

405 | Januar 1981

SCHRIFTENREIHE SCHIFFBAU

Ernst-Detlef Egge

Messung und Berechnung von Schweißspannungen an einer Schiffbaulichen Konstruktion

TUHH

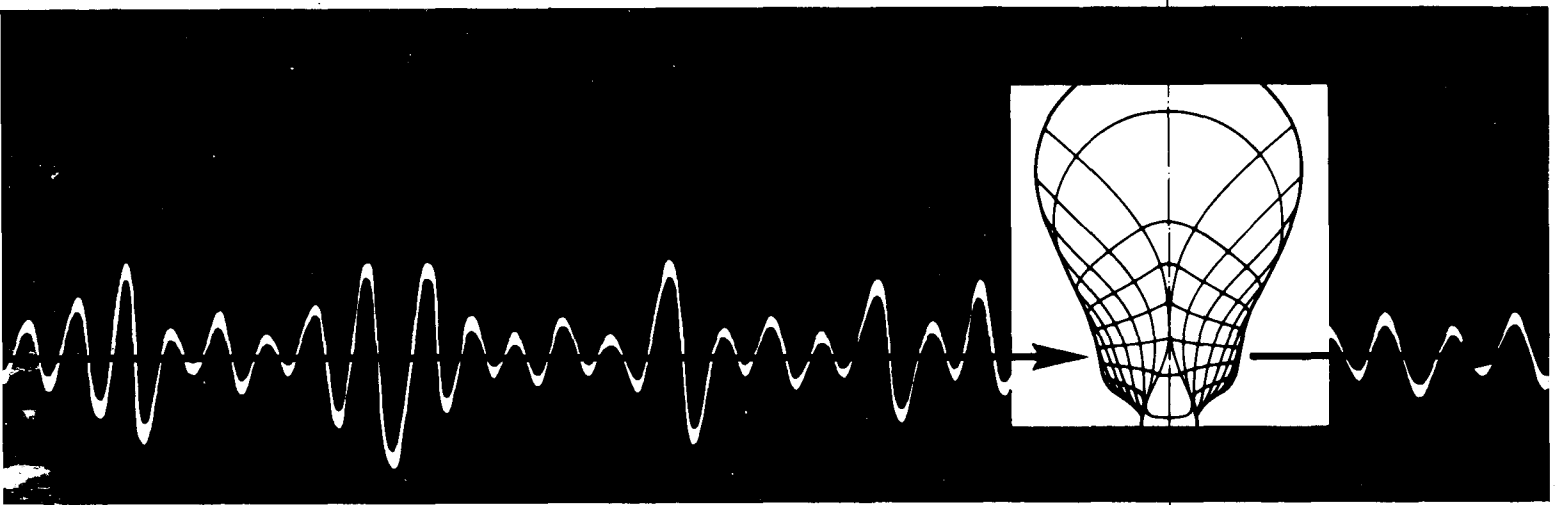
Technische Universität Hamburg-Harburg

Messung und Berechnung von Schweißzugspannungen an einer schiffbaulichen Konstruktion

E.D. Egge, Hamburg, Technische Universität Hamburg-Harburg, 1981

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

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



Messung und Berechnung von
Schweißbeigenspannungen an einer
schiffbaulichen Konstruktion

E.-D. Egge

Diese Arbeit ist im Rahmen des Sonderforschungsbereichs 98
"Schiffstechnik und Schiffbau" entstanden.

INSTITUT FÜR SCHIFFBAU DER UNIVERSITÄT HAMBURG

Bericht Nr. 405

MESSUNG UND BERECHNUNG VON SCHWEISSEIGENSINNUNGEN
AN EINER SCHIFFBAULICHEN KONSTRUKTION

von

Ernst-Detlev Egge

Hamburg, Januar 1981

Inhalt

	Seite
1. Einführung	1
2. Theoretische Grundlagen für Eigenspannungs- berechnungen	5
2.1 Ableitung eines thermo-elasto-plastischen Stoffgesetzes	5
2.11 Elasto-plastische Spannungs-Dehnungs-Bezie- hungen für konstante Temperatur	5
2.12 Thermo-elasto-plastische Spannungs-Dehnungs- Beziehungen	16
2.2 Ableitung Finiter Elemente für thermo-elasto- plastische Anwendung	18
2.3 Programmbeschreibung des Finite-Element-Pro- gramms zur Berechnung von Schweißeigenspan- nungen für räumliche Scheibenstrukturen	20
2.4 Berechnung der Temperaturfelder	24
3. Literaturstudie über Werkstoffkennwerte von normal- festem Schiffbaustahl bei erhöhten Temperaturen	28
3.1 Fließspannung	28
3.2 Elastizitätsmodul	30
3.3 Steigung der Spannungs-Dehnungs-Kurve im Verfestigungsbereich	32
3.4 Wärmeausdehnungskoeffizient	33
3.5 Spezifische Wärme	34
3.6 Wärmeleitfähigkeit	34
3.7 Dichte	35
3.8 Temperaturleitfähigkeit	35

Inhalt

	Seite
4. Untersuchung einfacher Finite-Element-Strukturen	36
4.1 Einfluß der Größe der Temperaturschritte je Inkrement auf die Eigenspannungsverteilung	36
4.2 Einfluß unterschiedlicher funktionaler Zusammenhänge der Werkstoffkennwerte von der Temperatur auf die Eigenspannungsverteilung	40
4.3 Untersuchung einer grob eingeteilten Finite-Element-Struktur	42
5. Messungen von Eigenspannungen mit Bohrlochrosetten	46
5.1 Theoretische Grundlagen	47
5.2 Versuchsparameter und Versuchsdurchführung	48
5.21 Bohrlochdurchmesser und Bearbeitungsspannungen	48
5.22 Bohrlochtiefe	51
5.23 Bohr- und Zentrierhilfe	52
5.24 Bohrer bzw. Fräser	54
5.25 Bohrkraft	54
5.26 Schrittweises Aufbohren	55
5.27 Temperaturdrift	55
5.3 Experimentelle Ermittlung der Genauigkeit	56
5.31 Bearbeitungsspannungen	56
5.32 Versuche an Zugproben und Kalibrierung	59
5.33 Bestimmung der Eigenspannungsverteilung in Dickenrichtung	68
5.34 Verwendung des Bohrlochverfahrens im überelastischen Bereich	70
5.4 Zusammenfassung	71
6. Auswahl und Beschreibung des untersuchten Längsspanntmodells	73

Inhalt

	Seite
7. Eigenspannungen im Längsspanntmodell im gerade geschweißten Zustand	74
7.1 Experimentelle Ermittlung der Eigenspannungen	74
7.2 Berechnung der Eigenspannungen und Vergleich zwischen Messung und Rechnung	79
7.21 Zusammenfassung	93
8. Spannungsumlagerung durch äußere Belastung	94
8.1 Experimentelle Ermittlung der Spannungsumlagerungen	94
8.2 Berechnung der Spannungsumlagerungen und Vergleich zwischen Messung und Rechnung	102
9. Abschließende Betrachtung	105
Literatur	108
Abbildungen	
Lebenslauf	

1. Einführung

In letzter Zeit ist die Bemessung von Konstruktionen unter Berücksichtigung fertigungsbedingter Einflüsse in den Vordergrund gerückt. Als fertigungsbedingte Einflüsse sind u. a. Fertigungsfehler, -toleranzen und Spannungen, die durch den Fertigungsprozeß entstehen, zu nennen.

Derartige Bemessungsmethoden erlauben es, auch für unkonventionelle Konstruktionen das Versagen und das Versagensverhalten rechnerisch zu erfassen.

Im Teilprojekt B 2 des Sonderforschungsbereichs 98 "Schiffstechnik und Schiffbau" wurden schiffbauliche Konstruktionen unter Berücksichtigung der realen Gegebenheiten untersucht. Das Schwergewicht lag auf den bei der Fertigung entstehenden Vorverformungen und Eigenspannungen.

Eine Reihe von Arbeiten /1,2,3/ behandelt die Bestimmung von Vorverformungen und deren Einfluß auf das Tragverhalten.

Parallel zu den beschriebenen Aktivitäten wurde auf dem Gebiet der Eigenspannungen in schiffbaulichen Schweißkonstruktionen gearbeitet. In /4,5,6,7,8/ wird gezeigt, daß Eigenspannungen auf das Tragverhalten von stabilitätsgefährdeten Bauteilen großen Einfluß haben können.

Die Kenntnis der Eigenspannungen ist weiterhin für die Probleme der Dauerschwingfestigkeit /9/ und Bruchmechanik /10/ von Bedeutung.

Für die Beurteilung von Schweißeigenspannungen ist nicht allein ausschlaggebend deren Größe und Verteilung im gerade geschweißten Zustand, sondern auch im eingespielten Zustand nach äußerer Belastung. Eigenspannungen, die sich nach äußerer Belastung stark abgebaut haben, sind allgemein als weniger schädigend anzusehen als solche, die auch nach äußerer Last nahezu unverändert vorhanden sind.

Als schiffbaulicher Anwendungsfall wurde beispielhaft eine Längsspanntverbindung untersucht, bei der die Fragestellung

der freien Dehnlänge besteht. Dieses Konstruktionsteil steht nach allgemeiner Ansicht im gerade geschweißten Zustand unter hohen Eigenspannungen. Aus diesem Grund warf dieses Konstruktionsteil in jüngster Vergangenheit Probleme auf /11/. Im Rahmen dieser Arbeit wurden die Eigenspannungsverteilungen im gerade geschweißten und eingespielten Zustand theoretisch und experimentell ermittelt.

Um zu verdeutlichen, worauf bei der Aufstellung eines Rechenmodells für die Bestimmung von Schweiß eigenspannungen geachtet werden muß, wird zunächst die Eigenspannungsentstehung allgemein beschrieben.

Schweiß eigenspannungen entstehen durch das beim Schweißen auftretende zeitabhängige Temperaturfeld. In Abb. 1 sind Temperatur- und Spannungsverläufe in Nahtlängsrichtung an verschiedenen Schnitten einer Schweißung schematisch dargestellt.

Vor der Wärmequelle (Schnitt A - A) ist die Temperatur im Werkstück kaum beeinflusst, und es sind nur sehr kleine Wärmespannungen vorhanden.

Im Schnitt durch die Wärmequelle (Schnitt B - B) zeigt der Temperaturverlauf aufgrund der hohen Konzentration der Wärmezeugung einen sehr steilen Verlauf. Wegen der Wärmeausdehnung weisen Gebiete in der Nähe des Lichtbogens Druckspannungen auf. Da Gleichgewicht der Spannungen im Schnitt vorhanden sein muß, treten in entfernteren Gebieten Zugspannungen auf. In unmittelbarer Umgebung der Wärmequelle wird die Höhe der Druckspannung bestimmt durch die sehr niedrige Fließspannung bei der in diesem Bereich sehr hohen Temperatur.

Etwas hinter der Wärmequelle (Schnitt C - C) hat sich der sehr große Temperaturgradient abgebaut, und eine glockenförmige Temperaturverteilung ist entstanden. Die stark erhitzten Nahtbereiche werden während des Abkühlvorgangs

durch die angrenzenden kühleren Bereiche an der Schrumpfung behindert, und es entstehen Zugspannungen im behinderten Bereich (Naht) und Druckspannungen im behindernden Teil. Schnitt D - D zeigt die sich endgültig einstellende Eigenspannungsverteilung.

Eine Eigenspannungsausbildung ist immer mit plastischen Deformationen verbunden. Abb. 1 a zeigt das eng begrenzte Gebiet, in dem plastische Deformationen auftreten, schraffiert gekennzeichnet.

Abb. 1 macht deutlich, daß eine Eigenspannungsberechnung in zwei unabhängigen Teilen erfolgen kann. Zunächst wird das zeitabhängige Temperaturfeld ermittelt. Anschließend wird die Eigenspannungsberechnung mit dem Temperaturfeld als Belastung durchgeführt.

Da während des Schweißprozesses sehr hohe Temperaturen auftreten und die Werkstoffkennwerte stark von der Temperatur abhängen, müssen diese Abhängigkeiten ermittelt werden.

Für die Temperaturfeldberechnungen benötigt man Angaben über die Wärmeleitfähigkeit, die spezifische Wärme, die Dichte und die Temperaturleitfähigkeit.

Für die Spannungsanalyse sind Unterlagen über die Fließspannung, den Elastizitätsmodul, die Steigung der Spannungs-Dehnungs-Kennlinie oberhalb der Fließspannung und den Wärmeausdehnungskoeffizienten erforderlich.

Da das Werkstoffgesetz für jede Spannungsanalyse der Kernpunkt ist, müssen für die Berechnung von Schweißspannungen Formulierungen zwischen Spannungen und Dehnungen abgeleitet werden, mit denen das stark nichtlineare Verhalten des Schweißvorgangs beschrieben werden kann. Sieht man einmal von der Temperaturfeldrechnung ab, so besteht die Nichtlinearität darin, daß örtlich die Streckgrenze über-

schritten wird und die Werkstoffkennwerte von der Temperatur abhängen.

Die gleichen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen können auch für isotherme Zustände als Spezialfall verwendet werden. Es kann also eine elastisch-plastische Berechnung nach erfolgter Abkühlung vorgenommen werden, z. B. mit dem Ziel die Eigenspannungen im eingespielten Zustand nach äußerer Belastung zu ermitteln.

Da die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen wegen der Nichtlinearität nur in Differentialschreibweise formuliert werden, und eine geschlossene Integration der mathematischen Beziehungen, die den Schweißprozeß am ausgewählten Konstruktionsteil beschreiben, unmöglich ist, muß numerisch vorgegangen werden. Mit der Finite-Element-Technik liegt eine Methode vor, die eine Lösung des Problems verspricht.

Bei der Auswahl des Meßverfahrens für die Eigenspannungen im gerade geschweißten Zustand war eine zerstörende Meßmethode nicht anwendbar, da die Längsspanntkonstruktion anschließend belastet werden sollte.

Als geeignet erschien das Bohrlochverfahren in Verbindung mit Dehnungs-Meßstreifen. Obwohl diese Meßmethode allgemein Verwendung findet, zeigte es sich, daß erhebliche Entwicklungsarbeit notwendig wurde, damit Ergebnisse von definierter Genauigkeit erzeugt werden konnten.

Die Bestimmung der Eigenspannungen im eingespielten Zustand erfolgte mit normalen Dehnungs-Meßstreifen-Rosetten durch Messung der Dehnungsänderungen vor und nach einer äußeren Belastung. Auf diese Weise wurden bei zyklischer Be- und Entlastung und schrittweiser Erhöhung der Last die Spannungsumlagerungen in Abhängigkeit von der Höhe der Last ermittelt.

2. Theoretische Grundlagen für Eigenspannungsberechnungen

2.1 Ableitung eines thermo-elasto-plastischen Stoffgesetzes

In diesem Kapitel wird das Werkstoffgesetz - der Kernpunkt jeder Spannungsanalyse - abgeleitet, mit dem das nichtlineare Verhalten des Schweißvorgangs beschrieben werden kann.

Sollen Schweiß eigenspannungen in Scheibenkonstruktionen berechnet werden, so sind Formulierungen für große Verschiebungen im Regelfall nicht erforderlich, da die plastischen Zonen eng begrenzt sind und die Deformationen daher klein bleiben.

Das Werkstoffgesetz wird in zwei Schritten entwickelt. Zunächst werden die Grundgleichungen für elasto-plastische Spannungszustände bei konstanter Temperatur abgeleitet. Anschließend werden diese Grundgleichungen für thermo-elasto-plastische Zustände erweitert.

2.11 Elasto-plastische Spannungs-Dehnungs-Beziehungen für konstante Temperatur:

Um das elastisch-plastische Verhalten eines Werkstoffes beschreiben zu können, müssen neben den elastischen Gesetzen zwei weitere Gesetzmäßigkeiten für den plastischen Bereich bekannt sein.

1. Es muß eine Fließbedingung formuliert sein, die den elasto-plastischen Grenzzustand unter Berücksichtigung der Verfestigung beschreibt.
2. Es muß ein Zusammenhang zwischen Spannungen, Spannungsinkrementen und plastischen Dehnungsincrementen gegeben sein.

zu 1.

Obwohl das genaue Fließverhalten der Metalle nicht voll-

ständig bekannt ist, weiß man, daß im mehrdimensionalen Spannungsraum σ_{ij} eine Fließfläche existiert, die den Grenzzustand zwischen elastischem und elastisch-plastischem Werkstoffverhalten beschreibt. In /12/ wird ausgeführt, welche Eigenschaften Fließflächen haben müssen. Es sind verschiedene Fließbedingungen formuliert worden. Die bekanntesten sind die Tresca- und die v. Mises-Fließbedingung. Für bildsame Stähle sind beide Fließbedingungen gleich gut geeignet. Die v. Mises-Fließbedingung hat sich jedoch wegen ihrer einfacheren mathematischen Handhabung durchgesetzt. v. Mises stellte im Jahre 1913 aufgrund mathematischer Überlegungen die Fließbedingung auf. Grundlage seiner Überlegungen ist der Spannungstensor S , der den Spannungszustand in einem Punkt (x, y, z) eines Kontinuums beschreibt.

$$S = (\sigma_{ij}) = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix}$$

Eine wichtige experimentell gesicherte Tatsache ist, daß Fließen und Verfestigen der Metalle nahezu unabhängig von einem allseitig gleichen sogenannten hydrostatischen Spannungszustand p ist.

$$p = \frac{1}{3} \sigma_{ii} = \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3}$$

Aus diesem Grund spaltet man von dem Spannungstensor S den hydrostatischen Spannungszustand p ab und formuliert die Fließbedingung mit dem Spannungsdeviator S' .

Führt man den Kugeltensor (δ_{ij}) ein, so ergibt sich

$$S' = (\sigma_{ij}) - p (\delta_{ij})$$

$$S' = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} p & 0 & 0 \\ 0 & p & 0 \\ 0 & 0 & p \end{pmatrix}$$

$$S' = \begin{pmatrix} \sigma'_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma'_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma'_z \end{pmatrix} \quad \begin{array}{l} \sigma'_x = \sigma_x - p \\ \sigma'_y, \sigma'_z \text{ analog} \end{array}$$

Der Deviator S' besitzt drei Invarianten/13/.

Diese sind

$$J'_1 = \sigma'_{ii} = 0$$

$$J'_2 = \frac{1}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij}$$

$$J'_3 = \text{Det} | \sigma'_{ij} | .$$

Die zweite Invariante stellt die Grundlage für die v. Mises-Fließbedingung dar. Mit Hilfe dieser Größe kann man einen Zusammenhang zwischen einem allgemeinen und dem einachsigen Spannungszustand herstellen, wenn man annimmt, daß beide Spannungszustände, der allgemeine und der spezielle, Fließbeginn beschreiben sollen. Der Zusammenhang zwischen Zugversuch und allgemeinem Spannungszustand kann dann wie folgt formuliert werden:

$$J'_2 = \frac{1}{2} (\sigma_x'^2 + \sigma_y'^2 + \sigma_z'^2) + \tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2 \quad (\text{allgemeiner Zustand})$$

$$J'_2 = \frac{1}{2} (\sigma_F^2 - \frac{1}{3} \sigma_F^2) \quad (\text{Vergleichszustand})$$

σ_F - Fließspannung des Zugversuchs

Neben der rein mathematischen Formulierung ist auch eine physikalische Interpretation möglich. In /14,15/ wird gezeigt, daß $J'_2 = \frac{3}{2} \tau_o^2$ dem Quadrat der sogenannten Oktaeder-Schubspannung τ_o proportional ist.

Die allgemein bekannte Form der v. Mises-Fließbedingung

$$\sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x \sigma_y - \sigma_x \sigma_z - \sigma_y \sigma_z + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2)} - \sigma_F = 0$$

ergibt sich aus den obigen Beziehungen für den ein- und mehrachsigen Spannungszustand.

Allgemein haben Fließbedingungen die Form

$$f(\sigma_{ij}, \sigma_F, \dots) = 0$$

Die angegebenen Formeln gelten zunächst nur für ideal-elastisch-plastisches Material, da nur der Grenzzustand zwischen elastischen und elastisch-plastischen Spannungszuständen beschrieben wird.

Das Fließgesetz kann jedoch in etwas modifizierter Form auch auf verfestigendes Material angewendet werden. Die Fließgrenzfläche des ideal-elastisch-plastischen Materials unterscheidet sich von der Fließfläche des verfestigenden Materials dadurch, daß erstere unverändert bleibt und die zweite sich geometrisch verändert.

Weit verbreitet sind zwei Verfestigungstheorien, die der isotropen Verfestigung und die der kinematischen Verfestigung /16,17/. Beide Theorien beschreiben das tatsächliche Werkstoffverhalten nicht richtig.

Die Theorie der kinematischen Verfestigung setzt einen idealen Bauschinger-Effekt voraus. Das bedeutet, daß der Zuwachs der Fließspannung in Belastungsrichtung mit einem Abfall gleicher Größe in entgegengesetzter Belastungsrichtung verbunden ist. Die geometrische Veränderung der Fließfläche mit idealem Bauschinger-Effekt besteht darin, daß sich die Fließfläche im verfestigenden Bereich wie ein starrer Körper im Spannungsraum bewegt, wobei Größe, Form und Orientierung im Vergleich zur ursprünglichen Fließfläche gleich bleiben.

Eine mathematische Formulierung für die Fließfläche im Hauptspannungsraum eines ebenen Spannungszustandes mit den beschriebenen Merkmalen stellt die folgende Beziehung dar.

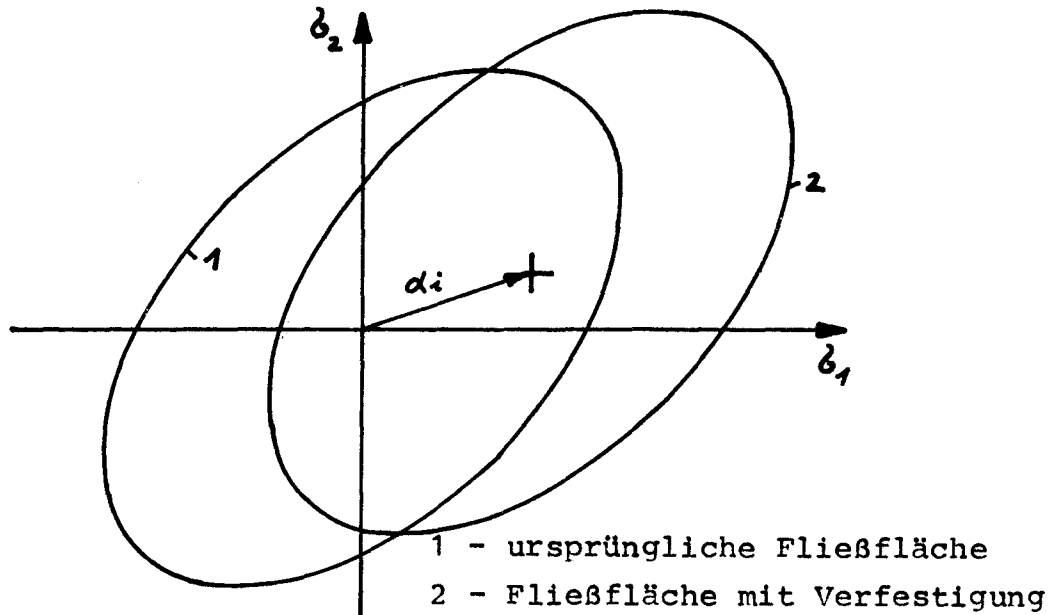
$$\sqrt{\bar{\sigma}_1^2 + \bar{\sigma}_2^2 - \bar{\sigma}_1 \bar{\sigma}_2} - \sigma_F = 0 \quad \text{mit} \quad \bar{\sigma}_i = \sigma_i - \alpha_i$$

In Kurzschreibweise lautet die Beziehung /18/

$$f(\bar{\sigma}_{ij}) = f(\sigma_{ij} - \alpha_{ij}) = 0$$

Die Größen für α_{ij} können nach Prager /16/ oder Ziegler /17/

bestimmt werden. α_{ij} hängt im wesentlichen von der Steigung der Spannungs-Dehnungs-Kennlinie oberhalb der Streckgrenze ab. Die folgende Abbildung zeigt die Fließfläche dargestellt im zweidimensionalen Spannungsraum σ_1, σ_2 .



Die Theorie der isotropen Verfestigung geht davon aus, daß sich die Fließfläche im Verfestigungsbereich gleichmäßig vergrößert. Zentrum, Form und Orientierung der Fließfläche bleiben gleich, nur die Größe ändert sich.

Die mathematische Beziehung für den ebenen Spannungszustand zeigt die folgende Formulierung.

$$\sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1 \sigma_2} - \sigma_F(\epsilon_{vp}) = 0$$

ϵ_{vp} - plastische Vergleichsdehnung

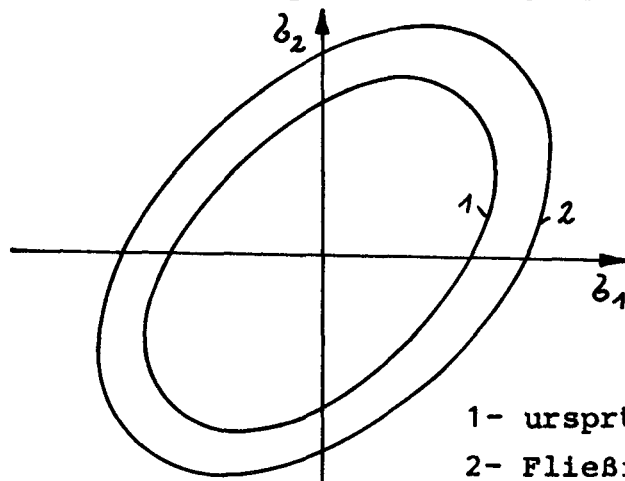
Die Fließspannung σ_F muß in diesem Fall als Funktion der plastischen Vergleichsdehnung bekannt sein.

Man nimmt an, daß die plastische Vergleichsdehnung eines allgemeinen und des einachsigen Dehnungszustands vergleichbar sind und bei gleicher Größe die gleiche Verfestigung des Werkstoffs verursachen.

Die Kurzform des Fließgesetzes ist

$$f(\sigma_{ij}, \epsilon_{vp}) = 0.$$

Die folgende Abbildung zeigt das Verhalten der Fließfläche für die Theorie der isotropen Verfestigung.



1- ursprüngliche Fließfläche
2- Fließfläche mit Verfestigung

Ein realistischer Bauschinger-Effekt wird nicht beschrieben, denn der Betrag der Fließspannung bei Lastumkehr verringert sich nicht.

Bei nur geringer Verfestigung und kleinen plastischen Dehnungen ist der Unterschied beider Theorien gering solange man eine Lastumkehr ausschließt, da bei der kinematischen Verfestigung $\alpha_i \approx 0$ und bei der isotropen Verfestigung $\delta_F(\epsilon_{vp}) \approx \text{const.}$ ist.

Da Probleme behandelt werden sollen, bei denen plastische Dehnungen von 3 bis 5 % erwartet werden und normalfester Schiffbaustahl in diesem Dehnungsbereich nur eine geringe Verfestigung aufweist, ist es gerechtfertigt, die einfachere isotrope Verfestigungstheorie zu verwenden.

Die Kurzschreibweise der Fließbedingung ist sehr gut geeignet, Aussagen allgemeiner Art über den Spannungszustand zu machen. So bedeutet z. B.

$f = 0$ Spannungszustand auf der Fließfläche mit elastisch-plastischen Dehnungen

$f < 0$ Spannungszustand im elastischen Bereich

$f > 0$ nicht definiert. Dieser Zustand kann nicht auftreten, da außerhalb des elastischen Bereichs die Spannungen auf der Fließfläche liegen müssen.

Weiterhin kann man allgemeine Aussagen formulieren, die geeignet sind, im Laufe einer inkrementellen Berechnung festzustellen, ob im nächsten Schritt elastische oder elastisch-plastische Zustände zu erwarten sind. Für diesen Zweck verwendet man die v. Mises-Fließbedingung mit der im aktuellen Inkrement vorhandenen Fließspannung ohne Verfestigung.

Nehmen wir zunächst Entlastung von einem Spannungszustand auf der Fließfläche an. Entlastungen sind bekanntlich immer mit elastischen Deformationen verbunden. Es folgt ein Übergang von $f = 0$ zu $f < 0$. Daraus folgt, daß

$$df = \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T d\{\sigma\} < 0$$

für Entlastung gelten muß, wobei für die Bestimmung von $d\{\sigma\}$ elastisches Werkstoffverhalten verwendet wird.

Ergibt sich $df = 0$ so wird die Spannungsänderung als neutral bezeichnet.

Ist $df > 0$ - dies kann nur auftreten, wenn elastisches Werkstoffverhalten angewendet wird -, so muß notwendigerweise ein Belastungsvorgang vorliegen.

Bemerkenswert ist, daß diese Aussagen ohne die Größen, die das Werkstoffverhalten im verfestigenden Bereich beschreiben, erfolgen können.

Bei Spannungsänderungen auf der Fließfläche muß natürlich

$$f \equiv 0 \text{ und damit auch } df = \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T d\{\sigma\} + \frac{\partial f}{\partial \sigma_F} d\sigma_F + \dots = 0$$

gelten. In diesem Fall muß bei der Berechnung von $d\{\sigma\}$ elastisch-plastisches Werkstoffverhalten mit Verfestigung verwendet werden. Die Größen " $\frac{\partial f}{\partial \sigma_F} d\sigma_F + \dots$ "

des totalen Differentials df werden vernachlässigt, da diese im allgemeinen wesentlich kleiner sind als $\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T d\{\sigma\}$.

Näherungsweise kann man annehmen, daß $d\{\sigma\}$ tangential zur Fließfläche liegt. Da das Skalarprodukt $\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T d\{\sigma\}$

verschwindet, muß der Vektor $\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}$ senkrecht auf der Fließfläche stehen. Diese Aussage ist für die Ableitung des Prandtl-Reusz'schen Gesetzes wichtig.

zu 2.

Für die Formulierung der Spannungs-Dehnungs-Gleichungen ist der Begriff der Werkstoffstabilität von grundlegender Bedeutung. Das Kriterium für die Stabilität des Gleichgewichts eines beliebigen mechanischen Systems läßt sich ganz allgemein in energetischer Form folgendermaßen beschreiben /14/:

"Um eine Störung der Gleichgewichtslage eines Systems herbeizuführen, sind Störkräfte - von beliebiger Kombination (Anmerkung) - zusätzlich zu den Kräften, die das System im Gleichgewicht halten, anzubringen. Sind diese Kräfte überwiegend mit den entsprechenden Störverschiebungen gleichgerichtet, leisten sie also in ihrer Gesamtheit positive Arbeit, dann ist das System stabil.

Im umgekehrten Falle - wenn überwiegend Haltekräfte nötig sind, um den Zusammenbruch zu verhindern - ist es labil. Ein System, das ohne Störkräfte in benachbarte Gleichgewichtslagen überführt werden kann, ist indifferent.

Oder kürzer:

Aus einem stabilen mechanischen System läßt sich bei einer Störung seiner Gleichgewichtslage keine Energie gewinnen. Es kommt also nur auf die Arbeit an, die die Störkräfte leisten."

Man stelle sich folgenden Belastungszyklus vor:

Man belastet von einem elastischen Spannungszustand σ_{ij}^* bis zu einem Spannungszustand σ_{ij} auf der Fließfläche. Bis hierher sind nur elastische Dehnungen aufgetreten. Der Zustand σ_{ij} wird nun um den Spannungsinkrementvektor $d\{\sigma\}$ erhöht. Es treten nun elastische und plastische Dehnungsinkremente auf. Anschließend wird auf σ_{ij}^* entlastet. Die gesamte elastische Energie wird bei Entlastung wiedergewonnen. Die aufgebrauchte Arbeit während des Belastungszyklus beträgt dann

$$dW_p = (\{\sigma\} - \{\sigma\}^*)^T d\{\epsilon_p\} + d\{\sigma\}^T d\{\epsilon_p\} .$$

$\{\sigma\}$ - Spannungsvektor mit den Komponenten σ_{ij} auf der Fließfläche

$\{\sigma\}^*$ - " " " σ_{ij}^* im elastischen Bereich

$d\{\epsilon_p\}$ - plastischer Dehnungsinkrementvektor

$dW_p > 0$ muß gefordert werden, wenn stabiles Werkstoffverhalten vorausgesetzt wird.

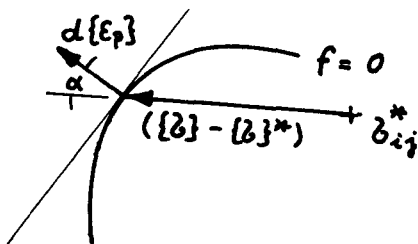
Setzt man zunächst $\{\sigma\} = \{\sigma\}^*$, so muß $dW_p = d\{\sigma\}^T d\{\epsilon_p\} > 0$ gelten. Dies ist der Fall, wenn $d\{\sigma\}$ und $d\{\epsilon_p\}$ in spitzem Winkel zueinander stehen.

Ist $\{\sigma\}$ ungleich $\{\sigma\}^*$ und ist $(\{\sigma\} - \{\sigma\}^*)$ von anderer Größenordnung als $d\{\sigma\}$, so ist der zweite Term der aufgebrachten Arbeit dW_p vernachlässigbar, und es ergibt sich

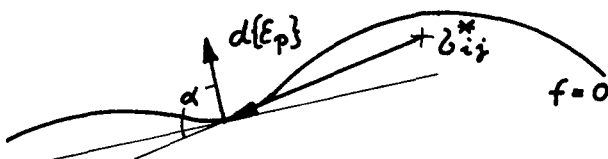
$$dW_p = (\{\sigma\} - \{\sigma\}^*)^T d\{\epsilon_p\} > 0.$$

Die beiden Vektoren müssen wiederum in spitzem Winkel zueinander stehen. Aus dieser Beziehung lassen sich wichtige Aussagen über die Fließfläche ableiten /12/.

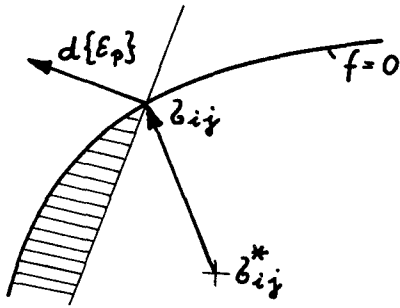
Zunächst muß gefordert werden, daß der Spannungszustand σ_{ij}^* auf der der Richtung des Vektors $d\{\epsilon_p\}$ abgewandten Seite einer Fläche liegen muß, die senkrecht zum Vektor $d\{\epsilon_p\}$ liegt und die Fließfläche im Punkt σ_{ij} berührt. Die folgenden drei Abbildungen zeigen verschiedene Möglichkeiten auf.



$dW_p > 0$
ist erfüllt für alle Spannungszustände σ_{ij}^* im elastischen Bereich



$dW_p > 0$
ist nicht erfüllt, da $\alpha > 90^\circ$



$dW_p > 0$ ist nicht für alle Spannungszustände σ_{ij}^* im elastischen Bereich (schraffierte Zone) erfüllt.

Aus den drei Abbildungen ist ohne weiteres zu erkennen, daß der plastische Dehnungsincrementvektor $d\{\epsilon_p\}$ senkrecht auf der Fließfläche stehen und die Fließfläche konvex verlaufen muß.

Da der Vektor $\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}$, wie bereits gezeigt wurde, senkrecht auf der Fließfläche steht, läßt sich das Spannungs-Dehnungs-Gesetz für die plastischen Dehnungsincremente in der Form

$$d\{\epsilon_p\} = d\lambda \left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}$$

ausdrücken /12,19,20/. $d\lambda$ ist ein nicht negativer skalarer Koeffizient. Für Spannungsumlagerung gilt $d\lambda = 0$, während $d\lambda < 0$ hier keinen Sinn hat.

Die plastischen Dehnungsincremente werden auch oft in der Form

$$d\{\epsilon_p\} = d\lambda^* \{\sigma'\}$$

dargestellt /14,21/.

$\{\sigma'\}$ - Spannungszustandsvektor $\{\sigma\}$ vermindert um den hydrostatischen Spannungsanteil

Es läßt sich leicht nachweisen, daß die Vektoren $\{\sigma'\}$ und $\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}$ in die gleiche Richtung weisen. Es gilt der Zusammenhang

$$\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\} = \frac{3}{2\sigma_v} \{\sigma'\}$$

σ_v - Vergleichsfließspannung

Zur Bestimmung von $d\lambda$ benötigt man die Ergebnisse des einachsigen Vergleichszustands. Als Basis dient die plastische Dissipationsarbeit. Die von den Spannungen $\{\sigma\}$ an den plastischen Dehnungsänderungen $d\{\epsilon_p\}$ geleistete Arbeit ist

$$dW_p = \{\sigma\}^T d\{\epsilon_p\} = \{\sigma'\}^T d\{\epsilon_p\} = \{\sigma'\}^T \left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\} d\lambda = \{\sigma'\}^T \{\sigma'\} \frac{3}{2\sigma_v} d\lambda$$

Dieser Beziehung liegt die Annahme zugrunde, daß die plastischen Deformationen nicht mit einer Volumenveränderung verbunden sind, d. h. $d \varepsilon_{ii}^p = 0$. Daraus folgt, daß die hydrostatischen Spannungsanteile keine plastische Dissipationsarbeit leisten.

Für den einachsigen Vergleichszustand ergibt sich

$$d W_p = \beta_v d \lambda = \beta_F d \lambda .$$

Außerdem gilt die Beziehung

$$d W_p = \beta_v d \varepsilon_{vp} .$$

Daraus folgt für den plastischen Dehnungsinkrementvektor

$$d \{ \varepsilon_p \} = \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} d \varepsilon_{vp} .$$

Oberhalb der Fließspannung bestehen die Gesamtdehnungen aus einem elastischen und einem plastischen Anteil. Bei kleinen Dehnungen ist es zulässig, die elastischen und plastischen Anteile einfach zu addieren.

$$d \{ \varepsilon \} = d \{ \varepsilon_e \} + d \{ \varepsilon_p \}$$

Wendet man das elastische Stoffgesetz $[D_e]$ auf das Gesamtdehnungsinkrement an, so ergibt sich

$$d \{ \varepsilon \} = [D_e]^{-1} d \{ \sigma \} + \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} d \varepsilon_{vp} .$$

Diese Beziehung ist als Prandtl-Reusz'sches Gesetz allgemein bekannt.

