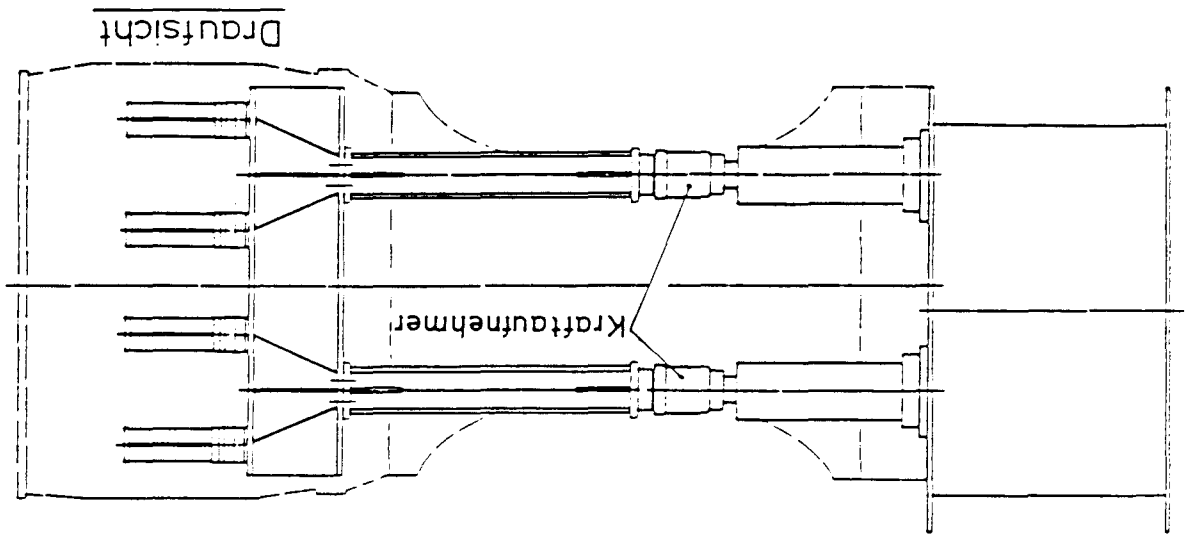
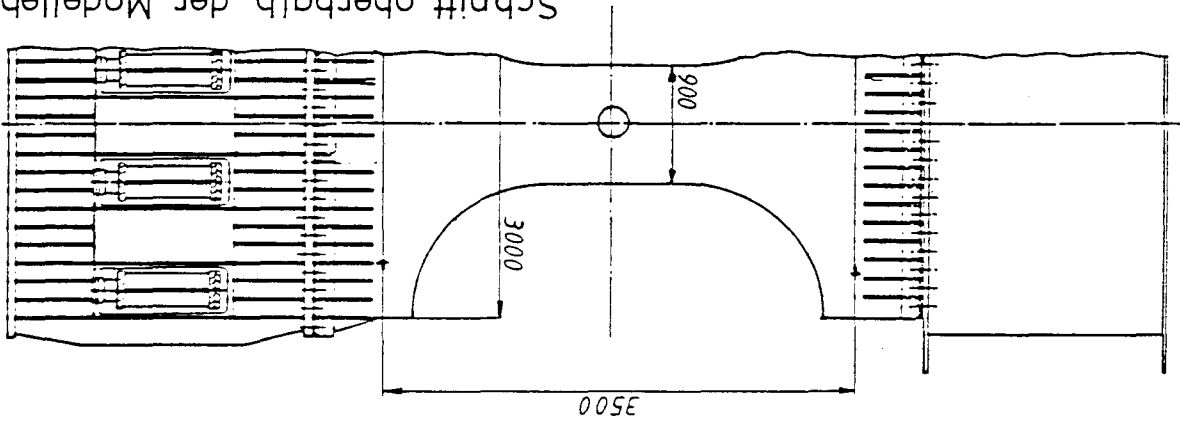


Bild 3 Versuchsaufbau



Schnitt oberhalb der Modellebene



Seitenansicht

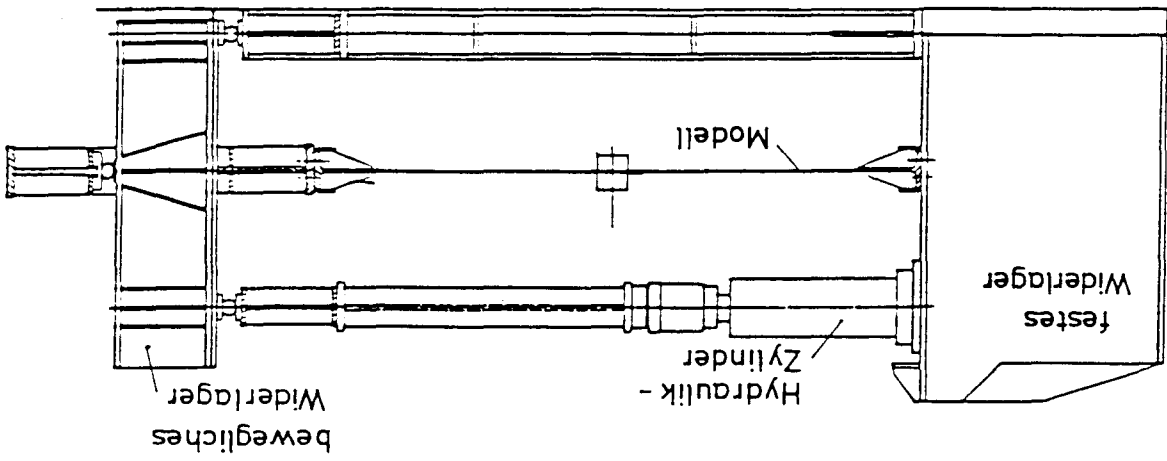


Bild 5 Rißlängen

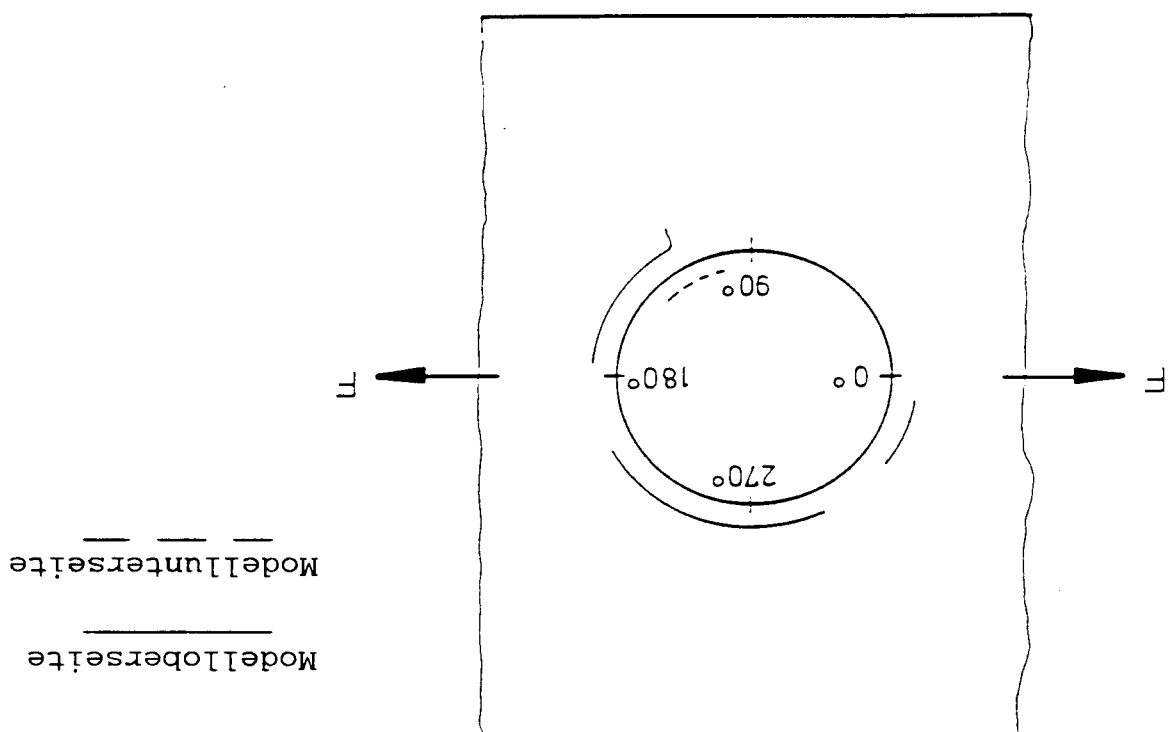


Bild 4 gemessene Spannungen

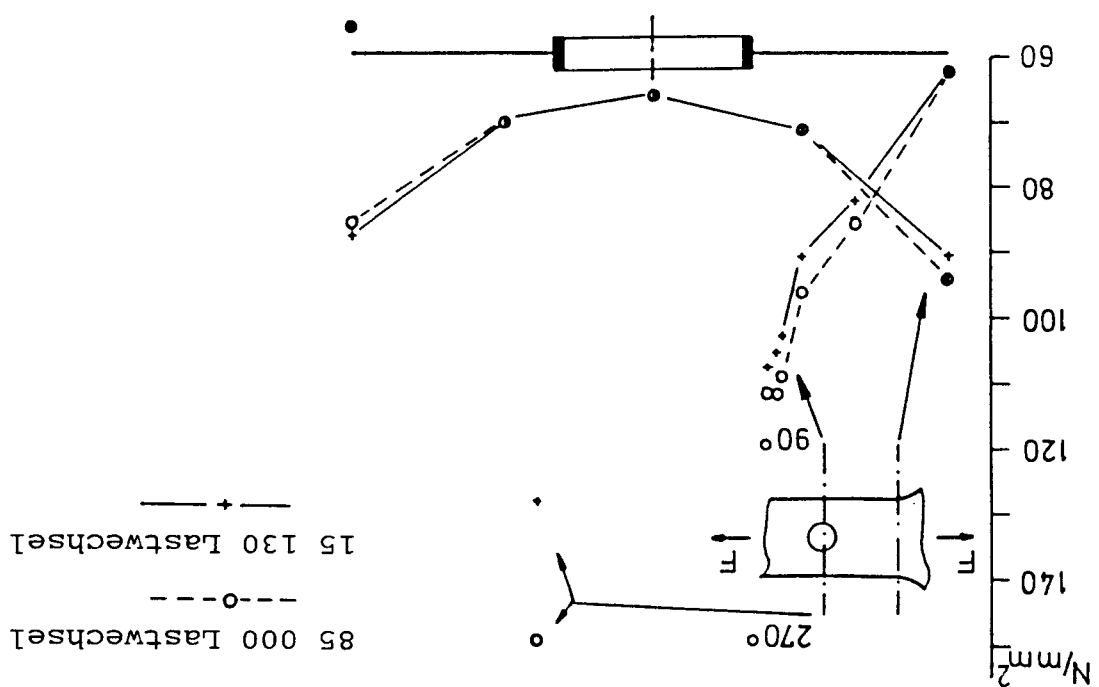


Bild 7 Vergleich der Meßwerte mit der FE-Berechnung

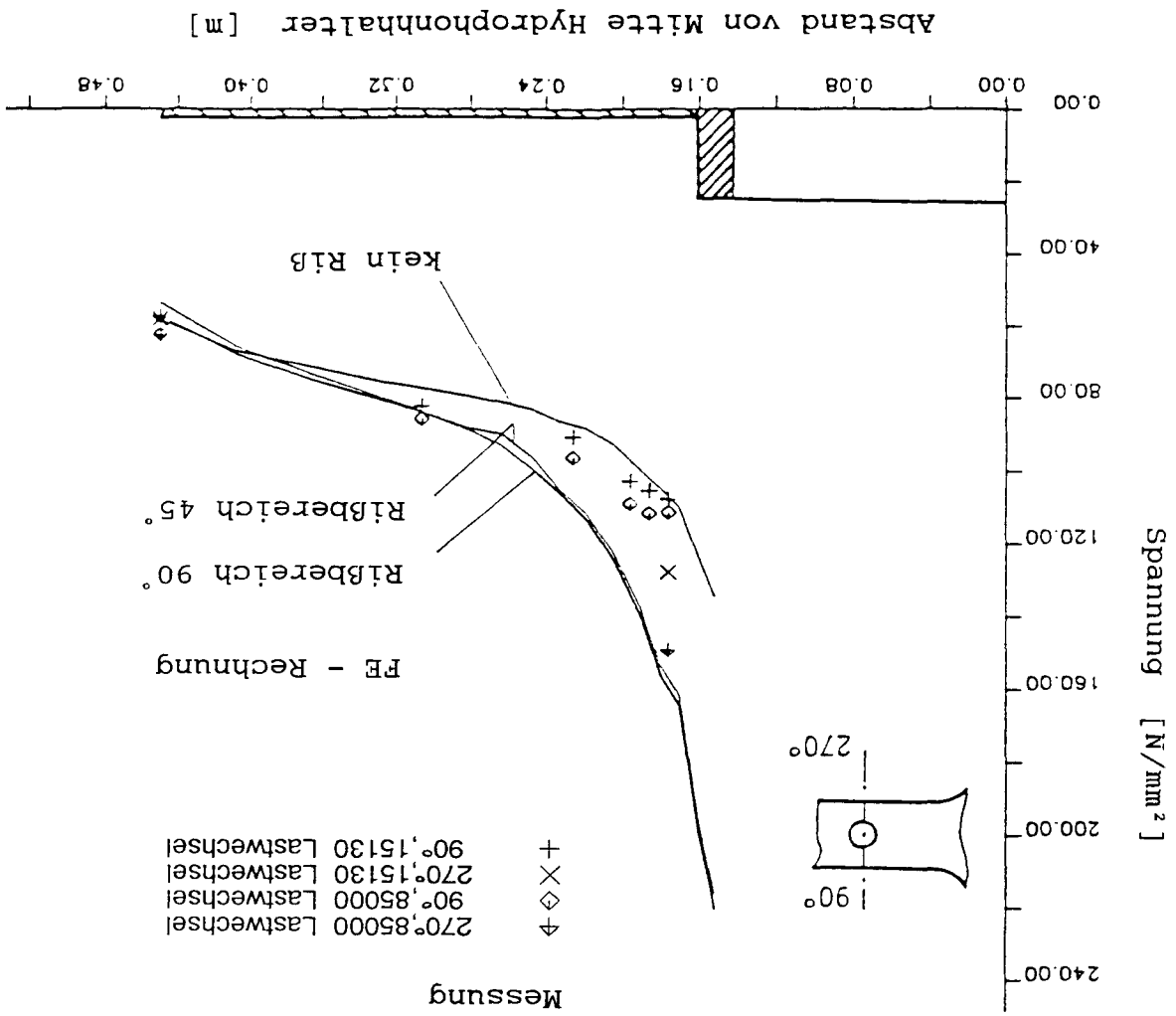


Bild 6 Abmessungen des Rechenmodells

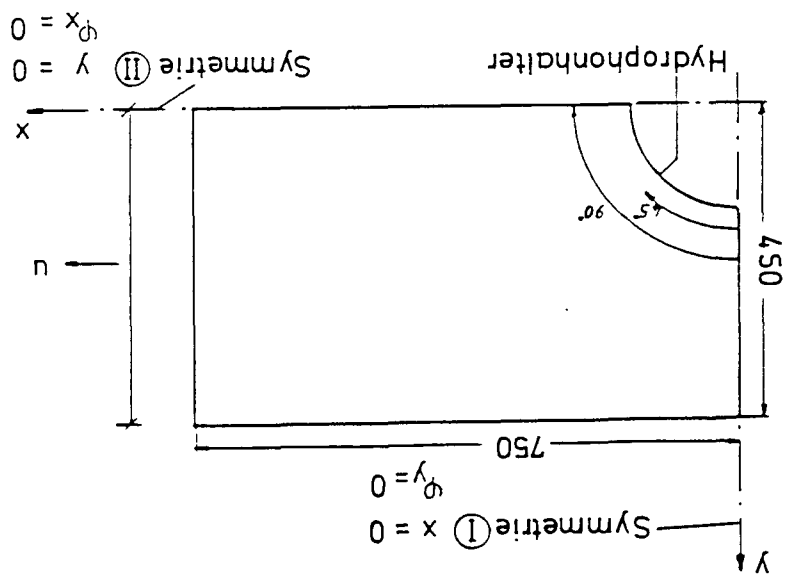


Bild 8 Schweißapparat

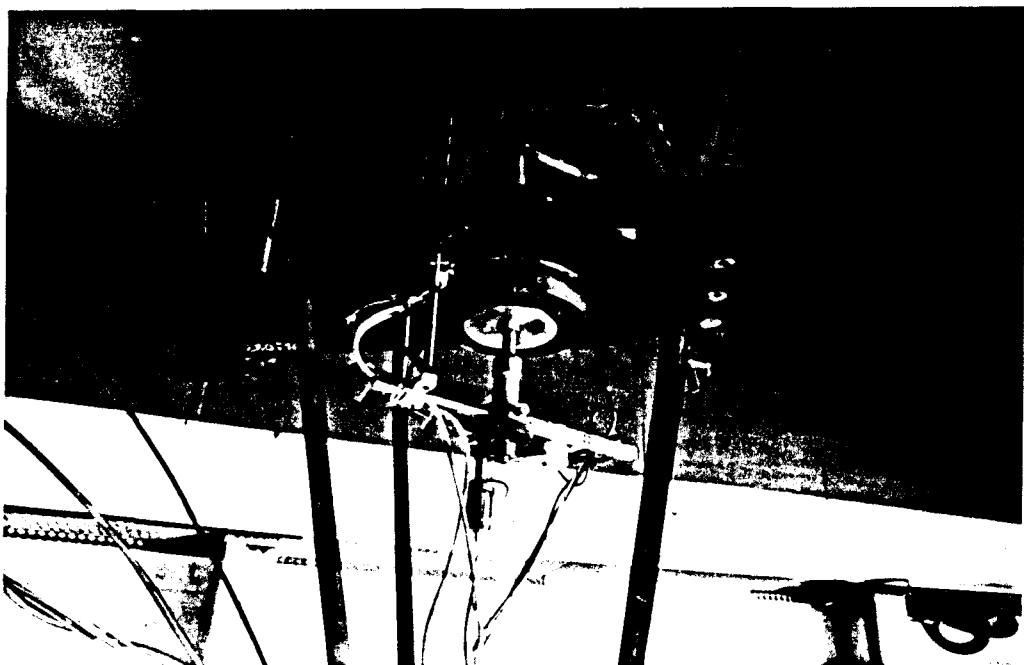
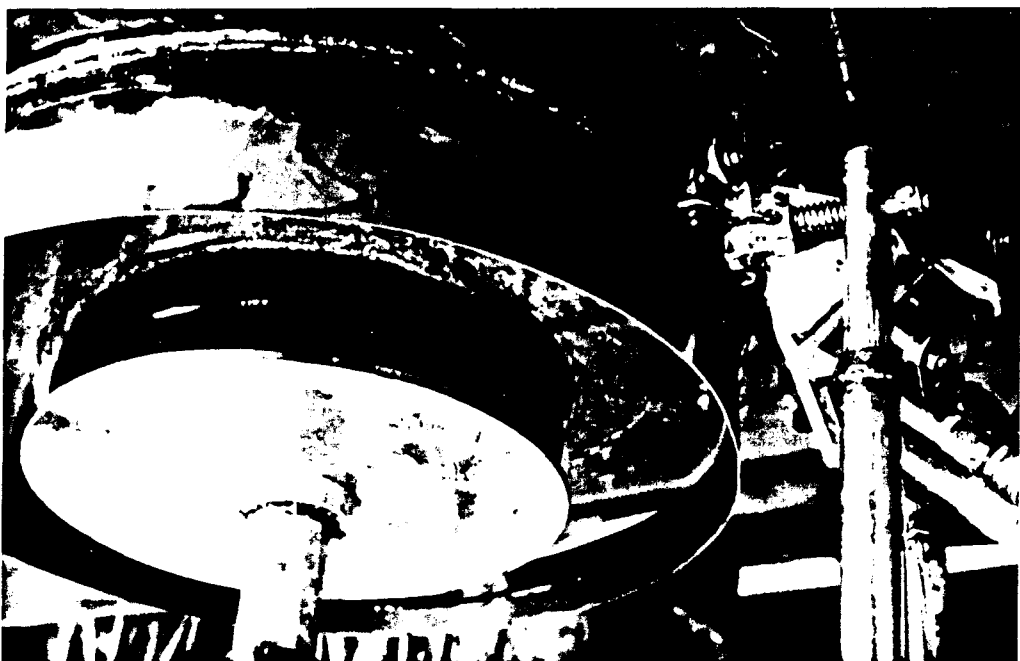