Da für alle elastisch-plastischen Zustände $f \equiv 0$ erfüllt sein muß, gilt für das totale Differential

$$d f = \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T d \{ \sigma \} + \frac{\partial f}{\partial \varepsilon_{vp}} d \varepsilon_{vp} = 0 .$$

Die Beziehungen für $d \{ \varepsilon \}$ und $d f$ können in Matrixschreibweise formuliert werden, und es entsteht eine symmetrische Matrix /19,22,23,24/.

$$\begin{Bmatrix} d \{ \varepsilon \} \\ \hline 0 \end{Bmatrix} \begin{bmatrix} [D_e]^{-1} & \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \\ \hline \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T & \frac{\partial f}{\partial \varepsilon_{vp}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d \{ \sigma \} \\ \hline d \varepsilon_{vp} \end{Bmatrix}$$

Verwendet man für die Abhängigkeit der Fließspannung von der plastischen Dehnung die einfache Beziehung $\sigma_v(\epsilon_{vp}) = \sigma_{v0} + H' \epsilon_{vp}$ so ist bei der hier verwendeten Form des Fließkriteriums

$$\frac{\partial f}{\partial \epsilon_{vp}} = H'$$

H' ist die Steigung der Spannungs-Dehnungs-Kennlinie oberhalb der Streckgrenze über der plastischen Vergleichsdehnung ϵ_{vp} .

Eliminiert man aus der Matrizenbeziehung $d\epsilon_{vp}$ so erhält man einen direkten Zusammenhang zwischen $d\{\sigma\}$ und $d\{\epsilon\}$.

$$d\{\sigma\} = [D_{ep}] d\{\epsilon\}$$

$[D_{ep}]$ - elastisch-plastisches Stoffgesetz

$$[D_{ep}] = [D_e] - [D_e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D_e] \left(H' + \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D_e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \right)^{-1}$$

Dieses Stoffgesetz kann nun für die Formulierung Finiten Elemente mit elastisch-plastischen Eigenschaften verwendet werden.

2.12 Thermo-elasto-plastische Spannungs-Dehnungs-Beziehungen:

Für die Behandlung von thermo-elasto-plastischen Problemen wird die Fließbedingung temperaturabhängig formuliert.

$$\sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x \sigma_y - \sigma_x \sigma_z - \sigma_y \sigma_z + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2)} - \sigma_F(\epsilon_{vp}, T) = 0$$

In Kurzschreibweise

$$f(\sigma_{ij}, \epsilon_{vp}, T) = 0$$

Für die angegebene Formulierung muß die Abhängigkeit der Fließspannung von der Temperatur und der Verfestigung bekannt sein. Spätere Rechnungen wurden mit einem Polygonverlauf entsprechend Abb. 2 durchgeführt.

Die bereits verwendete Formulierung für die plastischen Dehnungsinkremente $d\{\epsilon_p\}$ kann auch für thermo-elasto-plastische Probleme unverändert übernommen werden.

$$d\{\varepsilon_p\} = \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} d\varepsilon_{vp}$$

Das Gesamtdehnungsinkrement setzt sich nun zusammen aus einem elastischen, einem plastischen und einem zusätzlichen Anteil durch Wärmeausdehnung.

$$d\{\varepsilon\} = d\{\varepsilon_e\} + d\{\varepsilon_p\} + d\{\varepsilon_T\}$$

Der elastische Dehnungsinkrementvektor besteht aus zwei Anteilen, da der E-Modul von der Temperatur abhängt.

$$d\{\varepsilon_e\} = [D_e]^{-1} d\{\sigma\} + \frac{\partial [D_e]^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} dT$$

Der Dehnungsanteil durch Wärmeausdehnung hängt vom Wärmeausdehnungskoeffizienten ab.

$$d\{\varepsilon_T\} = \{\alpha\} dT$$

Es kann nun der Gesamtdehnungsinkrementvektor in der folgenden Form geschrieben werden.

$$d\{\varepsilon\} = [D_e]^{-1} d\{\sigma\} + \frac{\partial [D_e]^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} dT + \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} d\varepsilon_{vp} + \{\alpha\} dT$$

Auch für alle thermo-elasto-plastischen Spannungszustände muß die Bedingung $f=0$ erfüllt sein. Daraus ergibt sich, daß auch $df=0$ gelten muß. Das totale Differential von f hat die Form

$$df = \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T d\{\sigma\} + \frac{\partial f}{\partial \varepsilon_{vp}} d\varepsilon_{vp} + \frac{\partial f}{\partial T} dT = 0.$$

Die beiden Gleichungen für $d\{\varepsilon\}$ und df werden nun, wie bei den Beziehungen für konstante Temperatur, in Matrixschreibweise dargestellt.

$$\begin{Bmatrix} d\{\varepsilon\} \\ -\frac{\partial f}{\partial T} dT \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} [D_e]^{-1} & \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \\ \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T & \frac{\partial f}{\partial \varepsilon_{vp}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d\{\sigma\} \\ d\varepsilon_{vp} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} \left(\frac{\partial [D_e]^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} + \{\alpha\} \right) dT \\ 0 \end{Bmatrix}$$

Eliminiert man $d\varepsilon_{vp}$ und löst die Matrixgleichung nach $d\{\sigma\}$ auf, so erhält man die Spannungs-Dehnungs-Beziehungen für thermo-elasto-plastische Zustände für die isotrope Verfestigungstheorie.

$$d\{\sigma\} = [D_{ep}] d\{\varepsilon\} + (\{C\} - [D_{ep}] \frac{\partial [D_e]^{-1}}{\partial T} \{\sigma\} - [D_{ep}] \{\alpha\}) dT$$

mit

$$\{C\} = [D_e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \frac{\partial f}{\partial T} \left(\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D_e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} + \frac{\partial f}{\partial \varepsilon_{vp}} \right)^{-1}$$

oder kürzer

$$d\{\sigma\} = [D_{ep}] d\{\varepsilon\} + d\{\sigma_0\}$$

Man erkennt, daß die Spannungsinkremente nicht allein von den Dehnungsinkrementen abhängen, da auch ein dehnungsunabhängiger Spannungsvektor vorhanden ist.

Die Ableitung der Spannungs-Dehnungs-Gesetze zeigt deutlich, daß die Formulierungen nur für Inkremente gelten. Dies hat natürlich zur Folge, daß entsprechende nichtlineare Probleme nur inkrementell gelöst werden können. Sollen z. B. Schweiß-eigenspannungen berechnet werden, so muß man die Entstehungsgeschichte - Inkrement für Inkrement - nachvollziehen, um den Endzustand zu erreichen.

2.2 Ableitung Finiter Elemente für thermo-elasto-plastische Anwendung:

Steifigkeitsmatrizen werden im allgemeinen mit Hilfe der virtuellen Arbeiten abgeleitet. Die Knotenkräfte an den virtuellen Knotenverschiebungen müssen die gleiche Arbeit leisten wie die Spannungen an den virtuellen Dehnungen integriert über das Volumen des Elements.

$$\delta \{u_n\}^T \{P_n\} = \int_V \delta \{\varepsilon\}^T \{\sigma\} dV$$

$\{u_n\}$ - Vektor der Knotenverformungen

$\{P_n\}$ - Vektor der Knotenkräfte

Setzt man in diese Gleichung das temperaturabhängig elastisch-plastische Werkstoffgesetz ein und formuliert gleichzeitig einen Verschiebungsansatz $\{u(x,y)\}$ in Abhängigkeit der Knotenverschiebungen, so kann $\{\epsilon\}$ ebenfalls durch die Knotenverschiebungen beschrieben werden.

$$\{u(x,y)\} = [N] \{u_k\}$$

$$\{\epsilon\} = [B] \{u_k\}$$

$[N]$ - Matrix der Formfunktion

$[B]$ - Dehnungsmatrix

$$\delta\{u_k\}^T \{P_k\} = \delta\{u_k\}^T \int [B]^T [D_{ep}] [B] dV \{u_k\} + \delta\{u_k\}^T \int [B]^T d\{\beta_o\} dV$$

Die virtuellen Knotenverschiebungen fallen heraus, und es entsteht eine lineare Beziehung zwischen Knotenkräften $\{P_k\}$ und Knotenverschiebungen $\{u_k\}$. Der dehnungsunabhängige Spannungsanteil $d\{\beta_o\}$ ergibt bei der Finite-Element-Formulierung eine Kraft. Berechnet man ein Tragwerk ausschließlich mit Temperaturbelastung, so bildet die Kraft aus $d\{\beta_o\}$ allein die Belastung.

$$\{P_k\} = [K_{ep}] \{u_k\} + \{P_k(d\{\beta_o\})\}$$

mit

$$[K_{ep}] = \int [B]^T [D_{ep}] [B] dV$$

$$\{P_k(d\{\beta_o\})\} = \int [B]^T d\{\beta_o\} dV$$

Die vorgeführte allgemeine Ableitung wurde ausgearbeitet für Dreieck-Scheibenelemente mit linearem Verschiebungsansatz. Diese Elemente weisen im ganzen Element eine konstante Spannung auf. Weitere allgemeine detaillierte Angaben über die Ableitung von Finiten Elementen sind z. B. /19,29,30/ zu entnehmen.

2.3 Programmbeschreibung des Finite-Element-Programms zur Berechnung von Schweißeigenstressungen für räumliche Scheibenstrukturen

Im Rahmen dieser Arbeit sollen nur die wichtigsten Fähigkeiten dieses Programm erläutert werden. Eine ausführliche Beschreibung ist /31/ zu entnehmen.

Das Programm wurde programmiert in Fortran IV für den Telefunkenrechner 440 der Universität Hamburg.

Es ist ausgelegt für zwei verschiedene Werkstoffe. Dies ist bei Schweißproblemen wichtig, da der Zusatzwerkstoff im allgemeinen andere Eigenschaften hat als das Grundmaterial.

Da mit diesem Programm Eigenstressungen in Konstruktionsteilen berechnet werden sollen, muß das Rechenmodell das Zusammenfügen der Einzelteile durch die Schweißnaht während des Schweißprozesses beschreiben können.

Dies ist mit Hilfe der Finite-Element-Technik zu lösen. Am Ort der Wärmequelle werden ursprünglich getrennte Knoten - da die Konstruktionsteile noch nicht verbunden waren - zu einem Knoten zusammengelegt. Dies geschieht dadurch, daß der eine Knoten die Freiheitsgrade des anderen Knotens erhält. Für die Gesamtsteifigkeitsmatrix bedeutet dies, daß die zu den alten Freiheitsgradnummern gehörenden Zeilen und Spalten zu den Zeilen und Spalten der neuen Freiheitsgrade addiert werden. Die Zeilen und Spalten der alten Freiheitsgrade werden anschließend gestrichen. Eine entsprechende Umsortierung muß auch im Kraftvektor vorgenommen werden. Auf diese verhältnismäßig einfache Art und Weise können unterschiedlichste Schweißfolgen simuliert werden.

Weiterhin können neben den Wärmelasten auch äußere Kräfte vorgesehen werden. Das heißt, es können z. B. Fälle behandelt werden, bei denen unter Last geschweißt wird. Dies kann bei der Berechnung von Reparaturschweißungen wichtig sein. Es kann aber auch eine Struktur nach erfolgter Abkühlung und ausgebildetem Eigenspannungszustand mit dem Ziel belastet und wieder entlastet werden, Umlagerungen des Eigenspannungsfeldes festzustellen.

An Hand eines vereinfachten Flußdiagramms soll die Arbeitsweise des Programms deutlich gemacht werden (Abb. 3).

Das Programm ist so aufgebaut, daß aufwendige Berechnungen in Fortsetzungsläufen bearbeitet werden können. Die Größe IFORT gibt die Anzahl der Inkremente an, die bereits berechnet wurden. Ist IFORT=0, so liegt kein Fortsetzungslauf vor. Um einen Fortsetzungslauf durchführen zu können, müssen eine große Anzahl von Daten aus dem vorausgegangenen Lauf bekannt sein. In der Unteroutine SAVE werden alle für einen Fortsetzungslauf erforderlichen Daten auf Magnetband gespeichert. Im Nachfolgelauf wird die gespeicherte Information in der Unteroutine LESE vom Magnetband in die Felder und Dateien verlagert.

In DATEN werden alle benötigten Daten eingelesen. Die wichtigsten Daten sind die Elementgeometrien, die Zuordnungszahlen der Elemente, die Temperaturfelder - berechnet mit dem bereits erwähnten Finite-Element-Programm -, die Knotenlasten und die Knotennummern, die im Laufe der inkrementellen Berechnung verknüpft werden sollen.

Die Werkstoffkenngrößen für die zwei Materialien werden durch eine BLOCKDATA-Anweisung bereits beim Montieren des Programms besetzt.

Bei einem Fortsetzungslauf werden nur noch Daten eingelesen, die für die weitere Bearbeitung des Problems nötig werden. Über die Kennzahl IAEND wird festgelegt, ob während des gesamten Jobs Knoten verknüpft werden sollen oder nicht. Ist IAEND=0 werden keine Knoten zusammengelegt, andernfalls wird der Programmlauf in CHANGE fortgesetzt. In ihr wird die

Systemsteifigkeitsmatrix und der Lastvektor so verändert, daß die gewünschten Knoten mathematisch verknüpft sind. Hinter CHANGE verzweigt sich das Programm.

Bei IFORT=0 - also kein Fortsetzungslauf - wird LOKO und LASTO bearbeitet. In LOKO werden alle Matrizen - mit Ausnahme der Felder für das Stoffgesetz -, die für die Bildung der Elementsteifigkeitsmatrizen notwendig sind, berechnet und zugriffsbereit gespeichert. Die gespeicherten Matrizen sind die Dehnungsmatrizen, die Koordinatentransformationsmatrizen und ihre Transponierten. Weiterhin werden für jedes Element die Werkstoffkenngrößen (E-Modul, Verfestigungsmodul, Fließspannung, Wärmeausdehnungskoeffizient) zu den Temperaturen des Inkrements gebildet. In LASTO wird der Bezugslastvektor der äußeren Knotenlasten ohne die Temperaturlasten ausgedruckt. Die im Laufe der inkrementellen Berechnung vorhandenen äußeren Lasten müssen Vielfache des Bezugslastvektors sein.

Ist IFORT>0, so erfolgt die Bearbeitung, wie beschrieben, nicht über LOKO und LASTO, sondern wird in KRIT fortgesetzt. In dieser Unteroutine wird festgestellt, welche Elemente im nächsten zu bearbeitenden Inkrement voraussichtlich elastisch und welche plastisch sein werden. Dies erfolgt über die Beziehung - wie es bei der Ableitung des Stoffgesetzes beschrieben wurde - $\left\{ \frac{\partial f}{\partial \epsilon} \right\}^T d\{\epsilon\} \in 0$. Weiterhin werden - wie in LOKO - die Werkstoffkennwerte zum Inkrement berechnet. In diesem Programmteil erfolgt auch die Abfrage auf Rekristallisation. Ist die Rekristallisationstemperatur erreicht oder überschritten, so wird die Fließspannung ohne Verfestigung berechnet.

Der bisher beschriebene Programmteil beinhaltet im wesentlichen die Anlaufphase des Programms für den Beginn einer Berechnung oder eines Fortsetzungslaufs.

Der weiterhin beschriebene Programmteil enthält den Kern des Programmes. Die Schleife mit der Zählgröße I (Abb.3), die bis einschließlich ICR läuft, umfaßt die Bearbeitung

der Inkremente. Im folgenden wird ein Durchlauf in der Schleife I besprochen.

Zunächst wird in LAST1 der Lastvektor mit den äußeren Knotenlasten gebildet. In der Schleife über I1 werden alle Elemente der Gesamtstruktur bearbeitet.

In STEIF wird eine Elementsteifigkeitsmatrix gebildet. In dieser Routine wird auch das thermo-elasto-plastische Stoffgesetz aufgestellt. In BOOLB wird die Elementsteifigkeitsmatrix in die als Band-Matrix vereinbarte Systemsteifigkeitsmatrix eingeordnet.

In LASTTH werden die thermischen Lasten entsprechend den Grundgleichungen des Stoffgesetzes für ein Element gebildet und auf den Lastvektor addiert.

Sind alle Elemente bearbeitet, so ist die Gesamtsteifigkeitsmatrix und der Lastvektor fertig aufgestellt.

Das Gleichungssystem wird dann in ITER gelöst. Es wird hier deutlich, daß in jedem Inkrement eine neue Systemsteifigkeitsmatrix verwendet wird. In ITER werden zunächst die Knotenverformungen errechnet und anschließend aus diesen die Spannungen in den Elementen. Überschreiten nun die errechneten Spannungen in einem oder mehreren Elementen, die mit elastischem Stoffgesetz aufgestellt wurden, die Fließspannungen, so muß das Inkrement iteriert werden. Die Iteration erfolgt nach der Methode der Anfangsspannungen /19/ mit konstanter Steifigkeitsmatrix solange, bis der Spannungs-Dehnungs-Zustand im Element mit der Spannungs-Dehnungs-Kurve des Werkstoffs verträglich ist.

Anschließend wird ein Stützpunkt geschrieben und auf Magnetband gespeichert. Dieser Stützpunkt ermöglicht einen RESTART des Programms, falls der Lauf unvorhergesehen oder durch Operateursalarm endet.

Ist $I=ICR$ erreicht, beendet das Programm den Lauf und speichert, wenn gewünscht, die Daten für die weiterführende Rechnung. Ist $I < ICR$, so wird der nächste Schritt in CHANGE und KRIT fortgesetzt.

2.4 Berechnung der Temperaturfelder

Ziel dieser Berechnungen ist es, die zeitabhängigen Temperaturfelder, die während einer Wärmebehandlung entstehen, zu ermitteln. Diese Temperaturwerte werden auf einer Datei gespeichert, die dann von dort vom Finite-Element-Programm zur Berechnung der Eigenspannungen als Eingabedaten gelesen werden.

In diesem Kapitel werden die Grundlagen beschrieben, die zur Berechnung der Temperaturfelder benötigt werden.

Durch Untersuchung der momentanen Wärmebilanz eines Raumelements und der Kenntnis des Fourier'schen Gesetzes läßt sich die Differentialgleichung der Wärmeleitung ableiten/64/.

$$\frac{\partial}{\partial x} (\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y} (\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y}) + \frac{\partial}{\partial z} (\lambda_z \frac{\partial T}{\partial z}) + \dot{q} - c \rho \frac{\partial T}{\partial t} = 0$$

λ_x - Wärmeleitzahl in x-Richtung

λ_y, λ_z - analog

\dot{q} - Wärmequelle im Volumenelement

c - spezifische Wärme

ρ - Dichte

T - Temperatur

$\frac{\partial T}{\partial t}$ - Momentangeschwindigkeit der Temperaturänderung

Zur Lösung dieser Differentialgleichung können analytische oder numerische Methoden angewandt werden.

Die analytischen Methoden haben jedoch den Nachteil, daß in der Regel nur dann Lösungen gefunden werden, wenn die Kennwerte c, ρ, λ temperaturunabhängig sind. In der vorliegenden Arbeit wird für die Berechnung der Eigenspannungen in kreisrunden Scheiben, die durch Wärmepunktbelastung beansprucht sind (Kapitel 4), die analytische Lösung mit dem Quellenverfahren gewählt.

Für die Ermittlung der Temperaturverteilung im Längsspannt wird die Finite-Element-Methode verwendet.

Die Wärmepunktbelastung wird als kontinuierlich wirkende runde Normalquelle behandelt.

Die Wärmezuführung über einen angegebenen Zeitraum t lässt sich deuten als Summe momentan wirkender Quellen, die zum Zeitpunkt t' im Zeitintervall dt wirken. Die Lösung ist in /64/ angegeben.

$$dT(r,t) = \frac{dQ}{c \rho \delta \cdot 4 \pi a (t+t_0-t')} \cdot e^{-\frac{r^2}{4a(t+t_0-t')}}$$

dQ - zum Zeitpunkt t' im Zeitintervall dt zugeführte Wärmemenge

t_0 - Zeitkonstante der gegebenen runden Normalquelle

δ - Dicke der Scheibe

a - Temperaturleitzahl

Durch Superposition der momentan wirkenden Quellen erhält man die Lösung für die kontinuierlich wirkende Quelle.

Für die Berechnung der Temperaturverteilung im Längsspanntmodell wird ein Finite-Element-Programm verwendet, das im "Massachusetts Institute of Technology" entwickelt wurde /32/. Die Grundlagen dieses Programms werden im folgenden beschrieben.

Die Entwicklung Finiter Elemente für Wärmeleitung erfolgt durch die integrale Problemformulierung in Gestalt der Variationsgleichung. Diese wird auch als Funktional bezeichnet. Gesucht wird das Extremum des Funktionals. Durch die erste Variation lässt sich das Funktional auf eine gewöhnliche Extremwertaufgabe der Differentialrechnung zurückführen. Aufgrund des Fundamentallemmas der Variationsrechnung ist die Euler-Differentialgleichung die notwendige Bedingung für die Existenz eines Extremums des Funktionals. Stimmen nun die Differentialgleichung des zu lösenden Problems und die Euler-Differentialgleichung der Variationsaussage sowie die Randbedingungen in beiden Fällen überein, so kann zur Lösung die integrale Problemformulierung herangezogen werden.

In /87/ ist das zur Lösung der Differentialgleichung der Wärmeleitung geeignete Funktional angegeben.

$$J = \frac{1}{2} \iint \left[\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + \lambda \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)^2 \right] dx dy - \iint \dot{q} T dx dy + \iint c \varrho \frac{\partial T}{\partial t} T dx dy \stackrel{!}{=} \text{Extr.}$$

Formuliert man einen Ansatz für den Temperaturverlauf im Element in Abhängigkeit der Knotentemperaturen, so kann das Variationsintegral auch in Abhängigkeit der Knotentemperaturen beschrieben werden.

$$\begin{aligned} T_{(x,y)} &= [N] \{T_k\} && - \text{Temperaturverlauf} \\ [N] &= [N_i \ N_j \ N_m] && - \text{Matrix der Formfunktion} \\ \{T_k\}^T &= \{T_i \ T_j \ T_m\} && - \text{Vektor der Knotentemperaturen} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} J &= \frac{1}{2} \{T_k\}^T \iint \lambda \left([b_i \ b_j \ b_m]^T [b_i \ b_j \ b_m] \right. \\ &\quad \left. + [c_i \ c_j \ c_m]^T [c_i \ c_j \ c_m] \right) dx dy \{T_k\} \\ &+ \{T_k\}^T \iint c \varrho [N_i \ N_j \ N_m]^T [N_i \ N_j \ N_m] \{\dot{T}_k\} dx dy \\ &- \{T_k\}^T \iint [N_i \ N_j \ N_m] \dot{q} dx dy \stackrel{!}{=} \text{Extr.} \end{aligned}$$

mit

$$\begin{aligned} \frac{\partial T}{\partial x} &= \left[\frac{\partial N_i}{\partial x} \ \frac{\partial N_j}{\partial x} \ \frac{\partial N_m}{\partial x} \right] \{T_k\} = [b_i \ b_j \ b_m] \{T_k\} \\ \frac{\partial T}{\partial y} &= \left[\frac{\partial N_i}{\partial y} \ \frac{\partial N_j}{\partial y} \ \frac{\partial N_m}{\partial y} \right] \{T_k\} = [c_i \ c_j \ c_m] \{T_k\} \end{aligned}$$

Die in /32/ für die drei Integrale des Funktionals gewählten Bezeichnungen werden übernommen.

$$\begin{aligned} [H] &= \iint \lambda \left([b_i \ b_j \ b_m]^T [b_i \ b_j \ b_m] \right. \\ &\quad \left. + [c_i \ c_j \ c_m]^T [c_i \ c_j \ c_m] \right) dx dy \end{aligned}$$

$$\{F_k\} = \iint [N_i \ N_j \ N_m]^T \dot{q} dx dy$$

$$\{P\} = \iint c \varrho [N_i \ N_j \ N_m]^T [N_i \ N_j \ N_m] dx dy$$

$$J = \frac{1}{2} \{T_k\}^T [H] \{T_k\} - \{T_k\}^T \{F_k\} + \{T_k\}^T [P] \{\dot{T}_k\} \stackrel{!}{=} \text{Extr.}$$

Die Minimierung des Funktionals erfolgt, wie in /88/ beschrieben, über die Knotentemperaturen.

$$\left\{ \frac{\partial J}{\partial T_k} \right\}^T = \left\{ \frac{\partial J}{\partial T_i} \ \frac{\partial J}{\partial T_j} \ \frac{\partial J}{\partial T_m} \right\} = \{0\}^T$$

Es ergibt sich daraus die folgende Beziehung

$$[H] \{T_k\} - \{F_k\} + [P] \{\dot{T}_k\} = \{0\}.$$

Die zeitliche Änderung der Knotentemperaturen $\{\dot{T}_k\}$ wird durch ein Differenzenschema über Zeitinkremente Δt in Knotentemperaturen umgewandelt. Hier zeigt sich, daß die Temperaturfeldberechnung inkrementell erfolgen muß. Man betrachtet die Zeitpunkte "i" und "i - 1" und nimmt an, daß

$$\frac{1}{2} (\{\dot{T}_k\}_{i-1} + \{\dot{T}_k\}_i) = \frac{1}{\Delta t} (\{T_k\}_i - \{T_k\}_{i-1}) \quad \text{gilt.}$$

Da $\left\{ \frac{\partial J}{\partial T_k} \right\}_i = \{0\}$ und $\left\{ \frac{\partial J}{\partial T_k} \right\}_{i-1} = \{0\}$ erfüllt ist, muß auch $\left\{ \frac{\partial J}{\partial T_k} \right\}_i + \left\{ \frac{\partial J}{\partial T_k} \right\}_{i-1} = \{0\}$ richtig sein.

Nach kurzer Umformung erhält man die Matrixengleichung, die dem Finite-Element-Programm zugrunde liegt.

$$[H] \{\Delta T_k\} + \frac{2}{\Delta t} [P] \{\Delta T_k\} = -2 [H] \{T_k\}_{i-1} + \{F_k\}_i + \{F_k\}_{i-1}$$

mit

$$\{\Delta T_k\} = \{T_k\}_i - \{T_k\}_{i-1}$$

Da das Programm in seiner ursprünglichen Form nur für konstante Wärmeleitfähigkeit, Dichte und spezifische Wärme vorgesehen wurde, diese Kennwerte aber sehr stark von der Temperatur abhängig sind, sind Änderungen vorgenommen worden. Diese ermöglichen es, daß während der inkrementellen Analyse die Werkstoffkennwerte an die Temperaturverteilungen angepaßt werden können.

Berechnungen mit der ursprünglichen Programmversion erfordern immer nur die Aufstellung neuer Matrizen, wenn sich Zeitschritte ändern.

Die Programmänderung führt dazu, daß die Elementmatrizen und die Matrix der Gesamtstruktur in jedem Inkrement neu gebildet werden müssen.

Eine weitere Änderung besteht darin, daß Berechnungen mit Wärmeableitung über Elementoberflächen durchgeführt werden können (siehe auch Kapitel 7.2). Die Wärmeableitung wird durch das Fourier'sche Gesetz der Wärmeleitung beschrieben. Im Finite-Element-Modell erfolgt die Wärmeabgabe durch Knotenwärmequellen.

3. Literaturstudie über Werkstoffkennwerte von normalfestem Schiffbaustahl bei erhöhten Temperaturen

Da während des Schweißprozesses sehr hohe Temperaturen auftreten und die Werkstoffkennwerte stark von der Temperatur abhängen, muß dieses bei realistischen Schweißeigenstressberechnungen berücksichtigt werden.

Thermo-elasto-plastische Vorgänge werden wesentlich durch die vier Parameter - Fließspannung σ_f , Elastizitätsmodul E , Steigung der Spannungs-Dehnungs-Kennlinie oberhalb der Fließspannung E_p und Wärmeausdehnungskoeffizient α bestimmt. Für die Berechnung des Temperaturfeldes sind Angaben über die Wärmeleitzahl λ , die Spezifische Wärme c , die Dichte ρ und die Temperaturleitzahl a erforderlich. Die Studie ist schwerpunktmäßig für NF-Schiffbaustahl ausgelegt.

Bei der Literatursichtung sollte zwischen Arbeiten, die diese interessierenden Werkstoffkennwerte verwenden und Arbeiten, in denen diese Werte ermittelt werden, unterschieden werden. Bei der Auswahl der Kennwerte sind im Zweifelsfall die Angaben aus den Quellen als zuverlässiger zu beurteilen, die die Ermittlung dieser Werte zum Ziel haben.

3.1 Fließspannung

In /34,35/ und /36/ liegen ausführliche Angaben der Fließspannung in Abhängigkeit von der Temperatur u. a. für Kohlenstoff-Stähle vor. Es werden nur Werte für Stähle diskutiert, die in ihrer Zusammensetzung etwa dem normalfesten Schiffbaustahl entsprechen.

NF-Schiffbaustähle enthalten ca. 0,18 - 0,23 %C, 0,70 - 1,50 %Mn und 0,10 - 0,35 %Si als wesentlichste Legierungsbestandteile. Abb. 4 zeigt die Temperaturabhängigkeit der Fließspannung für Kohlenstoffstähle aus /34/. Eine größere Zahl von Messungen wurde durch Ausgleichsfunktionen ersetzt. Da die Fließspannung bei Raumtemperatur sehr stark von den Legierungsbestandteilen abhängt und daher auch große

Unterschiede der Werte bei ähnlichen Stählen vorhanden sein können, wird eine Normierung mit der Fließspannung bei Raumtemperatur vorgenommen. Dadurch wird eine Vergleichbarkeit der Verläufe hergestellt. Abb. 5 zeigt Ergebnisse aus /35/. Der Verlauf der Fließspannung, dargestellt in Abb. 6/36/, wurde aus einer Vielzahl von Messungen durch ein Ausgleichspolynom beschrieben. Ein Vergleich der Abb. 4 und 6 zeigt, daß für vergleichbare Stähle (Kurve 3, Abb. 4) nahezu identische Temperaturabhängigkeiten festzustellen sind. Die Angaben aus /34/ und /36/ sind daher als zuverlässig anzusehen. Aufgrund dieser Literaturstellen kann für den Verlauf der Fließspannung über der Temperatur folgendes ausgesagt werden:

1. Linearer Abfall bis ca. 550°C auf 55 bis 60 % des Wertes bei Raumtemperatur

2. Verschwinden der Fließspannung bei 750° bis 800°C

Der Fließspannungsverlauf kann in dem durch gestrichelte Kurven begrenzten Bereich (Abb. 6) angenommen werden.

Die Ergebnisse aus /35/ entsprechen nicht diesen Folgerungen. In dieser Arbeit wurde schwerpunktmäßig das Spannungsdehnungsverhalten bei erhöhten Temperaturen bis zu sehr großen Dehnungen (50 % und mehr) untersucht.

Die folgenden Literaturstellen verwenden im wesentlichen nur temperaturabhängige Fließspannungsverläufe.

Tall /37/ führte eine umfangreiche Literaturarbeit durch, um die für seinen verwendeten Stahl (0,20 %C, 0,60 %Mn) am besten geeigneten Werte zu finden. Tall stützt sich bei seiner Auswahl wesentlich auf /34,36,38/ und weiterhin auf /39,40,41,42,43/. Die Angaben in /39,40/ beziehen sich auf die gleiche Quelle /44/. In Abb. 7 ist der in /37/ gewählte Verlauf dargestellt. Die Temperatur, bei der die Fließspannung verschwindet, erscheint mit 975°C sehr hoch angenommen. Die Abweichungen des Kurvenverlaufes vom angenommenen Bereich der Lage der Fließspannung (Abb. 6) bleiben in Grenzen. In /45/ wird das Problem der thermischen Umformung von Platten aus Schiffbaumaterial behandelt. Die Angaben über die

Fließspannung sind anscheinend eigenen Messungen entnommen. Die Fließspannung verschwindet bei ca. 700°C . Zwischen Raumtemperatur und 700°C ist eine fast lineare Abhängigkeit angegeben. Ein ähnlich einfacher linearer Verlauf für "low carbon steels" ist in /46/ dargestellt. Die Fließspannung verschwindet allerdings erst bei 825°C .

Ueda u. a. /25,26,27,28,47/ benutzen zwei verschiedene Temperaturabhängigkeiten (Abb. 8) für "mild steel".

Kurve 1 entspricht dem angenommenen Bereich nach Abb. 6 bis auf die Temperatur, bei der die Fließspannung verschwindet, sehr gut. Weitere Angaben - ohne neue Erkenntnis - finden sich in /48/ bis /54/.

3.2 Elastizitätsmodul

Die Arbeiten /55,56,57/ befassen sich ausschließlich mit der Bestimmung der Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmoduls. Es werden in diesen Berichten eine Vielzahl von Stählen untersucht. In /55/ ist der Stahl mit den Legierungsbestandteilen - 0,13 %C, 0,45 %Mn, 0,19 %Si - dem Schiffbau Stahl am ähnlichsten. Die Untersuchungen zeigten, daß der E-Modul mit wachsender Temperatur bis ca. 370°C linear auf 88 % seines Anfangswertes bei Raumtemperatur abfällt. Bei 480°C beträgt der Verlust ca. 26 %. Mit weiter ansteigender Temperatur fällt der E-Modul sehr schnell ab. Aus /56/ kann der Stahl mit den Legierungsbestandteilen - 0,09 %C, 0,22 %Mn, 0,21 %Si - zum Vergleich herangezogen werden. In diesem Bericht wird ebenfalls ein linearer Abfall des E-Moduls bis ca. 400°C festgestellt. Die E-Modulverringerung beträgt bei dieser Temperatur 19 %. Bei 600°C wird ein E-Modul von 76 % des Wertes bei Raumtemperatur angegeben. In /57/ wird eine große Anzahl von Stählen bis 250°C untersucht. Der lineare Abfall wird wiederum bestätigt. Die Verringerung des E-Moduls für einen Stahl mit den Legierungsbestandteilen - 0,18 %C,

0,8 %Mn - beträgt bei 250°C ca. 7 %.

Angaben des E-Moduls für niedrig legierten Kohlenstoffstahl oberhalb 600°C sind in keiner der angeführten Veröffentlichungen gemacht, da die experimentelle Bestimmung sowohl für die statische und auch dynamische Meßmethode nicht mehr möglich ist. Der Grund hierfür sind Kriechen und ein sehr niedriger E-Modul.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß der E-Modul bis ca. 550°C linear auf etwa 70 bis 80 % des Anfangswertes abfällt, oberhalb dieser Temperatur fällt der E-Modul sehr rasch ab. Die Temperatur, bei der der E-Modul verschwindet, kann nur abgeschätzt werden. Sinnvoll ist es sicherlich, die gleiche Temperatur anzunehmen, wie sie für die Fließspannung gewählt wurde, d. h. 750 bis 800°C.

Der ausgewählte Verlauf des E-Moduls über der Temperatur ist in Abb. 9. dargestellt.

Die Werte aus /45,53/ stimmen bis zum Steilabfall mit dem angenommenen Verlauf sehr gut überein.

Es ist weiterhin in /55/ ausgeführt, daß die Querkontraktionszahl nahezu unabhängig bis zu hohen Temperaturen ist.

Tall /37/ verwendet für seine Auswahl des E-Modul-Verlaufs neben den bereits erwähnten Literaturstellen /55,56,57/ weiterhin /58,39,40/. /39/ bezieht sich auf die Quelle /44/, /40/ bezieht sich auf /44,59,60,61/. Die Ausführungen aus /40/ sind in Abb. 10 dem gewählten Verlauf gegenübergestellt, sie zeigen oberhalb 400°C eine zu starke E-Modulverringernng. Die Autoren von /25,26,27,28,47/ benutzen ohne Angabe von Gründen zwei verschiedene Verläufe für "mild steel". Die Kurve 1 (Abb. 11) zeigt zu früh eine stärkere E-Modulverringernng - wie Abb. 10 -, die Kurve 2 zeigt oberhalb 550 bis 600°C einen zu großen E-Modul.

Der Verlauf aus /48/ stimmt mit der experimentell ermittelten Aussage - lineare E-Modulverringernng bis ca. 500 bis 600°C - nicht überein (Abb.12).

3.3 Steigung der Spannungs-Dehnungs-Kurve im Verfestigungsbereich

Nur wenige Arbeiten sind bisher über die Steigung der Spannungs-Dehnungs-Kurve oberhalb der Fließspannung für erhöhte Temperaturen durchgeführt worden. Gibt man nur einen Wert an, so ist wichtig, festzulegen, für welchen Dehnungsbereich dieser Wert gilt. Da beim Schweißen Dehnungen um 3 % auftreten, wird der "Verfestigungsmodul" für diesen Bereich abgeschätzt.

/35/ befaßt sich mit dem Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Stählen oberhalb der Streckgrenze bei erhöhten Temperaturen bis zu sehr großen Dehnungen. Arbeitet man aus dieser Quelle die Steigung für 3 % Dehnung heraus, so lassen sich folgende Angaben machen:

Der Verfestigungsmodul beträgt bei Raumtemperatur ca. 0,5 % des E-Moduls. Mit steigender Temperatur bis ca. 200°C steigt der Wert an auf etwa 2 bis 3 % des E-Moduls bei Raumtemperatur. Im Temperaturbereich 250 bis 450°C bleibt der Wert etwa konstant. Oberhalb dieses Temperaturbereichs verliert der Verfestigungsmodul sehr schnell diese Größe und verschwindet bei 600 bis 700°C.

Ähnliche Angaben finden sich in /48/. Die in /49,50/ verwendeten Größen entsprechen nicht den experimentell ermittelten Ergebnissen. Abb. 16 zeigt den ausgewählten Verlauf.

Ein wichtiger Punkt, der im Verfestigungsbereich bei hohen Temperaturen beachtet werden muß, ist die Rekristallisation, d. h. die durch plastische Dehnungen auftretende Verfestigung wird unwirksam. Da die Ausbildung von Schweißspannungen in kurzer Zeit erfolgt, muß die Rekristallisation schnell stattfinden. Zum anderen treten beim Schweißen nicht sehr große plastische Dehnungen auf. Beide Aspekte lassen für den Schweißprozeß auf eine hohe Rekristallisationstemperatur schließen. Während sehr reines Eisen nach starken Kaltverformungen bei 400°C rekristallisiert, sind beim

weichen Flußstahl mindestens 200°C höhere Temperaturen anzuwenden /62/. Unter Schweißvoraussetzungen kann angenommen werden, daß für Schiffbaustahl die Rekristallisation plötzlich bei 700°C einsetzt.

In /49/ wird eine zu niedrige Rekristallisationstemperatur von 400°C angenommen, die der Rekristallisationsschwelle entspricht.

3.4 Wärmeausdehnungskoeffizient

Sehr großen Einfluß auf die Eigenspannungsbildung hat der Wärmeausdehnungskoeffizient. Als einzige Literaturstelle, die sich mit der Bestimmung des Ausdehnungskoeffizienten auch für hohe Temperaturen befaßt, wurde /63/ gefunden. In dieser Arbeit werden 22 verschiedene Stähle untersucht. Abb. 13 zeigt den Verlauf für zwei dem Schiffbaustahl ähnliche Stähle. Der Stahl mit den Legierungsbestandteilen - 0,23 %C, 1,51 %Mn, 0,12 %Si - entspricht dem Schiffbaustahl sehr gut.

Es zeigt sich, daß die meisten Autoren nicht unterscheiden zwischen dem mittleren Wärmeausdehnungskoeffizienten zwischen Raumtemperatur und Endtemperatur und dem Ausdehnungskoeffizienten, der bei der Endtemperatur für einen kleinen Temperaturschritt gilt. In Abb. 14 sind für die beiden gleichen Stähle die mittleren Wärmeausdehnungskoeffizienten dargestellt. Am deutlichsten wird der Unterschied im Temperaturbereich der Gefügewandlung. Da sich das Volumen bei einer Gefügeänderung von Ferrit in Austenit verringert, muß der Ausdehnungskoeffizient in diesem Temperaturbereich negativ sein. Weiterhin ist der mittlere Ausdehnungskoeffizient kleiner als der Ausdehnungskoeffizient bei der entsprechenden Temperatur. Abb. 15 zeigt die Verläufe, wie sie in unterschiedlichen Veröffentlichungen benutzt werden. Nur Tall /37/ hat den Ausdehnungskoeffizienten richtig angenommen. Abb. 15 macht deutlich, daß in /40,45,26,27,28/ die middle-

ren Ausdehnungskoeffizienten gewählt wurden. Ähnliche Annahmen wurden in /25,47,48/ gemacht.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß der Wärmeausdehnungskoeffizient bis ca. 700°C um etwa 57 % anwächst. Infolge der Gefügeumwandlung ist der Ausdehnungskoeffizient im Bereich 700 bis 800°C negativ. Mit wachsender Temperatur steigt dann der Wert des Koeffizienten steil an und bleibt oberhalb 850°C etwa konstant.

3.5 Spezifische Wärme

/63/ enthält detaillierte Angaben über die Temperaturabhängigkeit der spezifischen Wärme für eine große Anzahl von Stählen. Abb. 17 zeigt für Schiffbaustahl vergleichbare Werte. Bis ca. $600 - 700^{\circ}\text{C}$ wächst die spezifische Wärme mit zunehmender Steigung an. Der Zuwachs beträgt ca. 70 %. In der Nähe des Curie-Punktes (768°C) erreicht die spezifische Wärme sprunghaft ihren Größtwert. Mit wachsender Temperatur fällt der Wert dann stark ab und bleibt etwa konstant. Ein Vergleich dieser Werte mit anderen Literaturstellen /64,65, 25,47/ zeigt recht gute Übereinstimmung besonders im Temperaturbereich bis 700°C (Abb. 18). Die Angaben in /25,47/ gelten für "mild steel". Weiteres findet man in /66,67,68/.

3.6 Wärmeleitzahl

Die gleichen Literaturstellen wie für die spezifische Wärme enthalten ebenfalls Material über die Wärmeleitzahl. Die Verläufe für die Stähle mit - 0,23 %C, 0,635 %Mn, 0,11 %Si - und - 0,23 %C, 1,51 %Mn, 0,12 %Si - Legierungsbestandteilen sind in Abb. 19 /63/ dargestellt. Der Stahl mit dem höheren Mangengehalt, der dem Schiffbaustahl sehr gut entspricht, wird bereits zu den "low alloy steels" gezählt. In /65,66/ ist die Wärmeleitzahl in Bereichen für drei Gruppen von

Stählen - "carbon steels, alloy steels, high alloy steels" - dargestellt. Der Schiffbaustahl muß Werte im Grenzbereich zwischen "carbon" - und "alloy-steels" aufweisen. Ein Vergleich der Werte aus /63/ zeigt, daß diese im beschriebenen Grenzbereich /65,66/ liegen. Der Verlauf der Wärmeleitzahl für verschiedene Stähle ist in Abb. 20 /64/ gezeigt. Keiner der Stähle entspricht dem Schiffbaustahl gut, jedoch werden die bereits beschriebenen Werte aus /63/ durch die "richtige" Einordnung in die Kurvenschar bestätigt. Die Angaben in /25,47/ für die Wärmeleitzahl sind vergleichbar mit einem niedrig legierten Kohlenstoffstahl entsprechend der Kurve 2 Abb. 20.

Abb. 20 zeigt deutlich, daß hochlegierte Stähle eine schlechte Wärmeleitfähigkeit haben.

/67/ enthält eine Formel für die Wärmeleitzahl in Abhängigkeit der Legierungsbestandteile und Temperatur bis zur Umwandlung. Für Schiffbaustahl ergibt sich eine gute Übereinstimmung der nach dieser Formel errechneten Werte mit dem in Abb. 19 Kurve 2 dargestellten Verlauf.

3.7 Dichte

Die Dichte bei erhöhten Temperaturen steht in direktem Zusammenhang mit dem Ausdehnungskoeffizienten. Zuverlässige Angaben sind in /63/ enthalten (Abb. 21).

3.8. Temperaturleitzahl

Die Ausführungen über die Wärmeleitzahl λ , die spezifische Wärme c und die Dichte ρ können zur Berechnung der Temperaturleitzahl über die Beziehung $\alpha = \frac{\lambda}{c \cdot \rho}$ herangezogen werden. Abb. 22 zeigt die Werte aus /63/.

4. Untersuchung des Verhaltens einfacher Finite-Element-Strukturen

Da Schweißvorgänge an komplexen Strukturen eine längere Zeit erfordern und die Temperaturen örtlich im Bereich des Lichtbogens sehr schnell anwachsen, ist man bei der Berechnung von Eigenspannungen gezwungen, große Temperaturschritte je Inkrement zuzulassen, um noch vertretbare Rechenzeiten zu erreichen.

Es werden zwei verschiedene Strukturen behandelt. Zunächst wird eine kreisrunde Scheibe mit Wärmepunktbelastung und relativ feiner Netzeinteilung im Bereich großer Temperaturgradienten untersucht. An diesem Modell werden der Einfluß der Größe der Temperaturschritte je Inkrement und unterschiedliche funktionale Zusammenhänge der Werkstoffkennwerte von der Temperatur auf die Eigenspannungsverteilung untersucht. Am zweiten Modell wird eine Elektro-Schlacke-Schweißung eines Plattenstoßes behandelt. Diese Untersuchung soll das Rechenmodellverhalten bei grober Netzeinteilung und großen Temperaturschritten - wie es bei der Berechnung des Längsspanntmodells erforderlich ist - zeigen.

4.1 Einfluß der Größe der Temperaturschritte je Inkrement auf die Eigenspannungsverteilung

Die Elementteilung der Scheibenrechnung ist in Abb. 23 dargestellt. Es wurde ein Viertel der Scheibe idealisiert, da im Programm nur Randbedingungen gewählt werden können, durch die Knotenverschiebungen in Richtung einer Achse des Karthesischen Koordinatensystems festgelegt werden.

Die Werkstoffkennwerte sind entsprechend Kapitel 3 gewählt (Abb. 24).

Das Temperaturfeld wurde analytisch nach dem Quellenverfahren /69/ als kontinuierlich wirkende runde Normalquelle berechnet. Es wurde willkürlich eine Erwärmungszeit von 18 Sekunden gewählt. Anschließend wurde auf Raumtemperatur abgekühlt. Die Ergebnisse der Temperaturrechnung sind Abb. 25 a und 25 b zu entnehmen.

Zunächst wurde der Erwärmungs- und Abkühlvorgang in je 18 Zeitschritten berechnet. Bezieht man die Temperaturänderung je Inkrement auf die Spitztemperatur in der Mitte der Kreisscheibe, so wird eine Temperaturänderung von ca. 30°C vorgenommen. In Abb. 26 a sind die Spannungen in tangentialer Richtung während des Erwärmungsvorgangs dargestellt. Man erkennt, daß nach 5 bis 6 Sekunden die ersten Elemente im Zentrum plastisch werden. Mit zunehmender Erwärmung wird die plastische Zone breiter und die Streckgrenze nimmt infolge erhöhter Temperatur weiter ab. Abb. 28 a zeigt die plastische Zone bei Erwärmungsende.

Abb. 26 b zeigt die Tangentialspannungen während der Abkühlung. Man erkennt, daß die Druckspannung im Zentrum sehr schnell abnimmt und eine Zugspannung aufgebaut wird, die bereits nach einer Abkühlzeit von 40 bis 45 Sekunden die Streckgrenze erreicht.

Die maximale Druckspannung bei Erwärmungsende in der Nähe des Steilabfalls von Druck- in Zugspannungen baut sich nicht so schnell ab. Es ist sogar so, daß die Druckspannungen in diesem Bereich bei Abkühlung die Streckgrenze über einen längeren Zeitraum beibehalten (Abb. 28 b), und es bildet sich eine ringförmige plastische Zone aus. Nach weiterer Abkühlung entsteht im Zentrum der Scheibe zusätzlich ein plastisches Gebiet (Abb. 28 c).

Abb. 28 d zeigt die plastische Zone bei Raumtemperatur. Die Spannungen in diesem Bereich zeigen einen etwas welligen Verlauf. Dies liegt an der Entscheidungsgrundlage im Programm für elastisches oder elastisch-plastisches Werkstoffgesetz. Beim inkrementellen Vorgehen wird auf den Betrag der Differenz zwischen vorhandener Spannung und Fließspannung abgefragt. Ist dieser Differenzbetrag erreicht oder wird er unterschritten, so wird das elastisch-plastische Stoffgesetz für die Elementsteifigkeitsmatrizen gewählt. Es kann also passieren, daß Elemente vor Erreichen der Streckgrenze als elastisch-plastisch angesehen werden. Diese Gefahr ist besonders gegeben bei Programmläufen mit kleinen Spannungs-

inkrementen. Die Eigenspannungsverläufe von Rechnungen mit großen Spannungsinkrementen und auch großen Temperaturschritten zeigen diese Welligkeit nicht.

Die Unregelmäßigkeiten im Spannungsverlauf hängen von der Größe der Abfragedifferenz ab. Sie sind also von definierter Größe. Die Wärmepunktrechnungen wurden mit einer zulässigen Differenzspannung von 3 % der Streckgrenze durchgeführt. Dies entspricht etwa 8 N/mm^2 .

Die Abb. 27 a und 27 b zeigen den Verlauf der Spannungen in radialer Richtung. Der Erwärmungsvorgang ist gekennzeichnet durch Druckspannungen im Zentrum, da die Scheibe dort stärker erwärmt ist. Eine Ausdehnung in radialer Richtung wird durch die äußeren kühleren Fasern behindert. Aus Randbedingungsgründen verschwindet die Radialspannung am Rand. Die Spannungen in der Mitte werden geprägt durch plastische Deformationen und Festigkeitsverlust des Werkstoffs infolge erhöhter Temperatur.

Wie bei den Tangentialspannungen muß die Druckspannung im Zentrum bei Abkühlung - infolge der plastischen Stauchung bei Erwärmung - in eine Zugspannung übergehen (Abb. 27 b). Die Abb. 26 a bis 27 b zeigen deutlich, daß der wesentliche Teil der Eigenspannungen in einem kurzen Zeitraum - etwa 1,5 bis 2 Minuten - entstehen. Die Temperaturen sind nach dieser Zeit auch etwa ausgeglichen (Abb. 25 b).

Die Ergebnisse der Rechnungen mit 36 Inkrementen (Abb. 29, 26, 27) wurden als Vergleichsbasis für Rechnungen mit weniger Inkrementen gewählt. Es wurden Berechnungen mit 18, 10, 6, 4 und 2 Zeitschritten durchgeführt.

Die Eigenspannungsverteilung aus der Rechnung mit 18 Inkrementen ist nahezu identisch mit Abb. 29 und in dem Maßstab nicht darstellbar. In dieser Rechnung ändert sich die Temperatur im Zentrum je Inkrement um 55°C .

In Abb. 30 sind die Ergebnisse der Berechnung mit 10 Zeitschritten - Temperaturänderung je Inkrement 100°C - dargestellt.

Die Wärmepunktrechnung mit 6 Zeitschritten (Abb. 31) -

Temperaturänderung je Inkrement 170°C - zeigt im Vergleich zur Berechnung mit 36 Inkrementen immer noch keine wesentlichen Abweichungen. Bei weiterer Verringerung der Zeitschritte treten dann merkliche Unterschiede zur Bezugsrechnung auf (Abb. 32, 33).

Bedenkt man, daß die Rechnung mit 2 Inkrementen Temperaturänderungen von 500°C in einem Schritt beinhaltet, so ist die errechnete Eigenspannungsverteilung durchaus noch als brauchbar anzusehen.

In Abb. 34 ist der mittlere quadratische Fehler für verschiedene Zeitschritte dargestellt. Bei Temperaturdifferenzen von ca. 250°C je Inkrement liegt der mittlere quadratische Fehler noch unter 10 N/mm^2 .

Zusammenfassend kann man feststellen, daß bei großen Temperaturschritten in einem Inkrement noch brauchbare Ergebnisse erzielt werden. Erst aufgrund dieser Tatsache ergibt sich die Möglichkeit, Eigenspannungsberechnungen für Schweißkonstruktionen mit Aussicht auf Erfolg durchführen zu können. Würden z.B. Temperaturschritte von höchstens 100°C zulässig sein, so würden Eigenspannungsberechnungen für Konstruktionen in Hinblick auf die hohe Schweißtemperatur und die Schweißgeschwindigkeit zum Scheitern verurteilt sein. Die notwendige Anzahl von Inkrementen und die damit verbundene große Rechenzeit würde unvertretbar anwachsen.

Abb. 35 zeigt den Zusammenhang zwischen Anzahl der Zeitschritte und Rechnerkernzeit. Bei vielen Inkrementen ist die Anzahl der Iterationen je Inkrement gering, bei wenig Inkrementen ist eine große Zahl von Iterationen notwendig. Man könnte vermuten, daß in bezug auf die Rechenzeit eine optimale Inkrementanzahl existiert. Es ist jedoch so, daß die geringste Anzahl der Inkremente die kürzeste Rechenzeit ergibt. Man kann daraus schließen, daß die Aufstellung einer Systemsteifigkeitsmatrix mit neuen Elementsteifigkeitsmatrizen in einem Zeitschritt den Hauptanteil der Rechenzeit verbraucht.

In den Abb. 36 und 37 sind Spannungen in tangentialer

Richtung verschiedener Iterationsschritte dargestellt.

Abb. 36 zeigt die Iteration mit ausschließlich elastischen Elementen. Im ersten Iterationsschritt überschreitet die Spannung im Zentrum der Scheibe die Streckgrenze um 170 N/mm^2 . Nach ca. 7 Schritten ist die Iteration im wesentlichen abgeschlossen.

Abb. 37 zeigt den Iterationsverlauf mit gemischt elastisch und elastisch-plastischen Elementen. Im Zentrum der Scheibe sind die Elemente plastisch. Man erkennt dies an dem geringen Unterschied der Spannungen des 1. und 11. Iterationsschrittes. Die Spannungen ändern sich kaum, da eine geringe Verfestigung angenommen ist. Außerhalb der plastischen Zone überschreiten die Spannungen in den Elementen die Streckgrenze sehr stark. Diese ausgeprägte Spannungsspitze in unmittelbarer Nachbarschaft der plastischen Zone ist typisch bei Strukturen aus gemischt elastisch und elastisch-plastischen Elementen.

4.2. Einfluß unterschiedlicher funktionaler Zusammenhänge der Werkstoffkennwerte von der Temperatur auf die Eigenspannungsverteilung

Es soll geklärt werden, wie empfindlich die Eigenspannungsverteilungen auf unterschiedliche Temperaturabhängigkeiten der Werkstoffkennwerte reagieren.

Die Vergleichsbasis soll die Eigenspannungsverteilung in Abb. 29 sein, der die Werkstoffkennwerte nach Abb. 24 zugrunde liegen. Die Wärmepunktrechnungen mit den veränderten Kennwerten wurden ebenfalls mit 36 Inkrementen durchgeführt. Zunächst wurde eine Rechnung mit verändertem E-Modul (Abb.38), wie er z. B. in /26/ angegeben ist, vorgenommen. Vergleicht man die Eigenspannungsverteilung mit den Ergebnissen der Bezugsrechnung, so ist kein Unterschied festzustellen (Abb.39). Da vielfach nicht zwischen dem mittleren Wärmeausdehnungskoeffizienten und dem Ausdehnungskoeffizienten bei einer

bestimmten Temperatur unterschieden wird, soll zum Vergleich eine Rechnung mit dem mittleren Wärmeausdehnungskoeffizienten (Abb. 38) durchgeführt werden.

Man erkennt deutlich, daß die Eigenspannungsverteilung von der Größe des Wärmeausdehnungskoeffizienten abhängt (Abb. 40). Da der mittlere Wärmeausdehnungskoeffizient kleiner ist als der Ausdehnungskoeffizient bei einer bestimmten Temperatur, werden auch die Eigenspannungen kleiner. Die Zugzone wird schmaler, und damit werden die Spannungen im Druckbereich kleiner. Die Größe der Spannungsänderung ist etwa proportional zur Änderung des Ausdehnungskoeffizienten. Die maximale Zugspannung im Zentrum bleibt unverändert, da die Fließspannung gleich angenommen wurde. Da die Streckgrenze bei Raumtemperatur auch bei gleicher Stahlsorte sehr verschieden sein kann, soll ihr Einfluß auf die Eigenspannungsverteilung festgestellt werden.

Der Verlauf der Streckgrenze wurde entsprechend Abb. 38 gewählt. Der Unterschied zu Abb. 24 ist lediglich die veränderte Streckgrenze bei Raumtemperatur, der Verlauf ist gleich angenommen.

Der zugehörige Eigenspannungsverlauf ist in Abb. 41 dargestellt. Wie zu erwarten wird die Zugzone infolge der erhöhten Streckgrenze schmaler. Die Zugspannung im Zentrum der Scheibe erreicht selbstverständlich die erhöhte Streckgrenze. Die Spannungen in der Druckzone - sieht man von der maximalen Druckspannungsspitze ab - sind im Vergleich zur Bezugsrechnung kleiner. D. h. der Effekt der Verringerung der Breite der Zugzone überwiegt den Zuwachs der Spannung im Zentrum der Scheibe.

Zusammenfassend kann ausgesagt werden, daß Änderungen im Verlauf des E-Moduls auf die Eigenspannungsverteilung unerheblich sind. Größer ist der Einfluß des Wärmeausdehnungskoeffizienten und der Fließspannung. Durch die Literaturstudie für die Werkstoffkennwerte sind die Verläufe der beiden letztgenannten Größen so festgelegt, daß gravierende Abweichungen von der Wirklichkeit ausgeschlossen werden können.

4.3 Untersuchung einer grob eingeteilten Finite-Element-Struktur

Das untersuchte Modell stellt eine Stumpfnahtschweißung dar. Die Netzeinteilung ist Abb. 42 zu entnehmen. Die Maße entsprechen dem Stegblech des Längsspanntmodells, das in den folgenden Kapiteln beschrieben wird. Es wurde Symmetrie zur Schweißnahtmittellinie angenommen und nur eine Seite idealisiert. In der Symmetrielinie wurden die Knoten in x - Richtung unverschieblich gewählt. Der Fügeprozeß der Schweißung wurde also nicht simuliert. Die zugeführte Wärmemenge entsprach den Gegebenheiten der Elektro-Schlackeschweißung des Längsspanntmodells.

Die Untersuchung an diesem Modell hat zum Ziel, festzustellen, ob brauchbare Ergebnisse bei Netzeinteilungen und Temperaturschritten erreicht werden, wie sie bei der Berechnung des Längsspanntmodells aus Gründen der Rechenzeit und der zur Verfügung stehenden Kernspeicherkapazität gewählt werden müssen.

Zunächst wurden Berechnungen mit Elementen vorgenommen, die je nach Erfordernis mit elastischem oder elastisch-plastischem Stoffgesetz gebildet wurden. Dies hat zur Folge, daß die Steifigkeit der elastisch-plastischen Elemente bei der angenommenen geringen Verfestigung sehr viel kleiner ist als bei den elastischen Elementen. Dies führt zu sehr unterschiedlichen Zahlengrößen auch auf den Hauptdiagonalen der Systemsteifigkeitsmatrix der Struktur.

Bei den Wärmepunktrechnungen traten keine Schwierigkeiten auf, da die elastischen Elemente und die elastisch-plastischen Elemente geschlossene Gruppen bildeten, z. B. im Zentrum der Scheibe elastisch-plastische, außerhalb elastische Elemente.

Bei diesem Modell jedoch bildeten die elastisch-plastischen Elemente nicht immer eine geschlossenen Gruppe. Dies liegt an dem komplexen Temperaturverlauf, der groben Elementteilung und den großen Temperaturschritten. In einzelnen Elementen traten in einem Inkrement Temperaturschritte von ca. 1000° C auf. Die starke Inhomogenität der Steifigkeit in der idealisierten Struktur ergab ganz offenbar falsche Lösungen. Man kann annehmen, daß numerische Schwierigkeiten bei der Auflösung des Gleichungssystems aufgetreten sind. Aus diesem Grund wurde das Programm so geändert, daß bei dieser Art von Berechnungen - grobe Netzeinteilung, große Temperaturschritte - bei der Aufstellung der Elementsteifigkeiten ausschließlich das elastische Stoffgesetz verwendet wird. Dies führt dazu, daß eine weitgehende Homogenität der Steifigkeit der idealisierten Struktur erreicht wird. Die Simulation der Plastizität einzelner Elemente wird über eine vereinfachte Newton-Raphson-Iteration mit konstanter Steifigkeitsmatrix über die Spannungsdifferenz erreicht. Bei den veränderten Voraussetzungen wurden Ergebnisse erzielt, die den allgemeinen Erwartungen entsprechen. Die Eigenspannungen sind in den Abb. 43 a und 43 b dargestellt.

Abb. 43 a zeigt die Spannungen in Nahtlängsrichtung. Man erkennt die Zugzone im Bereich der Schweißnaht und die aus Gründen des Kraftgleichgewichts notwendige benachbarte Druckzone. Die Zugeigenspannungen bauen sich vom Nahtanfang her in Nahrichtung allmählich auf ihre volle Größe auf und fallen zum Nahtende ab. Die maximale Zugspannung erreicht die Fließspannung.

Jede Schrumpfung in Nahtlängsrichtung ist mit einer korrespondierenden Formänderung in Querrichtung verbunden. Daher werden auch Spannungen quer zur Naht erzeugt. Wie es z. B. in /53/ qualitativ beschrieben wird, treten an den Nahtenden Querdruckspannungen, im mittleren Teil der Naht Querkzugspannungen auf. Auch für die Quereigenspannungen muß natürlich das Kraftgleichgewicht erfüllt sein. Die durch Rech-

nung ermittelten Querspannungen (Abb. 43 b) entsprechen der allgemeinen Erkenntnis.

Interessant ist, daß die an den Enden der Schweißnaht vorhandene Querspannung in etwas größerer Entfernung von der Schweißnaht von Druck in Zug übergeht. Die Querschrumpfung wird durch das benachbarte Material behindert, und es entstehen ähnliche Spannungsverläufe mit umgekehrten Vorzeichen (Abb. 43 b).

Um einen Eindruck zu geben, welche Spannungsänderungen während des Schweißprozesses und der nachfolgenden Abkühlung in der Struktur auftreten, sind Spannungsverläufe für ausgewählte Zeitpunkte dargestellt (Abb. 44, 45, 46).

In den Abb. 44 a - c sind die Spannungen in Nahtlängsrichtung dargestellt. Der momentane Ort der Schweißquelle ist durch einen Punkt angedeutet. Man erkennt deutlich, daß die Druckspannungen in unmittelbarer Umgebung der Schweißquelle niedrig sind, da bei den dort herrschenden hohen Temperaturen die Streckgrenze des Werkstoffs sehr klein ist. Nur wenig weiter entfernt von der Schweißquelle wachsen die Druckspannungen stark an. Dies ist wegen des großen Temperaturgradienten und des funktionalen Zusammenhanges zwischen Streckgrenze und Temperatur möglich. Abb. 44 c zeigt deutlich, infolge der Abkühlung in dem zuerst geschweißten Nahtbereich, den Beginn der Ausbildung der Zugzone.

In den Abb. 45 a - c sind zu den gleichen Zeitpunkten entsprechend den Abb. 44 a - c die Spannungen quer zur Naht dargestellt. Besonders Abb. 45 a zeigt deutlich, daß die Druckspannungen in der Nähe der Schweißquelle durch eine ausgeprägte Zugzone im Gleichgewicht gehalten werden.

Die Abb. 46 a bis c zeigen zu einem beliebig ausgewählten Zeitpunkt während der Abkühlphase das Temperaturfeld und die Spannungen längs und quer zur Naht. In Abb. 46 b ist

die sich ausbildende Zugspannung in Nahtlängsrichtung bereits deutlich zu erkennen. Im zuletzt geschweißten Nahtbereich sind die Zugspannungen noch klein, da wegen der dort sehr hohen Temperatur (Abb. 46 a) die Streckgrenze des Werkstoffs niedrig ist.

Aufgrund der plausiblen Ergebnisse und ihrer Übereinstimmung mit den in /89/ qualitativ angegebenen Spannungsverteilungen kann man annehmen, daß Berechnungen von ähnlich grob eingeteilten Finite-Element-Strukturen mit ähnlichen Temperaturinkrementen zu realistischen Ergebnissen führen.

5. Messungen von Eigenspannungen mit Bohrlochrosetten

Bei der Auswahl des Meßverfahrens wurde Wert darauf gelegt, daß es an Bord von Schiffen Anwendung finden kann. Eine zerstörende Meßmethode, wie z. B. das sehr zuverlässige Zerlegeverfahren, ist daher nicht anwendbar.

Als geeignet erschien das Bohrlochverfahren von Mathar /70/. Dieses beruht darauf, daß an der Stelle, an der Eigenspannungen bestimmt werden sollen, ein Loch gebohrt wird. Durch die Formänderung der Konstruktion entstehen im Bohrlochbereich Spannungsänderungen, die mit Dehnungsänderungen verbunden sind. Aus den Dehnungsänderungen kann auf die Spannung geschlossen werden, die an der Stelle des Bohrloches vorhanden war.

Das Bohrlochverfahren wird häufig als einfach anwendbares Meßverfahren mit einer Genauigkeit von 10 % angesehen. Dies ist jedoch nur mit Einschränkung richtig, wenn Erfahrung und geeignete Bohr- und Zentrierhilfen vorhanden sind. Häufig werden die Anforderungen, die gute Bohrlochmessungen ergeben, nicht erfüllt, und man erhält aufgrund ungeeigneter Bohr- und Zentrierhilfen, ungeeigneter Bohrer und mangelhafter Bohrausführung völlig unbrauchbare Meßergebnisse.

5.1 Theoretische Grundlagen

Die Berechnungsformeln beruhen auf der Scheibenlösung eines konstanten 2-achsigen Spannungszustands im elastischen Bereich. Die Ableitung ist ausführlich in /71,72/ beschrieben.

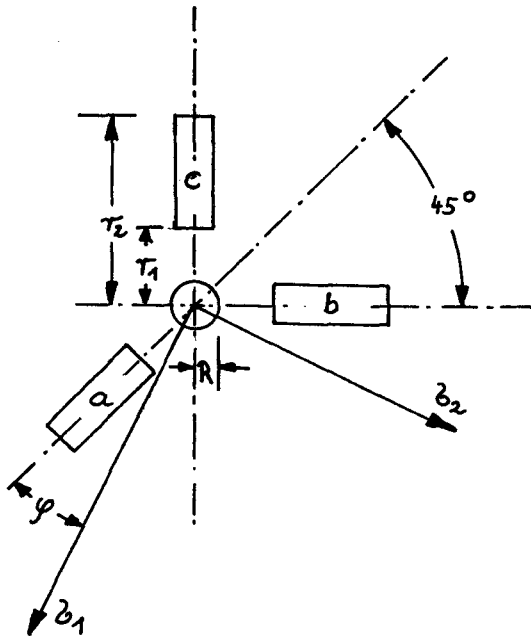
$$\sigma_1 = \frac{E}{4 \cdot A} \cdot (\epsilon_b + \epsilon_c) + \frac{E}{4 \cdot B} \sqrt{(2 \epsilon_a - \epsilon_b - \epsilon_c)^2 + (\epsilon_c - \epsilon_b)^2} \quad (1)$$

$$\sigma_2 = \frac{E}{4 \cdot A} \cdot (\epsilon_b + \epsilon_c) - \frac{E}{4 \cdot B} \sqrt{(2 \epsilon_a - \epsilon_b - \epsilon_c)^2 + (\epsilon_c - \epsilon_b)^2} \quad (2)$$

$$\tan 2\varphi = \frac{\epsilon_c - \epsilon_b}{2 \epsilon_a - \epsilon_b - \epsilon_c} \quad (3)$$

$$A = -\frac{R^2}{2} \cdot \frac{1+\nu}{r_1 \cdot r_2} \quad (4)$$

$$B = \frac{2 R^2}{r_1 r_2} \cdot \left(-1 + \frac{1+\nu}{4} \cdot R^2 \cdot \frac{r_1^2 + r_1 r_2 + r_2^2}{r_1^2 \cdot r_2^2} \right) \quad (5)$$



- R - Radius der Bohrung
- D=2R Bohrlochdurchmesser
- r₁, r₂ - radialer Abstand der Messgitterenden
- ν - Querkontraktionszahl
- E - E-Modul
- ε_a - Dehnung des Messgitters a
- ε_b, ε_c - analog
- σ₁, σ₂ - Hauptspannungen
- φ - Hauptspannungsrichtung
- α = (r₁ + r₂)/2R Verhältnis mittlerer Messgitterradius/Bohrlochradius

Bei der Bestimmung der Hauptspannungsrichtung muß auf die Mehrdeutigkeit der trigonometrischen Funktion geachtet werden.

Häufig werden beim Bohrlochverfahren Sacklöcher gebohrt. Da eine exakte Lösung für eine Spannungsverteilung an einem Sackloch nicht bekannt ist, werden die Formeln (1) bis (5) leicht modifiziert verwendet. Die Änderung besteht darin, daß die Konstanten A und B durch einen Kalibrierungsversuch mit bekanntem Spannungszustand bestimmt werden /73,74,75,79/. Für den Kalibrierungsversuch bieten sich einfache Zugproben an. Die Beziehungen (1) und (2) werden dann zur Bestimmung der Größen A und B verwendet.

$$A = \frac{E}{2} \frac{(\epsilon_b + \epsilon_c)}{(\zeta_1 + \zeta_2)} \quad (6)$$

$$B = \frac{E}{2} \frac{\sqrt{(2\epsilon_a - \epsilon_b - \epsilon_c)^2 + (\epsilon_c - \epsilon_b)^2}}{(\zeta_1 - \zeta_2)} \quad (7)$$

5.2 Versuchsparameter und Versuchsdurchführung

5.21 Bohrlochdurchmesser und Bearbeitungsspannungen

Beim Bohrlochverfahren wird das unter Eigenspannungen stehende Konstruktionsteil nur geringfügig durch die Bohrung im Bohrlochbereich entspannt. Die Entspannung bei der Verwendung eines Rosettentyps ist um so größer, je größer der Bohrdurchmesser gewählt wird. Tabelle 1 zeigt für die Bohrlochrosette vom Typ HBM-RY21 die Hauptspannung ζ_{\max} in Abhängigkeit vom Bohrdurchmesser bei einer angenommenen Dehnung von -1μ aller 3 Meßgitter.

Tabelle 1

D mm	2	3	4	5	6	7
ζ_{\max} N/mm ²	6,4	2,9	1,6	1,0	0,7	0,5

Für eine normale Rosettenauswertung ergäbe sich eine Spannung von $\epsilon_{\max} = 0,29 \text{ N/mm}^2$. Aus der Tabelle ist deutlich sichtbar, daß von der Empfindlichkeit her ein möglichst großer Bohrdurchmesser wünschenswert ist. Es ist jedoch bekannt, daß mit wachsendem Bohrdurchmesser die Bearbeitungsspannungen durch den Bohrvorgang größer werden.

Eigene Versuche mit der Rosette RY21 zeigten bei schrittweisem Aufbohren mit einer normalen Standbohrmaschine bis 8 mm Bohrdurchmesser und 10 mm Bohrlochtiefe ab ca. 5mm Durchmesser keine Konvergenz in den Dehnungswerten (Abb. 47). Die Bohrer hatten an der Spitze einen Zentrierzapfen von der Größe der vorher ausgeführten Bohrung. Um jeden Durchmesser auf die volle Bohrtiefe abbohren zu können, mußte der Bohrer mit Zapfen durch einen Bohrer ohne Zapfen ausgetauscht werden.

In /73/ werden Versuche beschrieben mit Bohrlochrosetten vom Typ MM-EA-06-062-RE-120 (abgekürzt MM062RE) mit $\frac{3}{16}$ " und $\frac{1}{16}$ " Bohrdurchmessern. Der $\frac{3}{16}$ " Bohrdurchmesser war so groß, daß die Meßgitter gerade noch unversehrt blieben. Messungen an spannungsfrei geglähten Proben ergaben Spannungen um 93 N/mm^2 . Messungen mit der gleichen Rosette und einem Bohrdurchmesser von $\frac{1}{16}$ " führten im Mittel zu 12 N/mm^2 Bearbeitungsspannungen. Die Streuung der Bearbeitungsspannungen beider Meßreihen ist nicht angegeben.

In /74/ sind ebenfalls Versuche mit der MM062RE an spannungsfrei geglähten Proben mit einem Bohrdurchmesser von $\frac{1}{16}$ " beschrieben. Im Mittel wurden -40μ Dehnung durch Bearbeitung gemessen, dies entspricht einer Spannung von 47 N/mm^2 . Die Streubreite der Bearbeitungsspannungen wird mit 12 N/mm^2 angegeben. Eine statistische Auswertung der Meßergebnisse aus /74/ ergibt eine Streuung von $s=8,7\mu$ Dehnung. 95 % aller Meßwerte liegen also in einem Streuband von $\pm 1,96s = \pm 17\mu$ Dehnung. Dies entspricht einer Genauigkeit

von $\pm 20 \text{ N/mm}^2$. Eigene Versuche ergaben ein Streuband von $\pm 13\mu$, wie später ausführlich gezeigt wird.

Wichtig ist nicht allein die Größe der Bearbeitungsspannungen, sondern auch deren Streuung. Streng genommen ist der Mittelwert der Bearbeitungsspannungen belanglos - wenn er bekannt ist -, dieser kann bei der Spannungsberechnung berücksichtigt werden. Viel wichtiger ist die Streuung, denn mit dieser Größe wird die Genauigkeit der Messung beschrieben. Es ist sicher richtig, anzunehmen, daß im Mittel größere Bearbeitungsspannungen auch mit größeren Streuungen behaftet sind. Die Bohrlochrosettenmessungen in /73/ mit $\frac{3}{16}$ " Bohrdurchmesser und 93 N/mm^2 Bearbeitungsspannungen sind ungenauer als mit $\frac{1}{16}$ " Bohrdurchmesser und 12 N/mm^2 /73/, bzw. 47 N/mm^2 /74/.

Die Bohrlochrosette vom Typ MM062RE wird vorteilhaft mit $\frac{1}{16}$ " Bohrdurchmesser abgebohrt, dies entspricht einem Verhältnis "mittlerer Meßgitterradius/Bohrlochradius" $\alpha=3,23$. Für die Bohrlochrosette vom Typ MM125RE - die der Bohrlochrosette HBM-RY21 etwa entspricht - wird vom Hersteller ein Bohrdurchmesser von $\frac{1}{8}$ " empfohlen. Für diese Rosette ergibt sich ebenfalls $\alpha=3,23$.

Wählt man den Bohrdurchmesser so, daß $\alpha=3,23$ erfüllt ist, so kann man annehmen, daß die Streuung der Bearbeitungsspannungen im "optimalen Bereich" liegt, d. h. minimal ist.

Die Größe der optimalen Streuung wird auch mitbestimmt durch den absoluten Abstand zwischen Bohrlochrand und Meßgitter. Bei der Bohrlochrosette MM062RE beträgt der Abstand $r_1-R = 0,91 \text{ mm}$, bei der MM125RE ist $r_1-R = 1,94 \text{ mm}$. Man kann davon ausgehen, daß Messungen mit der MM125RE genauer sind als mit der MM062RE. Es wird später gezeigt, daß Messungen mit der Bohrlochrosette HBM-RY21 ($r_1-R = 3 \text{ mm}$) genauer sind als mit der Rosette MM062RE.

Daß das Verhältnis "mittlerer Meßgitterradius/Bohrlochradius" signifikant ist, wird auch dadurch untermauert, daß die Größe der gemessenen Dehnungen nicht von der absoluten Größe der Meßgitter und des Bohrdurchmessers bestimmt werden, sondern von dem angegebenen Verhältnis. Dies kann anhand der Formeln (4) und (5) leicht durch die Größen A und B nachgewiesen werden.