Bild 9 Versuchsmodell mit Flicken, Anordnung der Dehnungsmeßstreifen

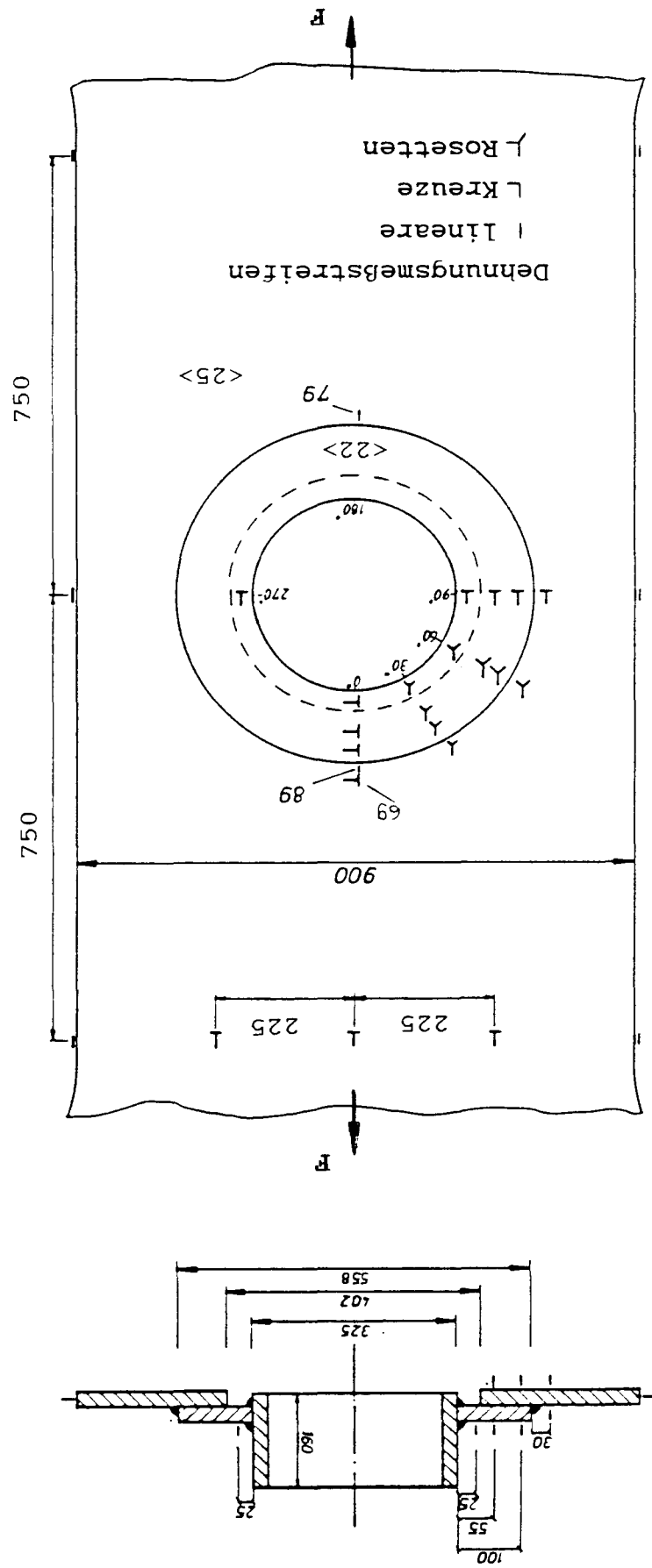


Bild 10 gemessene Hauptspannungen vor dem Fließen

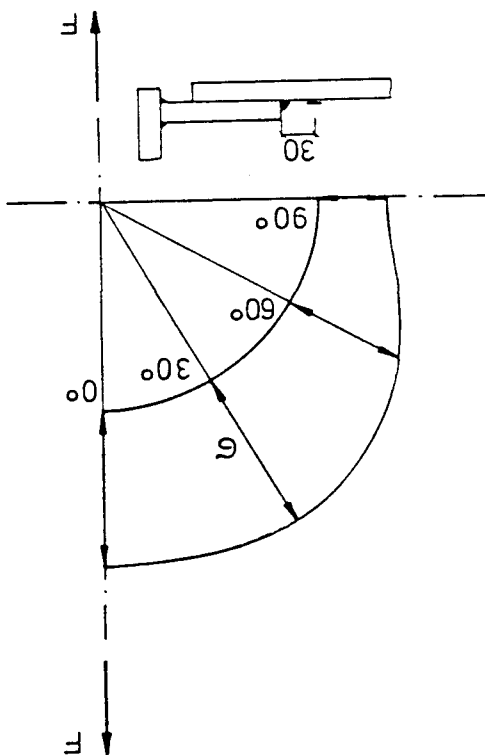
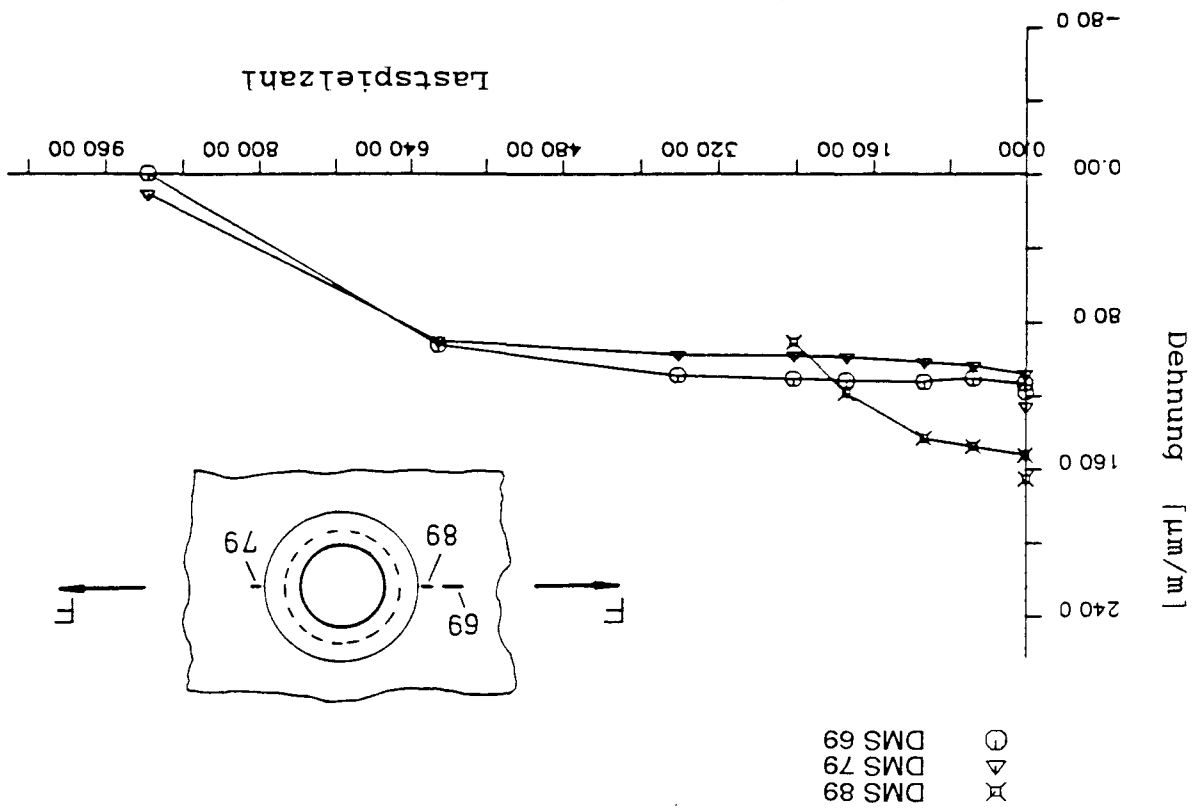


Bild 11 gemessene Dehnungen am Ribausgangspunkt



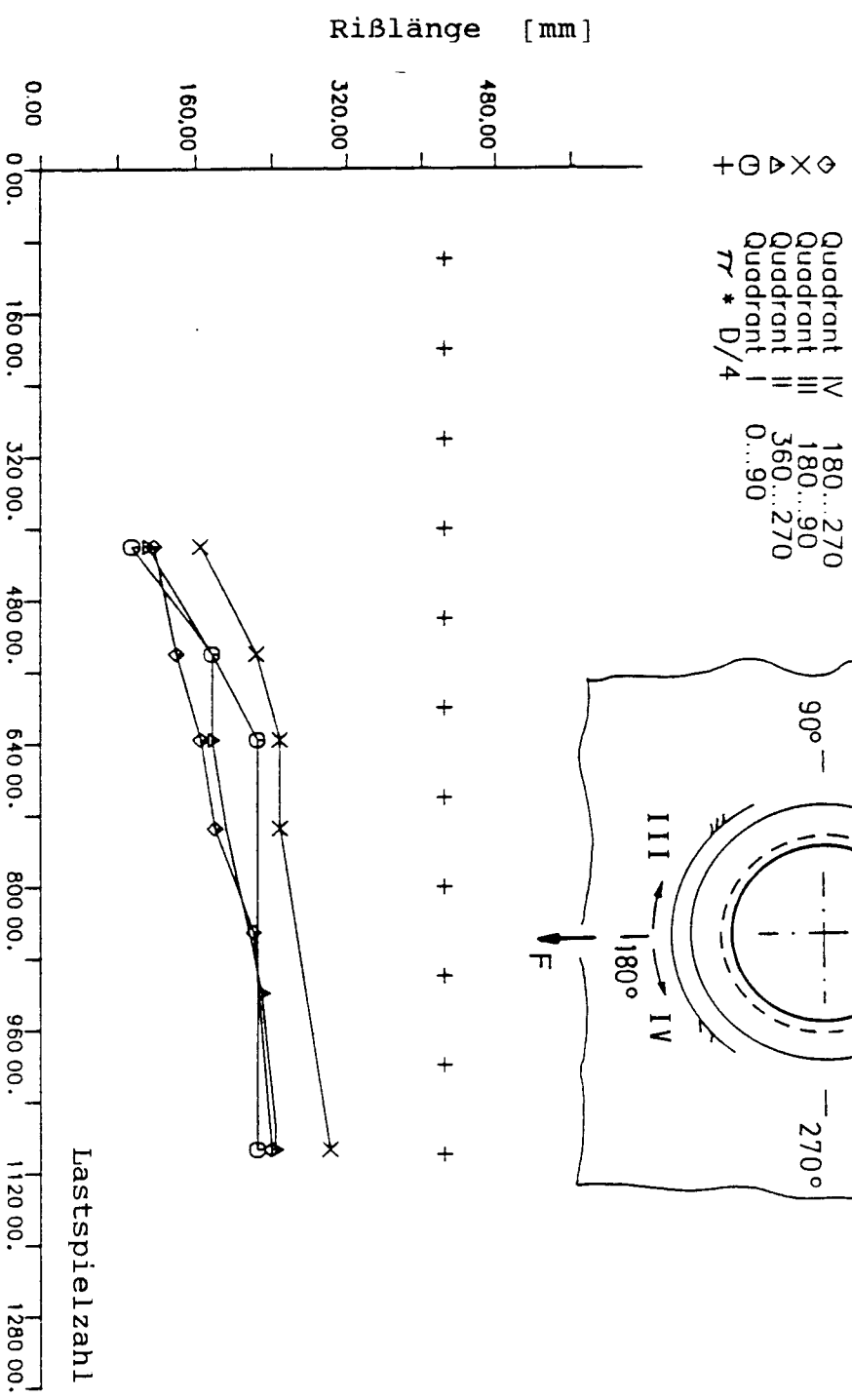
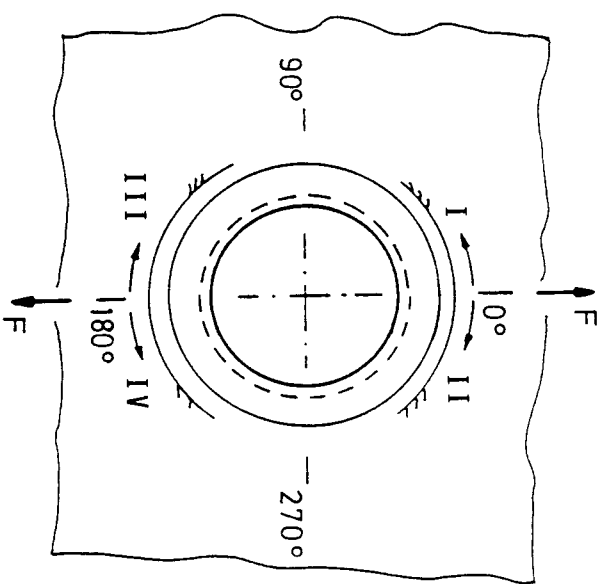
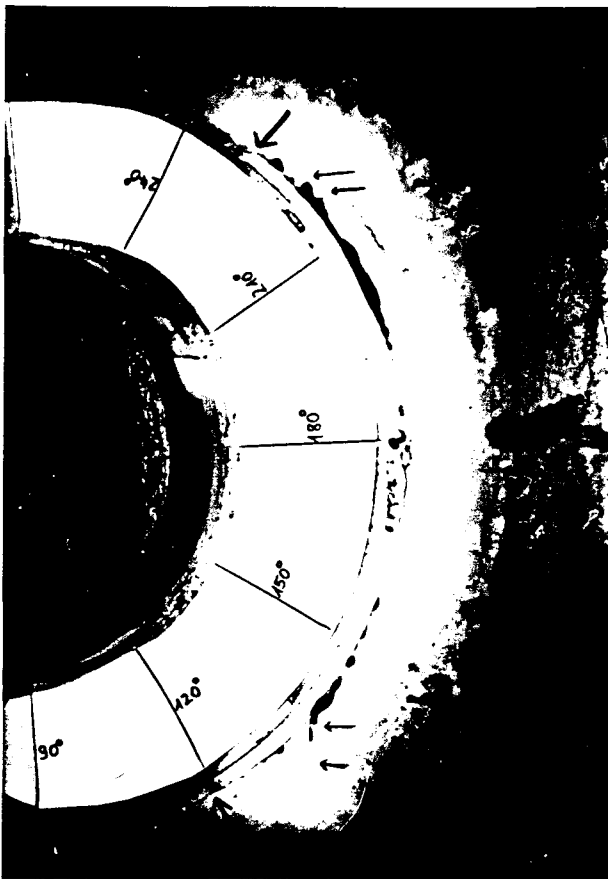