Bohrlochrosette MM062RE:

$$r_1 = 1,70 \text{ mm} \quad r_2 = 3,44 \text{ mm} \quad R = 0,794 \text{ mm}$$

$$A = -0,0690 \quad B = -0,1894$$

Bohrlochrosette MM125RE:

$$r_1 = 3,53 \text{ mm} \quad r_2 = 6,73 \text{ mm} \quad R = 1,588 \text{ mm}$$

$$A = -0,0679 \quad B = -0,1967$$

Für beide Bohrlochrosetten ergeben sich nahezu gleiche Werte für A und B, d. h. bei gleichen Spannungen werden gleiche Dehnungen gemessen.

Für die Bohrlochrosette vom Typ HBM-RY21 ergibt sich für $\alpha = 3,23$ ein Bohrdurchmesser von 4 mm. Die Wahl des Bohrdurchmessers von 4 mm ergibt bei -1μ Dehnung aller 3 Meßgitter eine Spannung von $1,6 \text{ N/mm}^2$ (siehe Tabelle 1). Gegenüber einer normalen Rosettenauswertung ergibt sich ein Erhöhungsfaktor von $1,6/0,29 \approx 6$. Die Empfindlichkeit der Messung kann noch als erträglich angesehen werden. Sie erfordert jedoch große Sorgfalt bei der Meßdurchführung.

5.22 Bohrlochtiefe:

Es ist bekannt, daß bei einer Bohrtiefe von etwas mehr als einem Bohrdurchmesser die Meßwerte konvergieren. In /77/ ist der Verlauf der Dehnungen in Abhängigkeit von der Bohrtiefe bei idealen der Theorie entsprechenden Gegebenheiten dargestellt (Abb. 61 a). Größere Bohrtiefen sind überflüssig und in Hinblick auf die Genauigkeit zu verwerfen, da

zusätzliche Bearbeitungsspannungen entstehen. Es leuchtet ein, daß ein problemloser Spantransport aus dem Bohrloch mit zunehmender Bohrtiefe schwieriger wird, und der Span leichter zwischen Bohrer und Bohrlochwand eingeklemmt werden kann.

5.23 Bohr- und Zentrierhilfe

Bisher wurde über die Auswahl des Bohrdurchmessers, der Bohrlochtiefe und über Bearbeitungsspannungen und deren Streuung berichtet, jedoch nichts über die Ausführung der Bohrung. Welche Forderungen müssen nun an den Bohrvorgang gestellt werden?

Es leuchtet ein, daß eine "übliche Werkstattbohrung" mit einer Standbohrmaschine schon infolge der Erwärmung und des starken Bohrdrucks für eine Bohrlochmessung völlig unzureichend ist. Auch Messungen mit geringer Kraft und neuen Bohrern bei 120 U/Min ergaben keine befriedigenden Ergebnisse. Schleifen des Bohrers an der Bohrlochwand führte zu erheblichen bleibenden Dehnungen, vermutlich zum großen Teil durch örtliche Erwärmung und durch Druck auf die Bohrlochwand. Hieran wird deutlich, wie empfindlich die Bohrlochmessung auf den Bohrvorgang reagiert.

Für genaue Bohrlochmessungen sollten Handbohrmaschinen verwendet werden, man kann jedoch auch den Bohrer mit einem stufenlos regelbaren Motor bei sehr niedriger Drehzahl antreiben. In diesem Fall wird keine spürbare Erwärmung auftreten.

Geringer Bohrdruck erzeugt sehr feine Späne, die mit geringen Bearbeitungsspannungen verbunden sind.

Da - wie bereits erwähnt - Schleifen des Bohrers an der

Bohrlochwand die Messung verfälscht, muß die Bohrung mit einer Bohr- und Zentrierhilfe erfolgen, mit der eine sehr steife Führung des Bohrers sichergestellt ist. Es wird eine Bohr- und Zentrierhilfe /76,77/ benötigt, die ein exaktes Positionieren des Bohrers im Zentrum der Bohrlochrosette und eine sehr steife Führung gewährleistet. Die Positionierung erfolgt optisch mit einem Mikroskop mit Fadenkreuz (Abb.48a,49a). Zunächst wird der Bohr- und Zentriertisch mit der Führung für das Mikroskop und die Bohrwelle grob über der Bohrlochrosette vorausgerichtet und am Werkstück mit Kleber befestigt. Ist der Kleber ausgehärtet, wird das Mikroskop eingesetzt und das Fadenkreuz wird mit den optischen Zentriermarken (Pfeilspitzen) der Rosette (Abb. 50 a) mit Hilfe von Justierschrauben zur Deckung gebracht. Die Positionierung ist mit einer Genauigkeit von $\pm 0,025$ mm möglich.

Ist die Einrichtung abgeschlossen, wird das Mikroskop aus der Führung herausgezogen und die Bohrwelle mit dem Bohrer bzw. Fräser wird eingesetzt (Abb. 48 b, 49 b).

Die Bohrwelle, wie auch das Mikroskop, sind in die Führung des Zentriertisches eingeschliffen, damit der Fräser nicht infolge Spiel an der Bohrlochwand schleift.

Bei einer so genauen Führung des Bohrers muß natürlich auch die Bohr- und Zentriervorrichtung sehr steif ausgeführt werden. Die zentrische Lage des Fräasers in der Bohrwelle wird durch eine Spannvorrichtung - wie sie bei Drehbänken verwendet wird - erreicht (Abb. 51 a). Um größtmögliche Steifigkeit von Bohrwelle und Fräser zu erreichen, muß der Fräser so kurz wie möglich eingespannt werden.

Um den Verlauf der Dehnungen über der Bohrtiefe messen zu können, ist die Bohrlochtiefe mit einer Mikrometerschraube genau einstellbar (Abb. 48 b, 49 b).

5.24 Bohrer bzw. Fräser

Als Schneidwerkzeug wurden Fräser verwendet - in der Form ähnlich Länglochfräsern -, wie sie in Verbindung mit der Bohr- und Zentrierhilfe empfohlen werden. Mit diesen kann ein Sackloch mit nahezu ebenem Boden, also definierter Bohrtiefe, erzeugt werden. Die zwei Schneiden müssen gut ausge- spitzt sein und bis ins Zentrum reichen. Der Fräser darf ausschließlich am Boden einen Span abheben und auf keinen Fall an der Bohrlochwand schleifen. Die verwendeten Fräser hatten eine leicht negative Neigung (ca. 2°) der Schneiden, so daß sie sich nicht am Bohrlochrand, sondern auf dem Ke- gel im Zentrum des Bohrlochbodens zentrierten. Die Abb. 51 a, b zeigen Photographien der verwendeten Fräser. Als Werk- stoff kann HSS oder KHSS-Stahl gewählt werden. Es ist selbst- verständlich, daß nur sehr scharfe Fräser benutzt werden sollten. Da auf eine Untersuchung verzichtet wurde, aus der hervorgeht, wie viele Bohrungen mit einem Fräser erzeugt werden können, ohne daß ein Qualitätsverlust auftritt, wurde jede Bohrung mit einem neuen Fräser durchgeführt.

Das Bohrlochverfahren in Verbindung mit Fräsern ist be- schränkt auf NF-Stähle und höherfeste Baustähle. Für jede Art von Werkstoff ist die Bohrlocherzeugung durch Sand- strahlen geeignet /75,82/.

5.25 Bohrkraft

Bei der Bohrung muß weiterhin auf die Bohrkraft geachtet werden. Bei den durchgeführten Messungen wurde die Kraft so gewählt, daß gerade noch ein Span beobachtet wurde. Der erzeugte Span war so fein, daß er zwischen den Fingerspit- zen zerrieben werden konnte. Der Bohrvorgang erfordert vom Ausführenden Fingerspitzengefühl, da das Material unter- schiedlich hart ist. Im allgemeinen wurde die Bohrkraft

durch Handauflegen erzeugt. Während des Bohrvorgangs zeigte das Meßgerät eine Schwankung von nicht mehr als $\pm 2 \mu$ Dehnung an. Die Drehzahl des Antriebsmotors der Bohrwelle betrug etwas mehr als 1 U/sec. Bei einem Bohrdurchmesser von 4 mm und 5 mm Bohrlochtiefe wurde für den reinen Bohrvorgang etwa 1 Stunde benötigt.

5.26 Schrittweises Aufbohren

Häufig wird empfohlen, die Bohrung schrittweise mit aufsteigendem Bohrdurchmesser zu erzeugen, damit die Bearbeitungsspannungen klein bleiben. In /74/ dargestellte Messungen zeigen, daß schrittweises Vorgehen keine Vorteile bringt. Es werden eher schlechtere Ergebnisse erzielt. Die hohe Genauigkeit der durchgeführten Messungen - wie später gezeigt wird - macht schrittweises Aufbohren unnötig.

5.27 Temperaturdrift

Da Bohrlochmessungen sehr große Sorgfalt und Genauigkeit erfordern, muß auch der übrige Meßaufbau der gleichen Genauigkeit entsprechen. Es ist insbesondere darauf zu achten und zu prüfen, daß im interessierenden Meßzeitraum eine Temperaturdrift nach Möglichkeit verhindert wird. Einer Temperaturdrift kann durch Symmetrie der Meßbrücke entgegengetreten werden, d. h. Symmetrie der Meßstreifen und Kabellängen. Hierdurch wurde die Temperaturdrift auf $\pm 1 \mu$ beschränkt. Es führte z. B. unachtsames Aufstützen des Operateurs auf die Meßkabel zu erheblichen Meßfehlern. Es sollte ebenfalls beachtet werden, daß die Meßgeräte nicht kurz vor der Messung eingeschaltet werden, da die elektronischen Bausteine sich aufheizen und ebenfalls driften.

5.3 Experimentelle Ermittlung der Genauigkeit

Liegen Versuchsaufbau und Versuchsbedingungen fest, so müssen zunächst für die Genauigkeitsbestimmung die Dehnungen durch Bearbeitung und deren Streuung ermittelt werden. Anschließend wird das Bohrlochverfahren an belasteten Zugproben getestet und geprüft, ob die theoretisch abgeleiteten Größen A und B für die Berechnung der Spannungen ausreichen, oder ob kalibrierte Werte erforderlich sind.

5.31 Bearbeitungsspannungen

Bei Einhaltung der angegebenen Versuchsbedingungen wurden zunächst Eigenspannungsmessungen an 2 geglühten Platten (400x290x30) aus NF-Stahl vorgenommen. Die Platten wurden 16 Stunden bei 680°C geglüht und 40 Stunden bis auf Raumtemperatur abgekühlt. Durch diesen Glühvorgang wurde erreicht, daß nur noch geringe Eigenspannungen vorhanden sein konnten. Auf jeder Platte wurden je 16 Messungen mit Bohrlochrosetten vom Typ HBM-RY21 vorgenommen. Der Bohrdurchmesser betrug 4 mm. Abb. 52 zeigt für beide Platten die Meßstellenanordnung. Eigenspannungsmessungen nach dem Zerlegeverfahren erfolgten anschließend. Abb. 53 zeigt die Meßstellenanordnung und die Schnittfolge.

Die Meßergebnisse sind statistisch ausgewertet und auf Wahrscheinlichkeitspapier mit linearer Merkmalsteilung dargestellt (Abb. 54 - 56).

Die Gegenüberstellung der Normalspannungen nach der Zerteilungsmethode und dem Bohrlochverfahren für Platte 1 (Abb. 54a) ergibt zunächst eine bessere Genauigkeit für das Zerlegeverfahren, wie aus den Steigungen der Ausgleichsgeraden ohne weiteres zu sehen ist. Die Werte des Bohrlochverfahrens nähern sich der Ausgleichsgeraden jedoch nur sehr schlecht

an. Macht man bei der statistischen Auswertung Ausreißer-
tests /78/, so zeigt eine erneute Gegenüberstellung (Abb. 54b)
gleiche Genauigkeit beider Verfahren. Die Werte des Bohr-
lochverfahrens nähern sich jetzt der Ausgleichsgeraden auch
besser an. Die Mittelwerte der Normalspannungen beider Ver-
fahren stimmen nicht überein.

Die Messungen der Platte 2 sagen gleiches aus (Abb. 55),
gleiche Steigung beider Ausgleichsgeraden und unterschied-
liche Mittelwerte.

Für die Platte 1 ergaben sich die Normalspannungen nach
dem Bohrlochverfahren um 11 N/mm^2 größer als durch die
Zerteilung ermittelt. Für Platte 2 betrug die Mittelwertver-
schiebung 7 N/mm^2 . Die Schubspannungen nach beiden Verfah-
ren waren im Mittel gleich (Abb. 56 a,b,c). Beispielhaft
ist die Auswertung für die Schubspannungen nur für die Plat-
te 2 dargestellt.

Da die Normalspannungen im Mittel um $(7+11) / 2 = 9 \text{ N/mm}^2$ zu
groß und die Schubspannungen gleich waren, kann geschlossen
werden, daß durch den Bohrvorgang an jedem Meßgitter gleiche
Dehnungen erzeugt wurden. Bearbeitungsspannungen von
 9 N/mm^2 entsprechen einer Dehnung von ca. -6μ auf jedem
Meßgitter.

Aus der Streuung der ermittelten Spannungen der spannungs-
frei geglähten Platten kann nicht ganz zuverlässig auf die
Genauigkeit des Bohrlochverfahrens geschlossen werden, da
Werkstücke dieser Größe auch noch nach einem Glühvorgang
Spannungen aufweisen können. Aus diesem Grund wurden aus
den bereits geglähten Platten Würfel von ca. $30 \times 30 \times 30 \text{ mm}^3$
geschnitten und erneut bei 640°C 4,5 Stunden gegläht. Die
Abkühlung auf Raumtemperatur erfolgte in 60 Stunden. Es
wurde nunmehr davon ausgegangen, daß in diesen Würfeln
keine Spannungen mehr vorhanden waren. An 15 Würfeln wur-
den Messungen vorgenommen. Die Abb. 49 a und 49 b zeigen

Ausrichten mit dem Mikroskop und Abbohren an einem Würfel. Die Meßwerte sind auf Wahrscheinlichkeitspapier (Abb. 57) dargestellt. Die mittlere Dehnung von -6μ auf allen 3 Meßgittern - wie die Bohrversuche der Platten ergaben - wird bestätigt. Die Standardabweichung beträgt $1,26\mu$. In einem Streuband von $\pm 1,96 \times 1,26\mu = \pm 2,47\mu$ liegen 95 % aller Meßwerte. Da auch der Mittelwert selbst eine statistische Größe ist, muß der 95 % - Vertrauensbereich bekannt sein. 95 % aller Mittelwerte liegen im Bereich $\pm 1,96 \times s/\sqrt{n} = \pm 0,39\mu$. Die resultierende Genauigkeit beträgt dann $\pm (2,47 + 0,39)\mu = \pm 2,86\mu$. Eine Dehnung von $-2,86\mu$ auf allen 3 Meßgittern ergibt dann eine Spannung von $4,6 \text{ N/mm}^2$.

Sieht man von Ungenauigkeiten ab, die durch Vereinfachungen im theoretischen Ansatz bedingt sind, so beträgt die Genauigkeit der Bohrlochrosette vom Typ HBM-RY21 $\pm 4,6 \text{ N/mm}^2$.

Da die Bohrlochrosette HBM-RY21 verhältnismäßig groß ist, ist sie in Bereichen großer Spannungsgradienten nicht sehr geeignet. In solchen Bereichen sind kleinere Bohrlochrosetten mit kleineren Bohrlochradien zu verwenden.

An spannungsfrei geglähten Würfeln - wie beschrieben - wurden Versuche mit der Bohrlochrosette vom Typ MM062RE durchgeführt. Der Bohrlochradius betrug $1/16$ ". Die Meßwerte sind in Abb. 58 dargestellt. Die mittlere Dehnung durch Bearbeitung beträgt auch bei diesem Rosettentyp -6μ Dehnung auf jedem Meßgitter, jedoch ist die Streuung mit $6,67\mu$ größer. 95 % aller Meßwerte liegen in einem Streubereich von $\pm 1,96 \times 6,67\mu = \pm 13,1\mu$ Dehnung. Rechnet man die Streuung der Dehnungen in Spannungen um und berücksichtigt den Vertrauensbereich des Mittelwertes, so ergibt sich eine Genauigkeit für die Bohrlochrosette vom Typ MM062RE von $\pm 19,5 \text{ N/mm}^2$.

Der Vergleich beider Bohrlochrosettentypen zeigt deutlich, daß große Bohrlochrosetten immer dann vorzuziehen sind,

wenn die Spannungsgradienten klein sind.

5.32 Versuche an Zugproben und Kalibrierung

Nachdem die Bearbeitungsspannungen und deren Streuung bekannt sind, wird die Funktionsfähigkeit der Bohrlochrosette unter Last geprüft.

Es soll festgestellt werden, ob für die Größen A und B die theoretische Lösung genügt, oder ob kalibrierte Werte aus bekannten Spannungszuständen gewählt werden müssen.

Bemessungsgrundlage für die Zugstäbe ist die, daß die Spannungsverteilung in der Umgebung des Bohrloches für Zugstab und unendliche Scheibe nahezu gleich sind. Diese Bedingung muß erfüllt werden, da sonst die Auswerteformeln nicht zutreffen. Aus Abb. 59 ist ersichtlich, daß Zugproben mit einer Breite von 60 mm ($\lambda = 0,07$) ausreichend bemessen sind.

Es wurden zunächst je 4 Zugproben aus NF-Stahl mit den Abmessungen 400x60x10 untersucht. Die Länge von 400 mm ist bereits die freie Einspannlänge in der Prüfmaschine. Die Zugstäbe wurden ebenfalls spannungsfrei geätzt, wie die bisher geprüften Teststücke. Auf die Zugstäbe wurden je 3 Bohrlochrosetten vom Typ HBM-RY21 im Abstand von 45 mm geklebt. Jede Bohrlochrosette wurde in einem gesonderten Versuch abgebohrt. Der Zugversuch bestand aus zwei wesentlichen Teilen.

Der erste Teil bestand darin, die Bohrlochrosette als "normale Rosette" zur Ermittlung der Spannungen an ihrem Ort zu verwenden. Die Nullmessung erfolgte an der freiliegenden Probe. Anschließend wurde der Zugstab in die Prüfmaschine eingespannt und eine erneute Messung vorgenommen. Aus dieser Messung kann die Spannung durch die Einspannung ermittelt werden. Diese Spannung entstand im wesentlichen

durch Biegung, da die Zugproben nicht exakt gerade waren. Anschließend erfolgte die Belastung und eine neue Messung. Aus diesen Messungen kann die Spannung am Ort der Rosette errechnet werden.

Der zweite Teil des Versuches war die eigentliche Eigenspannungsmessung. Die aus der Bohrlochmessung ermittelten Spannungen müssen mit den Spannungen des ersten Teils des Versuches übereinstimmen.

Zunächst wurde die Bohrlochrosettenauswertung mit den theoretisch ermittelten Größen A und B vorgenommen. Die experimentell ermittelten Dehnungen durch Bearbeitung wurden bei der Auswertung berücksichtigt. In Tabelle 2 sind die Hauptspannungen der Rosetten- und Bohrlochrosettenauswertung gegenüber gestellt.

Tabelle 2

A und B sind theoretisch ermittelt

Meßstelle	σ max	σ min	σ^* max	σ^* min	$\Delta\sigma$ max	$\Delta\sigma$ min
1.1	129,6	-15,1	128,3	5,3	1,3	-20,4
1.2	146,8	16,0	143,4	1,0	3,4	15,0
1.3	178,3	26,3	158,7	6,3	19,6	20,0
2.1	119,5	27,2	95,6	0,5	23,9	26,7
2.2	99,0	17,1	78,9	0,3	20,1	16,8
2.3	109,1	13,4	85,1	3,0	24,0	10,5
3.1	80,8	8,0	64,0	-3,9	16,9	11,9
3.2 *)	70,1	9,1	58,4	-0,1	11,7	9,1
3.3	63,8	7,3	54,1	-0,4	9,7	7,7
4.1	100,2	17,6	64,7	-1,5	35,5	19,1
4.3	132,2	25,7	101,5	1,4	30,7	24,3

σ N/mm²

$$\Delta\sigma_{\max} = \sigma_{\max} - \sigma^*_{\max}$$

$$\Delta\sigma_{\min} = \sigma_{\min} - \sigma^*_{\min}$$

σ_{\max}, \min - Spannungen der Bohrlochrosettenauswertung

σ^*_{\max}, \min - Spannungen der Rosettenauswertung

Die Hauptspannungsrichtung wird für 95 % aller Meßwerte mit einer Genauigkeit von $\pm 4^\circ$ erfüllt.

*) 3.2 bedeutet Zugstab 3, Meßstelle 2
analog alle anderen Bezeichnungen

Betrachtet man die Spalten " $\Delta \lambda_{\max}$ " und " $\Delta \lambda_{\min}$ " der Tabelle 2, so sieht man, daß die vorausgesagte Genauigkeit von $\pm 4,6 \text{ N/mm}^2$ aus den Vorversuchen an spannungsfreien Werkstücken ganz offensichtlich nicht erreicht wird. Da die Spannung in allen Fällen zu groß war, wurde zunächst angenommen, daß die Zugstäbe in ihren Abmaßen zu klein gewählt wurden. Sie sind etwas kleiner als in /79/ empfohlen. Aus diesem Grund wurden anschließend größere Zugproben untersucht. Diese Versuchsserie wird jedoch etwas später beschrieben. Es soll untersucht werden, ob durch eine Kalibrierung die Genauigkeit gesteigert werden kann. Die Berechnung der Größen A und B erfolgt nun aus den Zugstabversuchen. Die kalibrierten Größen sind in Tabelle 3 erfaßt.

Tabelle 3

Meßstelle	A	B
1.1	-0,0596	-0,1943
1.2	-0,0731	-0,1624
1.3	-0,0794	-0,1789
2.1	-0,0977	-0,1739
2.2	-0,0938	-0,1868
2.3	-0,0891	-0,2089
3.1	-0,0946	-0,1926
3.2	-0,0868	-0,1873
3.3	-0,0846	-0,1861
4.1	-0,1192	-0,2228
4.3	-0,0982	-0,1909

Die Mittelwerte der beiden Größen sind

A= -0,0888

B= -0,1896

Ein Ausreißertest wurde bei der Mittelwertbildung nicht gemacht, um später die Ausreißer bei den Spannungen deutlich zeigen zu können.

Die Bohrlochrosettenauswertung mit den kalibrierten Mittelwerten ist der

Rosettenauswertung in Tabelle 4 gegenübergestellt.

Tabelle 4

Die Größen A und B sind aus den Zugstabversuchen kalibriert.
Bei der Mittelwertbildung wurde kein Ausreißertest gemacht.

A= -0,0888

B= -0,1896

Meßstelle	δ max	δ min	δ^* max	δ^* min	$\Delta\delta$ max	$\Delta\delta$ min
1.1	109,7	-27,2	128,3	5,3	-18,6	-32,5
1.2	120,5	- 3,2	143,4	1,0	-22,9	- 4,2
1.3	145,6	1,8	158,7	6,3	-13,1	- 4,5
2.1	96,5	9,3	95,6	0,5	0,9	8,8
2.2	80,6	3,1	78,9	0,3	1,7	2,8
2.3	89,4	- 1,1	85,1	3,0	4,3	- 4,1
3.1	66,5	- 2,5	64,0	-3,9	2,5	1,4
3.2	57,4	- 0,4	58,4	-0,1	- 1,0	- 0,3
3.3	52,4	- 1,1	54,1	-0,4	- 1,8	- 0,8
4.1	81,5	3,3	64,7	-1,5	16,8	4,9
4.3	107,3	6,6	101,5	1,4	5,8	5,1

(Erklärung siehe Tabelle 2)

Eine graphische Darstellung der Größe $\Delta\delta_{\max}$ (Abb. 60) auf Wahrscheinlichkeitspapier zeigt deutlich, daß sich die Werte für die Meßstellen 1.1, 1.2, 1.3 und 4.1 einer Normalverteilung schlecht anpassen, und als Ausreißer erkennbar sind.

Diese Meßstellen sind Ausreißer, da bei der Einspannung in die Prüfmaschine eine starke Biegung erzeugt wurde, und die Voraussetzung "konstante Spannung über der Dicke" nicht mehr gegeben war. Die statistische Auswertung für die Größen A und B ohne die als Ausreißer erkannten Meßstellen ergibt als endgültige kalibrierte Werte

$$\underline{\underline{A = -0,0921}}$$

$$\underline{\underline{B = -0,1895}}$$

Tabelle 5

Meßstelle	σ_{\max}	σ_{\min}	σ^*_{\max}	σ^*_{\min}	$\Delta\sigma_{\max}$	$\Delta\sigma_{\min}$	
1.1	108,3	-28,7	128,3	5,3	-20,0	-34,0	*)
1.2	118,4	- 5,3	143,4	1,0	-25,0	- 6,3	*)
1.3	143,0	- 0,8	158,7	6,3	-15,7	- 7,2	*)
2.1	94,6	7,3	95,6	0,5	- 1,0	6,8	
2.2	79,1	1,6	78,9	0,3	0,2	1,3	
2.3	87,9	- 2,7	85,1	3,0	2,8	- 5,7	
3.1	65,4	- 3,7	64,0	-3,9	1,4	0,2	
3.2	56,4	- 1,4	58,4	-0,1	- 2,0	- 1,3	
3.3	51,5	- 2,1	54,1	-0,4	- 2,7	- 1,7	
4.1	80,0	1,8	64,7	-1,5	15,3	3,3	*)
4.3	105,3	4,5	101,5	1,4	3,8	3,1	

*) Ausreißer

(Erklärung siehe Tabelle 2)

Eine statistische Auswertung für $\Delta\sigma_{\max}$ ergibt eine Standardabweichung von $2,4 \text{ N/mm}^2$. 95 % der Meßwerte liegen im Streuband der Spannungen von $\pm 1,96 \times 2,4 = \pm 4,7 \text{ N/mm}^2$.

Die Genauigkeit der Spannungen der Zugstabversuche von $\pm 4,7 \text{ N/mm}^2$ entspricht der vorausgesagten Größe. Es ist damit erneut bestätigt, daß die Genauigkeit des Bohrlochverfahrens durch die Streuung der Bearbeitungsspannungen bestimmt wird - vorausgesetzt die theoretischen Annahmen sind erfüllt.

Eine Verwendung des Bohrlochverfahrens ohne kalibrierte Werte A und B ergibt in der ausgeführten Form 25 % zu große Werte für die Maximalspannung.

Ist die Annahme richtig, daß die als Ausreißer erkannten Bohrlochmessungen durch Biegung der Zugstäbe nicht die Spannung an der Oberfläche richtig darstellen, so muß die aus der Bohrlochmessung ermittelte Spannung zwischen der Span-

nung an der Oberfläche und am Bohrlochboden liegen. Da Oberflächenspannung und Biegespannung aus den Messungen bestimmbar sind, kann die Prüfung dieser Annahme erfolgen.

Zugstab 1 Meßstelle 1

Rosette

$$\sigma_{x0}^* = 126,3 \text{ N/mm}^2$$

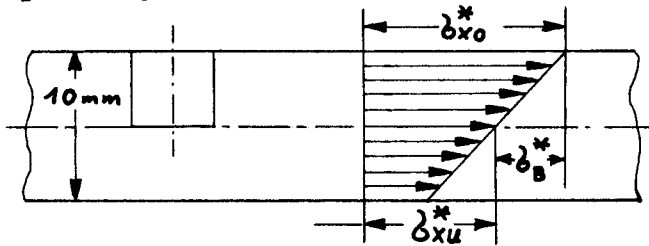
$$\sigma_B^* = 31,2 \text{ N/mm}^2$$

Bohrlochrosette

$$\sigma_{x0} = 106,9 \text{ N/mm}^2$$

Die Dicke der Zugprobe ist 10 mm, die Bohrtiefe 5 mm.

Spannungsverlauf über Bohrlochtiefe:



Die Spannung am Bohrlochboden beträgt

$$\sigma_{xu}^* = 126,3 - 31,2 = 95,1$$

Die durch die Bohrlochrosette nachgewiesene Spannung liegt zwischen der Spannung an der Oberfläche und am Bohrlochboden.

$$\sigma_{xu}^* < \sigma_{x0} < \sigma_{x0}^*$$

$$95,1 < 106,9 < 126,3$$

$$\alpha = (\sigma_{x0} - \sigma_{xu}^*) / (\sigma_{x0}^* - \sigma_{xu}^*) = 0,38$$

Die Größe α gibt den Anteil der Biegespannung an, der bei der Bohrlochrosettenmessung erfaßt wird.

Zugstab 1 Meßstelle 2

Rosette

$$\sigma_{x0}^* = 143,4 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_B^* = 37,2 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{xu}^* = 143,4 - 37,2 = 106,2 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{xu}^* < \sigma_{x0} < \sigma_{x0}^*$$

$$106,2 < 118,2 < 143,4$$

Bohrlochrosette

$$\sigma_{x0} = 118,2 \text{ N/mm}^2$$

$$\alpha = 0,32$$

Zugstab 1 Meßstelle 3

Rosette

$$\sigma_{x0}^* = 158,7 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_B^* = 46,7 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{xu}^* = 158,7 - 46,7 = 112,0 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{xu}^* < \sigma_{x0} < \sigma_{x0}^*$$

$$\underline{\underline{112,0 < 142,5 < 158,7}}$$

Bohrlochrosette

$$\sigma_{x0} = 142,5 \text{ N/mm}^2$$

$$\underline{\underline{\alpha = 0,65}}$$

Zugstab 4 Meßstelle 1

Rosette

$$\sigma_{x0}^* = 64,0 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_B^* = -39,2 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{xu}^* = 64,0 - 39,2 = 103,2 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{xu}^* < \sigma_{x0} < \sigma_{x0}^*$$

$$\underline{\underline{103,2 < 79,8 < 64,0}}$$

Bohrlochrosette

$$\sigma_{x0} = 79,8 \text{ N/mm}^2$$

$$\underline{\underline{\alpha = 0,40}}$$

Die angestellten Überlegungen zeigen, daß die Bohrlochrosettenmessungen in etwa die mittlere Spannung an der Oberfläche und dem Bohrboden liefern. Die Begründung für die Ausreißer ist damit bestätigt. Indirekt werden hierdurch auch die kalibrierten Größen A und B abgesichert.

Wie in /74, 81/ beschrieben wird, werden 80 % der Spannungen an der Oberfläche mit dem Bohrlochverfahren nachgewiesen, wenn die Spannung linear von Null vom Bohrboden zur Oberfläche steigt. Die eigenen Versuche ergeben nur einen wesentlich kleineren Anteil der Spannungen an der Oberfläche. Dieser Anteil kann durch eine einfache Betrachtung überprüft werden. Man geht von der von Rendler und Vigness /77/ aufgestellten Kurve (Abb. 61 a)

aus, die die prozentual ausgelösten Dehnungen in Abhängigkeit von der dimensionslosen Bohrlochtiefe bei konstanter Spannung darstellt. Aus dieser Kurve kann abgelesen werden, wieviel Prozent der Gesamtdehnung in einem Bohrinkrement in einer bestimmten Tiefe ausgelöst werden. Diese Kurve wurde auch durch eigene Versuche bestätigt (Abb. 61 b). Der Streubereich für 95 % aller Messungen ist ebenfalls ermittelt und dargestellt. Die Kurve Abb. 61 a gilt für konstante Spannung, sie kann jedoch auch sinngemäß angewendet werden, wenn die Spannung nicht konstant ist. Nimmt man nun einen linearen Spannungsabfall von der Oberfläche auf Null am Bohrlochboden an, so werden 60 % der Dehnungen ausgelöst. Bei einem linearen Spannungszuwachs von Null an der Oberfläche zum Bohrlochboden werden 40 % der Dehnungen ausgelöst. Die eigenen Versuche werden durch diese Überlegung besser bestätigt als die Ausführungen in /74,81/.

Im Anschluß an die 4 Zugproben wurden weitere 5 Zugstäbe mit je 3 Meßstellen untersucht, da anfangs die Bedeutung der Kalibrierung unterschätzt und angenommen wurde, daß die Zugstäbe in ihren Maßen zu klein gewählt wurden. Die freie Dehnlänge der Zugstäbe in der Prüfmaschine betrug 400 mm. Die Zugstäbe 5 bis 8 hatten einen Querschnitt von $120 \times 24 \text{ mm}^2$, der Zugstab 9 $120 \times 10 \text{ mm}^2$. Unglücklicherweise wiesen die Zugstäbe nach dem Spannungsfreiglühen verhältnismäßig starke Vorverformungen auf, so daß durch Einspannung in die Prüfmaschine starke Biegespannungen entstanden. Da die Zugstäbe 1 bis 4 sehr ausführlich behandelt wurden, sollen die Bohrlochmessungen an den weiteren Proben nur noch daraufhin geprüft werden, ob die ermittelte Spannung zwischen den Spannungen an der Oberfläche und dem Bohrgrund liegt. Es wird nur die Spannung in Stablängsrichtung betrachtet. In Tabelle 6 sind die Meßstellen aufgeführt, an denen merkliche Biegung festgestellt wurde. Es sind gegenübergestellt die Spannungsänderung $\Delta \sigma$ im Bohrlochbereich in Dickenrichtung und der Anteil der Spannungsänderung α , der von der Bohr-

lochrosettenmessung erfaßt wird.

Die Ergebnisse des Zugstabes 7 wurden in die Tabelle nicht mit aufgenommen, da dieser Stab durch Einspannung zusätzlich zur Biegung stark tordiert wurde.

Die Meßstelle 1 des Zugstabes 8 ist die einzige Meßstelle, bei der die Bedingung $\alpha \leq 1$ nicht erfüllt wurde. Δb ist aber auch nicht sehr groß und zur Bestimmung von α zu ungenau.

Tabelle 6

Meßstelle	N/mm ²	α	Meßstelle	N/mm ²	α
1.1	-31,2	0,38			
1.2	-37,2	0,32			
1.3	-46,7	0,65			
4.1	39,2	0,40	8.1 *)	11,4	2,04
5.1 *)	14,8	0,93	8.2 *)	11,8	0,75
5.2 *)	13,8	0,75	8.3 *)	11,6	0,53
5.3 *)	14,3	0,41	9.1	65,1	0,28
6.1	23,5	0,41	9.2	72,9	0,30
6.2	25,8	0,32	9.3	75,9	0,36
6.3	21,5	0,61			

$\Delta b > 0$ Spannungszuwachs in Dickenrichtung.

Die *) gekennzeichneten Meßstellen werden für die Abschätzung von α nicht herangezogen, da Δb zu klein ist.

Die theoretische Überlegung ergibt für $\Delta b > 0$ $\alpha = 0,40$, für $\Delta b < 0$ $\alpha = 0,60$. Die experimentell bestimmten α -Werte zeigen diesen Unterschied nicht. Im Mittel ergibt sich $\alpha = 0,40$, d. h. 40 % der Biegespannung werden vom Bohrlochverfahren erfaßt.

Bei einem Spannungsabfall zum Bohrlochboden erhält man kleinere Spannungen, bei einem Spannungszuwachs größere Spannungen als an der Oberfläche vorhanden.

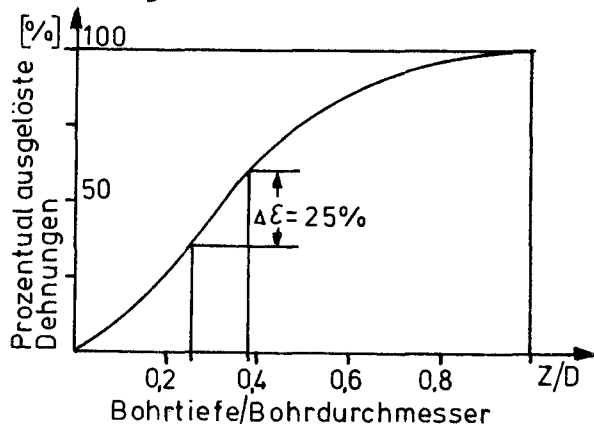
Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß die mittlere Spannung im Bohrlochbereich gemessen wird.

5.33 Bestimmung der Eigenspannungsverteilung in Dickenrichtung

Die bisherigen Ausführungen haben gezeigt, daß der Einfluß einer Spannungsänderung in Dickenrichtung auf das Meßergebnis erheblich ist.

In /71,77/ ist eine Methode angegeben, mit der der Spannungsverlauf in Dickenrichtung bestimmt werden kann. Die Methode beruht darauf, daß die Funktion der an der Oberfläche zu messenden Dehnungen bei einem konstanten Spannungszustand in Abhängigkeit von der Bohrtiefe bekannt ist. Aus dieser Kurve kann man für einen Bohrschritt den Anteil der Dehnung, den die Spannung in der entsprechenden Tiefe ergibt, ermitteln. Der gemessene Dehnungszuwachs eines Bohrinkrements muß über den Anteil der Dehnung, der an der Oberfläche gemessen wird, hochgerechnet werden, damit die Spannungsrechnung in der Schicht erfolgen kann.

Das Vorgehen soll an einem Beispiel kurz gezeigt werden.



Bohrdurchmesser $D = 4 \text{ mm}$,
Bohrinkrement von 1 mm auf
 $1,5 \text{ mm}$ Tiefe,
 $1,5 \text{ mm} \hat{=} Z/D = 0,38$,
gemessener Dehnungszuwachs
des Inkrements an der Ober-
fläche 10μ .

Die Spannungsauswertung für die Tiefe 1 bis 1,5 mm erfolgt für die hochgerechnete Dehnung $\Delta \epsilon = 10/0,25 \mu = 40 \mu$. Die Funktion ist in Abb. 61 a /77/ angegeben. Abb. 61 b zeigt die Funktion aus eigenen Versuchen. Es ist ebenfalls der 95 % - Bereich dargestellt.

Diese Art des Vorgehens sollte nicht über $Z/D \approx 0,5$ hinaus angewendet werden. Will man 4 bis 5 Spannungswerte für den Spannungsverlauf ermitteln, so muß in Inkrementen $\Delta Z/D \approx 0,1$ gebohrt werden, d. h. man löst in jedem Schritt ca. 14 % der Dehnungen aus (siehe Abb. 61 a). Die gemessenen Dehnungswerte müssen also mit dem Faktor 7 hochgerechnet werden. Das ohnehin schon empfindliche Bohrlochverfahren (in der durchgeführten Form Erhöhungsfaktor 6 gegenüber der "normalen Rosettenauswertung") wird durch dieses Vorgehen noch empfindlicher. Man erhält insgesamt einen Erhöhungsfaktor von ca. $6 \times 7 = 42$. Dieser sehr große Wert macht deutlich, daß an diese Art des Vorgehens keine sehr großen Erwartungen geknüpft werden können, insbesondere auch wegen des Streubands der Funktion (Abb. 61 b).

Eine Spannungsberechnung in Dickenrichtung erfordert die Kenntnis der Bearbeitungsspannungen in Abhängigkeit der Bohrtiefe. Dieser Verlauf wurde für die Bohrlochrosette HBM-RY 21 und 4 mm Bohrdurchmesser aufgestellt. Weiterhin ist der Streubereich für 95 % aller Werte eingezeichnet (Abb. 63).

Nach dieser Methode wurden die Zugstäbe 5 bis 9 bearbeitet, um den Erfolg dieses Vorgehens zu prüfen.

Zunächst erfolgte die Spannungsberechnung für die Bohrinstrumente aus den Dehnungszuwächsen "wie gemessen". Die so errechneten Spannungen wiesen starke Schwankungen auf und erlaubten keine sinnvolle Aussage über den Verlauf in Dickenrichtung.

Ein Versuch, diese unbefriedigenden Ergebnisse zu verbessern, bestand darin, die Meßwerte durch Ausgleichspolynome anzunähern. Jedoch wurden auch bei diesem Vorgehen keine befriedigenden Resultate erzielt.

Zusammenfassend muß festgestellt werden, daß die Spannungsermittlung in Dickenrichtung in der ausgeführten Form zu ungenau ist, da kleine Dehnungen bereits große Spannungen ergeben (Erhöhungsfaktor 42!), und die Funktion der Dehnungen (Abb. 61 b) eine nicht unwesentliche Streuung aufweist.

5.34 Verwendung des Bohrlochverfahrens im überelastischen Bereich

Die theoretischen Grundlagen beruhen auf einer elastischen Scheibenlösung. Es ist bekannt, daß am Bohrloch eine lastabhängige Spannungserhöhung auftritt.

$\sigma_x \neq 0$	$\sigma_y = 0$	Spannungserhöhungsfaktor = 3
$\sigma_x = \sigma_y$		" = 2
$\sigma_x = -\sigma_y$		" = 4

Erreicht die Nennspannung in einem Zugstab $1/3$ der Fließspannung, so wird eine plastische Zone am Bohrloch entstehen. Die Plastizierung ist im wesentlichen mit einem Steifigkeitsverlust und Änderung der Querkontraktion verbunden. Beide Faktoren wirken sich auf die Genauigkeit aus. Wie in /71/ ausgeführt wird, bleibt der Fehler klein, wenn ein bestimmter Grenzradius der Bohrung bezüglich des Abstandes der Dehnungsmeßstreifen nicht überschritten wird, und der Meßstreifen im elastischen Bereich liegt. Für $\sigma_1 = \sigma_2$ kann die Grenze der plastischen Verformung konzentrisch um das Bohrloch mit dem Radius $r_p = R \sqrt{2 \sigma / \sigma_F}$ abgeschätzt werden /14/. Bei $\sigma = \sigma_F$ ergibt sich $R/r_p = 1/\sqrt{2}$. Der Bohrlochradius darf also nicht größer als das 0,7-fache des inneren Meßstreifenradiuses betragen. Abb. 62/74/ zeigt den

für Zugstäbe experimentell ermittelten Verlauf des Fehlers in Abhängigkeit der Nennspannung für die Bohrlochrosette MM062RE mit 1/16" Bohrlochdurchmesser. Bei Spannungen bis zur halben Streckgrenze ist der Fehler vernachlässigbar. Wird die Streckgrenze erreicht, so ist ein Fehler von 10 % zu erwarten.

Das Verhältnis "Bohrlochdurchmesser/innerer Radius der Meßgitter" beträgt bei der Rosette MM062RE $1,59/3,4 = 0,47$. Bei der HBM-RY21 in Verbindung mit 4 mm Bohrlochdurchmesser erhält man $4/10 = 0,40$. Aufgrund des kleineren Verhältniswertes kann man für die HBM-RY21 in Hinblick auf den plastischen Grenzdurchmesser einen kleineren Fehler erwarten als in Abb. 61 dargestellt.

5.4 Zusammenfassung

Das Bohrlochverfahren ergibt bei sorgfältiger Anwendung zuverlässige Ergebnisse. Voraussetzung für brauchbare Messungen ist eine geeignete Bohr- und Zentriervorrichtung. Kritisch ist die Bohrausführung, dabei ist auf folgende Punkte zu achten:

- Genaue Lage des Bohrloches im Zentrum der Bohrlochrosette (optisches Ausrichten mit Fadenkreuz) -
- Scharfe Bohrer oder Fräser, die nur am Bohrlochboden einen Span abheben -
- Fräser darf nicht am Bohrlochrand schleifen. Dies erfordert eine sehr steife Bohr- und Zentriervorrichtung und kurzes Einspannen des Fräasers in die Bohrwelle -
- Drehzahl muß niedrig sein, damit spürbare Erwärmung verhindert wird -
- Die Bohrkraft ist so zu wählen, daß gerade noch ein Span erzeugt wird -

- Die Bohrlochrosette HBM-RY21 wird zweckmäßig mit 4 mm Bohrdurchmesser abgebohrt. Schrittweises Aufbohren mit größer werdenden Durchmessern ist unnötig -
- Die Meßergebnisse konvergieren bei einer Bohrlochtiefe von einem Bohrdurchmesser -
- Temperaturdrift muß vermieden werden -

Die Genauigkeit des Verfahrens wird bestimmt durch die Bearbeitungsspannungen. Es ist erforderlich, den Mittelwert und die Streuung zu kennen. Die Bearbeitungsspannungen betragen im Mittel $+9 \text{ N/mm}^2$. 95 % aller Meßwerte lagen in einem Streuband von $\pm 4,6 \text{ N/mm}^2$.

Die Faktoren A und B in den Auswerteformeln müssen Kalibrierungsversuchen entnommen werden. Werden theoretisch ermittelte Werte für A und B gewählt, so erhält man 25 % zu große Spannungen.

Spannungsänderungen haben erheblichen Einfluß auf die Meßergebnisse. Pauschal kann festgestellt werden, daß man das Mittel der Spannungen an der Oberfläche und dem Bohrlochboden mißt.

Spannungsauswertungen in Dickenrichtung sind zu ungenau.

Bohrlochmessungen im überelastischen Bereich führen bei Spannungen in der Höhe der Streckgrenze zu einem zusätzlichen Fehler von unter 10 %.

6. Auswahl und Beschreibung des untersuchten Längsspanntmodells

Bei der Modellauswahl wurde darauf geachtet, daß ein häufig vorkommendes Konstruktionsteil untersucht wird, das nach allgemeiner Ansicht im gerade geschweißten Zustand unter hohen Eigenspannungen steht, und für das die Kenntnis der Eigenspannungen im eingespielten Zustand nach einer äußeren Belastung von Bedeutung ist.

Das Modell mußte auch noch so einfach sein, daß eine rein theoretische Lösung des Problems als realistisch angesehen werden konnte. Die Auswahl des Modells lehnt sich an den Stand der Entwicklung an, dies wird durch die Formulierung von Masubuchi 1974 /83/ bestätigt - "Computersimulations of some simple joints such as fabrication of built-up beams and one-pass welding of butt welds may be achieved in a relatively short period, say within several years".

Als geeignet erschien ein Bodenlängsspanntstoß, zumal diese Verbindung in jüngster Vergangenheit Probleme aufwarf /11/. Es wurde ein Modell einer Längsspanntverbindung aus dem Bodenbereich eines Tankers im Maßstab 1:1 nachgebildet. Die Konstruktion des Modells ist in Abb. 64 dargestellt.

Das Modell bestand aus Schiffbaustahl der Güte A. Neun Zugversuche ergaben für das Material eine mittlere Streckgrenze von 263 N/mm^2 .

Da im Versuch ausschließlich Schweißeigenspannungen untersucht werden sollten, wurden die Einzelteile vor dem Zusammenbau spannungsarm gegläht, um Walz- und Brenneigenspannungen, die von erheblicher Größe sein können, zu beseitigen. Die Glühtemperatur betrug 640° C , die Glühdauer zwei Stunden. Die Abkühlung auf Raumtemperatur erstreckte sich über 32 Stunden.

In Abb. 64 ist die Schweißfolge angegeben. Die Kehlnähte sind mit einer 5 mm \varnothing Hochleistungselektrode (Volumend, 160 % Ausbringung) in einer Lage geschweißt worden. Die Schweißdaten betragen 320 A und 26 V.

Der Spantstoß wurde, wie bei Spanten dieser Größe häufig verwendet, durch Elektro-Schlacke-Schweißung verbunden. Das Schweißverfahren ist in /84/ beschrieben. Die Schweißung erfolgte mit 390 A und 39 V. Der gesamte Schweißvorgang für den Spantstoß dauerte 30 Minuten, damit betrug die Schweißgeschwindigkeit 0,033 cm/sec. Es wurde ein Draht von 3 mm Durchmesser der Güte S2 als Zusatzmaterial verwendet.

Aus der Elektro-Schlacke-Naht wurden nach dem Versuch 3 Zugproben gefertigt. Die Streckgrenze lag im Mittel bei 295 N/mm^2 . Im Gegensatz zum NF-Stahl hat der Nahtwerkstoff keine ausgeprägte Streckgrenze.

7. Eigenspannungen im Längsspantmodell im gerade geschweißten Zustand

7.1 Experimentelle Ermittlung der Eigenspannungen

Das Eigenspannungsfeld wurde mit ca. 210 Bohrlochmessungen ermittelt. Die Meßstellen wurden so angeordnet, daß Spannungsverläufe in Schnitten dargestellt werden konnten (Abb. 65). Alle eingezeichneten Meßstellen wurden beidseitig geklebt.

Es ist bekannt, daß innere Kräfte infolge von Eigenspannungen im Gleichgewicht stehen müssen, da sie ohne Einwirkung einer äußeren Belastung vorhanden sind. Weiterhin weiß man, daß in Schweißnähten eine hohe Zugeigenspannung vorhanden ist. Auf dieser Basis wurden den Meßergebnissen angepaßte Spannungsverteilungen gebildet, die die dargelegten Forderungen erfüllen. Die wichtigsten Spannungskomponenten in diesem Modell sind die Spannungen in Modellängsrichtung und die Spannungen im Steg in Modellquerrichtung. Die Spannungen in der Gurtung in Modellquerrichtung sind klein. Die Abb. 66 und 67 zeigen einen Überblick der Spannungen im Steg und in der Gurtung in Modellängsrichtung. Abb. 68 zeigt die Spannungen im Steg in Modellquerrichtung. Die Spannungsverteilungen wurden so gewählt, daß räumlich-kontinuierliche Darstellungen (Abb. 66 - 68) entstanden.

Die durch Messung ermittelten Spannungen in der Gurtung in Modelllängsrichtung wurden durch ein Ausgleichspolynom 3. Grades in Modelllängsrichtung und 1. Grades in Modellquerrichtung beschrieben.

In Abb. 69 a - j und 70 a - d sind die einzelnen Schnitte dargestellt.

Die Spannungen im Steg in Modelllängsrichtung 700 und 500 mm von der Modellmitte entfernt sind wesentlich durch die Kehlnahtschweißung zwischen Steg und Gurt geprägt worden. Man sieht deutlich die Zugzone in Kehlnahtnähe, die benachbarte Druckzone im mittleren Stegblechbereich und eine Zugspannung an der Stegoberkante, die aus Gründen des Momentengleichgewichts vorhanden sein muß. Das Momentengleichgewicht in den betrachteten Schnitten konnte allein durch die Spannungsverteilung im Steg hergestellt werden.

Die Einhaltung des Kraftgleichgewichts erforderte jedoch die gleichzeitige Betrachtung von Steg und Gurt.

Die Festlegung der Spannungsverteilung im Gurt fiel schwer, da sich die Meßpunkte, die 50 mm vom Steg entfernt lagen, z. T. bereits im Übergangsbereich von hoher Zugspannung in der Kehlnaht in Druckspannung in der Gurtung befanden. Damit fielen diese Meßwerte für die Festlegung der Spannungsverteilung im Gurt aus. Die Breite der Zugzone in der Gurtung dürfte daher ca. 100 mm betragen.

Um eine zuverlässige Aussage über die Verteilung im Gurt zu erhalten, wurden an einem 2. Modell Bohrlochrosetten auf einer Linie sehr dicht geklebt (Abb. 71) und abgebohrt. Aufgrund der Messung am Modell 2 kann eindeutig belegt werden, daß die Druckspannung im Gurt direkt neben der Zugzone am größten ist. Es erscheint vertretbar, die Verteilung geradlinig anzunähern, zumal beim Modell 1 nur 3 bzw. 2 Meßpunkte zur Verfügung standen. Durch die Messung am Modell 2 wird die Zugspannung an der Gurtaußenkante, die sich auch in allen Schnitten des Modells 1 zeigt, durch die Vielzahl der Meßpunkte überzeugend meßtechnisch bestätigt.

Es fällt auf, daß insbesondere in der Gurtung die Spannungen

an den Plattengegenseiten sehr unterschiedlich sind (Abb. 69 d, e, g, 72). Erst die Darstellung der Membranspannung führt zur Erkennung vernünftiger Zusammenhänge.

Ein einfacher Festigkeitsüberschlag zeigt, daß Biegespannungen der gemessenen Größe ohne größere Verwerfungen der Gurtung möglich sind.

Der Vorzeichenwechsel der Spannung in Modellängsrichtung in der Gurtung von hohen Druckspannungen in der Nähe der Kehlnaht zu Zugspannungen am Gurtrand überraschte.

In /85/ wird ein ähnlicher Verlauf an verschweißten Platten mit Winkelschrumpfung festgestellt. Die Zugkraft in der Naht wirkt nicht in der neutralen Faser des "Biegeträgers", der aus den beiden winklig verschweißten Platten besteht. In so einem Falle können Zugspannungen an den Plattenrändern entstehen. Im vorliegenden Fall muß diese Ursache jedoch verworfen werden, da die Gurtung nicht die neutrale Faser kreuzt.

In /86/ werden Eigenspannungsmessungen an geschweißten T-Querschnitten beschrieben. In keinem Fall wird an der Gurtaußenkante eine Zugspannung festgestellt. Es wurden jedoch andere Querschnittsgeometrien untersucht. Diese Modelle wiesen auch keinen Spantstoß auf.

Der experimentell ermittelte Spannungsgradient ist wesentlich durch die Art der Wärmeeinbringung in die Gurtung und durch die Schubverzerrung der Platte geprägt worden, d. h. mit wachsender Entfernung vom Steganschluß nehmen die Längsdehnungen mehr und mehr ab, und es entsteht ein Spannungszustand, der in Richtung der Gurtränder abklingt. Aufgrund des Längen/Breiten-Verhältnisses der Gurtung kann der Vorzeichenwechsel des Spannungsverlaufs durch Schubverzerrung allein nicht erklärt werden.

Die Wärmeeinbringung in die Gurtung erfolgte durch die Kehlnahtschweißung zwischen Gurt und Steg und die Elektro-Schlacke-Schweißung des Spantstoßes.

Die Kehlnahtschweißung dürfte im Gurt eine Druckspannung erzeugt haben, die zu den Rändern hin infolge Schubverzer-

rung leicht abklingt.

Besonders zu Beginn der Elektro-Schlacke-Schweißung wurde am Fußpunkt der Schweißnaht erheblich Wärme in den Gurt eingeleitet. Diese Art der Wärmezuführung hat Eigenspannungen erzeugt, die den in Kapitel 4.1 ermittelten Verläufen aus Wärmepunktrechnungen ähnlich sind. Die Wärmepunktrechnungen ergaben die größte Druckspannung direkt neben der Zugzone, dem Bereich der Wärmequelle, und einen starken Abfall der Druckspannungen zu den Rändern hin. In der Gurtung des Längsspanntmodells ist der Spannungsabfall sogar so stark, daß die Spannungen von Druck auf Zug überschwingen. Dieses Überschwingen ist möglich, weil die Plattenmaße für eine nahezu punktförmige Wärmezuführung als groß anzusehen sind.

Für den Spannungszustand im Steg ist die Wahl der freien Dehnlänge von großer Bedeutung. Die Festlegung der Dehnlänge richtet sich wesentlich nach dem Querschrumpfmaß der Schweißnaht des Spantstoßes. Bei dem vorhandenen Schweißnahtquerschnitt dürfte ein Schrumpfmaß von 1 bis 2 mm erwartet werden.

Bei einer freien Dehnlänge von 1000 mm ergibt sich als grobe Abschätzung eine Zugspannung von 210 bis 420 N/mm², d. h. man kann mit Zugspannungen von der Höhe der Streckgrenze des Stegmaterials ($\sigma_F = 260 \text{ N/mm}^2$) rechnen.

Die erwartete hohe Zugspannung in Modellängsrichtung im Bereich der freien Dehnlänge wurde meßtechnisch nicht festgestellt (Abb. 69 c, d, f, g, h). Sie konnte sich nicht ausbilden, da während der Elektro-Schlacke-Schweißung ein großer Teil der zugeführten Wärme sehr schnell über die Kühlbacken, die das Schmelzband halten, abgeführt und nur ein Bruchteil ins Modell eingeleitet wurde.

Von Bedeutung für die Eigenspannungsbildung war auch, daß der überwiegende Teil der Querschrumpfung auf einer Seite der neutralen Faser stattfand.

Man kann davon ausgehen, daß die Querschrumpfung im Bereich der neutralen Faser Zugspannungen ergeben hat, da die Spannungen durch Ausbiegen des Modells nicht abgebaut werden konnten.

Aus Gründen des Momentengleichgewichts muß der oberhalb der neutralen Faser liegende Bereich Druckspannungen aufweisen.

Die Messung zeigt, daß die Spannungen in der Nähe der Steg-oberkante ihr Vorzeichen wechseln. Dies erstaunt im Grunde nicht, da allgemein gilt, daß zuletzt erkaltende Bereiche nach vollständiger Abkühlung Zugspannungen aufweisen.

Die Eigenspannungen im Bereich der Dehnlänge sind weiterhin durch die Kehlnahtschweißung beeinflusst worden.

Die Zugspannungen im Kehlnahtbereich ergeben sich bei einer Wahl der Breite der Zugzone von 100 mm im Mittel zu 210 N/mm^2 . Das heißt nicht, daß die Zugspannung in der Kehlnaht selbst nicht die Streckgrenze erreichen kann.

Die Abb. 70 a - d zeigen die Spannungen im Steg in Modellquerrichtung. Betrachtet man die Meßpunkte allein, so sieht man, wie schwierig es ist, diese zu interpretieren.

Zum Zeitpunkt der Auswertung der Meßergebnisse lag die thermoelasto-plastische Berechnung des Längsspanntmodells noch nicht vor. Die dargestellten Spannungsverläufe wurden so gewählt, wie sie aus einer elastischen Scheibenrechnung mit Wärmestrich ermittelt wurden.

Die Meßstellen 50 mm von der Nahtmitte liegen offenbar im Steilabfall zwischen Zug- und Druckzone. Der Druckbereich ist verhältnismäßig schmal und ist gekennzeichnet durch hohe Spannungsgradienten.

7.2 Berechnung der Eigenspannungen und Vergleich zwischen Messung und Rechnung

Die Berechnung der Eigenspannungen erforderte weit über das erwartete Maß hinaus Mühe, um der Messung vergleichbare Spannungsverläufe zu erhalten.

Die besondere Schwierigkeit lag darin, die Temperaturfelder während des Schweiß- und Abkühlvorgangs möglichst genau zu bestimmen. Dies wurde jedoch erst im Laufe der theoretischen Untersuchungen erkannt, so daß die Modellherstellung ohne Temperaturmessungen erfolgte. Es wurden lediglich die Schweißzeit, die Spannung und die Stromstärke ermittelt.

Die Temperaturfeldberechnungen wurden mit dem in /32, 33/ beschriebenen Finite-Element-Programm vorgenommen.

Mit dem Programm konnte in seiner ursprünglichen Form /32/ die Berechnung nur so erfolgen, daß sich die zugeführte Wärmemenge lediglich in der FE-Struktur durch Wärmeleitung verteilte, ohne abgeleitet zu werden, bis eine fast konstante Temperaturverteilung erreicht wurde, die oberhalb der Raumtemperatur lag. Die zugeführte Wärmemenge blieb also im Berechnungsmodell. Die vollständige Abkühlung auf Raumtemperatur - mit entsprechender Ableitung der gesamten zugeführten Wärmemenge - wurde für die Spannungsberechnung durch einen Temperaturschritt von der nahezu stationären theoretisch ermittelten Temperatur auf Raumtemperatur simuliert.

Für Temperaturfeldberechnungen ist es im allgemeinen wichtig, den effektiven Wärmewirkungsgrad η des Schweißprozesses zu kennen. Dieser wird bestimmt aus dem Verhältnis der dem Werkstück zugeführten Wärme zum Wärmeäquivalent der aufgebrauchten Schweißleistung. Der Wirkungsgrad η ist von den verfahrenstechnischen Gegebenheiten des Schweißvorgangs abhängig. Entsprechend /69/ kann für Kehlnahtschweißungen $\eta = 0,7$ gewählt werden.

Da in der Literatur keine Angaben des Wärmewirkungsgrades von Elektro-Schlacke-Schweißungen zu finden waren, wurde für die Temperaturfeldberechnung zunächst $\eta = 0,85$ gewählt.

Bei der Wahl des Wärmewirkungsgrades wurde angenommen, daß bei UP-Schweißungen ähnliche Verhältnisse vorliegen. In /69/ wird für UP-Schweißungen $\eta = 0,8 - 0,95$ angegeben.

Eine Temperaturfeldberechnung mit $\eta = 0,85$ ergab, daß dieser Wärmewirkungsgrad aufgrund der sehr hohen Temperaturen mit Sicherheit zu groß gewählt wurde. Dies wird deutlich aus der Temperaturverteilung kurz vor Beendigung der Schweißung (Abb. 74). Es zeigt sich ein großer Bereich im Stegblech mit Temperaturen über 1000° C.

Die nachfolgenden Rechnungen wurden mit $\eta = 0,5$ durchgeführt. Es wurde davon ausgegangen, daß durch die Wahl des für Schweißprozesse relativ niedrigen Wärmewirkungsgrades die Wärmeverluste über die wassergekühlten Kupferbacken, die das Schmelzbad halten, ausreichend beschrieben werden.

Für die Berechnungen wurde nur ein Viertel des Längsspanntmodells als FE-Struktur idealisiert, da Symmetrie über zwei Achsen angenommen werden konnte. Die Abb. 73 zeigt die Finite-Element-Einteilung mit 537 Elementen und 318 Knoten. Die Anzahl der Unbekannten für die Temperaturrechnungen ist identisch mit der Knotenanzahl, die zugehörige Bandbreite war 43. Für die Spannungsberechnung ergaben sich 625 Knotenfreiheitsgrade mit einer Bandbreite der Steifigkeitsmatrix von 86.

Hier zeigt sich, daß für die Berechnung der Temperaturen sehr viel weniger Rechenzeit benötigt wird als für die Ermittlung der Spannungen.

Diese Tatsache erlaubt es, die Forderung nach möglichst genauer Bestimmung der Temperaturfelder - die entscheidenden Einfluß auf die Eigenspannungsverteilung haben - durch kleine Zeitinkremente zu erfüllen, ohne unvertretbar hohe Rechenzeiten zu erhalten. Für die Spannungs-Dehnungs-Berechnungen können die kleinen Zeitschritte der Temperaturfeldbestimmung aus Gründen der Rechenzeit nicht eingehalten werden. Da die Größe "Zeit" in die Spannungsberechnungen nur indirekt über die Temperaturfelder einfließt, ist die Wahl größerer Zeitschritte sehr einfach durch Auswahl entspre-

chender Temperaturfelder - die ja bestimmten Zeitpunkten zugeordnet sind - möglich. Es leuchtet ein, daß sich diese Art des Vorgehens günstig auf die Genauigkeit der zu ermittelnden Eigenspannungen auswirkt.

Die Finite-Element-Idealisierung (Abb. 73) zeigt im Bereich der Kehlnahtschweißungen sehr lange schmale Dreiecke. Im allgemeinen sind solche Elemente unerwünscht, insbesondere bei dem gewählten Verschiebungsansatz, der im gesamten Element nur konstante Dehnungen erlaubt. Man kann jedoch davon ausgehen, daß im Kehlnahtbereich etwa ein einachsiger Spannungszustand konstanter Größe in Modellängsrichtung vorhanden ist. In einem solchen Fall sind lange schmale Dreiecke nicht negativ zu bewerten.

Im Rechenmodell wurde entsprechend der Lage der Schweißquelle das Zusammenfügen der Einzelteile durch die Schweißnaht berücksichtigt. Für die Kehlnahtschweißungen wurden am Ort der Wärmequelle ursprünglich getrennte Knoten des Stegs und Gurts zu einem Knoten zusammengelegt, für die Elektro-Schlacke-Schweißung wurde der Knotenfreiheitsgrad in Modellängsrichtung festgelegt.

Die Temperaturfeldberechnungen erfolgten in drei Phasen, der Kehlnahtschweißung außerhalb der freien Dehnlänge, der Elektro-Schlacke-Schweißung und der Kehlnahtschweißung im Bereich der Dehnlänge. Nach jedem Schweißvorgang wurde abgekühlt bis auf Raumtemperatur.

Die zwei Kehlnahtschweißungen erfolgten in je 60 Inkrementen. Der Schweißvorgang wurde mit Zeitschritten von 5 Sekunden berechnet. Für die Abkühlung wurden Zeitschritte von anfangs ebenfalls 5 Sekunden gewählt, die mit fortschreitender Abkühlung bis auf 30 Sekunden vergrößert wurden.

Die Temperaturfelder der Elektro-Schlacke-Schweißung wurden in 191 Inkrementen ermittelt. Während der Schweißung betrug der Zeitschritt 15 Sekunden. Die Abkühlung wurde zunächst auch mit Zeitschritten von 15 Sekunden berechnet, die allmählich bis auf 240 Sekunden vergrößert wurden.

Für die insgesamt 311 Zeitschritte wurde eine Rechnerkern-

zeit auf dem Telefunkenrechner 440 der Universität Hamburg von ca. 1,5 Stunden benötigt.

Die wesentlich rechenzeitintensiveren Spannungs-Dehnungs-Berechnungen konnten unmöglich mit einer gleichen Anzahl der Zeitschritte durchgeführt werden. Diese wurden mit 56 Inkrementen ermittelt. Die Rechnerkernzeit zur Eigenspannungsberechnung betrug ca. 7 Stunden bei einem Kernspeicherbedarf von 120 K.

Da sehr viele Ein- und Ausgabe-Operationen auf externe Dateien - insbesondere während der Iterationen - notwendig sind, erhöht sich die Verweilzeit des Programmlaufs im Rechner. Der Transportindex, der das Verhältnis "benötigte Zeit für Ein- Ausgabe-Operationen zu Rechnerkernzeit" beschreibt, beträgt ca. 3,5.

Der Programmlauf benötigte also 32 Stunden. Hier wird deutlich, daß solche Berechnungen nur exemplarisch möglich sind und normalerweise nicht Eingang finden werden in die Arbeit des in der Praxis arbeitenden Ingenieurs.

Abb. 75 zeigt das Temperaturfeld im Steg kurz vor Beendigung der Elektro-Schlacke-Schweißung für einen Wärmewirkungsgrad von $\eta = 0,5$. Die maximale Temperatur im Schmelzbad von ca. 4100°C liegt weit oberhalb der Schmelztemperatur und ist natürlich nicht möglich. Dies liegt daran, daß im Rechenmodell die Schmelzwärme und die örtliche Wärmeableitung über die Kühlbacken nicht formuliert wurden.

Man kann davon ausgehen, daß örtliche Temperaturspitzen auf die Ausbildung von Eigenspannungen bei Raumtemperatur keinen wesentlichen Beitrag liefern, da sie bei Abkühlung sehr schnell durch Wärmeleitung abgebaut werden. Wichtig ist, daß das berechnete Temperaturfeld nach Abschluß der Schweißung in großen Bereichen mit der Wirklichkeit übereinstimmt, und die Abkühlung richtig beschrieben wird.

Die Abb. 76 a, b, c zeigen die errechneten Eigenspannungen im Steg und Gurt bei Raumtemperatur.

Vergleicht man die gemessenen Eigenspannungen mit den theoretisch ermittelten, so ist kaum Übereinstimmung festzustellen.

Lediglich die Spannungen im Steg in Modellquerrichtung zeigen ähnliche Verläufe (Abb. 70 a, d, 76 a). Aus der Rechnung ergibt sich eine Breite der Zugzone von 260 mm, die Messung zeigt jedoch nur 100 mm. Die maximale Druckspannung neben der Zugzone ist für Messung und Rechnung etwa gleich. Die Rechnung zeigt wegen der breiteren Zugzone einen größeren Bereich mit ausgeprägten Druckspannungen.

Die Spannungsverteilung im Steg in Modellängsrichtung (Abb. 76b) zeigt an der Kante zum Gurt Zugspannungsspitzen, die durch die Kehlnahtschweißungen entstanden sind. Im Vergleich zur Messung (Abb. 69 a, b, i, j) sind die Eigenspannungen durch die Kehlnahtschweißungen zu klein. Es ist im Rechenmodell jedoch auch nur eine Schweißlage berücksichtigt worden.

Die Spannungen im Bereich der freien Dehnlänge zeigen eine ausgeprägte Zugzone in der Nähe der neutralen Faser. In unmittelbarer Umgebung des Spantstoßes werden Zugspannungen von 220 N/mm^2 erreicht. Das Maximum der Zugspannungen liegt etwas unterhalb der Mitte des Steges. Aus Gründen des Momentengleichgewichts entsteht an der Stegoberkante eine Druckzone. Die maximale Druckspannung tritt an der Stegoberkante auf.

Die Messung zeigt ganz unterschiedliche Ergebnisse (Abb. 69 c, d, f, g, h). Die Zugzone im Bereich der neutralen Faser ist zwar auch vorhanden, jedoch ist die Tendenz des Spannungsverlaufs entgegengesetzt. Die gemessene maximale Zugspannung liegt in der Nähe der Kehlnaht und die maximale Druckspannung etwas oberhalb der Mitte des Stegbleches. Dort, wo die Rechnung maximale Druckspannungen aufweist - Stegoberkante -, zeigt die Messung Zugspannungen.

Die Spannungen in Modellängsrichtung in der Gurtung (Abb. 76 c) weisen an der Kante zum Stegblech Zugspannungsspitzen auf, die durch die Kehlnahtschweißung entstanden sind. Außerhalb der freien Dehnlänge sind die Druckspannungen, die der Zugspannung in der Kehlnaht das Kraftgleichgewicht halten, im Vergleich zur Messung zu klein. Der Grund hier-

für ist bereits bei der Behandlung des Spannungsverlaufs im Stegblech beschrieben worden.

Im Bereich der Dehnlänge steigen die Druckspannungen an. Dies ist eine Folge der Querschrumpfung der Elektro-Schlackke-Naht.

Die Druckspannungen nehmen durch Schubverzerrung mit wachsendem Abstand vom Stegblechanschluß ab.

Eine Übereinstimmung zur Messung ist nicht gegeben, im wesentlichen bedingt dadurch, daß im Rechenmodell bei der Schweißung des Spantstoßes keine Wärme am Fußpunkt der Naht in die Gurtung eingeleitet wurde.

Die mangelnde Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung kann verschiedene Gründe haben:

- 1.) **ungenau** Messung
- 2.) zu grobe Elementteilung
- 3.) ungeeignete Zeitschritte
- 4.) **ungenau** Beschreibung der Temperaturabhängigkeit der Werkstoffkennwerte wie Fließspannung, Elastizitätsmodul, Wärmeausdehnungskoeffizient, Verfestigungsmodul, Spezifische Wärme, Wärmeleitzahl
- 5.) ungenügende Berechnung des instationären Temperaturfeldes

zu 1.)

Aufgrund der ausführlichen Untersuchungen des Bohrlochverfahrens (Kapitel 5) können schwerwiegende Meßfehler ausgeschlossen werden.

zu 2.)

Die Elementteilung ist nicht als besonders fein zu beurteilen, zumal das einfachste Scheibenelement mit konstanter Dehnung verwendet wird und die Spannungsgradienten im Bereich der Schweißnähte sehr groß sind. Man weiß jedoch, daß bei Verwendung zu grober Netze die Spannungsverläufe in der Tendenz richtig ermittelt werden und daß die Beträge der Spannungen von verträglichen Elementen im Mittel immer zu klein sind (siehe auch zu 5.).

zu 3.)

Die Ausführungen in Kapitel 4.1 zeigen, daß große Zeitschritte Einfluß haben, daß aber brauchbare Ergebnisse erzielt werden. Kleinere Zeitschritte sind bei der Spannungsberechnung aus Gründen der Rechenzeit kaum möglich.

zu 4.)

Durch die Literaturstudie über die Werkstoffkenngrößen (Kapitel 3) sind diese ausreichend abgesichert. Mögliche Abweichungen der gewählten Werkstoffkenngrößen von der Wirklichkeit dürften keine gravierenden Unterschiede zwischen Messung und Rechnung ergeben (Kapitel 4.2).

zu 5.)

Vergleicht man die theoretisch und experimentell ermittelten Spannungsverläufe (Abb. 69 c, d, f, g, h, 76 b), so stellt man fest, daß das Spannungsniveau der Rechnung erheblich höher ist. Weiterhin weisen die Spannungsverläufe der Rechnung (Abb. 76 a) Zugzonen auf, die erheblich breiter sind als die experimentell ermittelten (Abb. 70 a - d).

Erhöhtes Spannungsniveau und breitere Zugzone weisen auf zuviel zugeführte Wärme hin.

Es wird angenommen, daß dies der wesentliche Grund für die unbefriedigende Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung war.

Um dies nachzuweisen, sollte nun eine Rechnung mit einem niedrigeren Wärmewirkungsgrad η an einer wesentlich einfacheren Finite-Element-Struktur, um den Rechenaufwand klein zu halten, vorgenommen werden.

Das Rechenmodell bestand aus nur 144 Elementen mit 96 Knoten. Die Abb. 77 zeigt die vereinfachte Finite-Element-Struktur.

Die Abschätzung des Wärmewirkungsgrades erfolgte nun über zusätzliche Angaben zum Schweißverfahren vom Schweißfachingenieur der herstellenden Werft des Modells.

Für die Bestimmung des Wärmewirkungsgrades müssen Durchflußmenge des Kühlmittels, Eingangstemperatur und Ausgangstemperatur bekannt sein. Da Messungen während der Modellherstellung nicht durchgeführt wurden, muß auf Erfahrungswerte zurückgegriffen werden.

Durchflußmenge ≈ 720 l/h
Eingangstemperatur ≈ 20 °C
Ausgangstemperatur ≈ 40 °C

Durch eine einfache Wärmebilanz der zu- und abgeführten Wärmemenge kann der effektive Wärmewirkungsgrad des Schweißprozesses ermittelt werden.

zugeführte Wärmemenge:

U = 39 V Spannung

I = 390 A Stromstärke

t = 1800 sec Schweißzeit

$$Q_{\text{zu}} = U \cdot I \cdot t = 39 \cdot 390 \cdot 1800 = 2,74 \cdot 10^4 \text{ KWsec}$$

abgeführte Wärmemenge:

V = $360 \cdot 10^3$ cm³ Volumen des in der Zeit t benötigten
Kühlmittels

c = 4,19 $\frac{\text{KWsec}}{\text{kg} \cdot \text{grd}}$ Spezifische Wärme des Kühlmittels (Wasser)

$\rho = 10^{-3} \frac{\text{kg}}{\text{cm}^3}$ Dichte des Kühlmittels

$\Delta T = 20$ °C Erwärmung des Kühlmittels

$$Q_{\text{ab}} = c \cdot \rho \cdot V \cdot \Delta T = 4,19 \cdot 10^{-3} \cdot 360 \cdot 10^3 \cdot 20$$

$$Q_{\text{ab}} = 3,02 \cdot 10^4 \text{ KWsec}$$

Die Erfahrungswerte ergeben eine abgeführte Wärmemenge, die der zugeführten etwa entspricht. Man kann folgern, daß ein sehr großer Anteil der zugeführten Wärmemenge über die Kühlbacken abgeführt wird. Da keine genauere Abschätzung für den Wärmewirkungsgrad möglich war, wurde $\eta = 0,1$ gewählt, in der Hoffnung die Übereinstimmung zwischen Messung und

Rechnung besser zu erfüllen.

Die Abb. 78 a, b zeigen die Spannungen im Steg in Modelllängs- und -querrichtung nach Abkühlung auf Raumtemperatur. Ein Vergleich der gemessenen Spannungen (Abb. 66 - 70) mit den so errechneten (Abb. 78 a, b) zeigt ganz offenbar keine Verbesserung.

Die Berechnungen mit dem sehr groben Modell (Abb. 77) ergaben Schwierigkeiten in der Darstellung der Ergebnisse, da die Spannungen benachbarter Elemente sehr stark variierten, und die Elemente groß waren. Die Verläufe wurden aus Spannungswerten gebildet, die durch Mittelung der Spannungen zweier benachbarter Dreiecke, die ein Rechteck bildeten, bestimmt wurden. Die so ermittelten Verläufe erfüllten zwar das Kraftgleichgewicht, jedoch nur unzureichend das Momentengleichgewicht. Eine Prüfung des Momentengleichgewichts über die Knotenkräfte ergab Erfüllung dieser Bedingung.