Bild 12 Rißfortschrittskurve

Bild 14 Flickenschweißung nach dem Versuch

Oberrseite

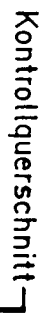


Unterrseite



Bild 13 Versuchsanlage





- linear DMS

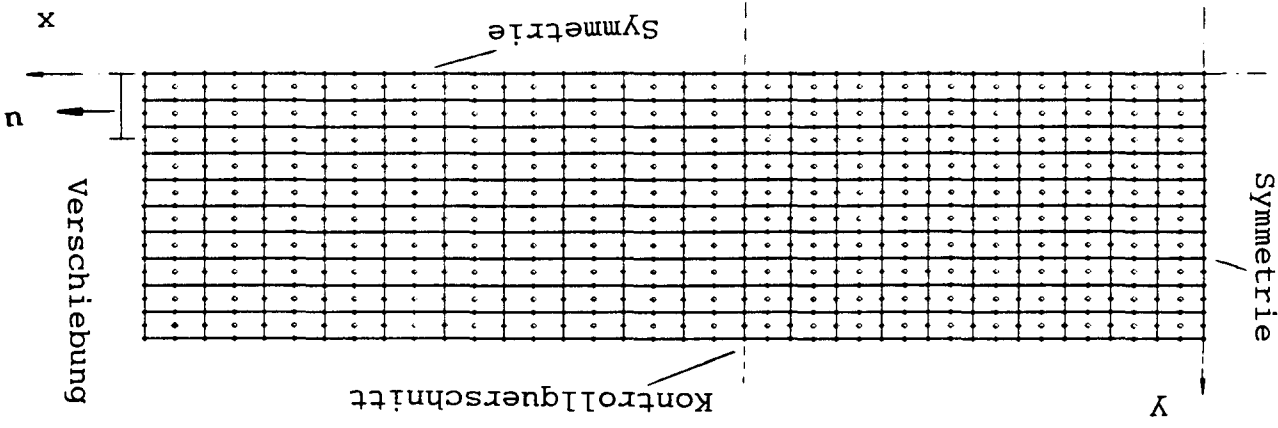


Bild 16 FE-Modell zur Bestimmung der Versuchsmodelllänge Netz

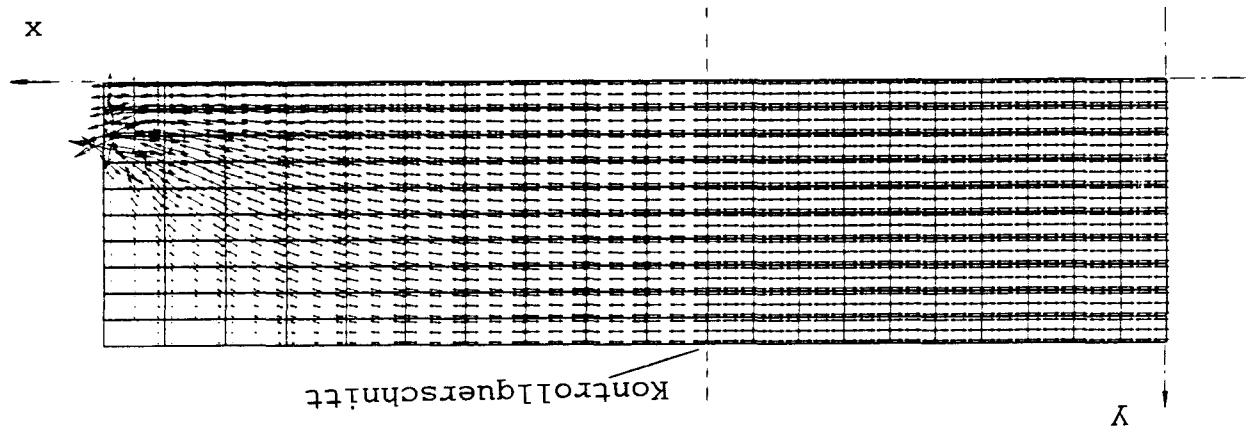


Bild 17 FE-Modell zur Bestimmung der Versuchsmodelllänge Hauptspannungen

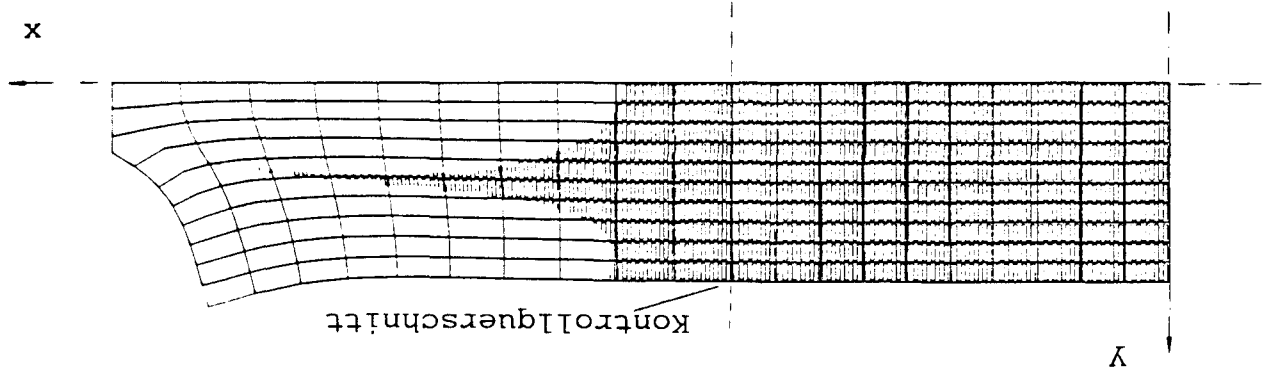


Bild 18 FE-Modell zur Bestimmung der Versuchsmodelllänge Nennspannungsbereich

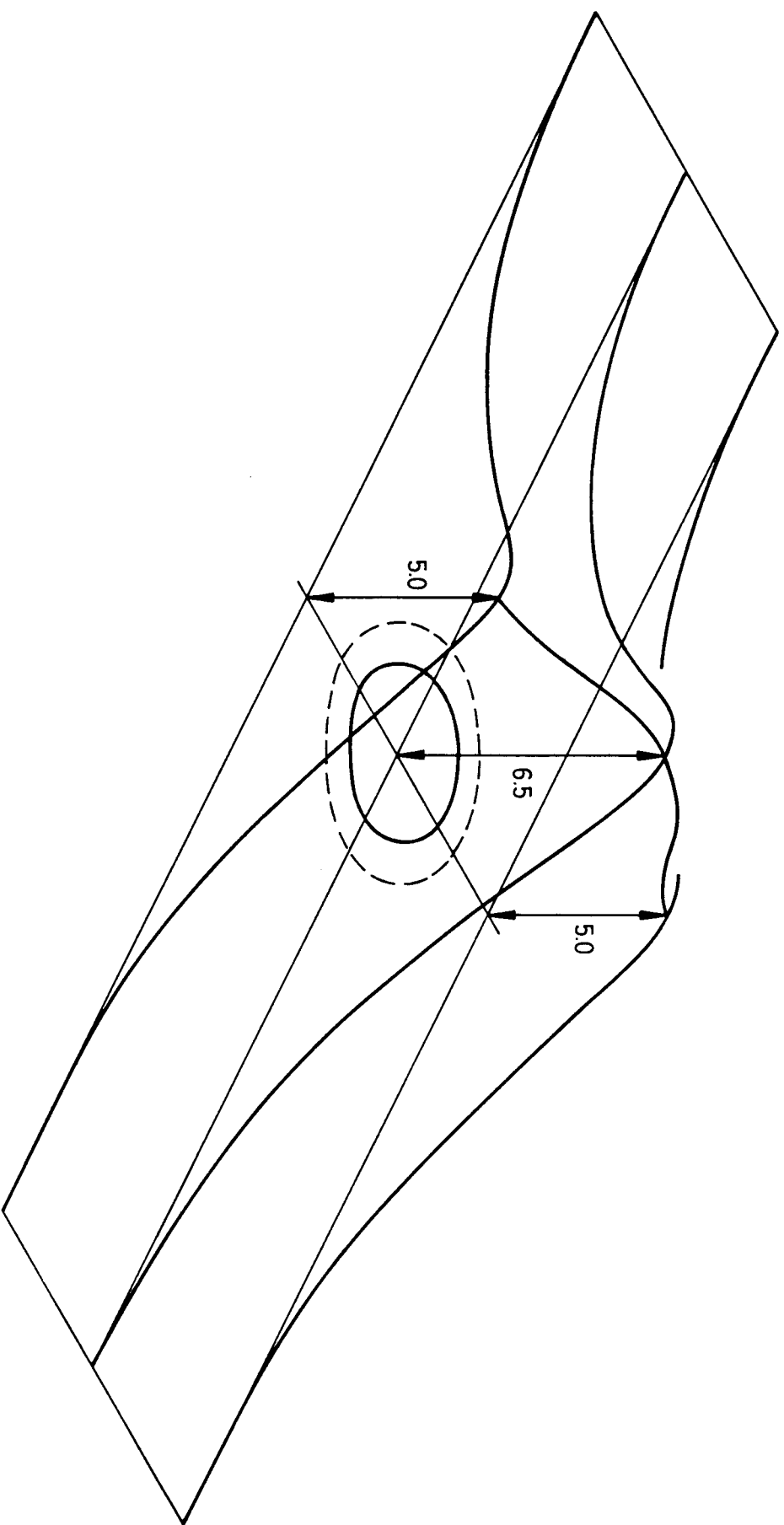
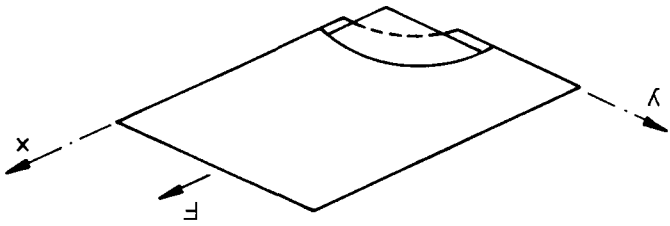
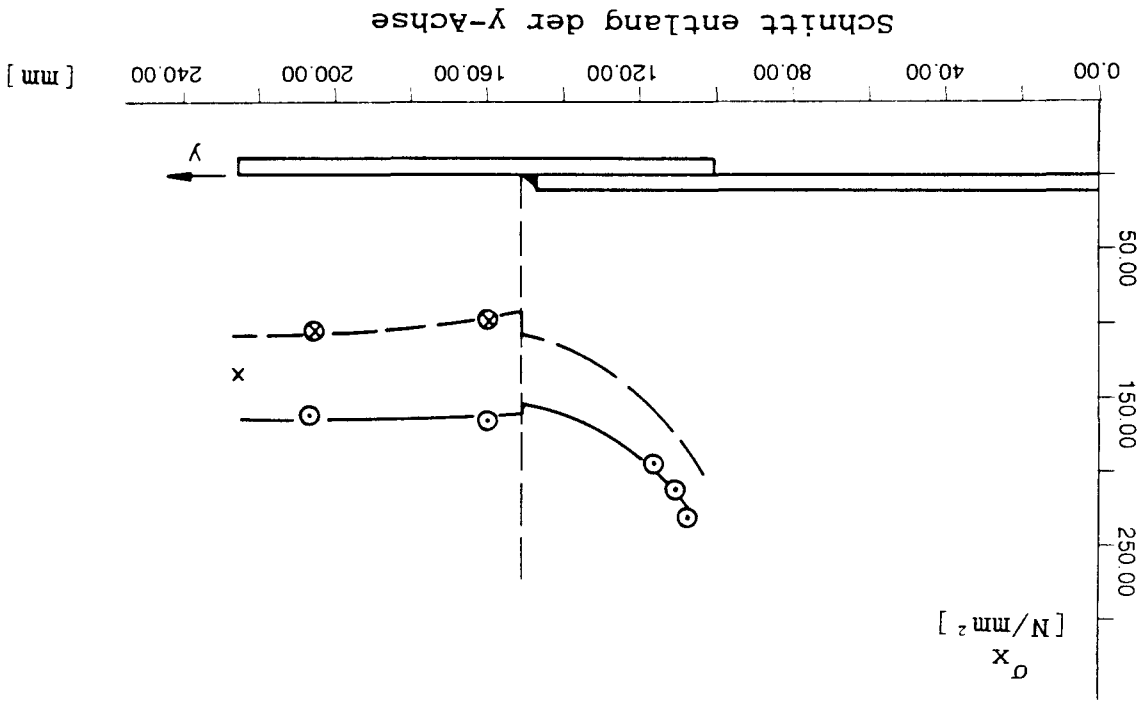
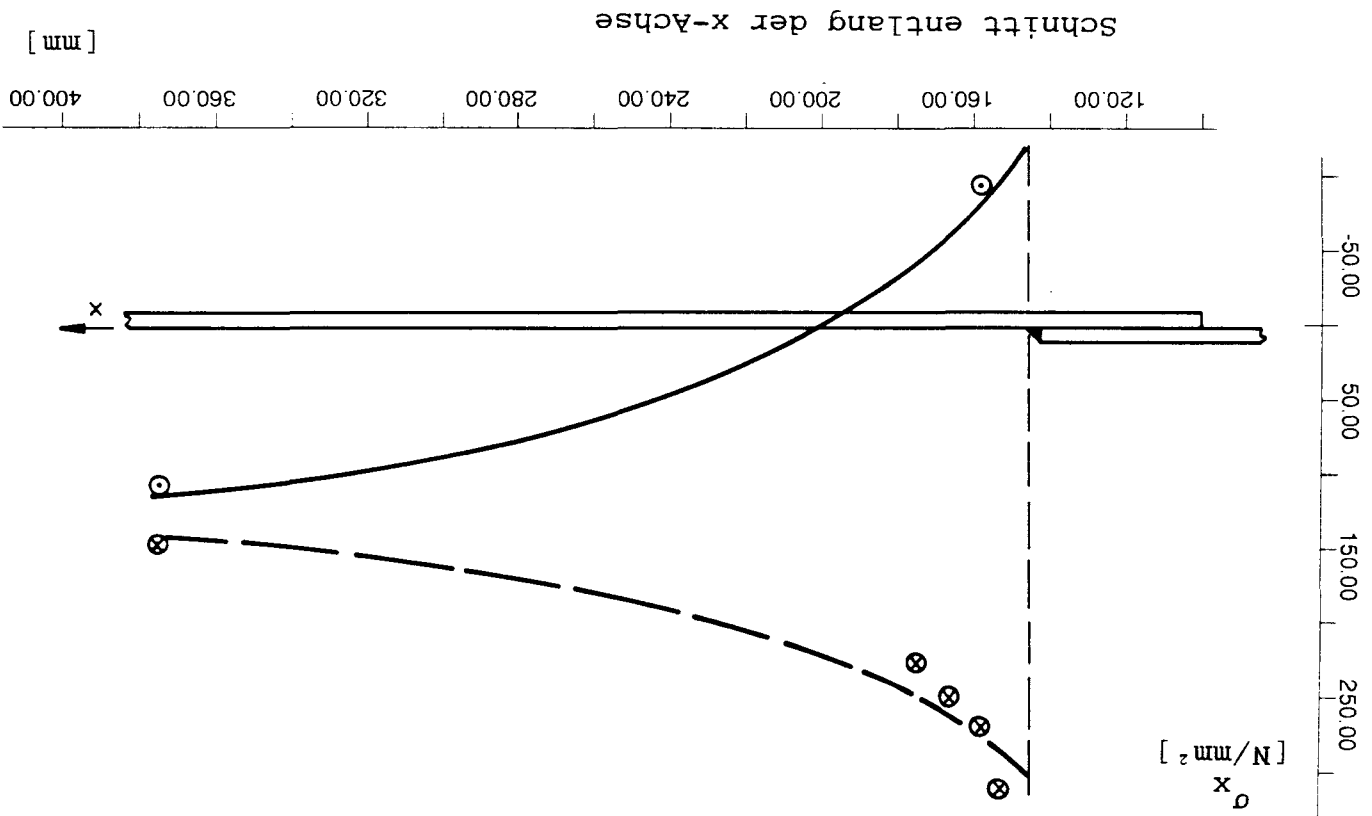


Bild 19 Vorverformung des Versuchsmodells

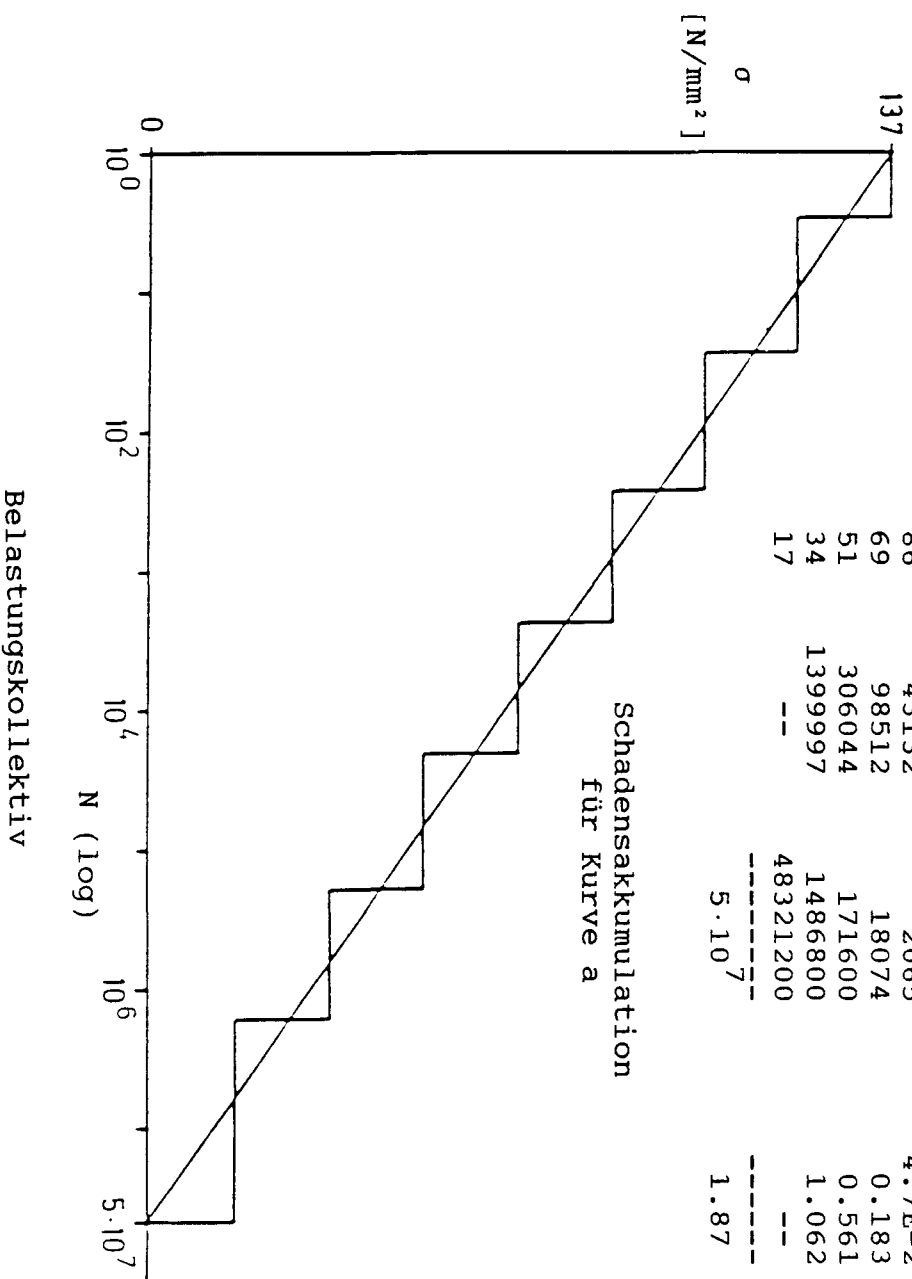


--- Rechnung Plattenunterseite
 --- Rechnung Plattoberseite
 ⊗ Messung Plattenunterseite
 ⊗ Messung Plattenrand
 ⊗ Messung Plattoberseite