Die bisherigen Berechnungen zeigen, daß eine Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung nicht durch eine "geeignete" Wahl des Wärmewirkungsgrades des Schweißprozesses zu erzielen ist. Die Temperaturfelder entsprechen offenbar - besonders während der Abkühlung - nicht der Wirklichkeit.

Dies hatte zur Folge, daß die Wärmeableitung über die Kühlbacken theoretisch formuliert und ins Programm zur Berechnung der Temperaturen /32, 33/ eingebaut werden mußten.

Es wurde angenommen, daß der Wärmeübergang ausreichend durch das Fourier'sche Gesetz der Wärmeleitung beschrieben wird.

$$dQ = \lambda \cdot \left(-\frac{\partial T}{\partial n}\right) \cdot dA \cdot dt$$

Die Wärmemenge dQ , die in der Zeit dt durch das Element dA der isothermischen Fläche strömt, ist dem Temperaturabfall $\left(-\frac{\partial T}{\partial n}\right)$ in Richtung der Normalen zu dieser Fläche, der

Fläche dA und der Zeit dt proportional.

Diese Formulierung wurde über die Verwendung von Knotenwärmquellen in das Finite-Element-Programm eingebaut.

Zunächst wurden Elemente formuliert, an deren Oberfläche Wärme abgeleitet werden soll. Die von diesen Elementen abgeleitete Wärmemenge ΔQ ergibt sich aus der folgenden Beziehung.

$$\Delta Q = \lambda \cdot \frac{T_E - T_K}{d} \cdot A \cdot \Delta t$$

λ - Wärmeleitfähigkeit der Kühlbacken

T_E - mittlere Elementtemperatur

T_K - Kühlmitteltemperatur

d - Dicke der Kühlbacken

Δt - Zeitinkrement

A - Elementoberfläche

ΔQ wird auf die Knoten des Elements gleich verteilt.

Temperaturberechnungen zeigten, daß für die Wärmeleitfähigkeit nicht einfach der Wert für Kupfer gewählt werden kann, da dann die zugeführte Wärme fast vollständig über die Kühlbacken abgeführt wird, ohne daß nennenswert Wärme in die Spantverbindung einfließt.

Der Wärmeübergang wird beeinflusst durch einen sehr schmalen Luftspalt zwischen Naht- und Kühlbackenoberfläche, dessen Breite im wesentlichen durch Schrumpfungen bestimmt wird. Da Luft ein sehr schlechter Wärmeleiter ist, wird auch durch einen sehr schmalen Luftspalt der Wärmeübergang erheblich erschwert.

Für sehr genaue Rechnungen muß der Ansatz für die abgeführte Wärme zusätzlich einen Anteil aus Strahlung enthalten.

Da die Wärmeleitfähigkeit von Luft und die Wärmeübergangszahl für Strahlung sehr stark temperaturabhängig sind (die Wärmeübergangszahl für Strahlung steigt im Temperaturbereich 50 bis 1500° C etwa um das 30- bis 50-fache an), und die Temperaturen an den Kühlbacken örtlich sehr unterschiedlich sind, hätte eine detaillierte Berücksichtigung dieser Ein-

flüsse umfangreiche weitere Untersuchungen zur Folge gehabt.

Man muß jedoch bedenken, daß die Breite des Luftspalts - eine der wesentlichen Größen für den Wärmeübergang - nicht bekannt ist.

Aus diesem Grunde wurde eine Vorgehensweise gewählt, die die örtliche Wärmeleitung weniger genau erfaßt, jedoch die globale richtig beschreibt.

Die Größe " λ/d " wurde so gewählt, daß zum Zeitpunkt der Beendigung der Elektro-Schlacke-Schweißung noch ca. 10 % der insgesamt zugeführten Wärme im Längsspanntmodell gespeichert ist.

Die insgesamt zugeführte Wärme bildet sich aus dem Produkt von Spannung, Stromstärke und Dauer des Schweißprozesses.

Die Rechenzeit für das sehr grobe Modell war so niedrig, daß eine feinere Elementteilung gewählt werden konnte. Die verwendete Finite-Element-Struktur mit 238 Elementen und 149 Knoten ist in Abb. 79 dargestellt. Aus Gründen der Rechenzeit wurde nur die Elektro-Schlacke-Schweißung behandelt.

Bei der Temperaturberechnung zeigte sich bei zu großen Zeitschritten, daß bei einigen Elementen über die Kühlbacken aufgrund des Fourier'schen Gesetzes mehr Wärme abgeleitet werden sollte, als im Element gespeichert war. In solchen Fällen wurde vom Programm automatisch die abzuleitende Wärme so reduziert, daß im Element gerade eine Abkühlung bis auf Raumtemperatur erfolgte. Ein so verhältnismäßig gewaltsamer Eingriff in den Wärmefluß führte zu unerwünschten Oszillationen der Temperaturverläufe.

Die Zeitschritte mußten bis auf 2 Sekunden verkleinert werden, damit dieser Effekt nicht mehr beobachtet wurde. Insgesamt wurden 1051 Zeitinkremente berechnet. Die hierfür benötigte Rechenzeit betrug 1,1 Stunden.

Abb. 80 c zeigt das Temperaturfeld im Steg kurz vor Beendigung der Elektro-Schlacke-Schweißung. Der zuerst geschweißte Bereich ist bereits völlig abgekühlt, lediglich in der Umgebung der Schweißquelle sind erhöhte Temperaturen vorhan-

den. Interessant ist, daß - außer am Ort der Schweißquelle selbst - die Temperaturen in der Naht niedriger sind als im Stegblech neben der Naht. Dies ist ganz offensichtlich eine Folge der Wärmeleitung über die Kühlbacken.

Die Spannungsberechnung erfolgte in 56 Inkrementen. Die Rechenzeit betrug ca. 1,6 Stunden, die Verweilzeit wegen des hohen Transportindexes jedoch 7,5 Stunden.

Die Abb. 80 a, b zeigen die Eigenspannungsverläufe im Steg in Quer- und Längsrichtung des Modells.

Die Spannungen im Steg in Modellängsrichtung (Abb. 80 b) weisen nun gleichartige Verläufe auf, wie sie im Experiment festgestellt wurden (Abb. 66).

Der wesentliche Unterschied zwischen den theoretisch und experimentell ermittelten Spannungen ist nun nur noch das erheblich höhere Spannungsniveau der durch Rechnung bestimmten Werte. Die höheren Spannungen sind ein Hinweis darauf, daß rechnerisch noch zuviel Wärme ins Längsspanntmodell eingeleitet wurde. Der Berechnung lag die Annahme zugrunde, daß ca. 10 % der insgesamt zugeführten Wärme bei Abschluß der Elektro-Schlacke-Schweißung im Werkstück verblieben sind, 90 % wurden also über die Kühlbacken abgeleitet. Offensichtlich ist der Anteil, der abgeleitet wurde, noch größer.

Die Spannungsverläufe in Abb. 80 b weisen im Vergleich zur Messung ebenfalls Zugspannungen in der Nähe der Kehlnaht und der Stegoberkante auf.

Im Bereich des Spantstoßes ergibt die Rechnung jedoch an der Stegoberkante eine stärker ausgebildete Zugzone, dies ist sicherlich ein Hinweis auf zuviel Wärme.

In der Nähe des Gurtanschlusses ist die Zugzone im Vergleich zur Messung schwächer ausgebildet.

In etwas größerem Abstand vom Stoß, aber noch im Bereich der Dehnlänge, sind die theoretisch und experimentell bestimmten Verläufe - sieht man vom Spannungsniveau ab - als recht ausgewogen im Sinne geometrischer Ähnlichkeit anzusehen.

Außerhalb der freien Dehnlänge fallen die Spannungen stark ab. Dies ist ein Zeichen dafür, daß die experimentell ermittelten Spannungen in diesen Bereichen überwiegend durch die Kehlnahtschweißung verursacht wurden.

Die Spannungen in Modellquerrichtung (Abb. 80 a) zeigen eine bisher auch experimentell nicht beobachtete Besonderheit. In der Naht selbst hat sich eine Druckspannung ausgebildet, und erst neben ihr sind Zugspannungen zu beobachten.

Die Entstehung der Druckspannung in der Naht selbst ist auf die durch die Kühlbacken vorzeitige Abkühlung der Naht zurückzuführen (Abb. 80 c). Die Zugzone liegt also nicht - wie allgemein zu erwarten - in der Naht, sondern unmittelbar neben ihr.

Die Breite der Zugzone auf Abb. 80 c ist erheblich breiter als die experimentell ermittelte. Dies weist erneut auf die Tatsache hin, daß zuviel Wärme ins Rechenmodell eingeleitet wurde.

Eine Druckspannung im Nahtbereich selbst wurde meßtechnisch nicht nachgewiesen, da dort auch keine Messungen vorgenommen werden konnten.

Aufgrund der großen Plattenstärke wird die Nahtoberfläche schneller abgekühlt sein als das Zentrum der Naht. Es ist daher anzunehmen, daß im Zentrum der Naht Zugspannungen und - in Anlehnung an die Rechnung - an der Oberfläche Druckspannungen vorhanden sind.

Eine Darstellung der errechneten Spannungen im Gurt erschien nicht sinnvoll, da diese sehr klein waren. Durch die geringe Wärmemenge und schnelle Abkühlung sind zwar durch örtliches Schrumpfen hohe Eigenspannungen im Steg entstanden, jedoch führten sie zu keiner resultierenden Schrumpfkraft erheblicher Größe, wie es die Rechnung mit einem Wärmewirkungsgrad von $\eta = 0,5$ ergab (Abb. 76 c).

Eine Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung mit $\eta = 0,1$ ist für den Gurt nicht gegeben. Der Grund hierfür ist, daß die Kehlnahtschweißungen rechnerisch nicht nachvollzogen wurden und daß bei der Temperaturfeld-

berechnung nicht berücksichtigt wurde, daß besonders während des Beginns der Elektro-Schlacke-Schweißung am Fußpunkt der Naht erheblich Wärme in den Gurt eingeleitet wird.

In bezug auf die freie Dehnlänge läßt sich aus den theoretischen und experimentellen Untersuchungen folgendes aussagen:

Die erwartete hohe Zugspannung in Spantrichtung durch Querschrumpfung der Elektro-Schlacke-Naht wurde nicht festgestellt.

Infolge der geringen Wärmeeinbringung durch die Elektro-Schlacke-Schweißung entsteht im Steg keine resultierende Schrumpfkraft von erheblicher Größe.

Die Eigenspannungsverteilungen im Steg und Gurt sind für sich nahezu im Gleichgewicht.

Dies läßt den Schluß zu, daß bei Verwendung der Elektro-Schlacke-Schweißung eine kleinere Dehnlänge (Abb. 64) zugelassen werden kann.

Bei Verwendung eines Schweißverfahrens mit höherer Wärmeeinbringung entsteht im Steg eine resultierende Schrumpfkraft von erheblicher Größe.

Die durchgeführte Rechnung mit dem Wärmewirkungsgrad von $\eta = 0,5$ ergibt eine Schrumpfkraft im Steg von ca. 1 MN (Abb. 76).

7.21 Zusammenfassung

Bei der Berechnung von Schweißeigenspannungen ist ganz besonders darauf zu achten, daß die theoretisch bestimmten Temperaturfelder mit der Wirklichkeit möglichst genau übereinstimmen.

Dies führt zunächst dazu, daß für die Temperaturermittlung weit mehr Zeitschritte gewählt werden sollten, als für die Spannungsberechnung.

Realistische Eigenspannungsverläufe sind ohne meßtechnische Absicherung nur zu erhalten, wenn alle für die Temperaturberechnung wichtigen Eingangsgrößen genau bekannt sind. Hierzu gehören Wärmeleistung des Schweißprozesses, effektiver Wärmewirkungsgrad, Schweißgeschwindigkeit und die wärmephysikalischen Eigenschaften der Werkstoffe. Wird während der Schweißung gekühlt, so müssen alle für diesen Vorgang signifikanten Größen in die Rechnung eingehen.

Sind die Eingangsgrößen, die für die Rechnung erforderlich sind, nicht vollständig bekannt - dies wird im allgemeinen die Regel sein -, so sollten die Untersuchungen durch Temperaturmessungen ergänzt werden. Man kann so prüfen, ob die Eingangsgrößen richtig gewählt worden sind.

Der in dem Maße dominierende Einfluß der Temperaturverteilungen auf die Eigenspannungen wurde erst im Laufe der Untersuchungen deutlich. Da nicht alle Eingangsgrößen für die Berechnungen bekannt waren, hätten Temperaturmessungen zur Absicherung durchgeführt werden müssen. Da dies nicht gemacht worden ist, war man gezwungen, für die Berechnung wichtige Eingangsgrößen zu schätzen. Die größte Ungenauigkeit ist, daß die über die Kühlbacken abgeleitete Wärmemenge von 90 % der zugeführten nicht richtig erfaßt wurde.

Eine weiterer Punkt, der zu mangelnder Übereinstimmung der Spannungen im Gurt führte, ist, daß zwischen Steg und Gurt am Fußpunkt der Elektro-Schlacke-Schweißung keine Wärmebrücke angenommen wurde.

Man kann davon ausgehen, daß zufriedenstellende Eigenspannungsverteilungen erzielt werden, wenn die beschriebenen zwei Mängel behoben werden.

8. Spannungsumlagerung durch äußere Belastung

8.1 Experimentelle Ermittlung der Spannungsumlagerungen

Der Belastungsversuch hat zum Ziel, die Spannungsumlagerungen infolge Plastizierung von Querschnittsteilen unter Last - im wesentlichen in Schweißnahtbereichen - zu ermitteln. Es soll die Frage beantwortet werden, inwieweit das Eigenspannungsfeld bei im Schiffsbetrieb üblichen Längsfestigkeitsbeanspruchungen abgebaut wird. Die für die Dimensionierung zugrunde gelegte Längsfestigkeitsspannung für Schiffbaustahl der Güte A beträgt entsprechend den Vorschriften des Germanischen Lloyds 150 N/mm^2 .

Die Belastung wurde so aufgebracht, daß eine reine Zugspannung im Längsspannt erzeugt wurde. Es wurde eine Krafteinleitung angefertigt, die die Einleitung der Kraft in Höhe der neutralen Faser des Modells sicherstellte. Die Verbindung der Krafteinleitung an beiden Enden des Modells erfolgte durch eine HV-Schraubverbindung entsprechend den Richtlinien des Deutschen Ausschusses für Stahlbau. Die Krafteinleitungen wurden für 8 MN ausgelegt. Diese Kraft entsprach im Modell einer Spannung von 200 N/mm^2 . Die Belastung erfolgte über je vier Zugstangen, die in die Krafteinleitungen eingriffen. Auf einer Seite des Modells wurde die Belastung durch zwei hydraulisch wirkende Zylinder über die Zugstangen ins Modell eingeleitet. Auf der anderen Seite des Versuchsaufbaues wirkten die Zugstangen als Auflager. Die Versuchsanordnung ist auf den Abbildungen 81 und 82 dargestellt. Abb. 81 zeigt einen allgemeinen Überblick. Man erkennt die beiden Krafteinleitungen mit den Zugstangen und die HV-Schraubverbindung. Der dunkle Teil ist das Längsspanntmodell.

Da für die Bestimmung der Spannungsumlagerung die bereits abgebohrten Bohrlochrosetten nicht mehr brauchbar waren, wurden 20 mm neben ihnen normale Dehnungsmeßstreifen-Rosetten geklebt. Die Anordnung der Meßstreifen und deren Verkabelung zeigt Abb. 82.

Die Meßwerte dieser Rosetten wurden von der Datenverarbeitungsanlage des Instituts erfaßt und automatisch bis zur Spannungsauswertung verarbeitet.

Die Feststellung der Spannungsumlagerung bestand darin, Dehnungsänderungen der Rosetten vor und nach einer Belastung zu erfassen und in Spannungen umzurechnen.

Die Meßmethode wird auch häufig angewendet, um auf die Eigenspannungen durch Messung der ausgelösten Dehnungen zu schließen.

Dieses Vorgehen ist jedoch nur richtig, wenn elastische Dehnungen gemessen werden. Liegt die Rosette in einem plastizierten Bereich, so sind die Meßwerte nicht mehr brauchbar.

Diese Einschränkung kann - wie später gezeigt wird - zu falschen Interpretationen führen.

Die Last wurde in einem Zyklus von Be- und Entlastung bei schrittweiser Erhöhung von 1,23 MN auf 7,4 MN aufgebracht. Für maximal auftretende Längsfestigkeitsbeanspruchungen, wie sie während der Lebensdauer eines Schiffes auftreten können, hätte eine Kraft von ca. 5,8 MN ausgereicht. In den Abb. 83 a - g und 84 a - d werden die Ergebnisse des Belastungsversuchs für verschiedene Lastzyklen mit maximalen Längskräften von 7,4, 6,17 und 4,93 MN gezeigt. Diese Kräfte ergeben im Modell Längsspannungen von 193, 161 und 128 N/mm^2 . Gegenübergestellt sind die Eigenspannungen im gerade geschweißten Zustand den ausgelösten Spannungen. Die Summe aus beiden ergibt die verbliebenen Resteigenspannungen. Die ausgelösten Spannungen für den Belastungszyklus mit der Maximallast von 7,4 MN sind durchgezogen dargestellt.

Betrachtet man zunächst die Spannungen in Modelllängsrichtung (Abb. 83 a - g), so werden bei der maximalen Längsfestigkeitsbelastung (ca. 5,8 MN) die Druckspannungen in der Gurtung im Schnitt um ca. 10 bis 15 N/mm^2 abgebaut. Dies entspricht einem Abbau der resultierenden Kraft in der Gurtung - ohne die Zugkraft im Kehlnahtbereich - von ca. 40 bis 50 %.

Daraus kann man unmittelbar folgern, daß sich die Zugspan-

nung in der Kehlnaht ebenfalls um den gleichen prozentualen Anteil verkleinert, damit weiterhin das Kraftgleichgewicht erfüllt ist. Da das Spannungsniveau in der Zugzone hoch ist, ist dort ein Spannungsabbau von etwa 100 N/mm^2 zu erwarten.

In bezug auf die maximale Druckspannung im Gurt direkt neben der Kehlnahtschweißung beträgt der Spannungsabbau nur 10 - 15 %.

Die Auswertung und Interpretation der Spannungen brachte Probleme, da die Grenze der Anwendbarkeit des Meßverfahrens erreicht wurde. Dies zeigte sich jedoch erst, als die Nachrechnung des Belastungsversuchs signifikant andere Ergebnisse lieferte.

Die falsche Interpretation der Messung für die Spannungen in Längsrichtung wird besonders deutlich für die experimentelle Maximalkraft von 7,4 MN:

"Von einem Spannungsabbau im Steg im Bereich der freien Dehnlänge kann nicht gesprochen werden, da durch die Spannungsumlagerung ein neues Eigenspannungsfeld mit umgekehrten Vorzeichen entstanden ist (Abb. 83 d, e). Die Spannungsumlagerung erfolgte ähnlich wie der Eigenspannungsverlauf, jedoch mit anderem Vorzeichen und wesentlich verstärkt. Aus Gründen des Momentengleichgewichts müssen die Verläufe der ausgelösten Spannungen an der Stegoberkante sehr stark ausgeprägte Druckzonen aufgewiesen haben, deren Maximalspannungen die Fließspannung erreichen können. Eine Erklärung hierfür können nur positive plastische Dehnungen an der Stegoberkante sein. Während der Belastung müssen im Bereich der freien Dehnlänge und insbesondere in der Nähe der Elektro-Schlacke-Naht größere Teile des Steges plastiziert sein. Der Gurt dagegen dürfte bis auf die Zugzone in der Nähe der Kehlnaht keine weiteren plastischen Bereiche aufgewiesen haben. Durch Fortfall von elastischem Querschnitt wandert dann die neutrale Faser des Modells zur Gurtung hin. Durch die Verschiebung der neutralen Faser entsteht im Modell ein Biegemoment, das eine Zugspannung an der Stegoberkante er-

zeugt. Da die neutrale Faser dicht an der Gurtung liegt, ist das Widerstandsmoment in bezug auf die Stegoberkante entsprechend klein, d. h. die Stegoberkante ist bei Biegemomentenbelastung entsprechend stark beansprucht. Eine Überlagerung der Normalspannung von 193 N/mm^2 bei $7,4 \text{ MN}$ Zugkraft mit einer Spannung aus Momentenbelastung kann sehr schnell zu positiven plastischen Dehnungen an der Stegoberkante führen. Die plastisch gereckten Fasern weisen dann nach Entlastung starke Druckspannungen auf"

Die falsche Interpretation enthält bereits den Fehler. Die Aussage beruht auf der Annahme, daß größere Bereiche des Steges plastiziert sind. Das Meßverfahren gilt jedoch nur, wenn die Meßstellen in elastischen Gebieten liegen.

Eine sinnvolle Auswertung der vorliegenden Messung ist besonders schwierig, da die mit erfaßten plastischen Dehnungen nicht in jedem Fall so groß sind, daß die Meßstellen eindeutig als unbrauchbar erkannt werden. Die in den Abb. 83 a - g vermutlich durch nichtlineares Werkstoffverhalten verfälschten Meßwerte sind besonders gekennzeichnet.

Es leuchtet ein, daß plastische Dehnungen elastisch ausgewertet bei nahezu ideal-elastisch-plastischem Werkstoffgesetz zu sehr großen Fehlern in der Spannungsaussage führen.

Für die maximal im Schiffsbetrieb auftretende Belastung liegen offenbar die meisten Meßstellen noch im elastischen Bereich.

Folgende Aussage für die Spannungen im Steg in Modellängsrichtung ist möglich.

Der Spannungsabbau der Zugzone im Kehlnahtbereich von ca. 40 bis 50 % ist ähnlich wie im Gurt zu erwarten. Diese Spannungsauslösung erzeugt kein ausgeprägtes Moment im Trägerquerschnitt, da die Zugzone in der Nähe der neutralen Faser liegt. Starke Spannungsänderungen im Stegfeld durch Biegung treten deshalb nicht auf.

Bezieht man die Spannungsauslösung im Steg auf die maximale Druckeigenspannung etwa auf halber Steghöhe, so beträgt der

Abbau nur ca. 20 bis 30 %. Diese Spannungsänderung wird wesentlich durch Fließen in Bereichen der Kehlnaht und Steg-oberkante erzeugt, die unter hohen Zugeigenstressungen stehen.

In den Abb. 84 a - d sind die Eigenstressungen den ausgelösten Stressungen in Modellquerrichtung gegenübergestellt.

Werden die mit gemessenen plastischen Dehnungen elastisch ausgewertet, so ergibt sich nach einer Last von 7,4 MN eine praktisch vollständige Auslösung der Eigenstressungen. Diese Aussage ist aber falsch und entspricht den theoretischen Ergebnissen nicht.

Die Festlegung der Meßwerte, die durch plastische Einflüsse verfälscht sind, ist eindeutig erst für den Lastzyklus mit der Maximallast von 7,4 MN möglich.

Zuverlässig kann man jedoch aussagen, daß für den Lastzyklus mit 4,93 MN Längskraft, dies entspricht einer Längsfestigkeitsspannung von 128 N/mm^2 , nur ein kleiner Anteil der Eigenstressungen ausgelöst wird. Bezieht man den Spannungsabbau auf die resultierende Druckkraft neben der Elektro-Schlacke-Naht, so beträgt dieser ca. 20 %.

Nach einer Belastung von 6,17 MN ergibt sich aus der Messung eine Spannungsauflösung von ca. 50 %. Die später durchgeführte rein theoretische Untersuchung zeigt, daß diese Meßwerte bereits durch plastische Dehnungen stark verfälscht sein müssen.

Für ca. 5,8 MN Längskraft wird die tatsächlich aufgelöste Spannung kaum mehr als 20 % der Schweißstressungen in Modellquerrichtung überschreiten.

Zusammenfassend kann über die Spannungsumlagerung nach einem Belastungszyklus mit einer maximalen Längsfestigkeitsspannung von 150 N/mm^2 folgendes ausgesagt werden:

Die Zugspannungen in den Kehlnähten werden um ca. 40 bis 50 % abgebaut.

Die Druckkraft im Gurt verkleinert sich ebenfalls um ca.

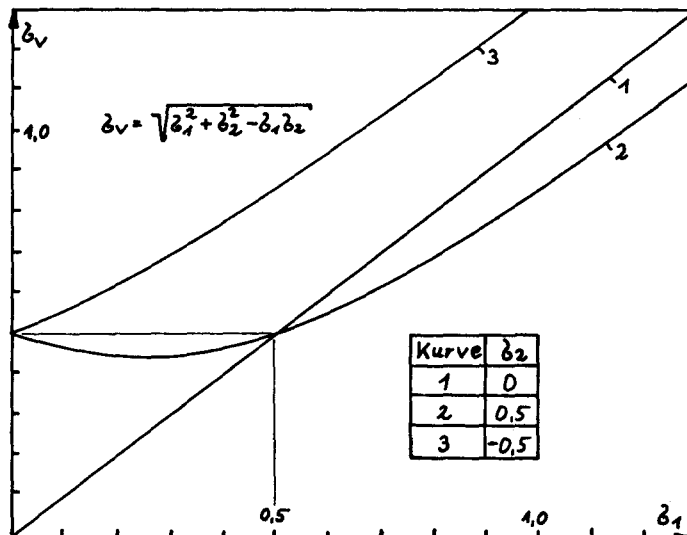
40 bis 50 %, die maximale Druckspannung reduziert sich jedoch nur um 10 bis 15 %.

Die Eigenspannungen im Steg in Modelllängsrichtung werden um 20 bis 30 % abgebaut.

Die Auslösung der Eigenspannungen im Steg in Modellquer-
richtung beträgt kaum mehr als 20 %.

Bedenkt man, daß die Dimensionierungsbelastung während der Lebensdauer eines Schiffes möglicherweise nie erreicht wird, so ergibt sich für dieses Konstruktionsdetail im Stegblech nur ein unbedeutender Abbau der Schweißeigenspannungen. Lediglich die Spannungen in den Kehlnähten werden merklich ausgelöst, jedoch weniger als 40 bis 50 %.

Eine Erklärung der beobachteten Spannungsauslösung ist mit Hilfe der v. Mises-Fließbedingung qualitativ möglich.



Weisen die beiden Hauptspannungen gleiches Vorzeichen auf, so überschreitet die Vergleichsspannung nicht den Wert der größeren Spannungskomponente. Sind beide Hauptspannungen gleich, so erreicht die Vergleichsspannung gerade den Wert einer Spannungskomponente (Kurve 2). Daraus folgt, daß ein vorzeichengleicher Spannungszuwachs durch äußere Belastung in Richtung der Hauptspannung σ_2 zu keiner Spannungsaus-

lösung führen kann, da sich die Vergleichsspannung nicht erhöht. Voraussetzung ist, daß die Summe aus der Hauptspannung σ_2 und dem Spannungszuwachs nicht größer ist als σ_1 .

Ähnliche Verhältnisse liegen im Stegblech in der Zugzone der Elektro-Schlacke-Naht vor.

$$\sigma_1 \approx 260 \text{ N/mm}^2 \text{ Eigenspannungen Modellquerrichtung}$$

$$\sigma_2 \approx -30 \text{ N/mm}^2 \text{ Eigenspannungen Modelllängsrichtung}$$

$$\Delta\sigma \approx 150 \text{ N/mm}^2 \text{ Längsfestigkeitsspannung}$$

$$\sigma_v \approx 276 \text{ N/mm}^2 \text{ Vergleichsspannung (nur Eigenspannungen)}$$

$$\sigma_v \approx 225 \text{ N/mm}^2 \text{ Vergleichsspannung (Eigenspannungen und Längsfestigkeitsspannung)}$$

Wird die Hauptspannung σ_1 durch eine äußere Belastung erhöht, so wächst die Vergleichsspannung annähernd linear mit dem Spannungszuwachs (Kurve 2). In so einem Fall ist eine Spannungsauslösung möglich.

Ähnliche Spannungszustände liegen in den Kehlnähten und der Oberkante des Steges vor.

$$\sigma_1 \approx 260 \text{ N/mm}^2 \text{ Eigenspannungen Modelllängsrichtung}$$

$$\sigma_2 \approx 0 \text{ N/mm}^2 \text{ Eigenspannungen Modellquerrichtung}$$

$$\Delta\sigma \approx 150 \text{ N/mm}^2 \text{ Längsfestigkeitsspannung}$$

$$\sigma_v \approx 260 \text{ N/mm}^2 \text{ Vergleichsspannung (nur Eigenspannungen)}$$

$$\sigma_v \approx 410 \text{ N/mm}^2 \text{ Vergleichsspannung (Eigenspannung und Längsfestigkeitsspannung)}$$

Weisen σ_1 und σ_2 unterschiedliche Vorzeichen auf, so ergeben sich Vergleichsspannungen, die grundsätzlich größer sind als die größte Komponente der beiden Hauptspannungen (Kurve 3).

Erhöht sich die Hauptspannung σ_1 , so wächst die Vergleichsspannung annähernd linear mit dem Spannungszuwachs. Für solche Spannungszustände ist eine Spannungsauslösung möglich, wenn durch die Spannungserhöhung die Fließspannung erreicht wird.

Direkt neben der Zugzone der Elektro-Schlacke-Naht sind annähernd folgende Spannungen vorhanden.

$\sigma_1 \approx -30 \text{ N/mm}^2$ Eigenspannungen Modellängsrichtung

$\sigma_2 \approx -120 \text{ N/mm}^2$ Eigenspannungen Modellquerrichtung

$\Delta\sigma \approx 150 \text{ N/mm}^2$ Längsfestigkeitsspannung

$\sigma_v \approx 108 \text{ N/mm}^2$ Vergleichsspannung (nur Eigenspannungen)

$\sigma_v \approx 208 \text{ N/mm}^2$ Vergleichsspannung (Eigenspannung und Längsfestigkeitsspannungen)

Die sehr einfachen Überlegungen bestätigen das Ergebnis der Messung, daß im wesentlichen nur Eigenspannungen durch Fließvorgänge in den Kehlnähten und der Stegoberkante ausgelöst werden.

Eine abschließende Bemerkung zum Meßverfahren erscheint notwendig.

Die Ermittlung von Spannungsumlagerungen durch Messung von Dehnungsänderungen vor und nach einer Belastung ist zuverlässig nur anwendbar, wenn einfache im wesentlichen einachsige Eigenspannungszustände vorliegen, wie sie z. B. in durch Längsspannen ausgesteiften Paneelen vorhanden sind. In solchen Fällen sind die auch während der Belastung elastischen Zonen hinreichend bekannt.

In Konstruktionen, in denen zweiachsige Eigenspannungszustände mit örtlich großen Gradienten vorhanden sind, ist diese Meßmethode nicht besonders geeignet, da die bei Belastung plastischen Zonen nicht eindeutig vorherzusagen sind. Eine besondere Schwierigkeit entsteht dadurch, daß plastische Dehnungen nicht immer erkannt werden. Dies kann immer dann auftreten, wenn die plastizierten Bereiche von elastischen Konstruktionsteilen umgeben sind. Dann nämlich zeigen auch die plastischen Dehnungen gleiches Verhalten wie die elastischen Dehnungen.

Für Konstruktionsteile mit komplexen Eigenspannungszuständen sollten die nach einer äußeren Belastung verbliebenen Rest-eigenspannungen besser mit dem Bohrlochverfahren oder mit der Zerteilungsmethode ermittelt werden.

8.2 Berechnung der Spannungsumlagerungen und Vergleich zwischen Messung und Rechnung

Unmittelbar im Anschluß an die Eigenspannungsberechnung schließt im gleichen Programmlauf die Ermittlung der durch Belastung erzeugten Spannungsumlagerungen an.

Der Belastungszyklus des Versuchs wurde der Berechnung zugrunde gelegt.

Die Zusammenhänge der Spannungsauslösung durch äußere Belastung sind ausführlich im Kapitel 8.1 beschrieben, so daß im wesentlichen nur noch die Berechnungsergebnisse dargestellt und mit der Messung verglichen zu werden brauchen.

In den Abb. 85 a - c sind die Spannungen in einem Schnitt 55 mm vom Spantstoß entfernt dargestellt. Abb. 85 a zeigt die Eigenspannungen im gerade geschweißten Zustand und die nach einigen Belastungen verbliebenen Resteigenspannungen in Modellängsrichtung.

In den Abb. 85 b, c sind die Spannungen in Spantrichtung und die Vergleichsspannungen bei Belastung durch die Maximalkräfte der Belastungszyklen zu sehen.

Die Eigenspannungen in Modellängsrichtung werden erheblich dort abgebaut, wo hohe Zugeigenspannungen wirken (Abb. 85 a).

Betrachtet man die Spannungen unter Last, so erkennt man deutlich den Fließbereich an der Stegoberkante. Dort sind bereits bei einer Belastung von 4,92 MN beide Dreieckelemente der FE-Struktur (Abb. 79), die ein Rechteck bilden, plastiziert, so daß auch bei Mittelung der Spannungen beider Elemente die Fließgrenze deutlich ausgeprägt ist. Die Fließvorgänge in der Nähe der Gurtung zeigen sich nicht so deutlich, da dort nur eins der beiden Dreiecke, die für die Spannungsmittelung herangezogen werden, plastiziert ist. Aus dem Grund ist dort, obwohl ein plastischer Bereich vorhanden ist, bei Lasterhöhung ein Zuwachs der Vergleichsspannung zu beobachten.

Interessant ist, daß im mittleren Bereich des Stegfeldes die Vergleichsspannungen zunächst mit wachsender Last kleiner

werden und erst bei der Lasterhöhung von 6,17 auf 7,4 MN ansteigen. Der Grund hierfür ist, daß die Hauptspannungsrichtung der Komponente σ_1 im wesentlichen in Richtung des Spantstoßes zeigt, und die Summe aus σ_2 und dem Spannungszuwachs durch äußere Belastung in den ersten Laststufen kleiner ist als σ_1 . Im Lastschritt bis 7,4 MN Längskraft ändern sich diese Spannungsverhältnisse.

Bezieht man den Spannungsabbau der Eigenspannungen in Spant-richtung auf die Druckspannung etwa auf halber Steghöhe, so ergibt sich für 5,8 MN Längskraft eine Spannungsauslösung von ca. 20 %.

Die hohen Zugspannungen an der Gurtober- und -unterkante reduzieren sich um etwa 50 %.

In den Abb. 86 a - c sind Spannungen analog zu den Abb. 85 a - c im Schnitt 220 mm von der Elektro-Schlacke-Naht entfernt dargestellt.

Die Druckeigenspannung auf halber Steghöhe (Abb. 85 a) wird nach 5,8 MN Zugbelastung um etwa 15 % abgebaut.

Die Zugspannungsspitzen reduzieren sich um 40 %.

Die Abb. 87 a - c zeigen die rechnerisch bestimmten Schweiß-eigenspannungen in Modellquerrichtung in Schnitten parallel zur Gurtung und die Resteigenspannungen nach einer Belastung von 6,17 MN Längskraft. Die Spannungsauslösung ist außerordentlich gering. Lediglich die Druckspannung in der Mitte der Naht wird wesentlich abgebaut. Dies war jedoch auch zu erwarten, da die hohe Druckspannung in Querrichtung und die hohe Zugspannung in Längsrichtung zu einer Vergleichsspannung führen, die die Fließgrenze überschreitet.

Vergleicht man die Aussagen der theoretischen und experimentellen Untersuchungen, so kann man insgesamt eine recht gute Übereinstimmung feststellen.

Für die Druckeigenspannungen in Spant-richtung auf halber Steghöhe wurde rechnerisch ein Spannungsabbau von 15 bis 20 % nachgewiesen. Aus den Experimenten ergab sich eine Reduzierung um 20 bis 30 %.

Die Berechnungen zeigten, daß hohe Zugspannungen in Längsrichtung um ca. 40 bis 50 % abgebaut werden. Diese Aussage bezieht sich auf die Eigenspannungen an der Stegob- und -unterkante. Aufgrund der Versuche wurden in den Zugzonen der Kehlnähte ebenfalls Spannungsänderungen von 40 bis 50 % festgestellt.

Die theoretischen Untersuchungen ergaben für die Eigenspannungen im Steg in Modellquerrichtung praktisch keine Auslösung. Aufgrund der Experimente wurden 20 % Spannungsabbau ermittelt.

Ergänzend sollen noch Ergebnisse einer Berechnung gezeigt werden, die zusätzlich zur Elektro-Schlacke-Schweißung die Kehlnahtschweißungen enthalten.

Diese Berechnung wurde bereits in Kapitel 7.2 erwähnt. Sie wurde unter der Annahme gemacht, daß mit einem effektiven Wärmewirkungsgrad der Elektro-Schlacke-Schweißung von $\eta = 0,5$ der Messung vergleichbare Eigenspannungen erzielt werden können. Die Schweißereigenspannungen sind in Abb. 76 a - c dargestellt.

Die Abb. 88 a - c zeigen die Resteigenspannungen in Modelllängsrichtung nach Belastungen von 2,46, 4,92 und 7,40 MN Längskraft. Man sieht sehr deutlich, daß die hohe Zugspannung in der Kehlnaht mit ansteigender Last stark abgebaut wird. Nach einer Längsfestigkeitsbeanspruchung von 150 N/mm^2 sind bereits ca. 55 % der Zugeigenspannungen ausgelöst. Die maximale Zugeigenspannung im Stegfeld ist nach der gleichen Belastung ca. 35 % kleiner.

Die Spannungen in Querrichtung (Abb. 89 a - c) werden, wie zu erwarten, wesentlich weniger abgebaut. Die maximale Zugeigenspannung in der Elektro-Schlacke-Naht ist nach 5,8 MN Längskraft erst um ca. 15 bis 20 % ausgelöst.

Auch diese theoretische Betrachtung untermauert die erarbeitete Aussage, daß wesentlich nur die Komponenten der Eigenspannungen abgebaut werden, die in Richtung der Lastspannungen wirken und daß sich Komponenten, die orthogonal zur Last verlaufen, kaum verändern.

9. Abschließende Betrachtung

Ziel dieser Arbeit ist es, beispielhaft an einer schiffbaulichen Längsspanntverbindung die Eigenspannungen im gerade geschweißten und im eingespielten Zustand nach einer äußeren Belastung theoretisch und experimentell zu bestimmen.

Für die theoretischen Untersuchungen wurden die thermo-elasto-plastischen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen aufgestellt.

Ein Finite-Element-Programm für räumliche Scheibenstrukturen wurde entwickelt, das geeignet ist, den Fügeprozeß des Schweißens zu simulieren, d. h. im Laufe der inkrementellen Berechnung können ursprünglich getrennte Konstruktionsteile entsprechend dem Schweißfortschritt verbunden werden.

Ein Programm zur Temperaturfeldberechnung wurde vom MIT übernommen und so verändert, daß temperaturabhängige wärme-physikalische Kennwerte und Wärmeableitung über die Elementoberflächen möglich wurden.

Für die Konstruktionsanalyse ist es notwendig, die Werkstoffkennwerte des verwendeten Stahls für die Spannungs-Dehnungs-Berechnungen und die Wärmeleitung zu kennen. Durch eine Literaturstudie wurden diese Kennwerte für Schiffbaustahl ermittelt.

An einer einfachen Finite-Element-Struktur - kreisrunde Scheibe mit Wärmepunktbelastung - wurde u. a. untersucht, wie empfindlich sich unterschiedlich große Temperaturschritte in einem Inkrement auf die Eigenspannungsverteilungen auswirken. Die Berechnungen haben gezeigt, daß auch noch bei großen Temperaturschritten brauchbare Eigenspannungsverläufe erzielt werden. Erst aufgrund dieser Tatsache ergibt sich die Möglichkeit, Schweiß eigenspannungsberechnungen mit Aussicht auf Erfolg durchführen zu können.

Für die experimentelle Eigenspannungsermittlung wurde das Bohrlochverfahren gewählt. Bei sorgfältiger Anwendung können Ergebnisse mit einer Genauigkeit von $4,6 \text{ N/mm}^2$ erzielt

werden. Diese Aussage stützt sich auf umfangreiche Meßreihen an spannungsfrei geglühten Würfeln und Platten.

Zugstabversuche ergaben, daß die Faktoren A und B der Auswerteformeln des Bohrlochverfahrens kalibriert werden müssen.

Im Längsspanntmodell wurden die Schweißeigenspannungen durch 250 Bohrlochmessungen ermittelt. Die erwarteten sehr hohen Zugspannungen im Bereich der freien Dehnlänge durch Querschrumpfung der Elektro-Schlacke-Naht traten nicht auf. Dies läßt den Schluß zu, daß bei Verwendung der Elektro-Schlacke-Schweißung eine kleinere Dehnlänge (Abb. 64) zugelassen werden kann.

Eigenspannungsberechnungen und der Vergleich ihrer Ergebnisse mit der Messung zeigten, daß eine Übereinstimmung nur zu erzielen ist, wenn die theoretisch bestimmten Temperaturen mit der Wirklichkeit möglichst gut übereinstimmen.

Dies führt zunächst dazu, daß für die Temperaturermittlung weit mehr Zeitschritte gewählt werden sollten als für die Spannungsberechnung.

Realistische Eigenspannungsverläufe sind ohne meßtechnische Absicherung nur zu erhalten, wenn alle die für die Berechnung der Wärmeleitung wichtigen Eingangsgrößen genau bekannt sind. Sind diese nicht vollständig bekannt, so ist es ratsam, Temperaturmessungen vorzunehmen, damit die berechneten Temperaturverteilungen experimentell abgesichert sind.

Der Belastungsversuch und die entsprechenden Rechnungen ergaben, daß nur die Komponenten der Schweißeigenspannungen stärker ausgelöst werden, die zu den Lastspannungen gleichgerichtet sind. Die Spannungskomponenten, die orthogonal zur Last verlaufen, werden kaum abgebaut.

Die hohen Zugeigenspannungen in Modellängsrichtung in der Kehlnaht und in der Nähe der Stegoberkante werden nach einer Belastung, die der maximal im Schiffsbetrieb zu erwartenden Beanspruchung entspricht, um ca. 40 bis 50 % abgebaut. Da die plastischen Zonen jedoch nicht sehr groß

sind, werden die Spannungen im Stegfeld nur um einen geringen prozentualen Anteil ausgelöst.

Die Eigenspannungen in Modellquerrichtung bleiben nahezu unverändert bestehen.

Die experimentelle Bestimmung von Spannungsumlagerungen durch Messung von Dehnungsänderungen vor und nach einer Belastung ergab Probleme, da plastische Dehnungen mit gemessen wurden. Eine besondere Schwierigkeit entsteht, wenn die plastischen Dehnungen nicht erkannt werden. Dies kann immer dann auftreten, wenn die plastischen Bereiche in elastische Konstruktionsteile eingebettet sind. In so einem Fall zeigen die plastischen Dehnungen gleiches Verhalten wie die elastischen Dehnungen.

Literatur

- / 1/ REUPKE, J.: Aufmessungen baulicher Vorverformungen an Tankerrahmen, IFS-Schrift Nr. 2289
- / 2/ FLÖRCKE, V.: Parameteruntersuchung zur Beurteilung von Vorverformungen nach dem Fertigungsstandard des Deutschen Schiffbaus, IFS-Schrift Nr. 2248
- / 3/ BROELMANN, J., J. REUPKE: Untersuchungen an Rahmenstegfeldern mit Spantdurchführung, IFS-Schrift Nr. 2288
- / 4/ TALL, L.: The Strength of Welded Built-up Columns, Dissertation, Lehigh University, May 1961
- / 5/ TALL, L., D. FEDER: Längsschweißspannungen in Platten und ihr Einfluß auf die Grenzlast von geschweißten Stahlstützen, Schweißen und Schneiden, H. 3, 1965
- / 6/ FAULKNER, D.: Ship Structural Design Concepts, Compression Strength of Welded Grillages, Chapter 21, S. 633 - 712
- / 7/ THÜRLIMANN, B.: Der Einfluß der Eigenspannungen auf das Knicken von Stahlstützen, Schweiz. Arch. f. angew. Wiss. u. Technik 1957, H. 12, S. 388 - 404
- / 8/ HÄUSLER, F.U.: Beitrag zur Bestimmung der Beulspannungen von rechteckigen Plattenfeldern mit Eigenspannungen, Diplomarbeit IFS, 1976

/ 9/ SEEGER, T., B. NOWAK:

Über den Einfluß von Eigenspannungen
und plastischen Vorverformungen auf die
Dauerfestigkeit,
Veröffentlichungen des Institutes für
Statik und Stahlbau der Techn. Hoch-
schule Darmstadt, Heft 11, 1970

/10/ KOCHENDÖRFER, A., T. SAITO, K. E. HAGEDORN

On the Influence of Residual Stresses on
the Fracture Behavior of a Structural
Steel in the K_{IC} Temperature Range,
Eng. Fracture Mechanics 4 (1972)
S. 665 - 674

/11/ WILKEN, K.:

The Measurement of Residual Stresses
in Welded Ship Structures and their
Effect on the Strength of the Structure,
Structural Design and Fabrication in
Shipbuilding, International Conference,
London 18 - 20 Nov. 1975, The Welding
Institute, Abington Hall Abington
Cambridge CB16AL, 1976

/12/ DRUCKER, D. C.: A more Fundamental Approach to Plastic
Stress-Strain Relations, Proc. 1. US
National Congr. Appl. Mech. 1952

/13/ KLINGBEIL: Tensorrechnung für Ingenieure,
Hochschultaschenbuch 197/197 a

/14/ RECKLING, K. A.: Plastizitätstheorie und ihre Anwendung
auf Festigkeitsprobleme, Springer-Verlag
Berlin/Heidelberg/New York

/15/ SZABO, I.: Höhere Technische Mechanik,
Springer Verlag, Berlin/Göttingen/
Heidelberg 1958

- /16/ PRAGER, W.: Probleme der Plastizitätstheorie,
Basel u. Stuttgart, Birkhäuser 1955
- /17/ ZIEGLER, H.: A Modifikation of Pragers Hardening
Rule, Quart. Appl. Math., Vol. 17,
Nr. 1, 1955, pp. 55
- /18/ TOTTENHAM, BREBBIA:
Finite Element Technique in Structural
Mechanics, Chapter 8,
Stress Analysis Publishers 33 Spring
Crescent Southampton SO2 1Fz
- /19/ ZIENKIEWICZ: The Finite Element Method in
Engineering Science ,
Mc Graw-Hill, 1971
- /20/ ARMEN, H., H. S. LEVINE, A. B. PIFKO:
Plasticity-Theory in Finite Element
Application ,
Advances in Computational Methods
in Structural Mechanics and Design,
pp. 393, Univ. of Alabama Huntsville,
1972
- /21/ DIMITROV, N.: Festigkeitslehre 1 ,
Sammlung Götschen de Gruyter
- /22/ MARCAL, P.: A Stiffness Method for Elastic-
Plastic Problems ,
Int. J. Mech. Sci. 1965, pp. 229 - 238
- /23/ MARCAL, P.: Elastic-Plastic Analysis of Two-
Dimensional Stress Systems by the
Finite Element Method ,
Int. J. Mech. Sci. 1967, pp. 143 - 155
- /24/ ZIENKIEWICZ, VALLIAPPAN, KING:
Elasto-Plastic Solutions of Engineering
Problems "Initial Stress", Finite
Element Approach ,
Int. J. f. Numerical Meth. in Engineering,
Vol. 1, pp. 75 - 100, 1969

- /25/ UEDA, YAMAKAWA: Thermal Nonlinear Behavior of Structures, Advances in Computational Methods in Structural Mechanics and Design, Papers Presented at the 2nd US-Japan Analysis and Design
Held in Aug. 1972, pp. 375 - 392
- /26/ UEDA, YAMAKAWA: Analysis of Thermal Elastic-Plastic Stress and Strain During Welding by Finite Element Method,
Transactions of the Japan Welding Society Vol. 2, Nr. 2, Spt. 1971
- /27/ UEDA, YAMAKAWA: Thermal Stress Analysis of Metals with Temperature Dependent Properties
Proc. 1971, Kyoto Int. Conf. of Mechanical Behavior of Materials,
Vol. 3, Aug. 1971, pp. 10 - 20
- /28/ UEDA: Analysis of Thermal Elastic-Plastic Stress and Strain during Welding,
IIW Doc. X-616-71
- /29/ PRZEMIENIECKI, J. S.:
Theory of the Matrix Structural Analysis,
Mc Graw-Hill, 1968
- /30/ GALLAGHER, R.H.: Finite-Element Analysis,
Springer Verlag, Berlin/Heidelberg/
New York, 1976
- /31/ EGGE, E. D.: Ein Finite-Element Programm für die Berechnung von Schweißeigenspannungen in räumlichen Scheibenstrukturen,
IFS-Bericht Nr. 377

- /32/ MURAKI, T., K. MASUBUCHI:
Computer Programs Useful for the Analysis of Heat Flow in Weldments, MIT, Dept. of Ocean Eng., June 1974
MIT OSP 81499, 22016
- /33/ EGGE, E. D.: Ein Finite-Element Programm für die Berechnung von Temperaturfeldern in Scheibenstrukturen,
IFS-Schrift Nr. 2312
- /34/ SIMMONS, Ward, F., CROSS, Howard, C.: Elevated Temperature Properties of Carbon Steels,
ASTM Special Technical Publication Nr. 180, 1955
- /35/ GLEN, L.: An Experimental Study of the Strength and Ductility of Steel at Elevated Temperatures,
ASTM Special Technical Publication Nr. 128, 1953
- /36/ MILLER, R. F.: The Strength of Carbon Steels for Elevated Temperature Applications,
Proc. ASTM, 1954
- /37/ TALL, L.: The Strength of Welded Built-up Columns,
Lehigh University, Ph. D. 1961, Diss.
- /38/ MILLER, R. F., J. J. HEGER:
Report of the Strength of Wrought Steels at Elevated Temperatures,
ASTM Special Technical Publication Nr. 100
- /39/ RODGERS, O. E., J. R. FETCHER:
The Determination of Internal Stresses from the Temperature History of a Butt-Welded Plate,
The Welding Journal, Research Supplement, Vol. 17, Nov. 1938

- /40/ WILSON, W. M., C. C. HAO:
Residual Stresses in Welded Structures,
Bull. 361, Univ. of Illinois, Febr. 1946
Welding Research Supplement, Mai 1947
- /41/ MATHESIUS, W. H., R. L. RICKETT, Q. HENDERSON
R. H. ABORN: Short Time Tensile Test of Car-Ten,
Man-Ten and Sil-Ten Steels at Elevated
Temperatures up to 1200^oF,
US Steel Corp., Research Rep. Manuscript
- /42/ The Making, Shaping and Treating of
Steel,
7. Edition, US Steel Corp. 1957
- /43/ US Dept. of Commerce, National Bureau
of Standards,
Mechanical Properties of Metals and
Alloys, Circular c 447, Table 22
- /44/ TIMOSHENKO: Strength of Materials,
Part 2, 1930, S. 699
- /45/ BEYER, M.: Theoretische Untersuchungen zur ther-
mischen Umformung im Schiffbau,
Schiffbauforschung, 1971, S. 161 - 173
- /46/ ANDREWS, J. B., M. ARITA, K. MASUBUCHI:
Analysis of Thermal Stress and Metal
Movement during Welding,
NASA CR-613351, 1970, Dec.
- /47/ UEDA, KUSACHI: Theoretical Analysis of Local Stresses
and Strains in RRC-Test Specimens,
IIW-Doc. X-662-72
- /48/ IWAMURA, Y., E. F. RYBICKI:
A Transient Elastic-Plastic Thermal
Stress Analysis of Flame Forming,
Transactions of the ASME, 1972, S. 1 - 9

- /49/ RADAJ, D.: Matrizenverschiebungsmethode für temperaturabhängig elastisch-plastische Tragwerke und Kontinua, rechnerische Bestimmung der Schweißeigenstressungen, ISD-Bericht Nr. 92, Stuttgart, 1970
- /50/ RADAJ, D.: Berechnung der Schweißeigenstressungen in Stäben mit Längsnähten, Schw. u. Schn. 1971, Nr. 7
- /51/ TALL, L.: Residual Stresses in Welded Plates - a Theoretical Study, Welding Journal, Research Supplement 43, 1964, S. 10 - 23
- /52/ TALL, L., D. FEDER: Längsschweißungen in Platten und ihr Einfluß auf die Grenzlast von geschweißten Stahlstützen, Schw. u. Schn. 1965, Nr. 17, S. 99 - 107
- /53/ MALISIUS, R.: Schrumpfungen, Spannungen und Risse beim Schweißen, DVS-Fachbuchreihe Schweißtechnik, Band 10, 3. Aufl., 1969
- /54/ RIEBENSAHM, TRAEGER: Werkstoffprüfung, Metalle, Werkstattbücher, H. 34, 4. Aufl., Springer 1949
- /55/ GAROFALO, F., P. R. MALENOCK, G. V. SMITH: The Influence of Temperature of the Elastic Constants of some Commercial Steels, ASTM-Reprint 1952, Symposium on Elastic Constants
- /56/ ROBERTS, M. H., J. NORTCLIFFE: Measurement of Young's Modulus at High Temperatures, Journ. of the Iron and Steel Institute, Vol. 157, 1957, S. 345 - 348

- /57/ SEAGER, G. C., F. C. THOMPSON:
The Influence of Temperature on the
Modulus of Elasticity of some Plain
Carbon and Alloy Steels,
Journ. of the Iron and Steel Institute,
Vol. 147, 1943, S. 103 - 119
- /58/ ANDREWS, C. W.: Effect of Temperature on the Modulus
of Elasticity, Metal Progress,
Vol. 58, July 1950
- /59/ MARTENS, A.: Mitteilungen aus der Königlich Techni-
schen Versuchsanstalt, 1890
- /60/ LEA, CROWTHER: Engineering, 1914, 98, S. 488
- /61/ TAPSELL, CLENSHAW:
Dept. of Science and Industrial Research,
Eng. Res. Spec. Rpt. Nr. 1, 1927, S. 8
- /62/ EISENKOLB, F.: Einführung in die Werkstoffkunde,
Bd. III, VEB-Verlag Technik, Berlin
- /63/ GRIFFITHS, E.: Physical Constants of some Commercial
Steels at Elevated Temperatures,
The British Iron and Steel Research
Association, Butterworths Scientific
Publication, London, 1953
- /64/ RYKALIN, N. N.: Berechnung der Wärmevergänge beim
Schweißen,
VEB-Verlag Technik, Berlin, 1957
- /65/ MYERS, P. S., O. A. UYEHARA, G. L. BORMAN:
Fundamentals in Heat Flow in Welding,
Welding Research Council, Bulletin,
123, July 1967
- /66/ The Physical Properties of a Series of
Steels, Part II,
Journal of the Iron and Steel Institute,
Vol. 154 (2), 1946, S. 83 - 121
-

- /67/ MÜCK, G.: Über den Einfluß der Schweißbedingungen und der Werkstoffzusammensetzung auf die Gefügeänderung und Änderung der mechanisch-technologischen Eigenschaften in der wärmebeeinflussten Zone, Dissertation, Darmstadt 1971
- /68/ UHLITZSCH, H.: Neue Hütte, 1959, S. 277 ff.
- /69/ MURAKI, T., K. MASUBUCHI:
Analysis of Thermal Stresses and Metal Movement During Welding,
MIT Dept. of Ocean Eng.,
June 21, 1973, Report Nr. 73 - 16
- /70/ MATHAR, J.: Ermittlung von Eigenspannungen durch Messung von Bohrlochverformungen, Arch. f. Eisenhüttenwesen, 6. Jahrg., H. 7, Jan. 33, S. 277 - 281
- /71/ BIRKENFELD, W.: Messung von Eigenspannungen mittels Dehnungsmeßstreifen, Meßtechnische Briefe Hottinger Baldwin 1968, H. 3
- /72/ SOETE, W., R. VANCROMBRUGGE:
An Industrial Method for the Determination of Residual Stresses,
Society for Experimental Stress Analysis,
Bd. 8, 1950, S. 17 - 28
- /73/ BEANEY, E. M., K. R. WARD:
Measurement of Residual Stress in Welds Using the Hole Drilling Technique,
Central Electricity Generating Board,
Research Department, Berkeley Nuclear Laboratories, Febr. 1971 RD/B/N1942

- /74/ BEANEY, E. M., E. PROCTER:
A Critical Evaluation of the Centre
Hole Technique for the Measurement of
Residual Stresses,
Central Electricity Generating Board,
Research Department, Berkeley Nuclear
Laboratories, Nov. 1972 RD/B/N2492
- /75/ BEANEY, E. M.: Accurate Measurement of Residual Stress
on any Steel Using the Centre Hole
Method,
Central Electricity Generating Board,
Research Department, Berkeley Nuclear
Laboratories, Dec. 1975, RD/B/N3568
- /76/ Bulletin S - 105, RS - 200 Milling Guide,
A Precision Optical Alignment and Guide -
Tool for Measurement of Residual Stresses
by the Strain Gage Hole Drilling Method,
Photolastic Inc. Measurement Group,
Vishay Intertechnology Inc.
- /77/ Technical Data Bulletin T - 403,
Measurement of Residual Stresses by the
Blind Hole Drilling Method,
Photolastic Inc. Measurement Group,
Vishay Intertechnology Inc.
- /78/ KAISER, R., G. GOTTSCHALK:
Elementare Tests zur Beurteilung von
Meßdaten,
BI - Hochschultaschenbuch, Bd. 774
- /79/ RENDLER, N. J., I. VIGNESS:
Hole-drilling Strain Gage Method of
Measuring Residual Stresses,
Experimental Mechanics, Dec. 1966,
S. 577 - 586

- /80/ HOWLAND, R. C. J.:
On the Stresses in the Neighbourhood of
a Circular Hole in an Strip under Tension,
Philosophical Transactions of the Royal
Society of London, Series A, Vol. 229,
1930, S. 49 - 86
- /81/ KELSEY, R. A.: Measuring Non - Uniform Residual Stresses
by the Hole Drilling Method,
Proc. SESA XIV, No. 2, S. 181 - 194
- /82/ BUSH, A. J., F. J. KROMER:
Simplification of the Hole-Drilling
Method of Residual Stress Measurement,
ISA AC, 1972, S. 1 - 11
- /83/ MASUBUCHI, K.: Report of the State-of-the-Art of
Numerical Analysis of Stresses, Strains
and other Effects Produced by Welding,
Massachusetts Institute of Techn.,
Dept. of Ocean Engineering, Doc. X-737-74
and Doc. X-738-74, June 1974
- /84/ BRIEGER, H. J., W. KEIL, D. KÜGLER:
Schweißverfahren, Vortrag auf dem 7.
Fortbildungskurs des IFS: Werkstoff-
und Schweißprobleme im Schiffbau (1975)
- /85/ WHITE, J. D.: Longitudinal Shrinkage of a Single Pass
Weld,
Techn. Report No.: CUED/C-Struct./Tr. 57
(1977), Univers. Cambridge, Dept. of
Eng.
- /86/ WHITE, J. D.: Longitudinal Stresses in Welded T-
Sections,
Techn. Report No.: CUED/C-Struct./Tr.60
(1977), Univers. Cambridge, Dept. of
Eng.

/87/ EMERY, A. F., W. W. CARSON:

An Evaluation of the Use of the Finite-
Element-Method in the Computation of
Temperature,

Journal of the Heat Transfer, Transactions
of the ASME, May 1971, S. 136 - 145

/88/ ZIENKIEWICZ, O. C., Y. K. CHEUNG:

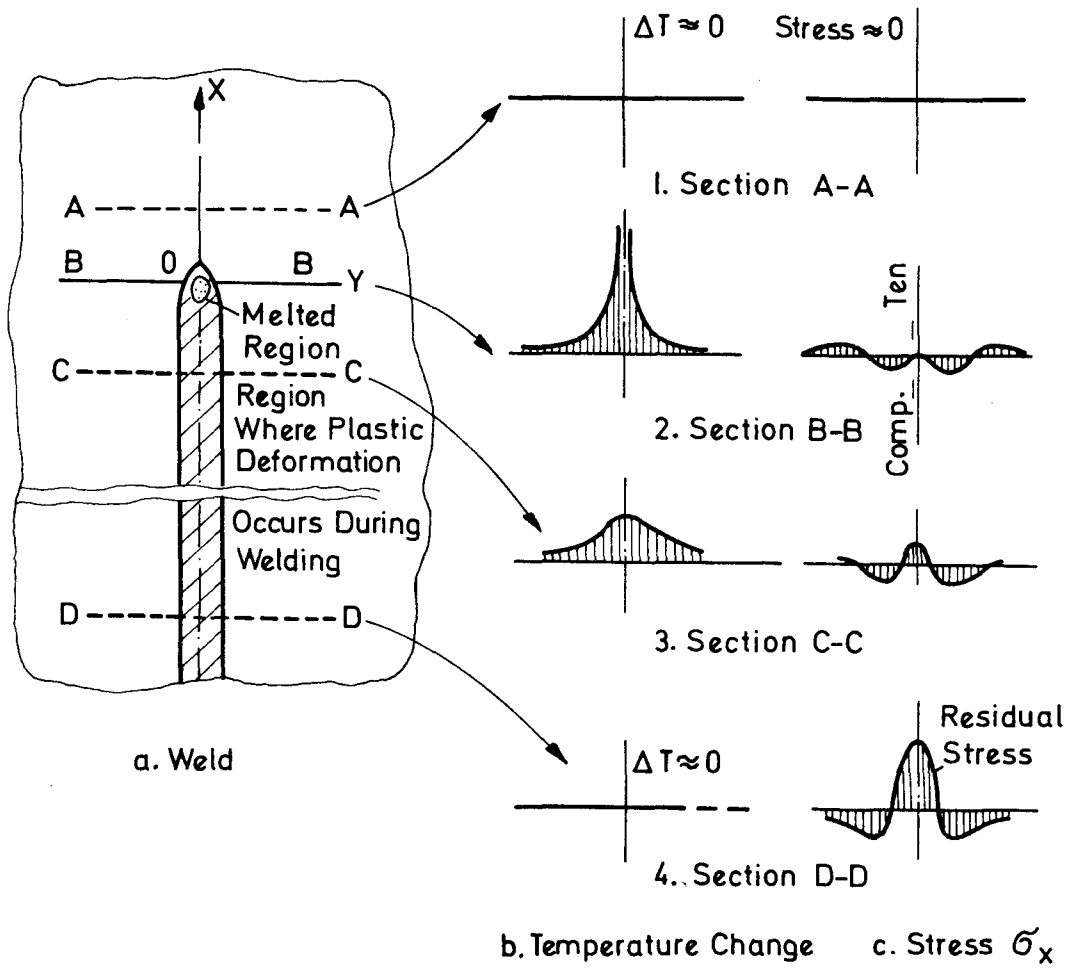
Finite Elements in the Solution of Field
Problems,

The Engineer, Sept. 1965, S. 507 - 510

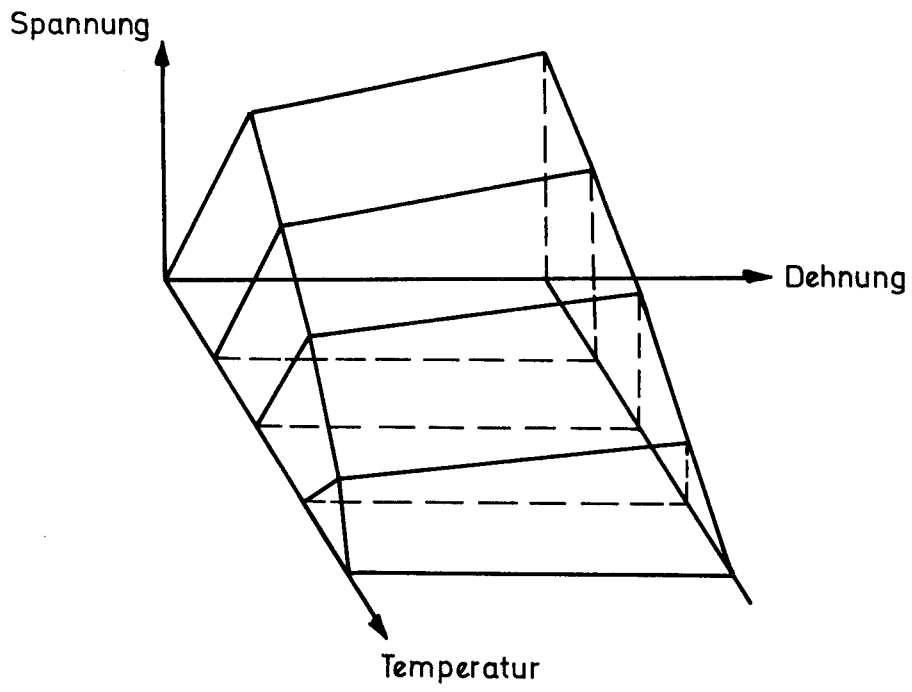
/89/ RAPPE, H. A.:

Beitrag zur Frage der Schweißspan-
nungen,

Dissertation 1972, TH-Hannover

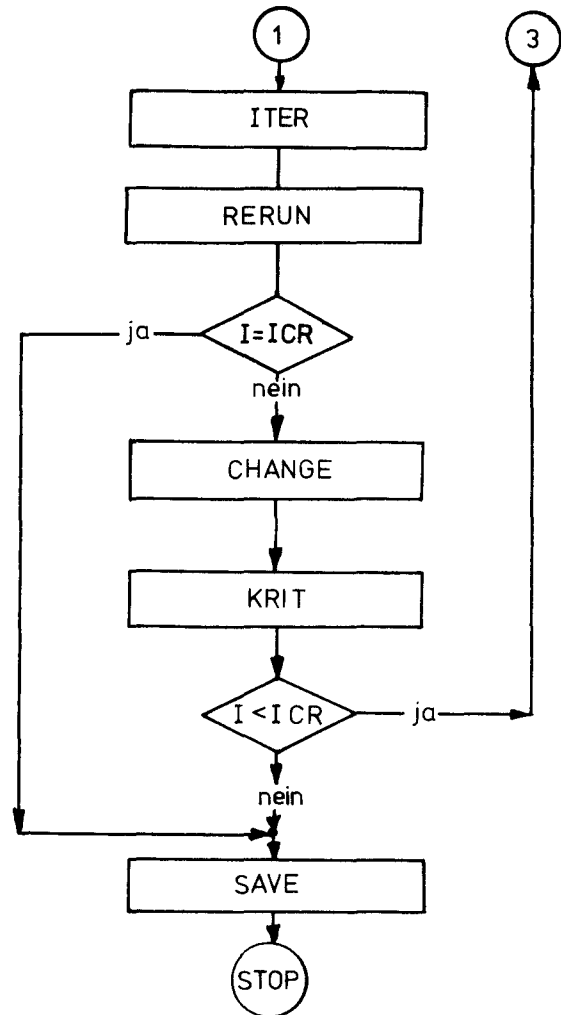
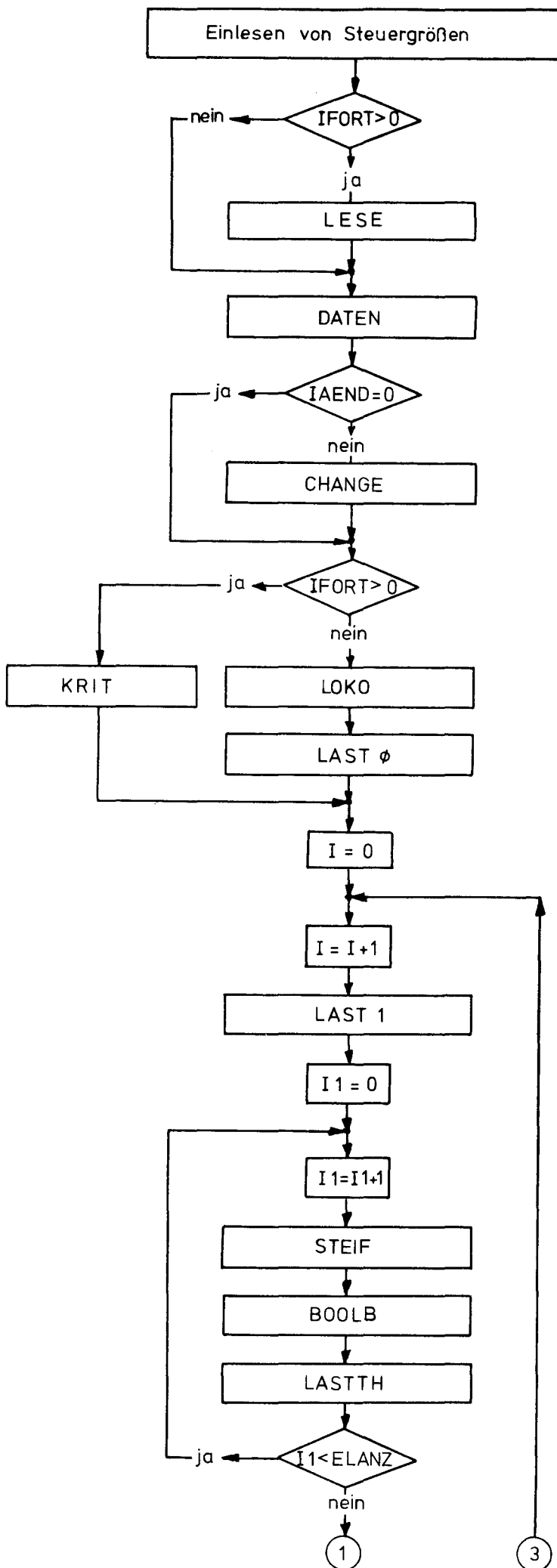


Schematische Darstellung von Temperatur- und Spannungsverläufen während des Schweißvorganges/69/



Temperaturabhängiger Spannungs-Dehnungs-Verlauf

Abb. 3



IFORT-Kennzahl für Fortsetzungslauf
 IAEND-Kennzahl für Verknüpfung von Knoten.
 ICR - Anzahl der Inkremente, die berechnet werden sollen.
 ELANZ- Anzahl der Elemente .

Vereinfachtes Flußdiagramm

- 1 0,14 - 0,15% C ; 0,46 - 0,55% Mn
- 2 0,20 - 0,21% C ; 0,45 - 0,56% Mn
- 3 0,16 - 0,20% C ; 0,55 - 0,70% Mn