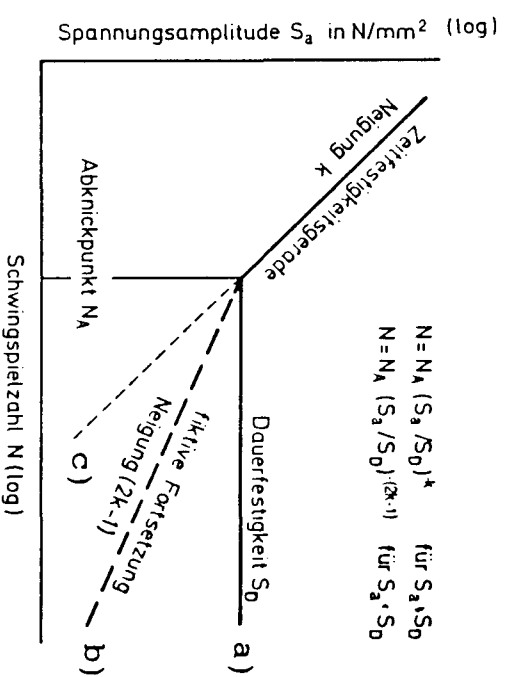
σ_{ai}	N_{EVi}	N_{Bi}	$S_i = N_{Bi} / N_{EVi}$
137	7524	3	4.0E-4
120	12366	24	1.9E-3
103	21930	234	1.1E-2
86	43132	2065	4.7E-2
69	98512	18074	0.183
51	306044	171600	0.561
34	1399997	1486800	1.062
17	--	48321200	--
		5 · 10 ⁷	1.87

Schadensakkumulation
für Kurve a



Lebensdauerabschätzung

- a : 5.4 Jahre
- b : 4.3 Jahre
- c : 2.3 Jahre



Wöhlerdiagramm aus /28/

Bild 21 Lineare Schadensakkumulationsrechnung

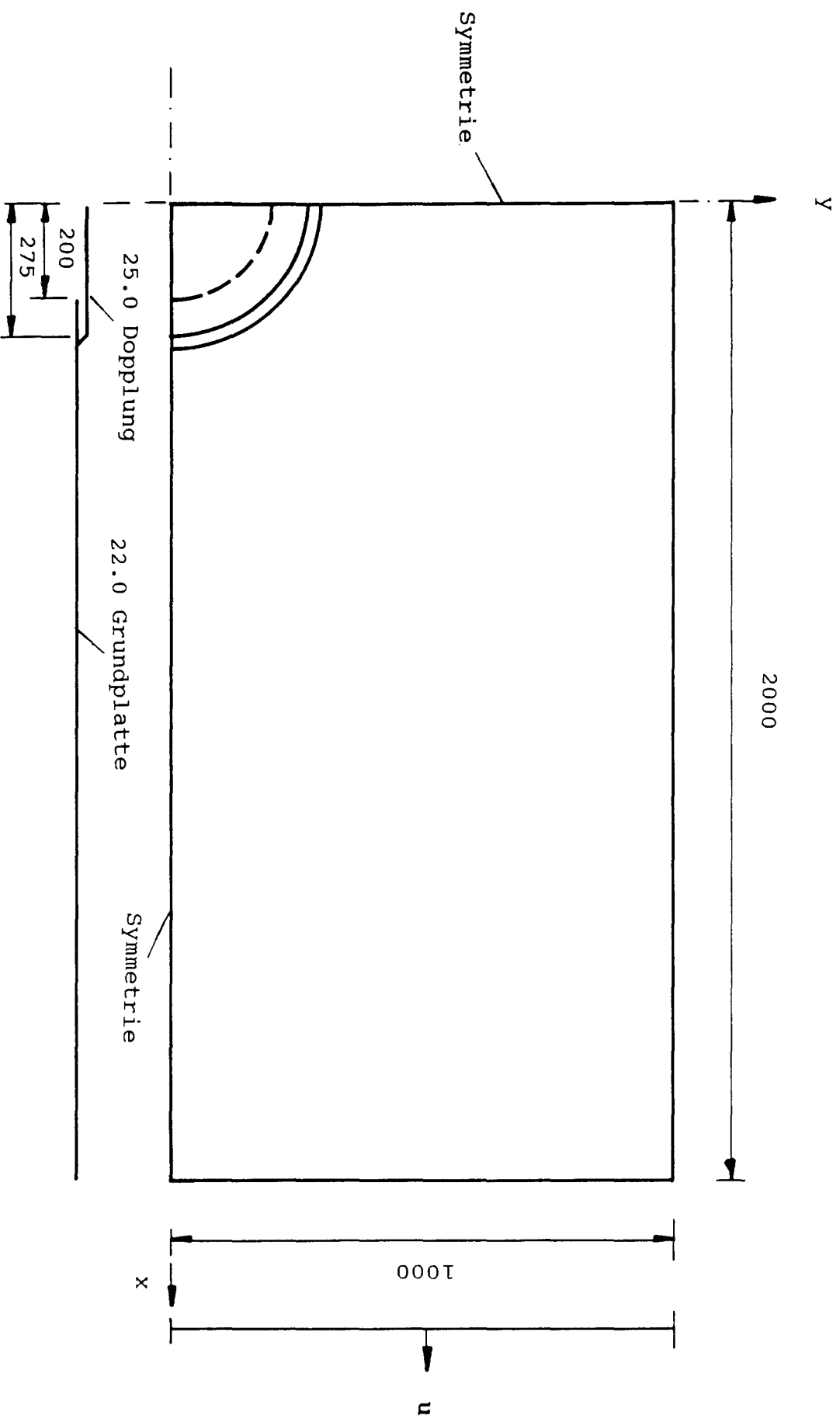


Bild 22 Ausgangsmodell für die Variation

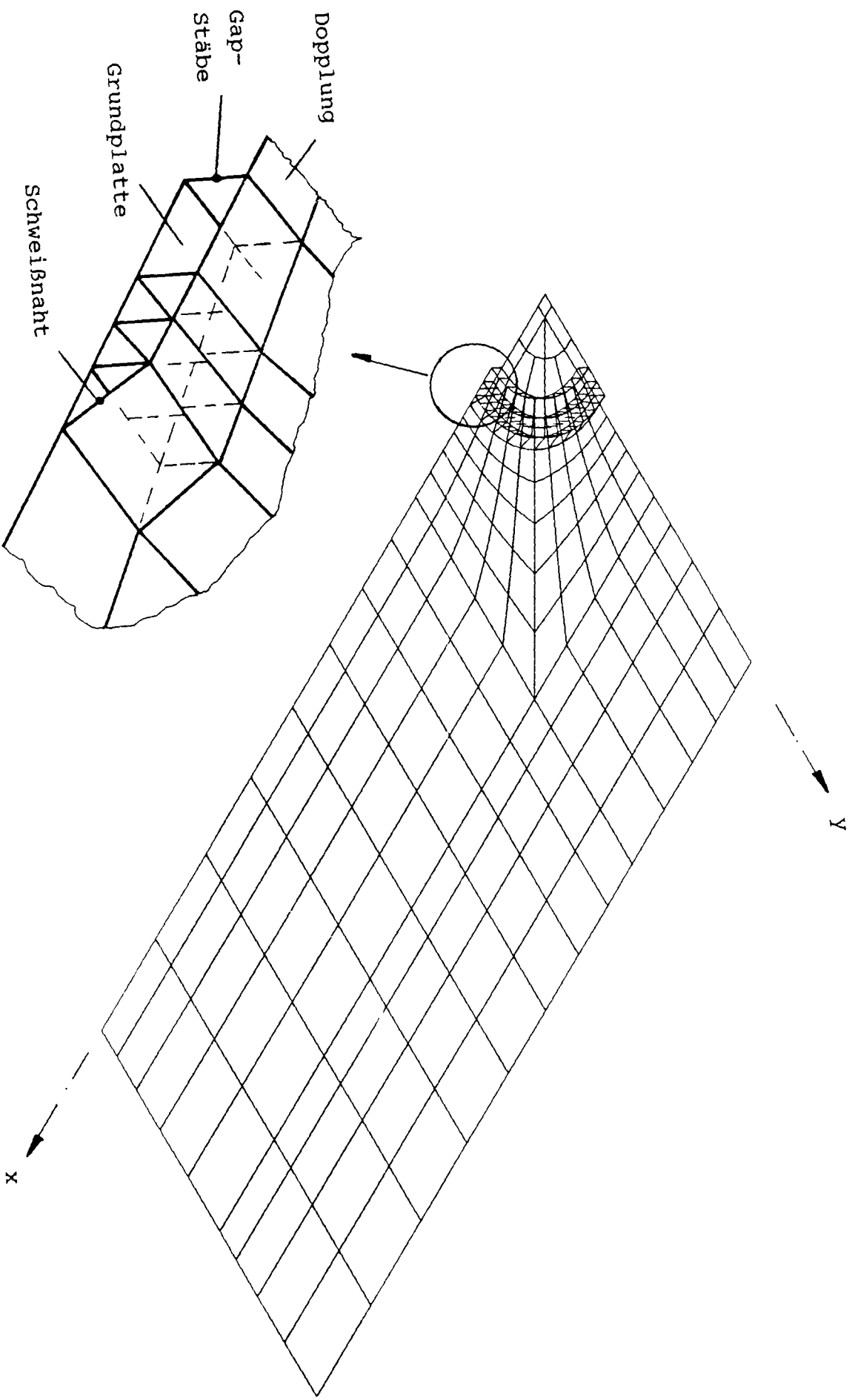
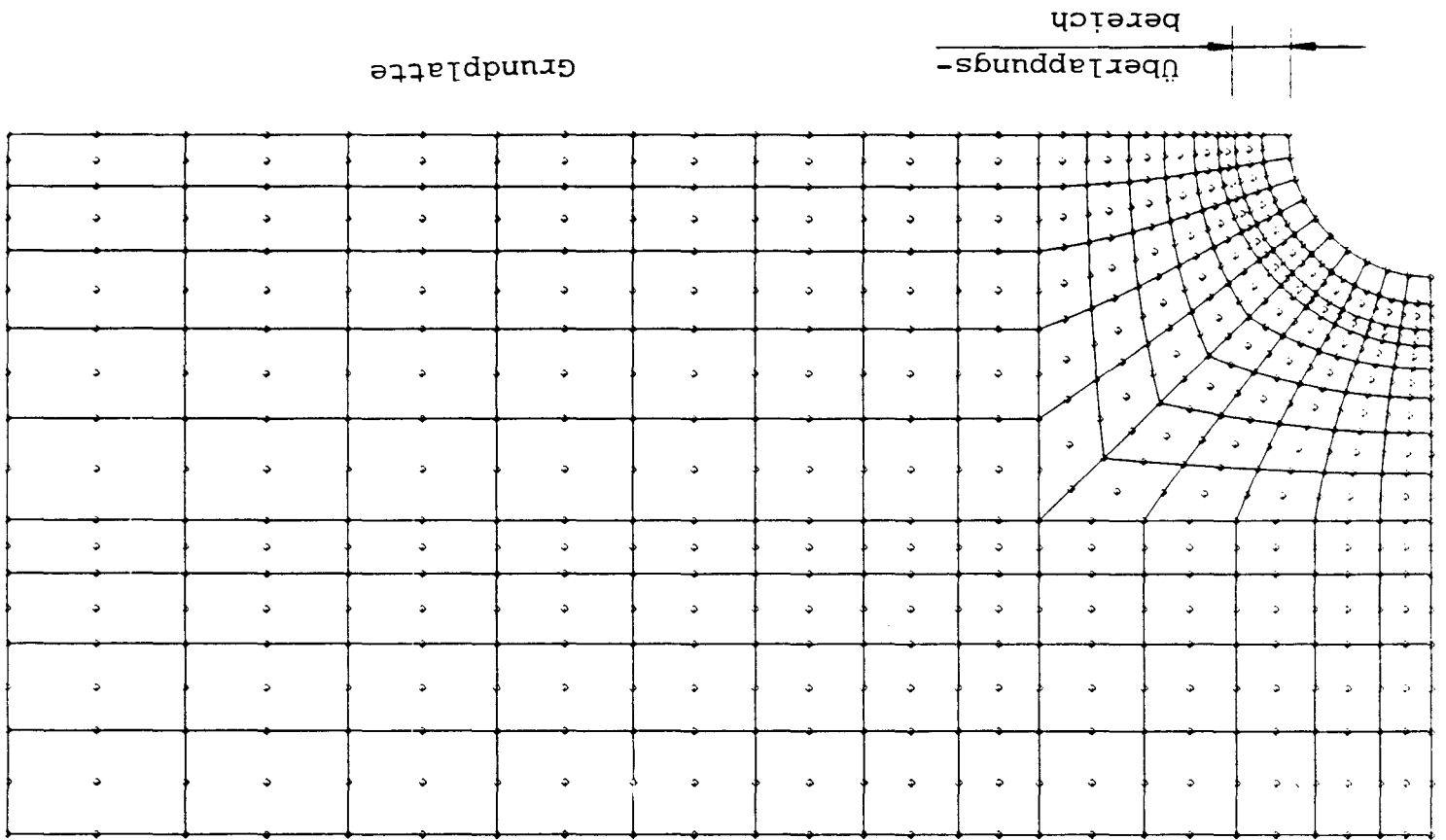


Bild 23 Finite - Element - Netz



Dopplung mit Naht

Naht

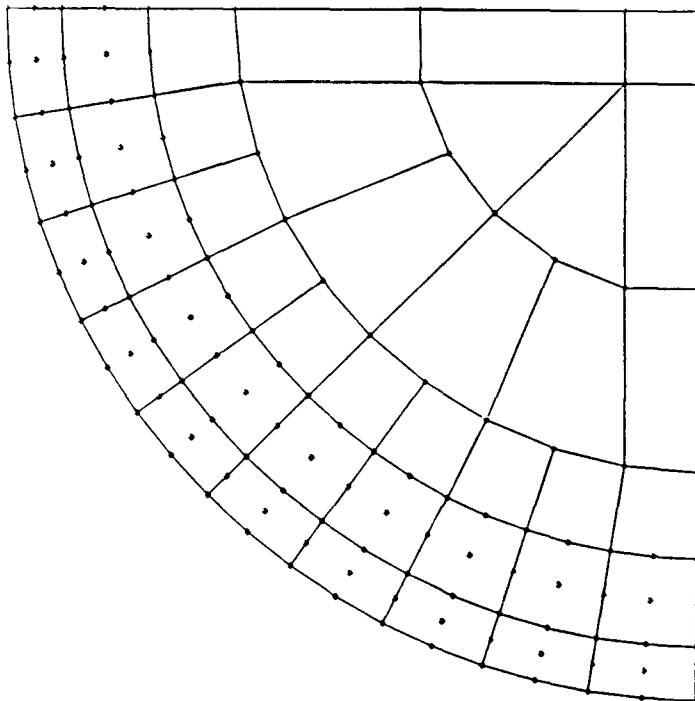


Bild 25 Spannungs - Dehnungs - Verhalten von Gap - Stäben

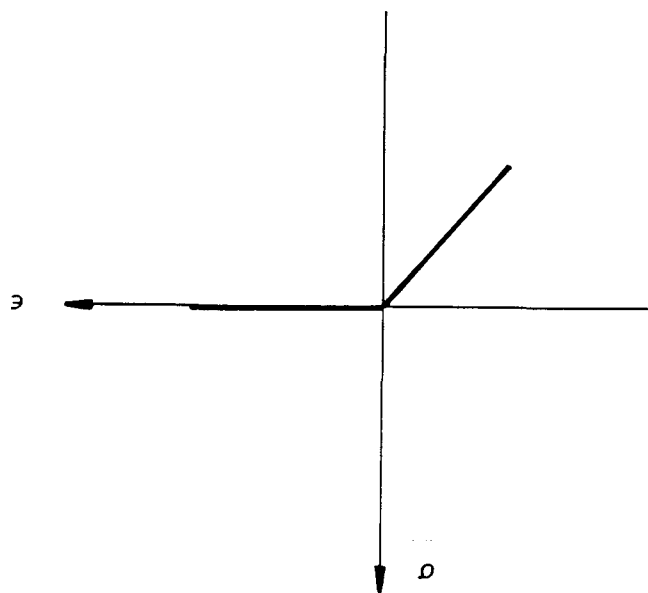


Bild 26 Bereiche der Kraftübertragung zwischen Dopplung und Grundplatte

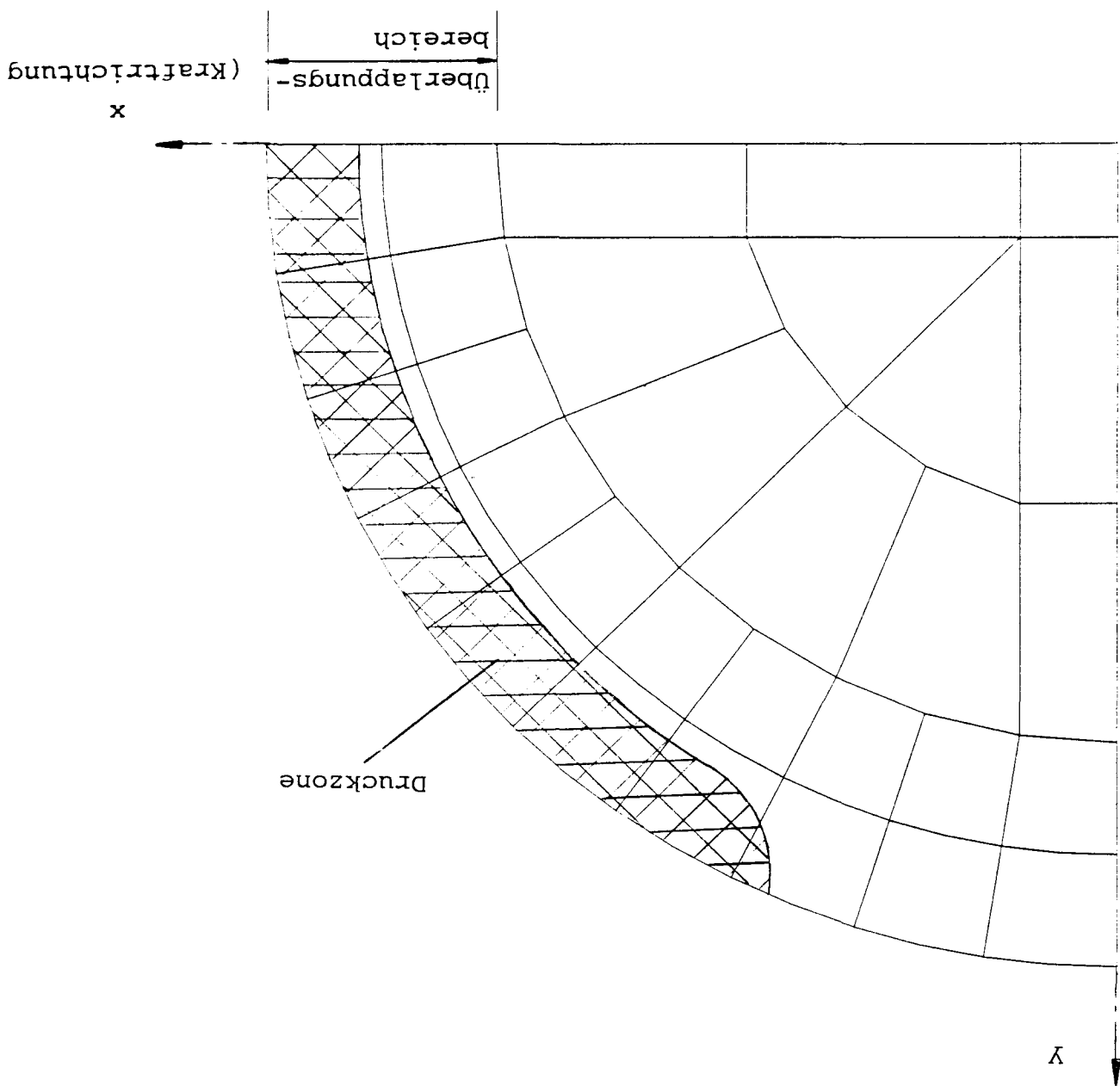


Bild 27 Hauptspannungen in der Grundplatte (Plattenoberseite)

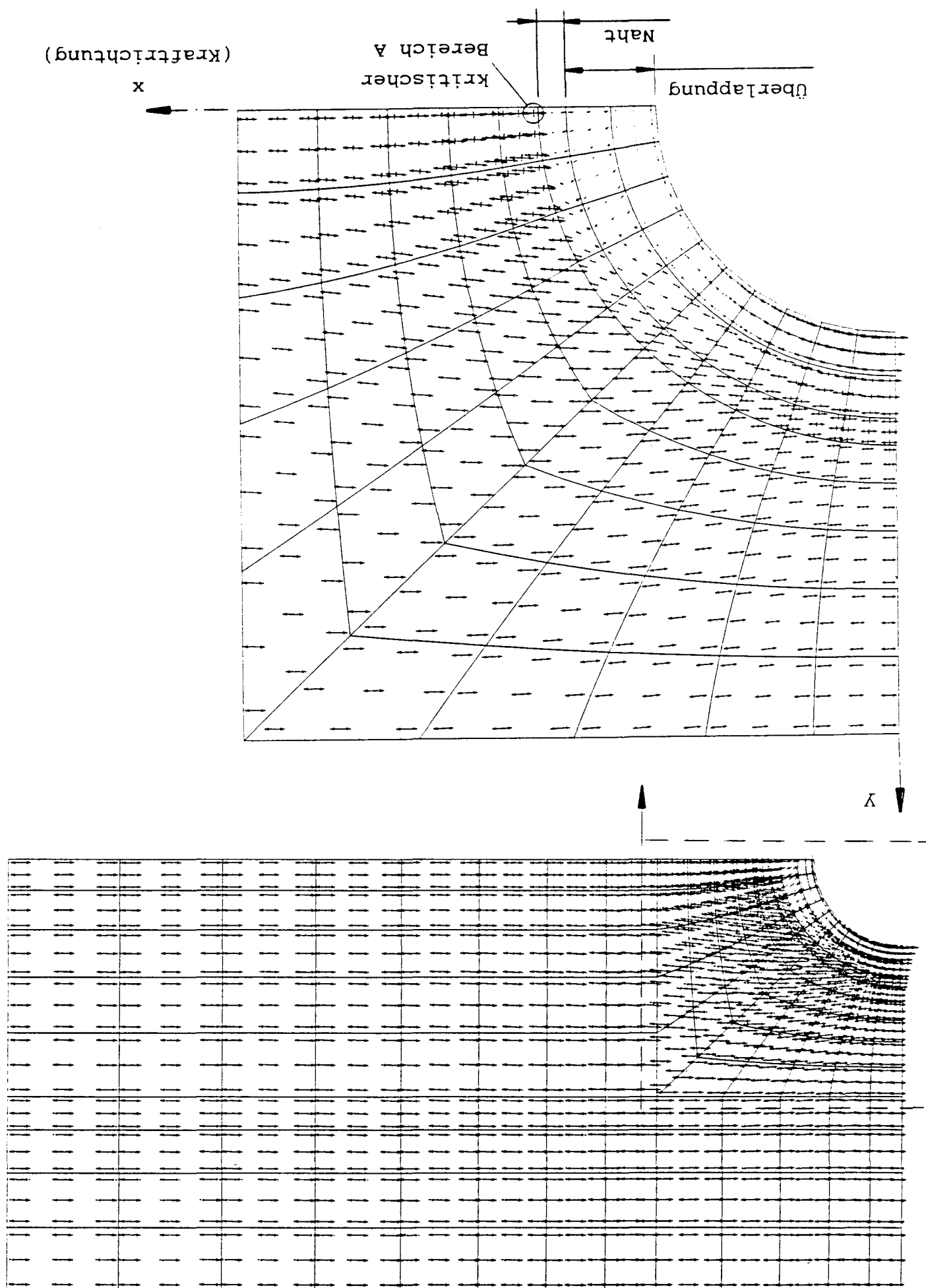
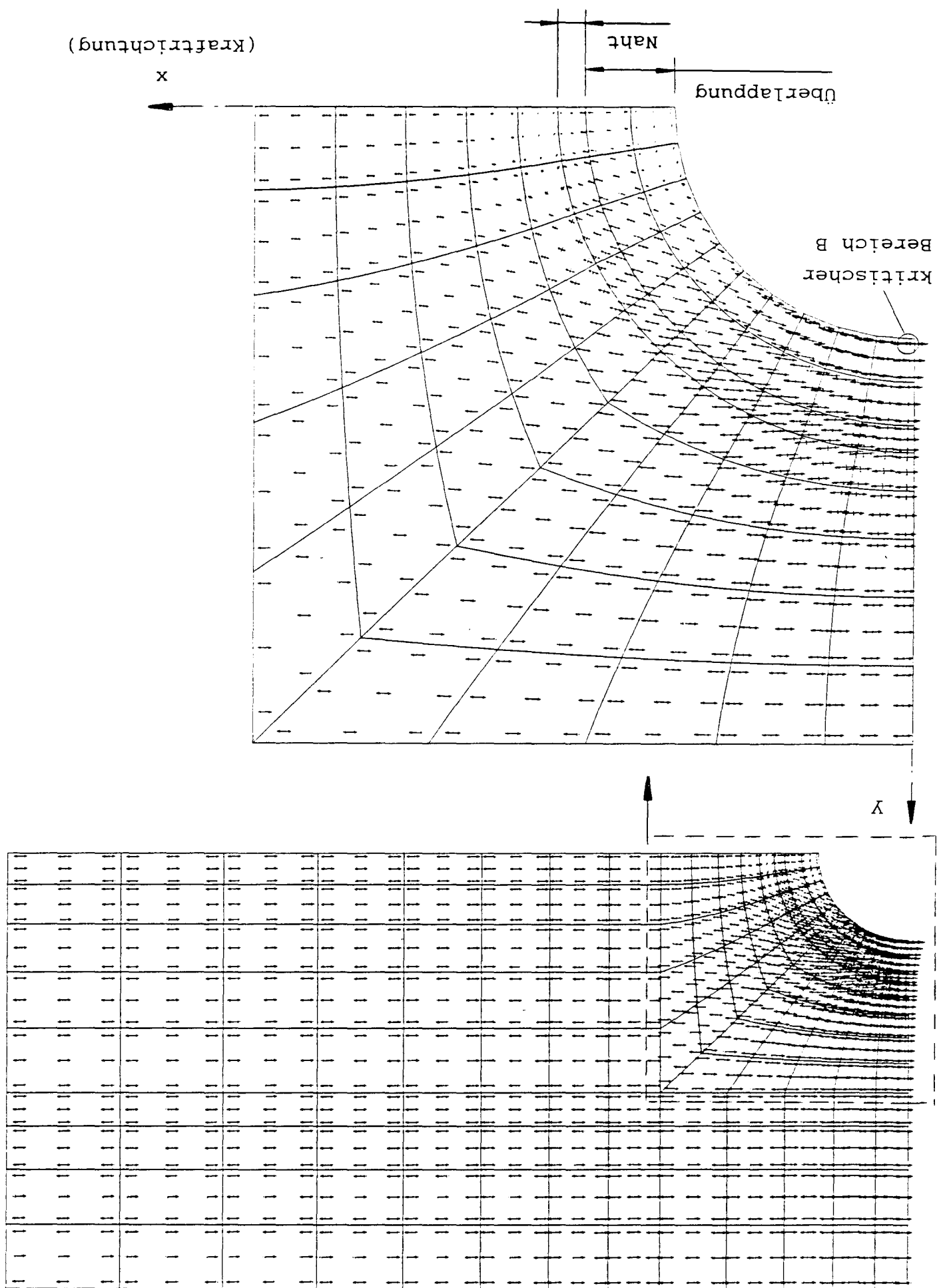


Bild 28 Hauptspannungen in der Grundplatte (Plattenunterseite)



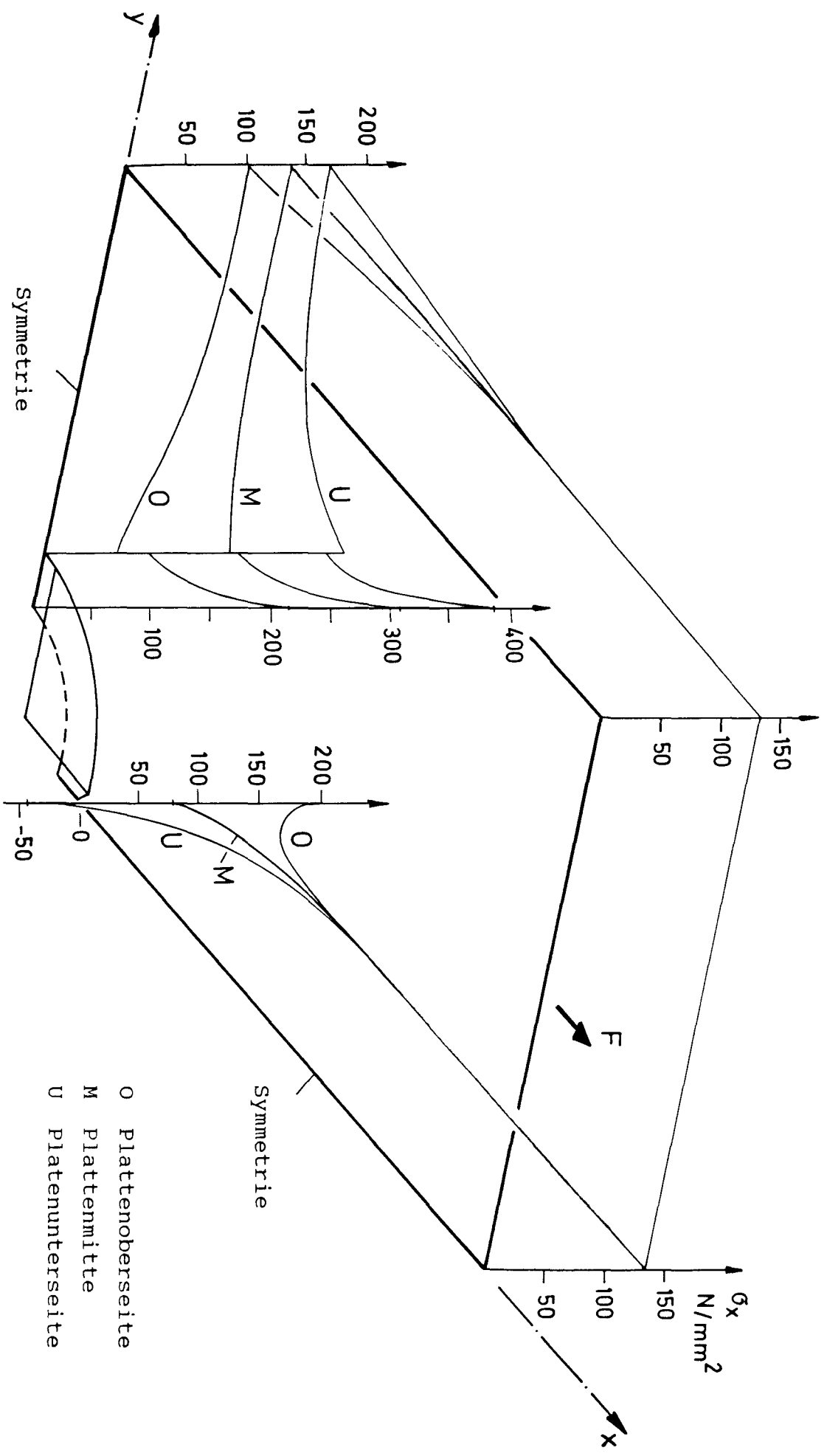


Bild 29 Spannungen σ_x an den Modellrändern der Grundplatte

Bild 30 Formzahlen für eine Variation der Dopplungsdicke

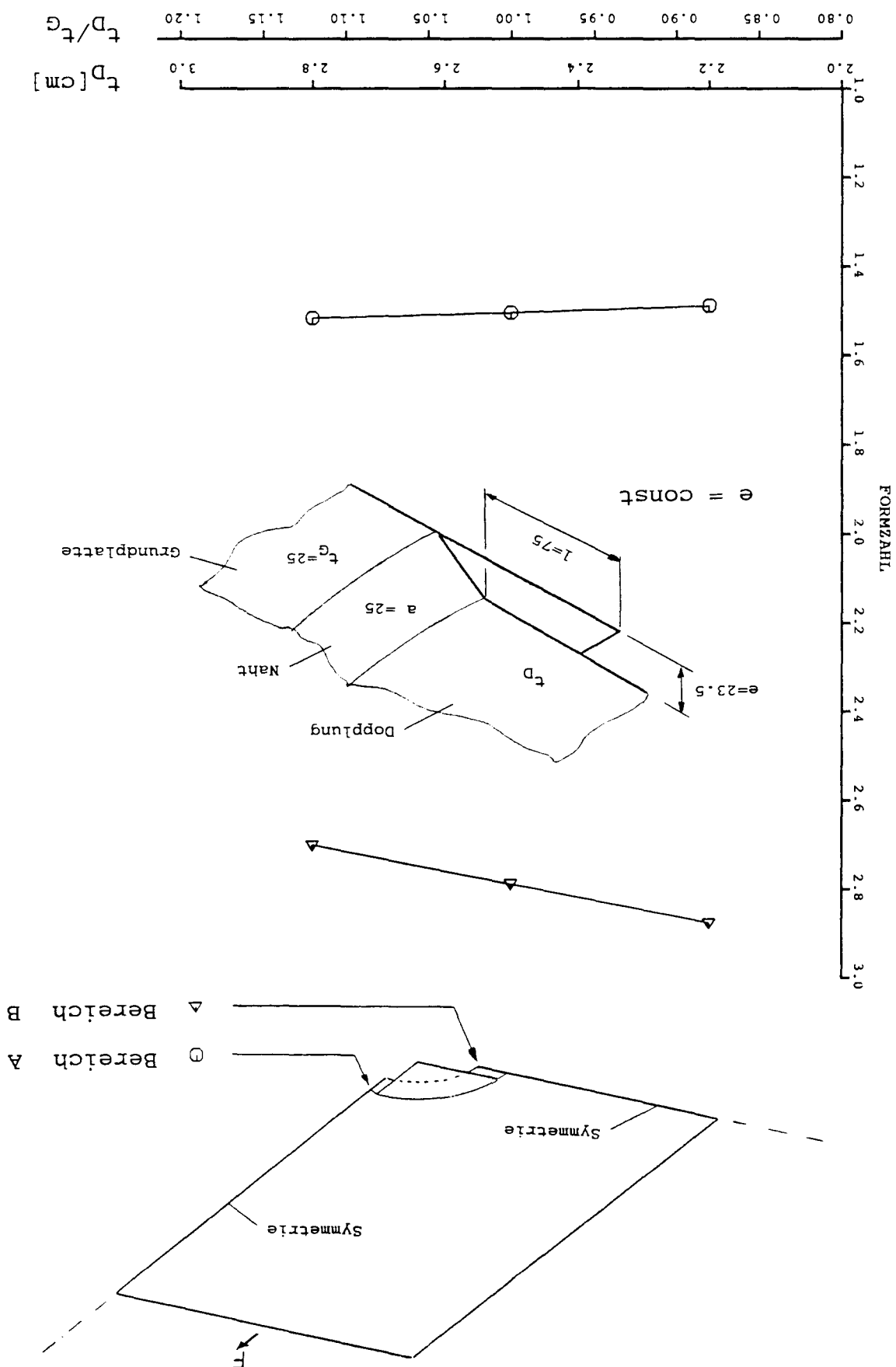


Bild 31 Formzahlen für eine Variation der Dopplungsdicke

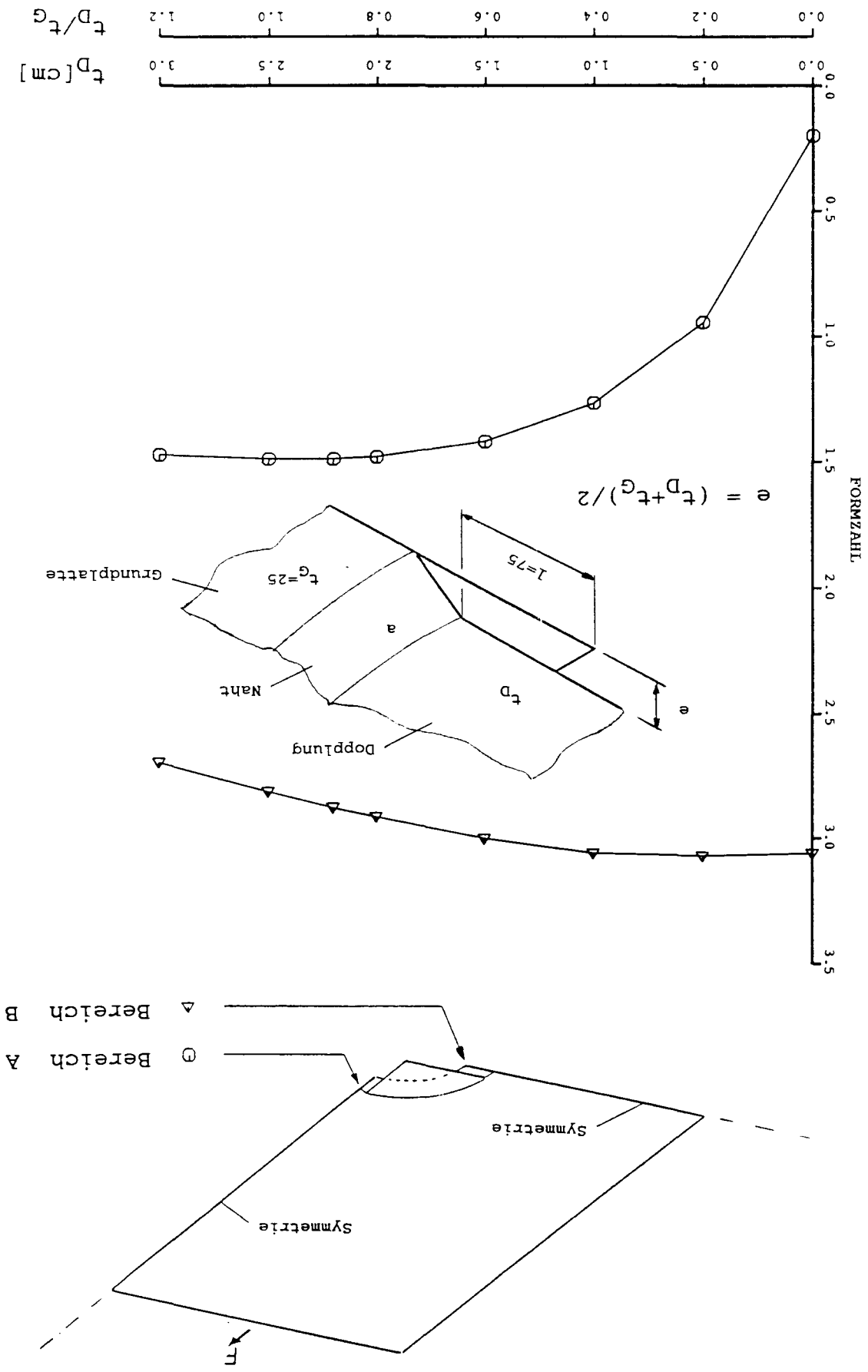


Bild 32 Formzahlen für eine Variation der Nahtdicke

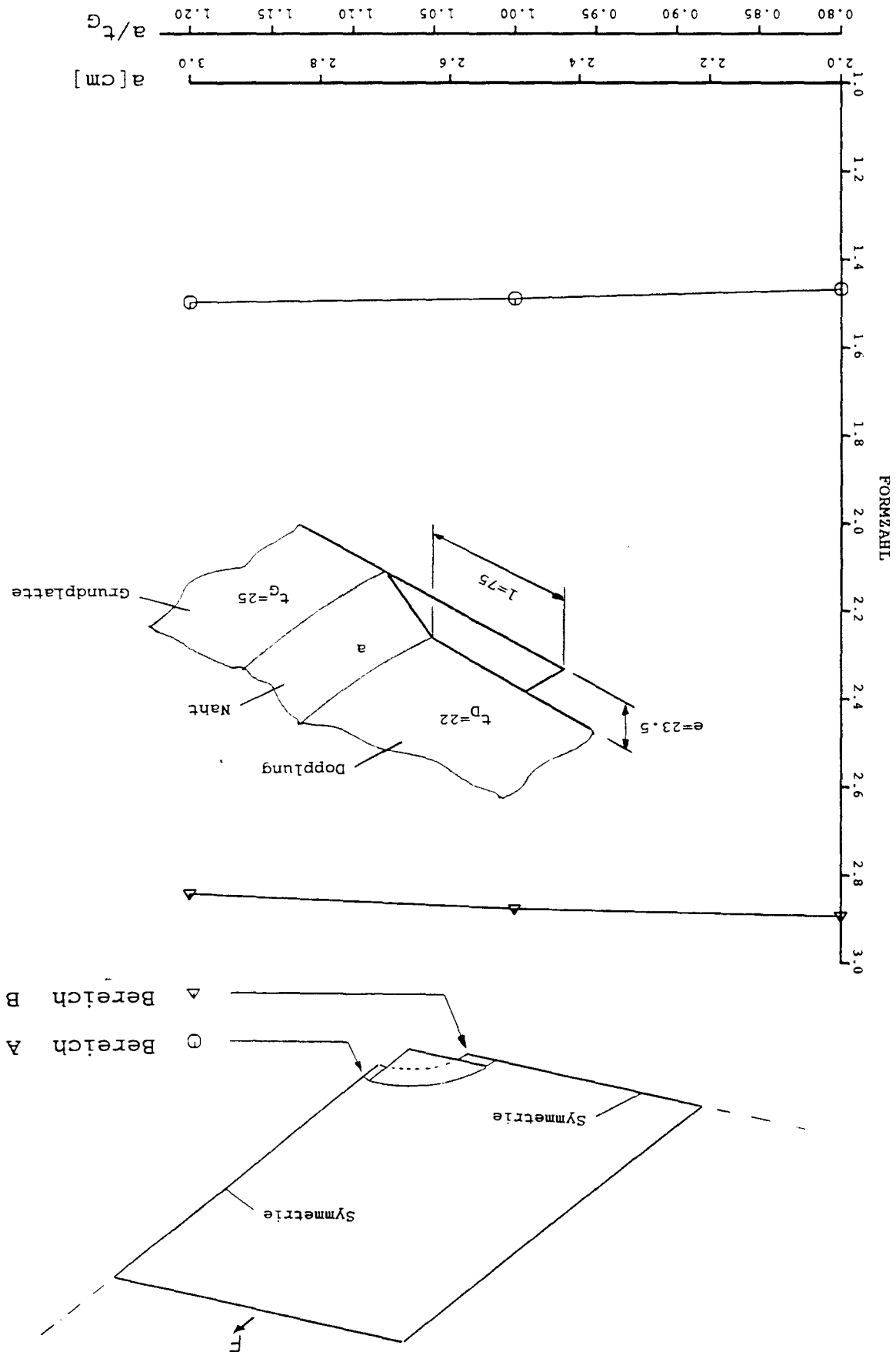


Bild 33 Formzahlen für in der Mitte abgesenkte Doppelungen

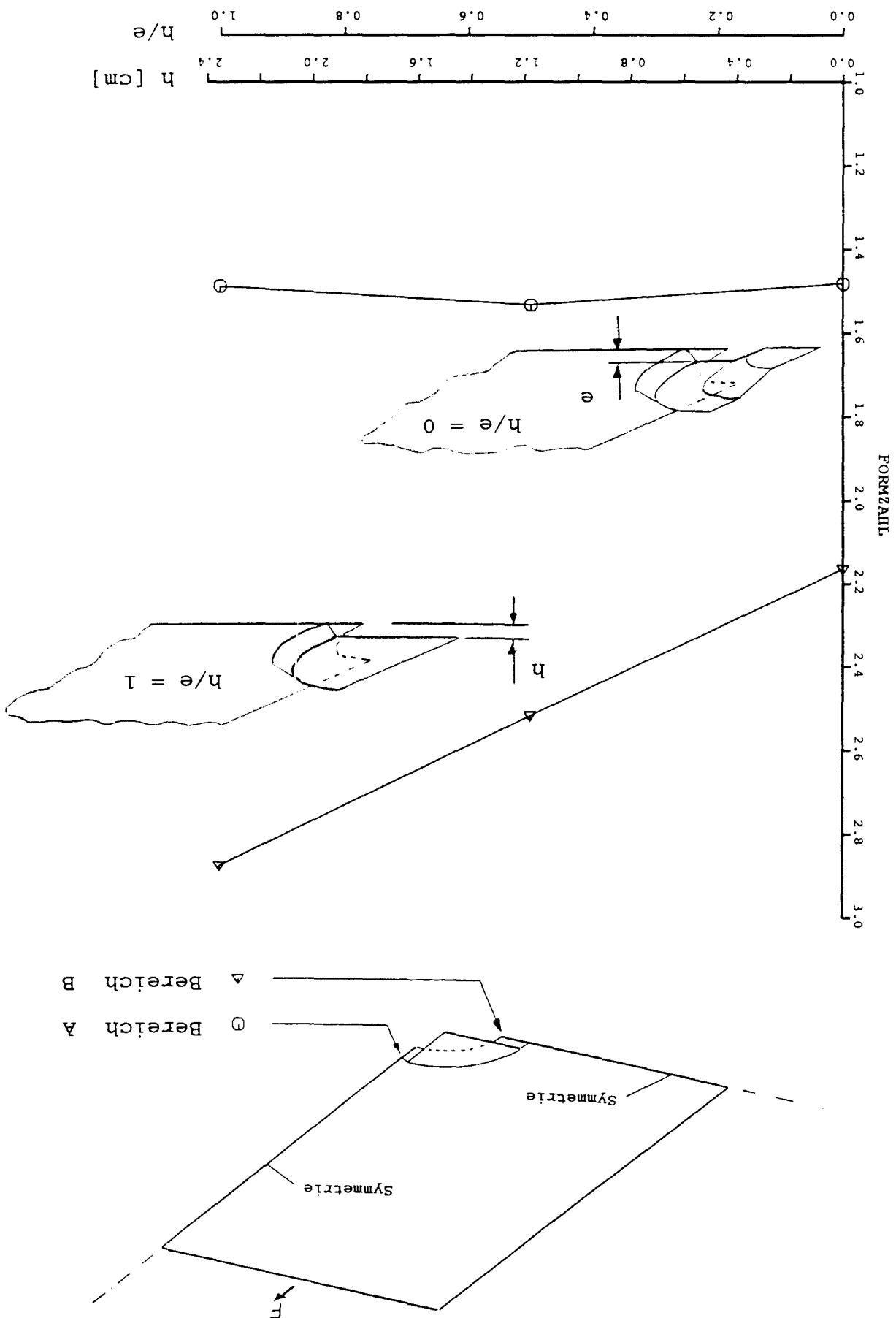


Bild 34 Formzahlen für eine Variation der Überlappungslänge

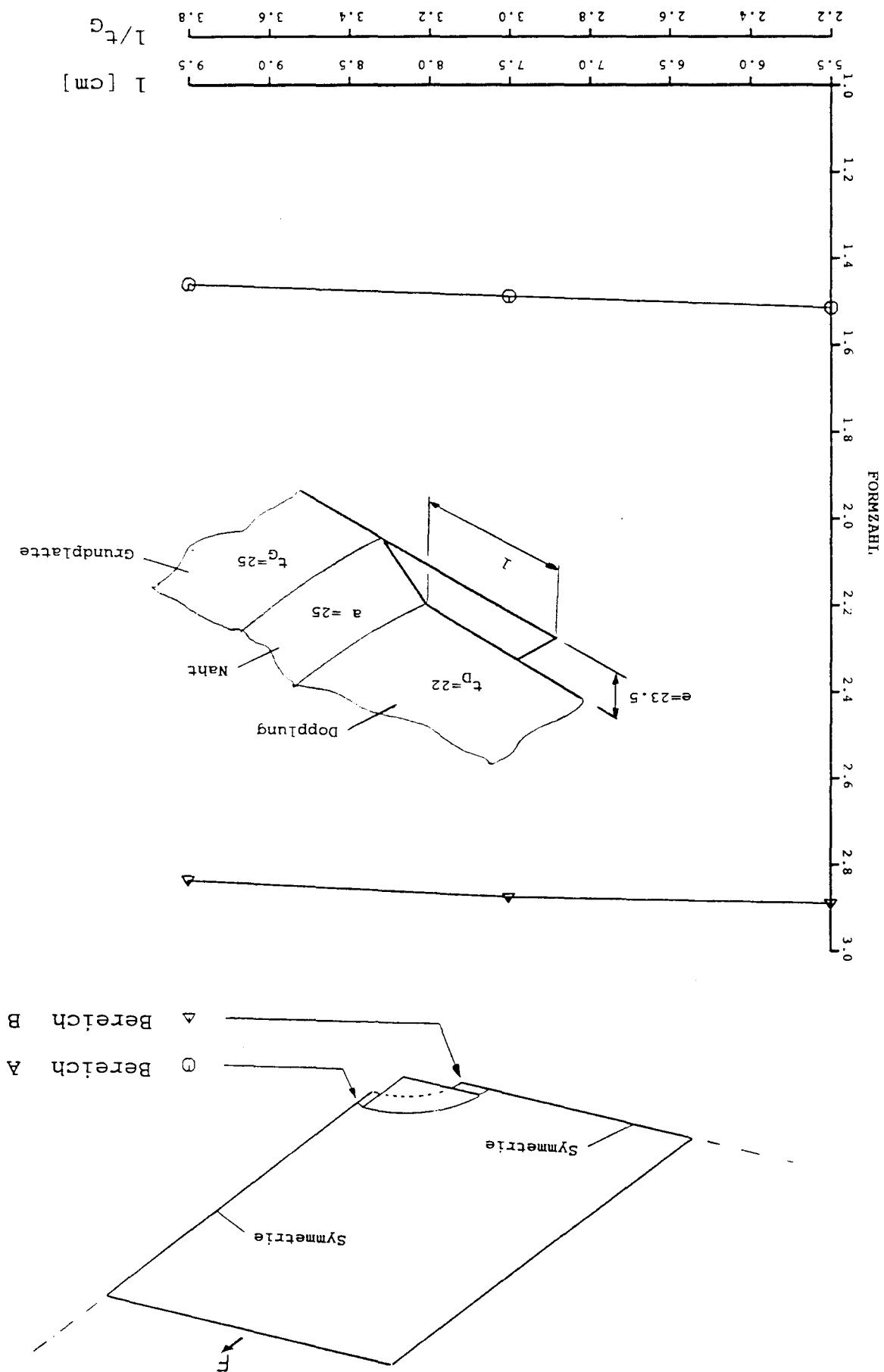


Bild 35 Formzahlen für elliptisch ausgeführte Dopplungen und Ausschnitte

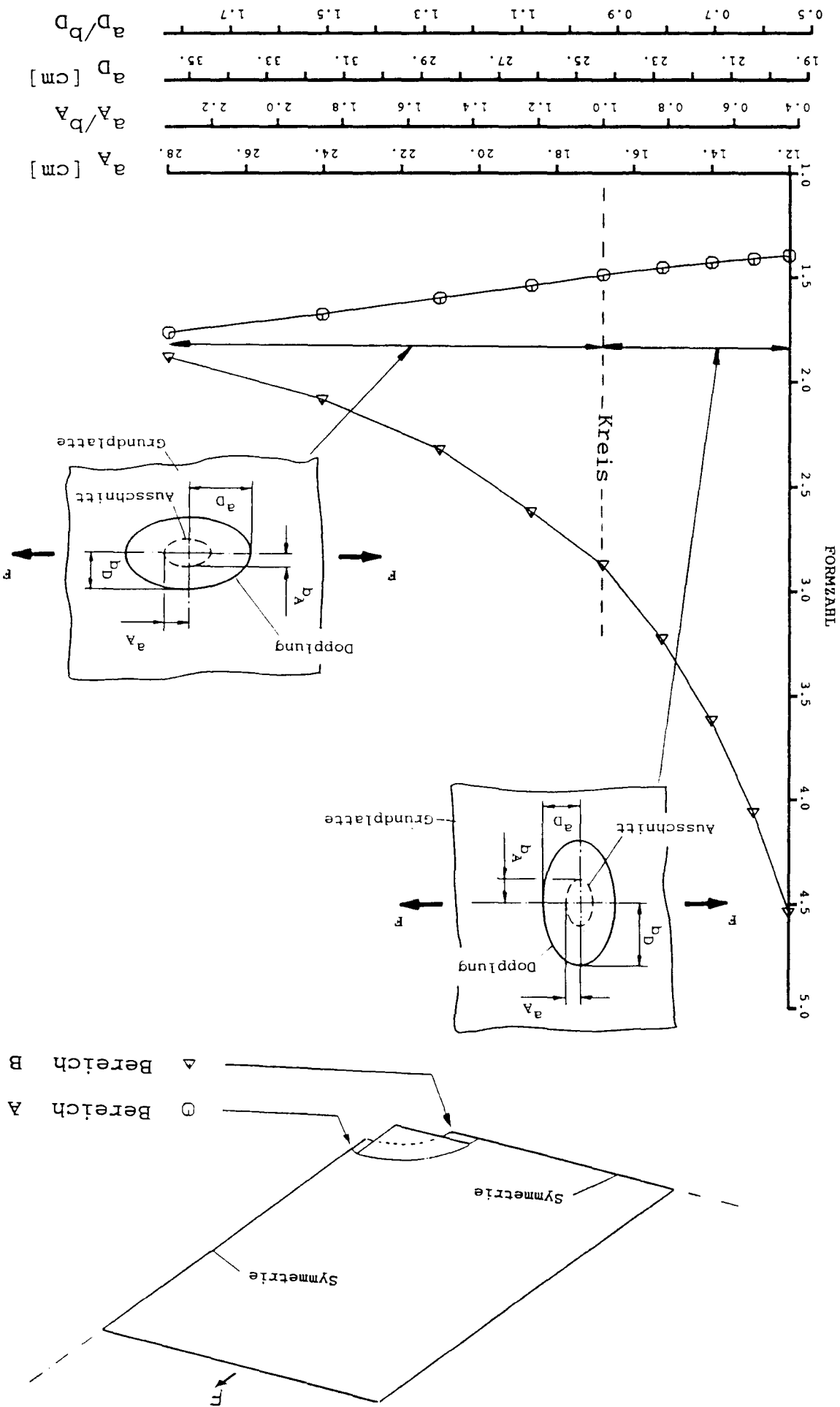


Bild 36 Aufteilung der Formzahlen für elliptische Dopplungs- und Ausschnittsformen in Biege- und Normalspannungsanteil

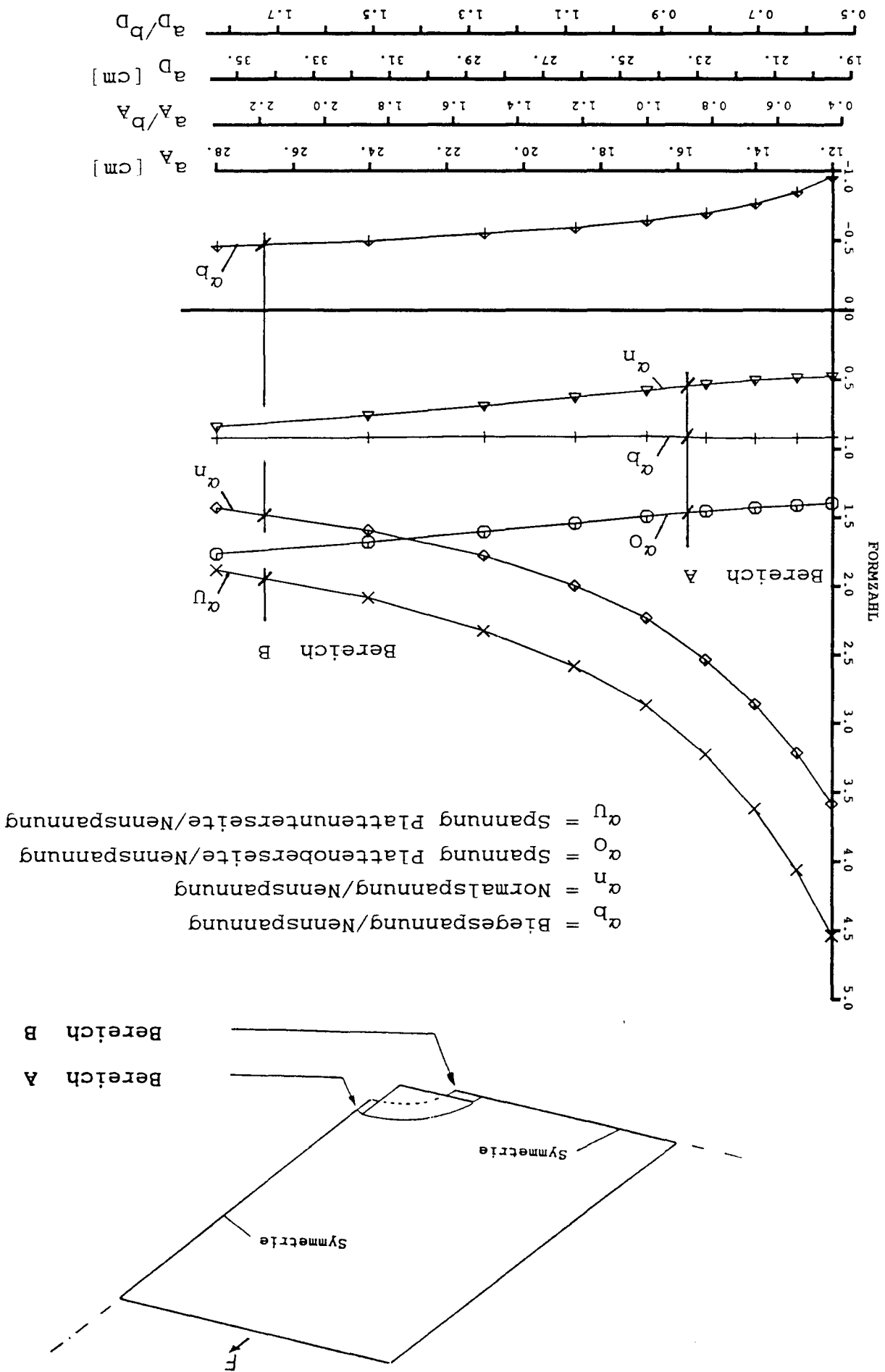


Bild 37 Formzahlen für elliptisch ausgeführte Dopplungen und Ausschnitte

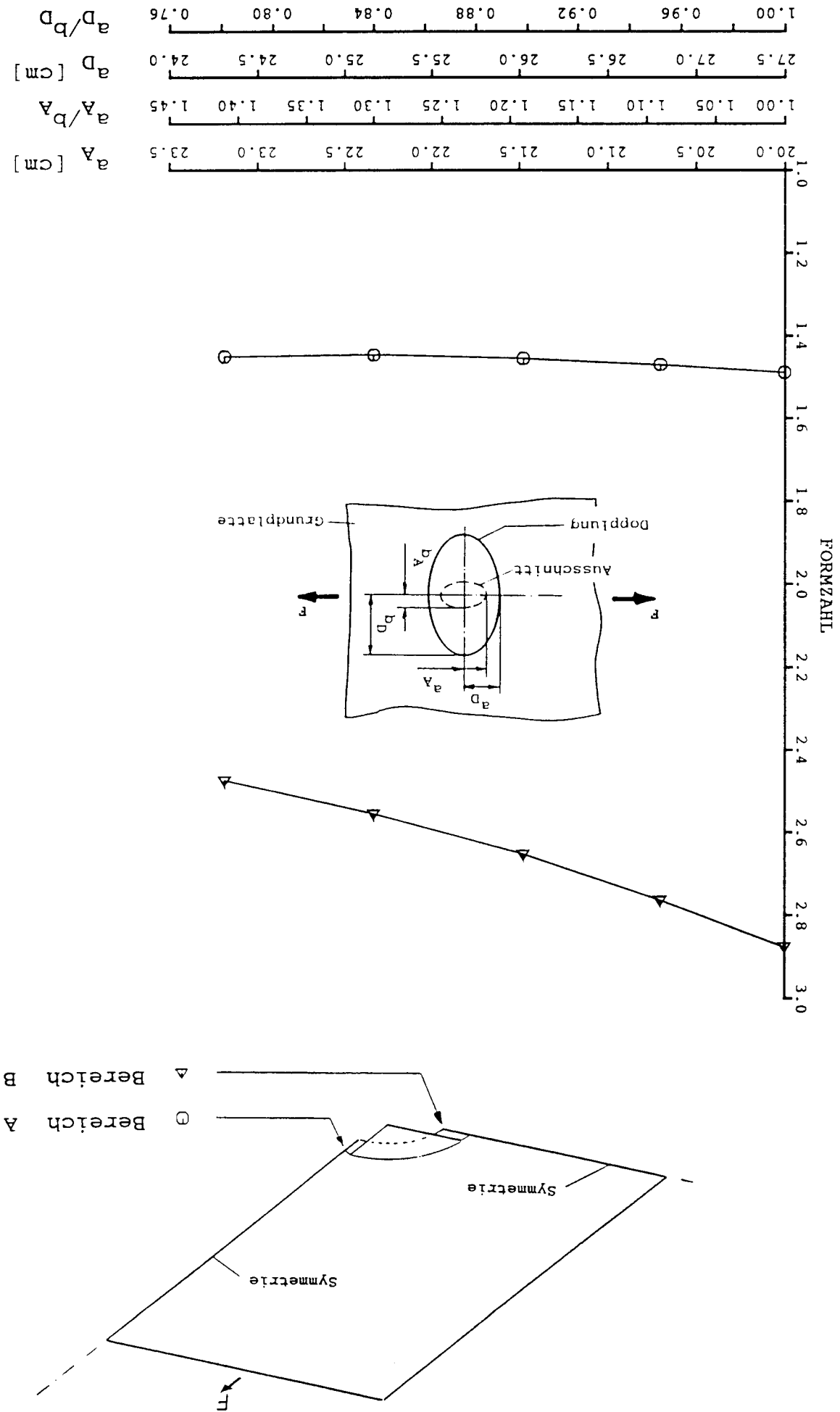
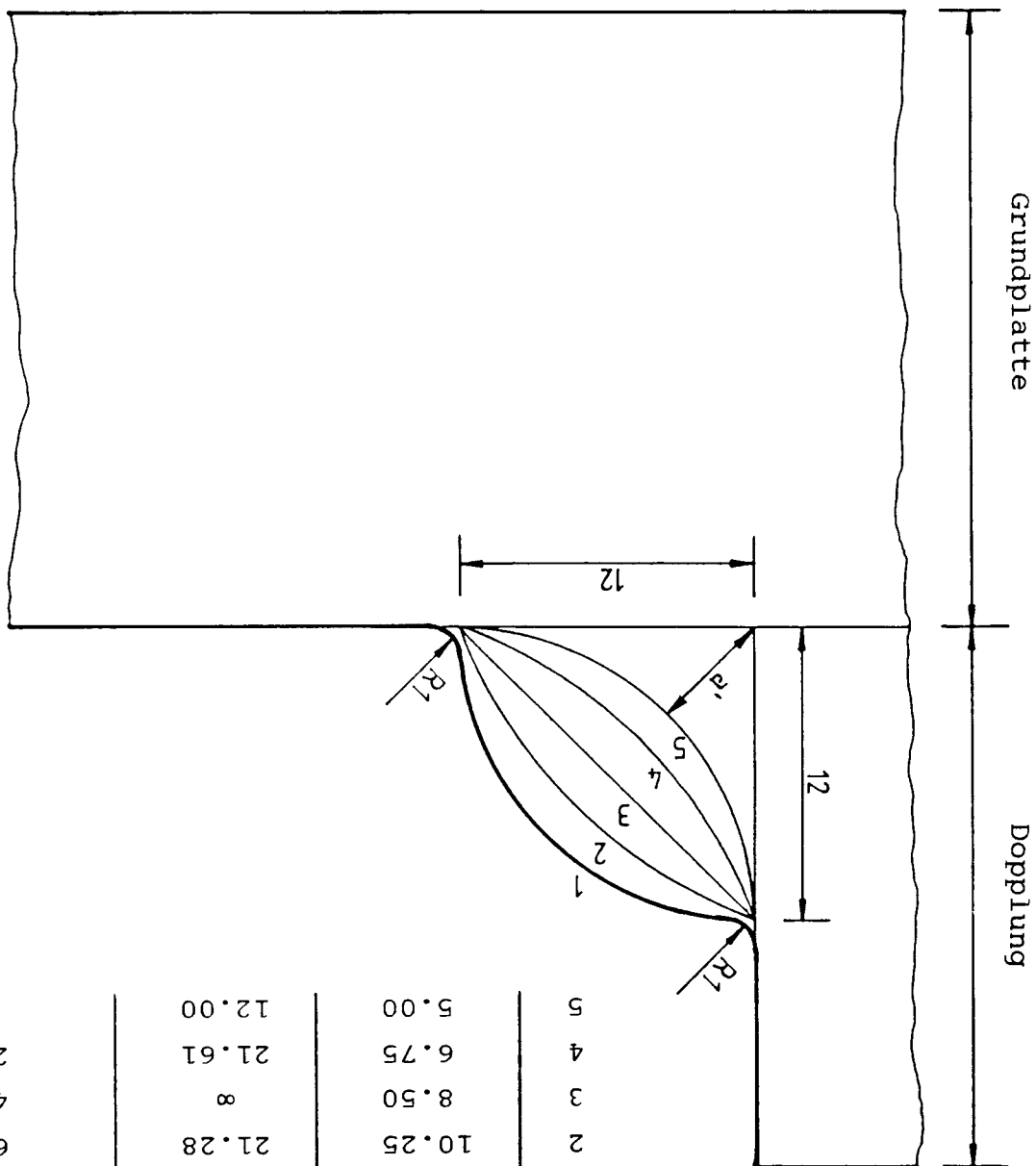


Bild 38 Nahtformen



Nr.	a' [mm]	R [mm]	Nahtflanken- winkel [°]
1	12.00	12.00	90
2	10.25	21.28	66
3	8.50	∞	45
4	6.75	21.61	22
5	5.00	12.00	0

Bild 40 Rechenmodell, Elementeinteilung

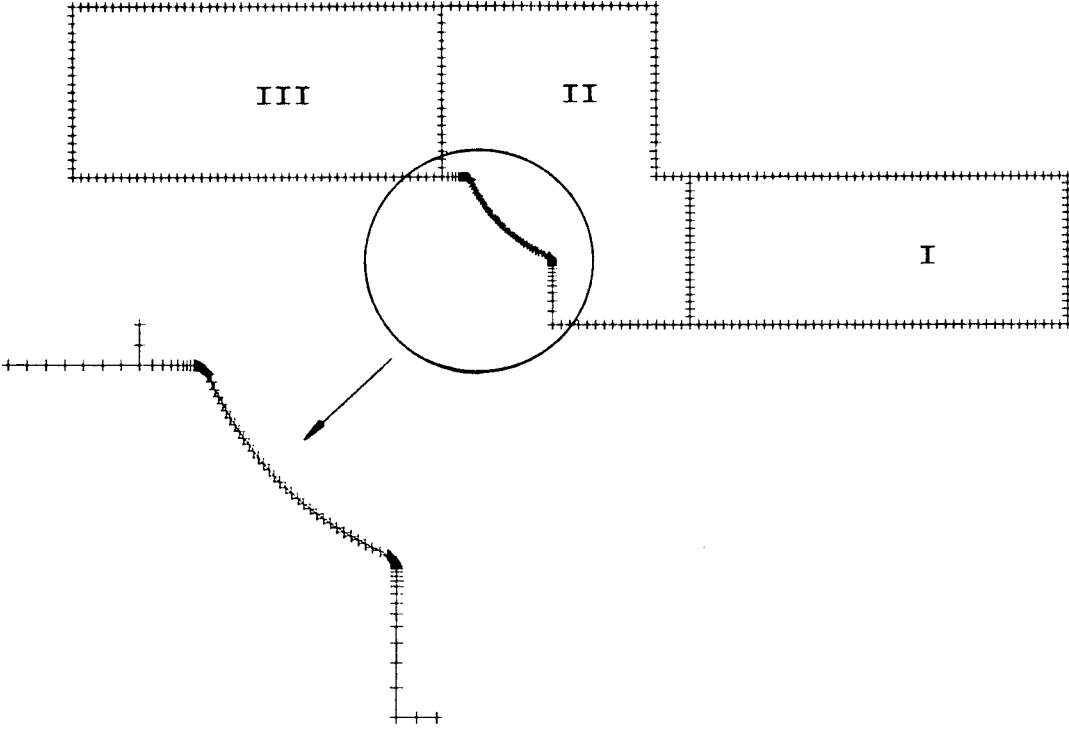
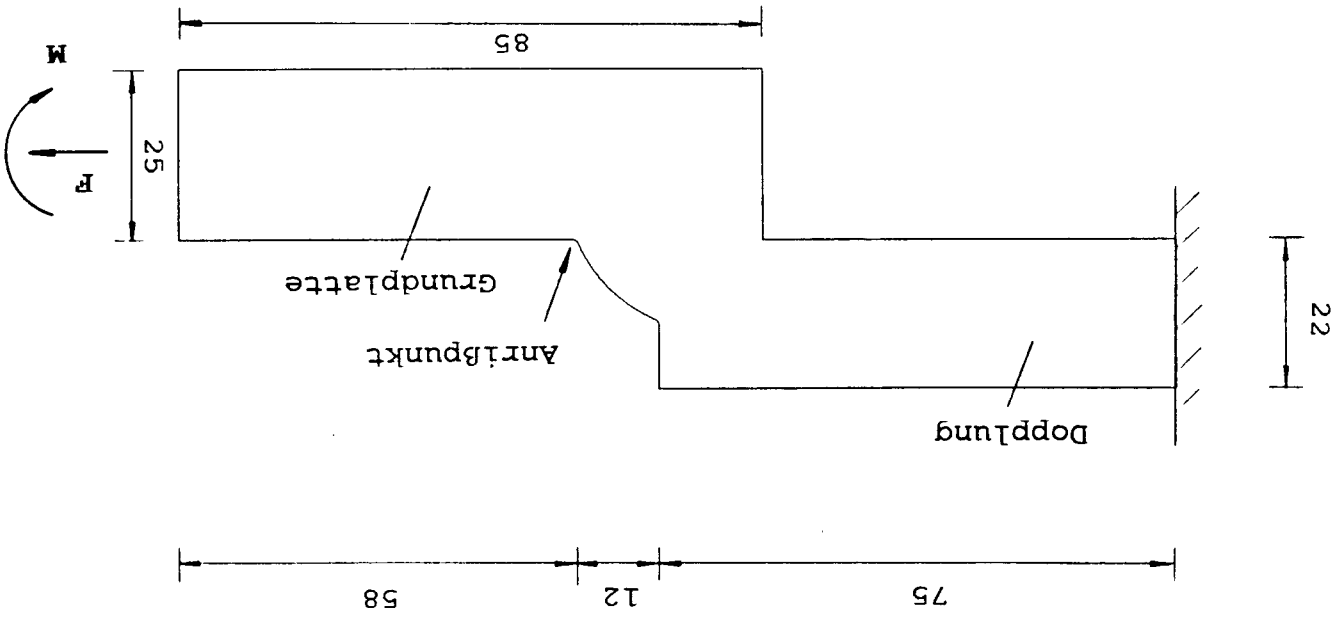


Bild 39 Rechenmodell, Randbedingungen



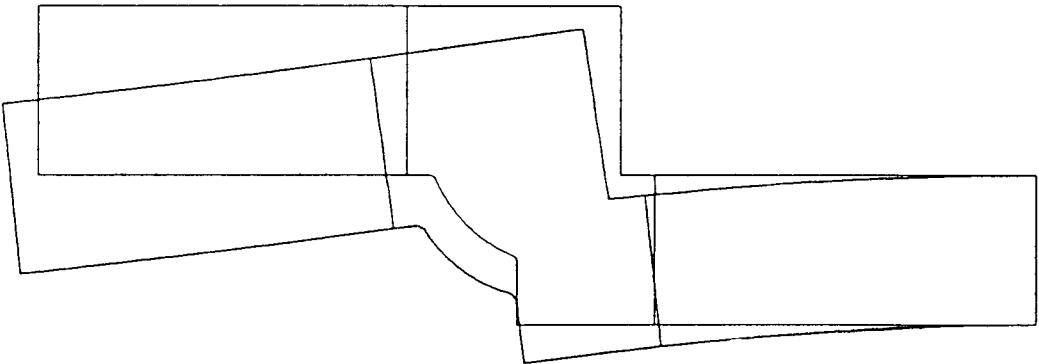


Bild 41 Verformungen

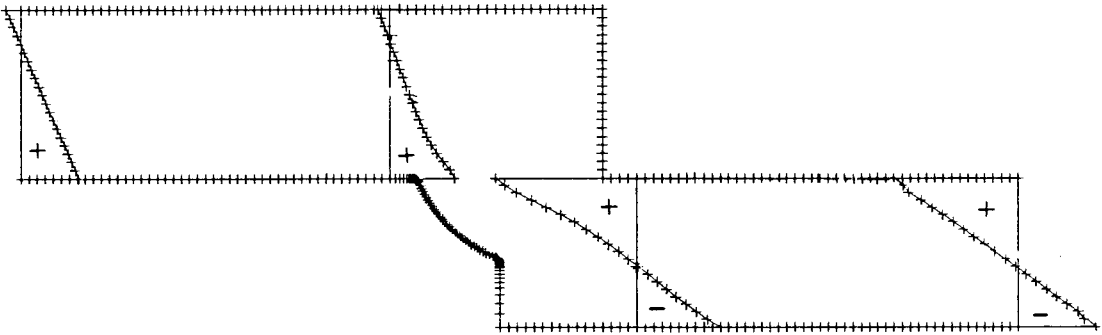


Bild 42 Normalspannungen senkrecht zur Kontur

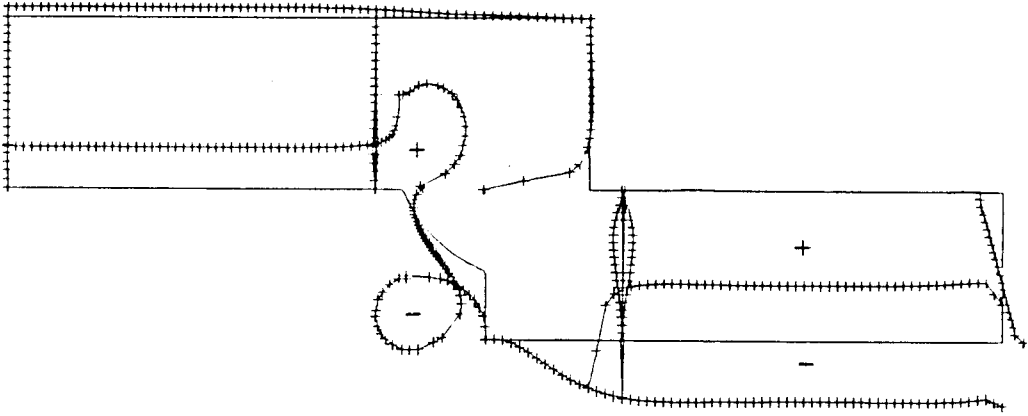


Bild 43 Normalspannungen entlang der Kontur (Tangentialspannungen)

Bild 45 Abminderungsfaktoren der Schwingfestigkeit Kt Spannungskonzentrationen Kt

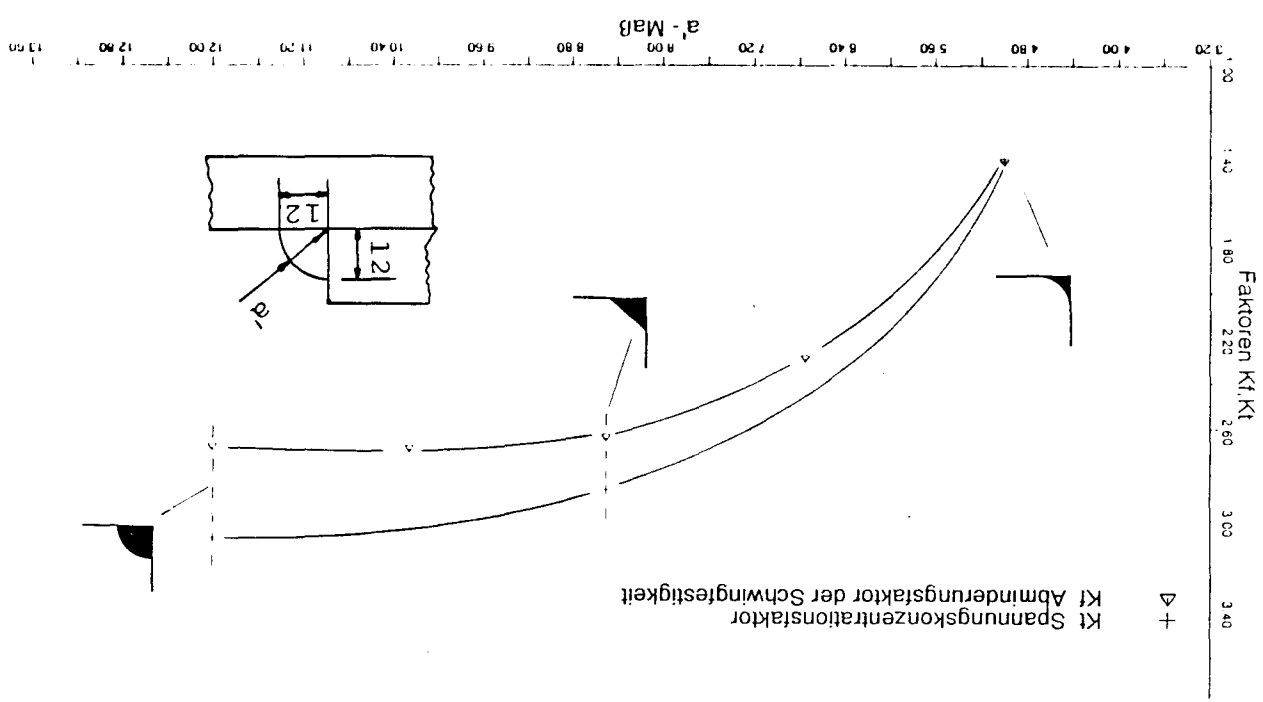


Bild 44 Tangentialspannungsverlauf bei unterschiedlichen Nahtformen

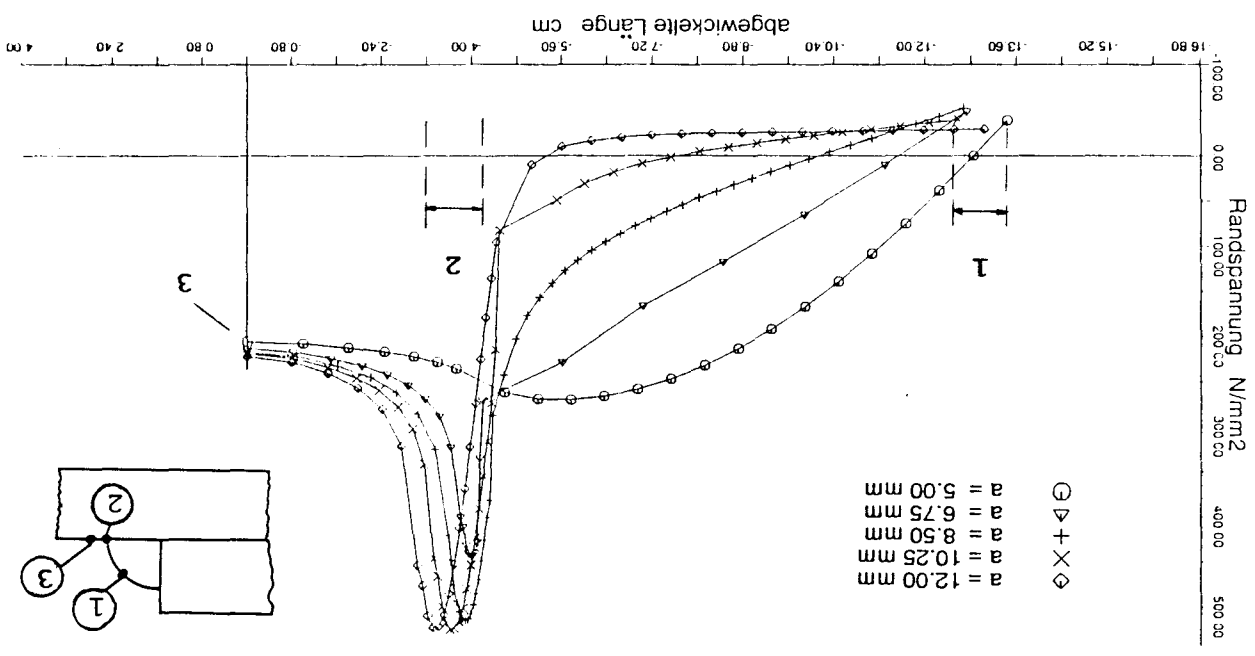


Bild 47 Doppelmodell
 Normalspannungen entlang der Kontur (Tangentialspannungen)

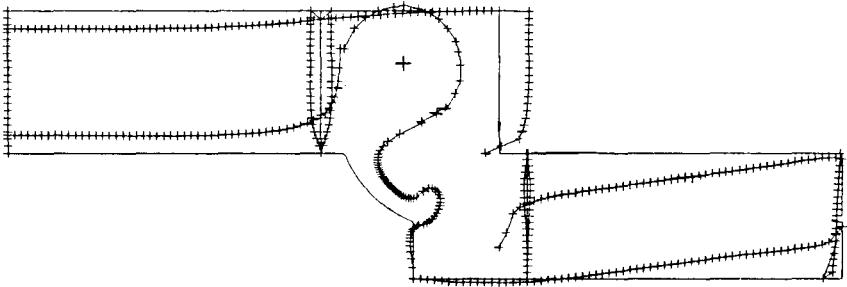


Bild 46 Doppelmodell
 Randbedingungen und Verformungen

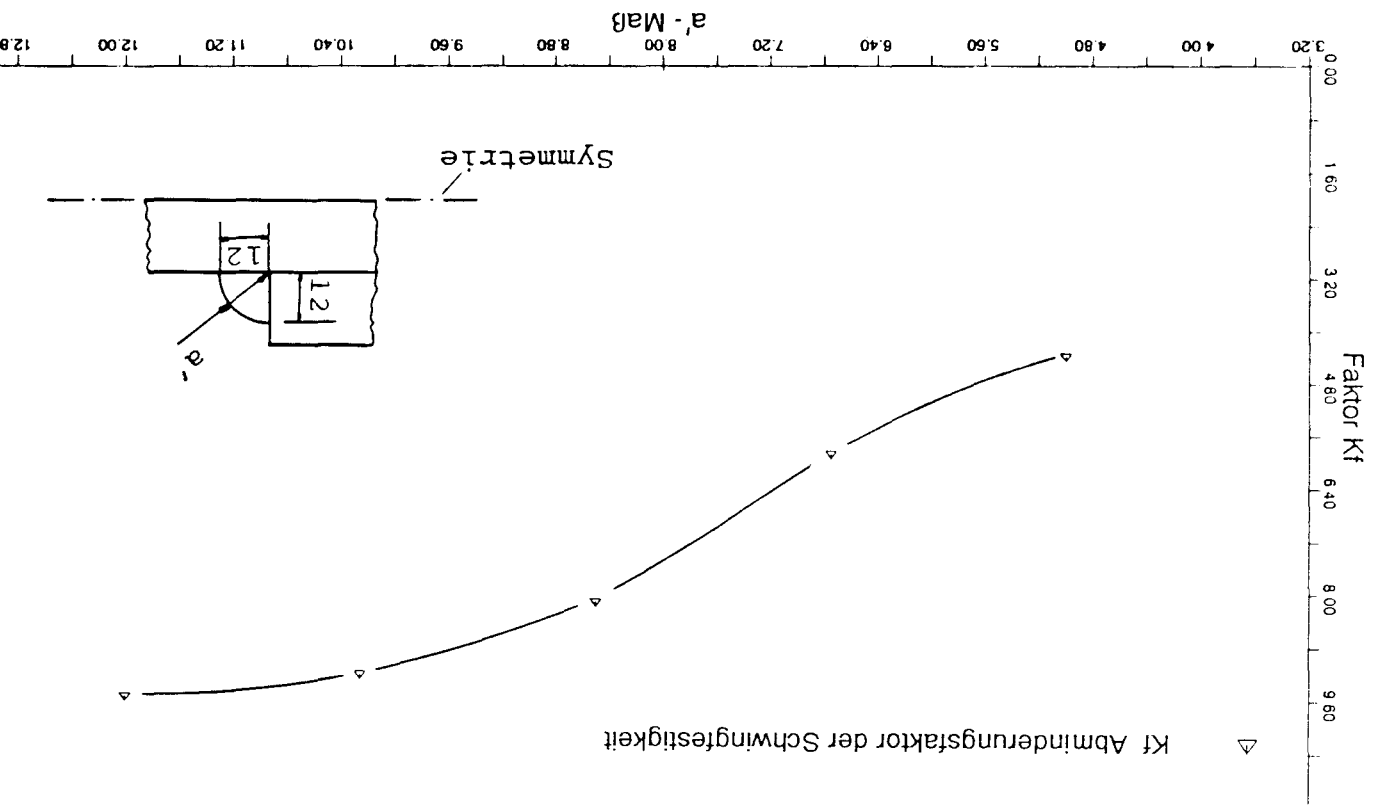
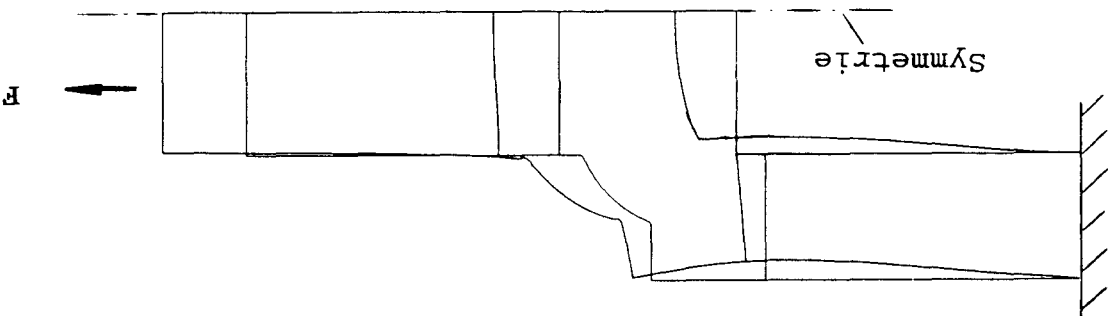


Bild 48 Doppelmodell
 Abminderungsfaktoren der Schwingfestigkeit Kt

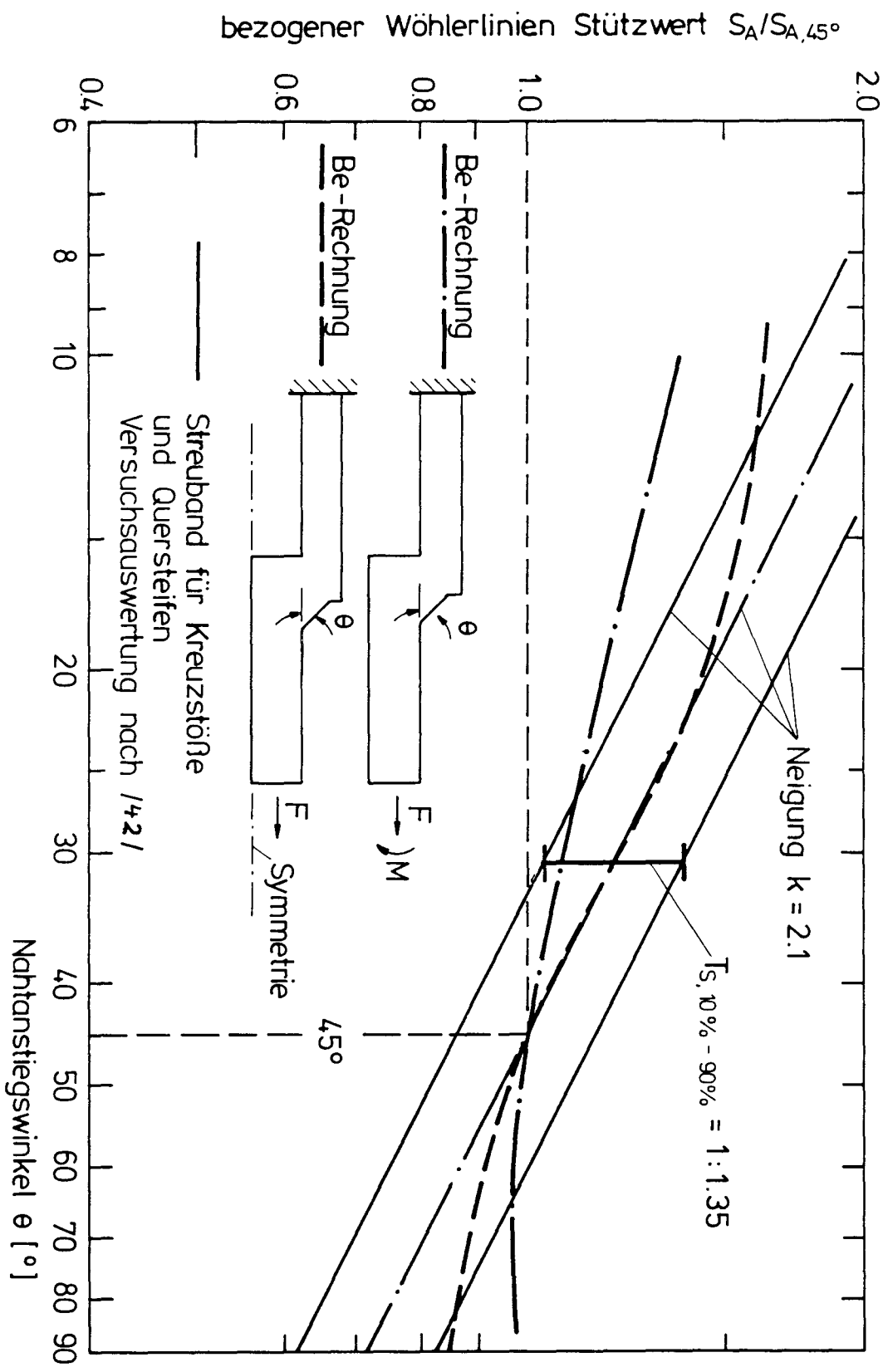


Bild 49 Einfluß des Nachanstiegswinkel auf die Schwingfestigkeit