σ_{F_0} - Fließspannung bei Raumtemperatur

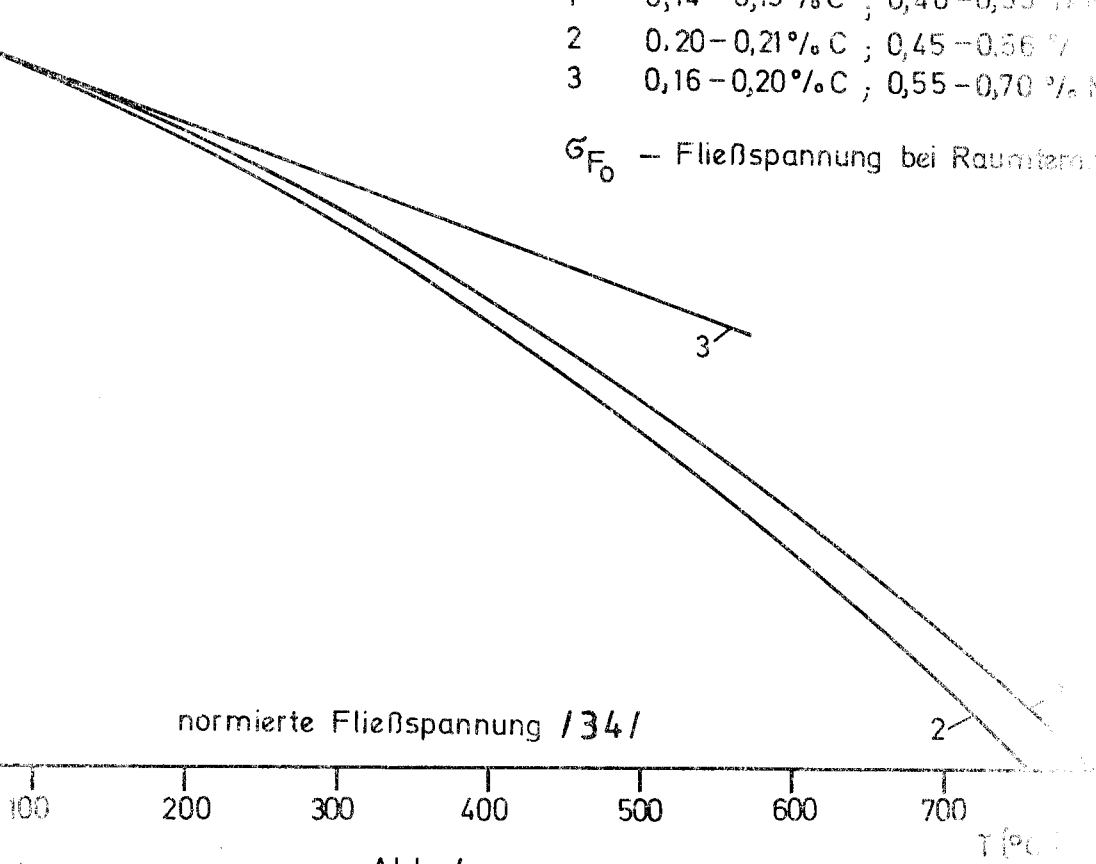


Abb. 4

- 1 0,13% C ; 0,58% Mn
- 2 0,13% C ; 1,50% Mn
- 3 0,11% C ; 1,53% Mn

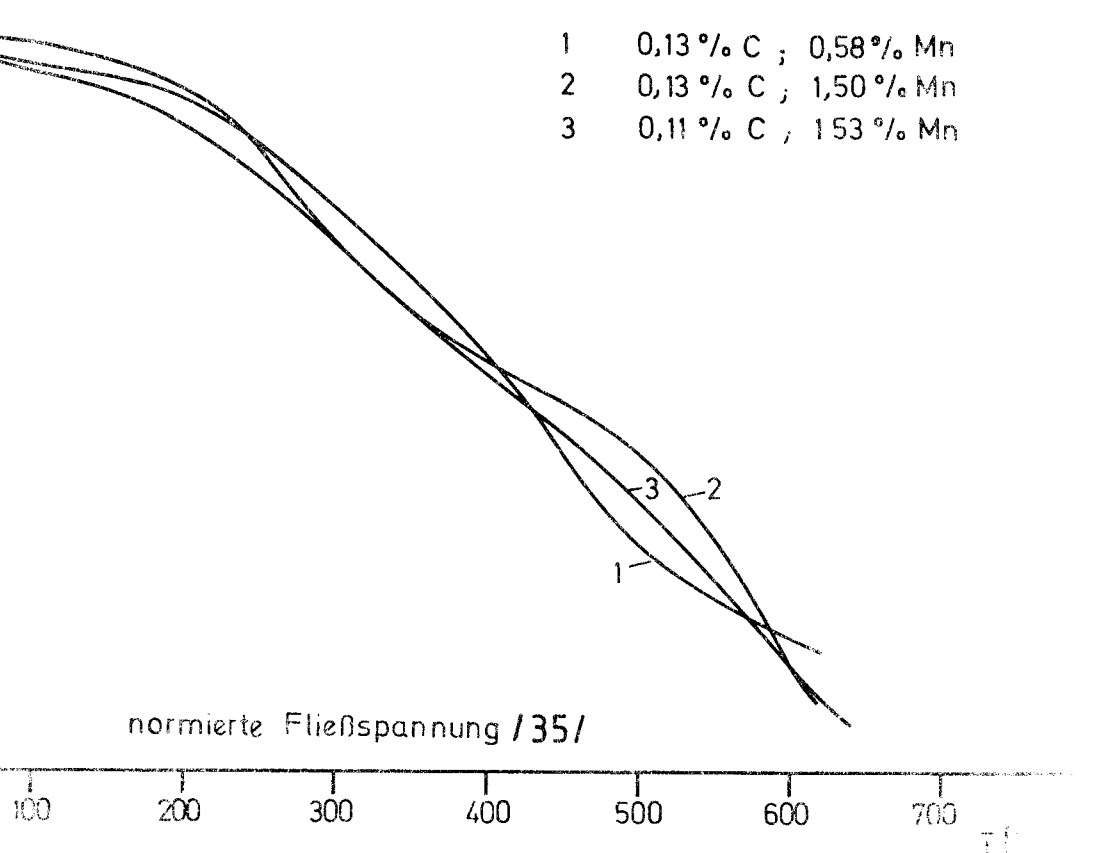


Abb. 5

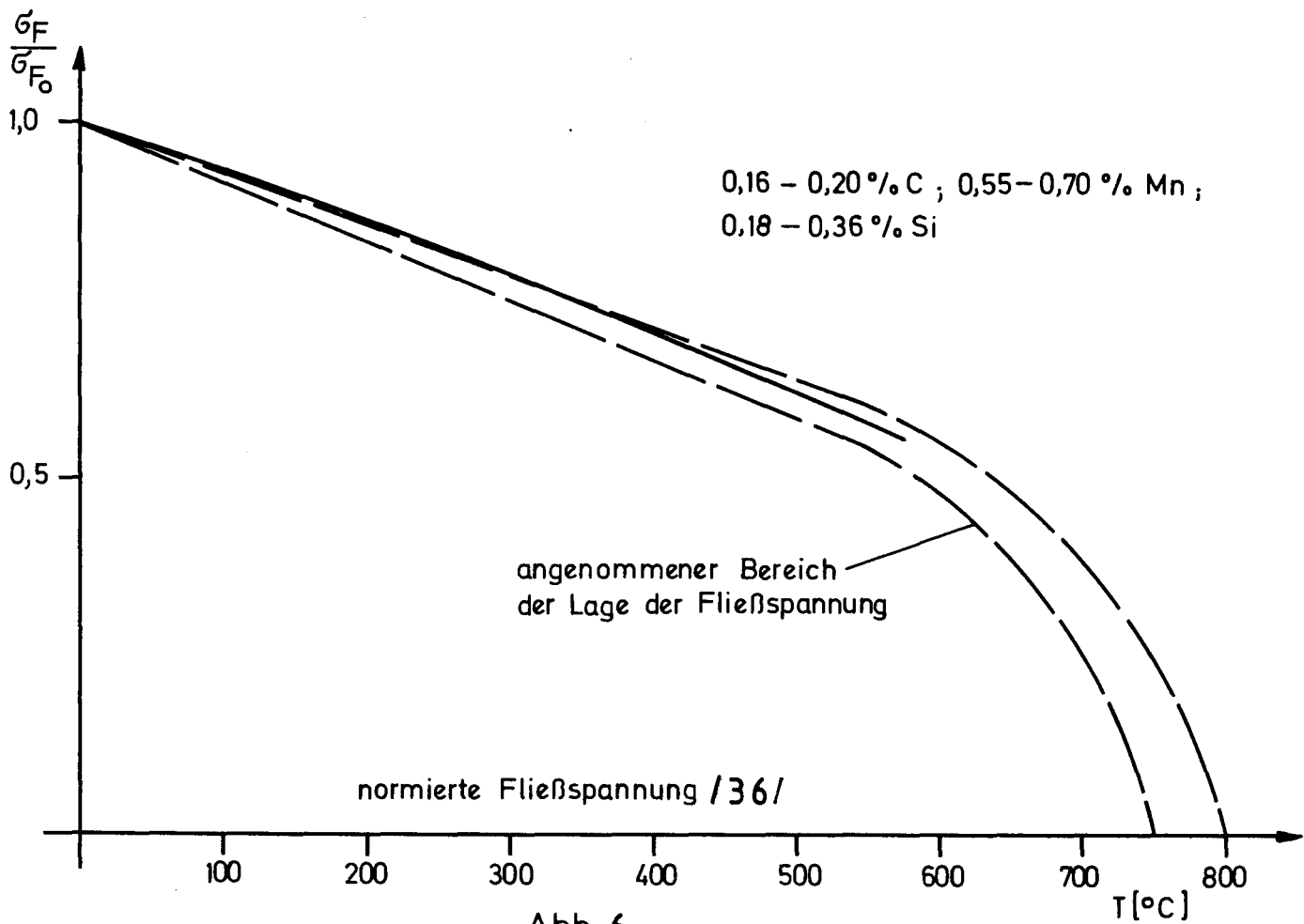


Abb. 6

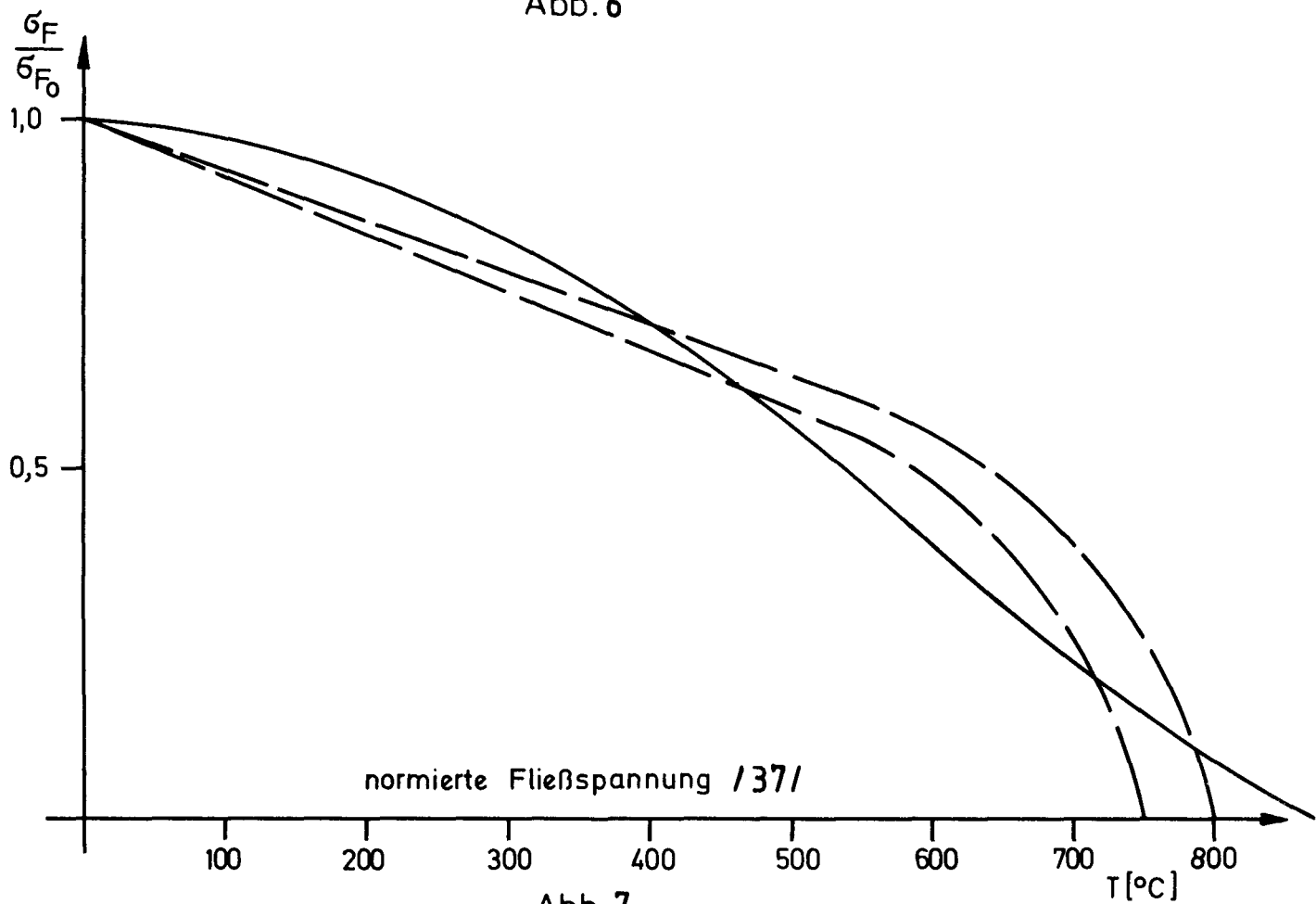


Abb. 7

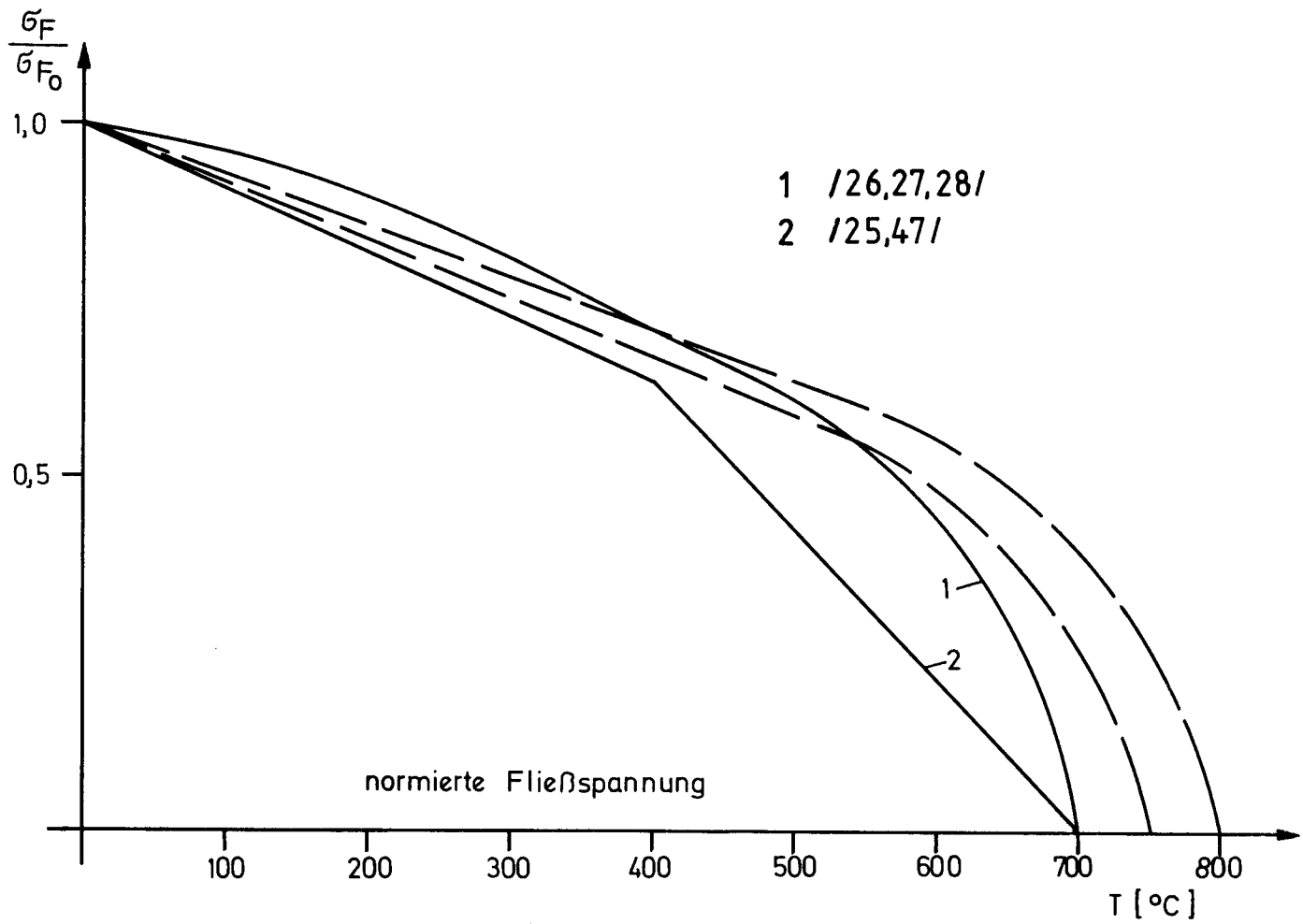


Abb. 8

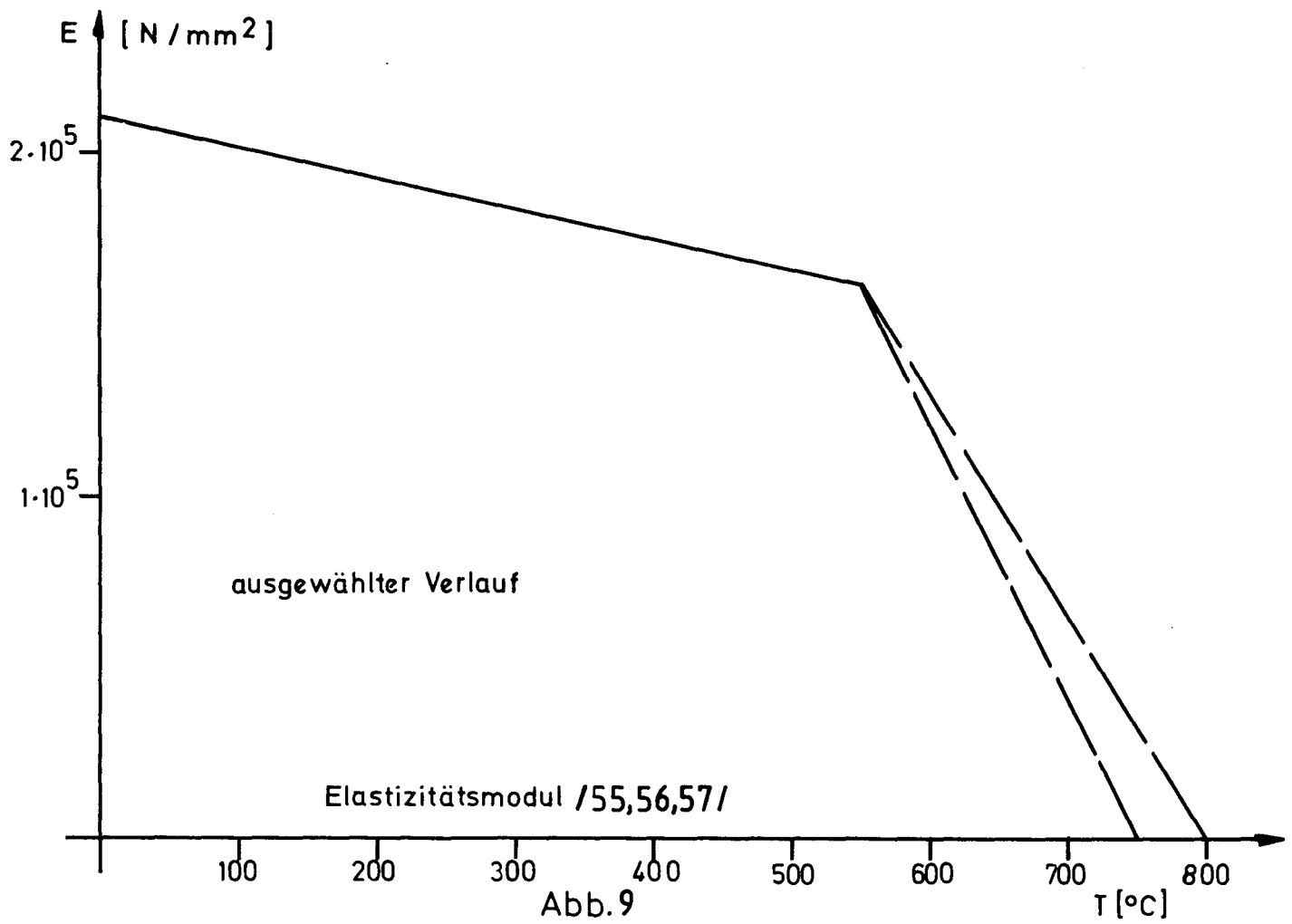


Abb.9

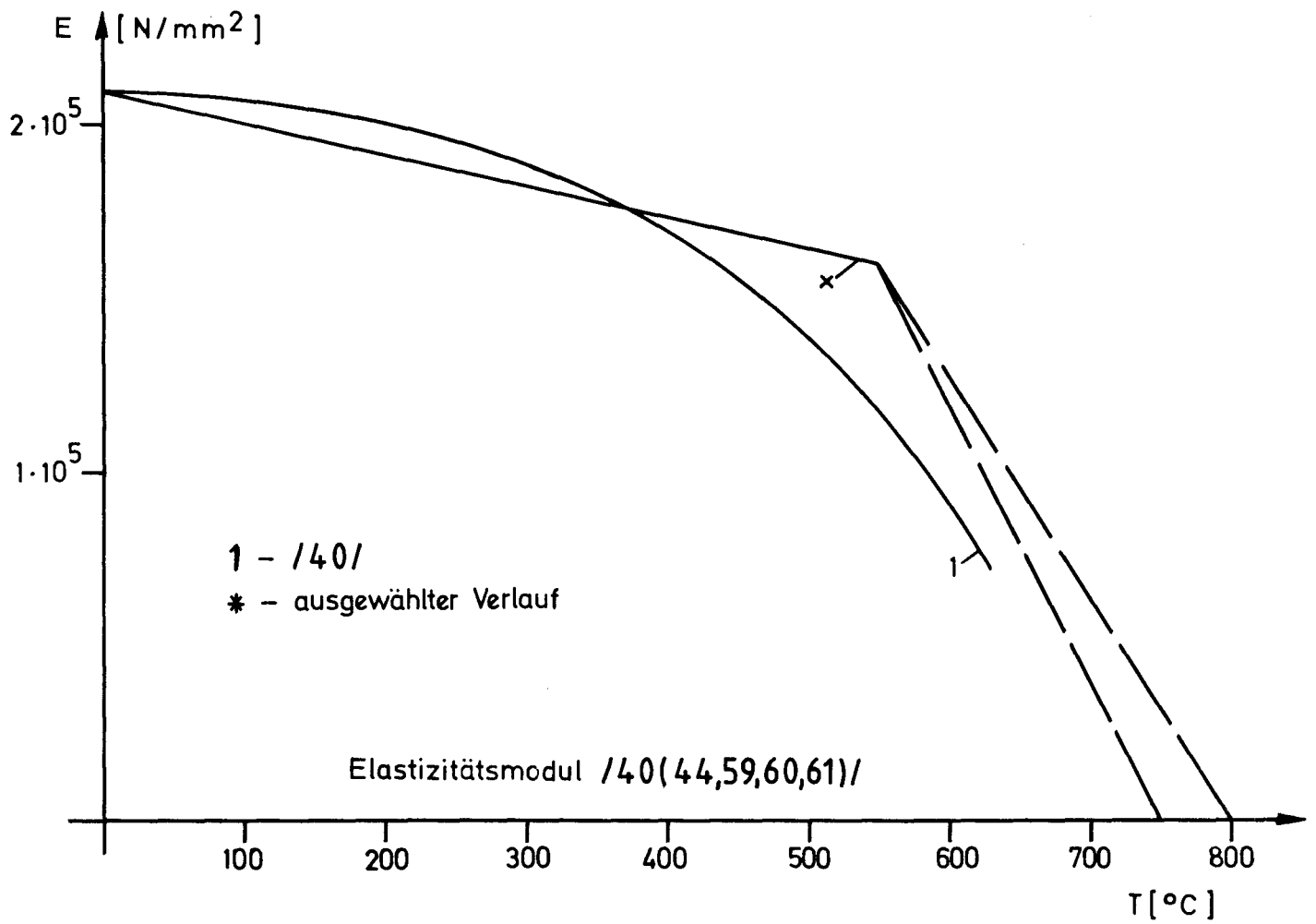


Abb.10

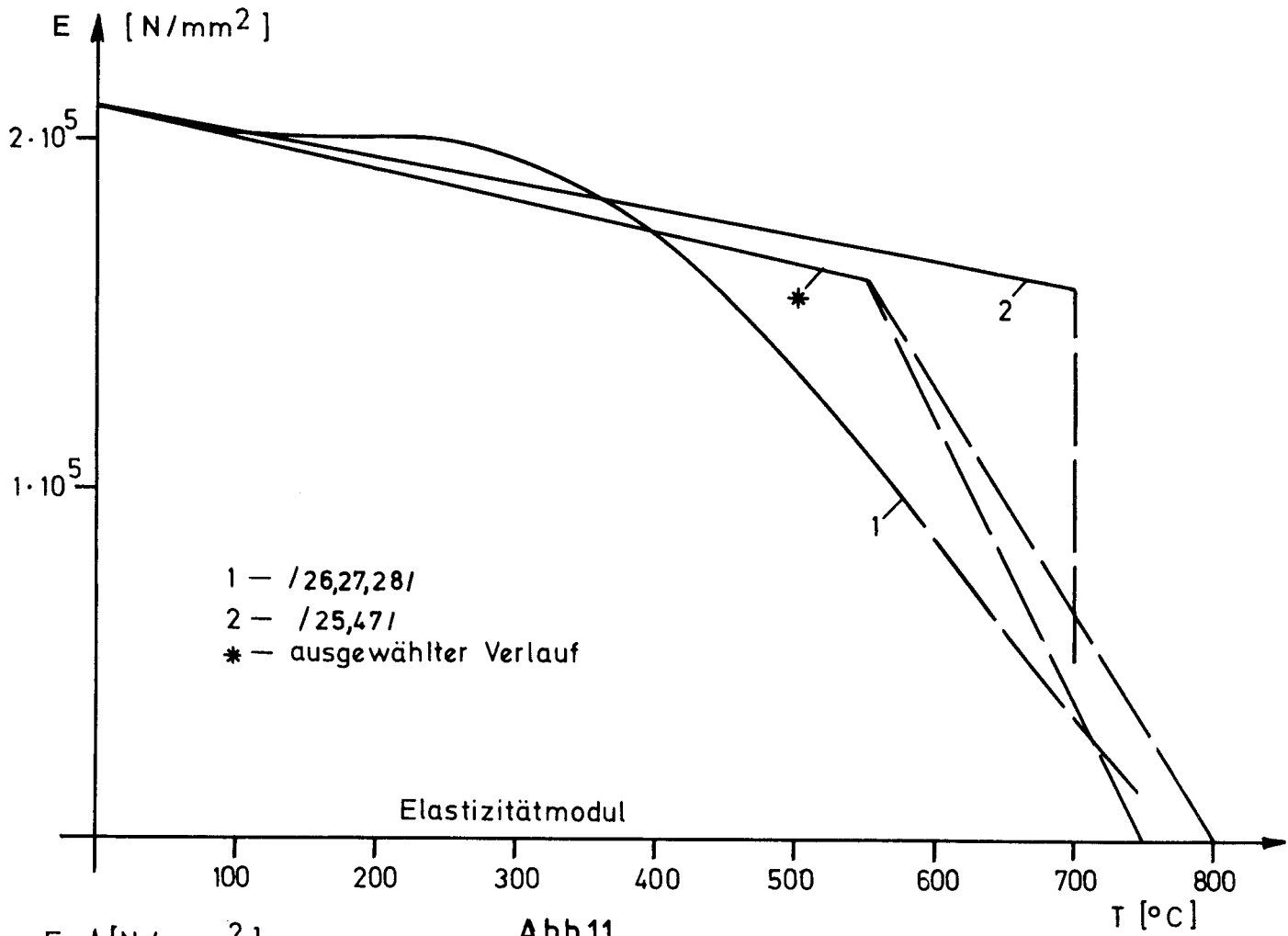


Abb.11

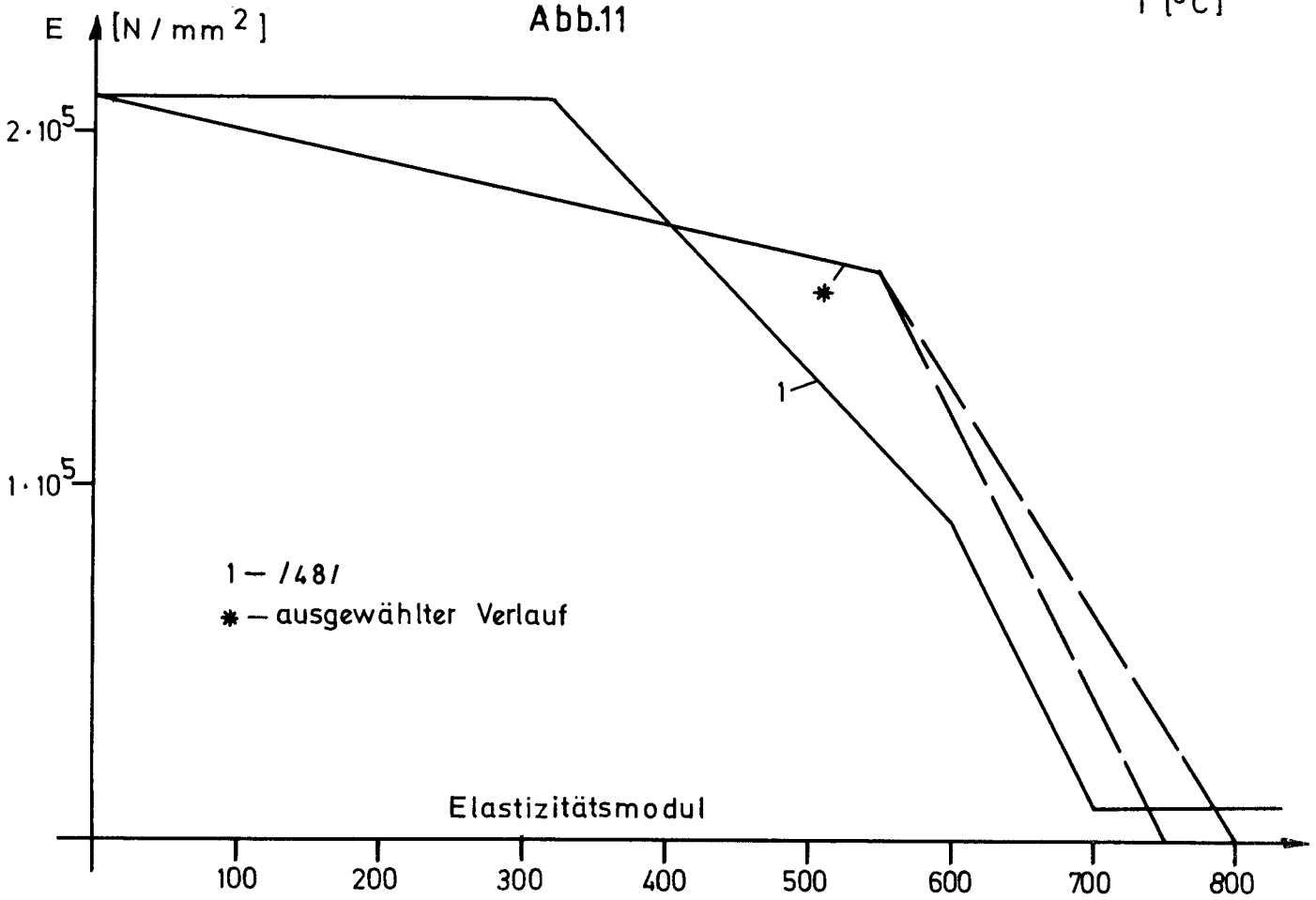
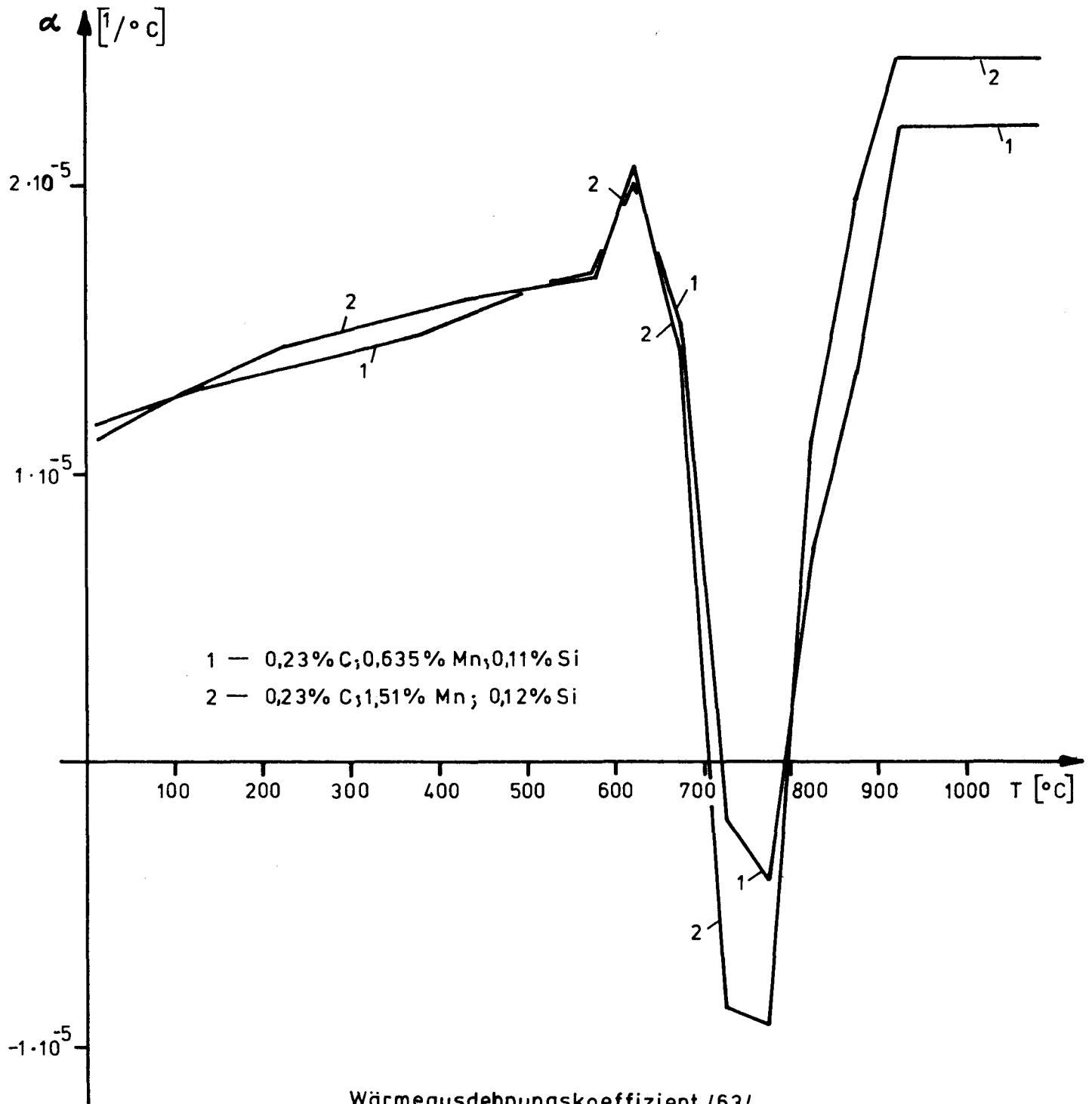


Abb.12



Wärmeausdehnungskoeffizient /63/

Abb. 13

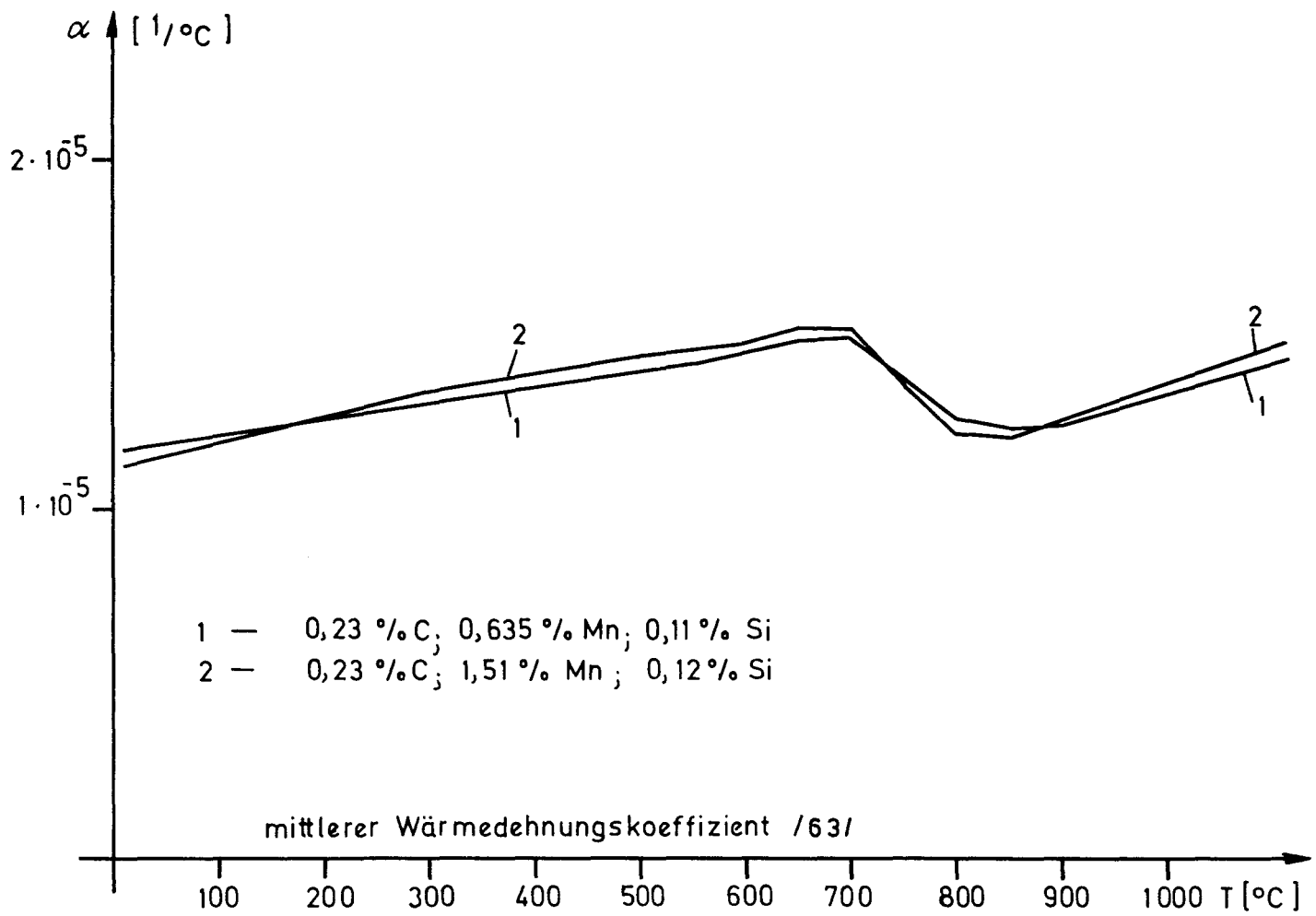


Abb.14

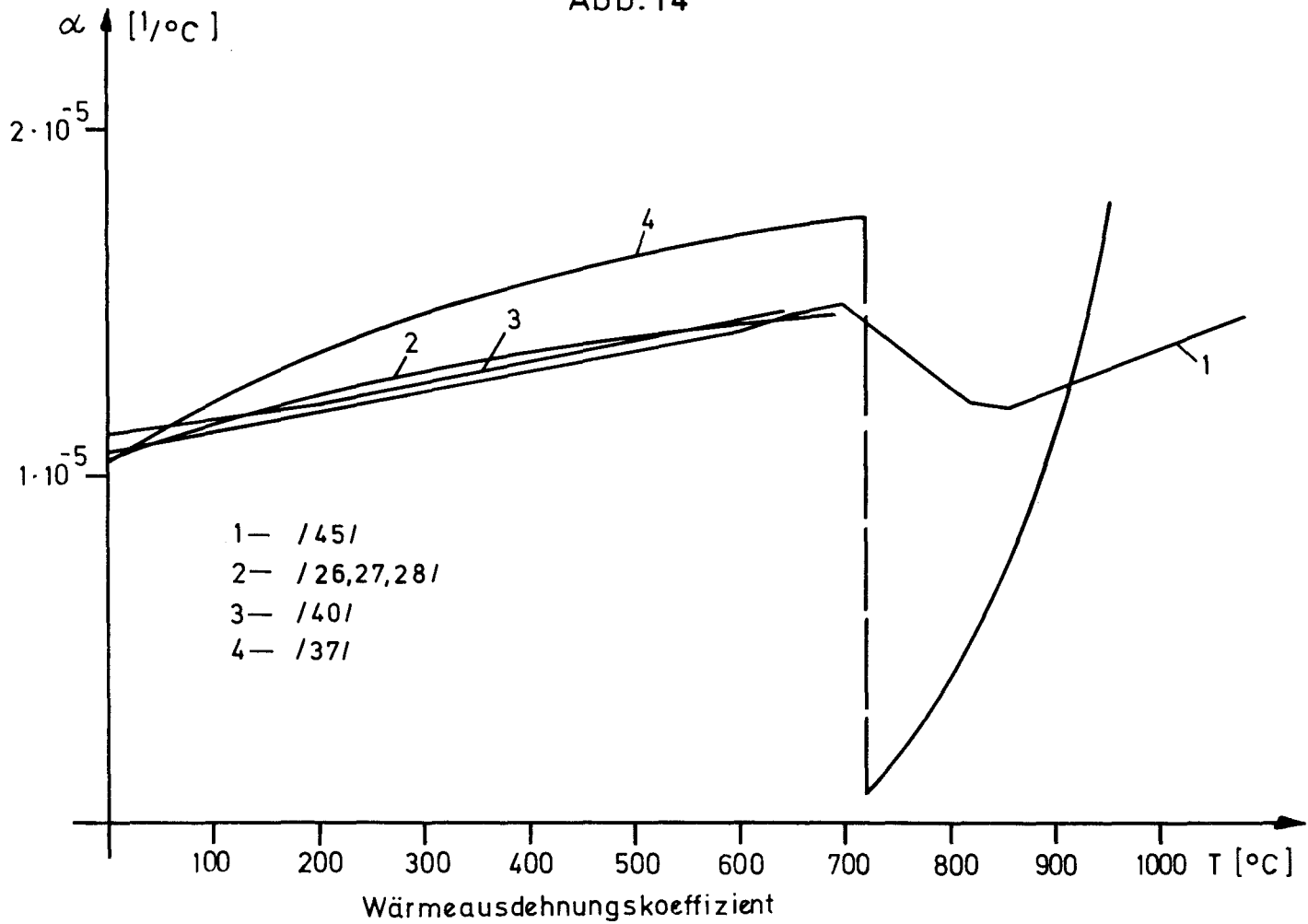


Abb.15

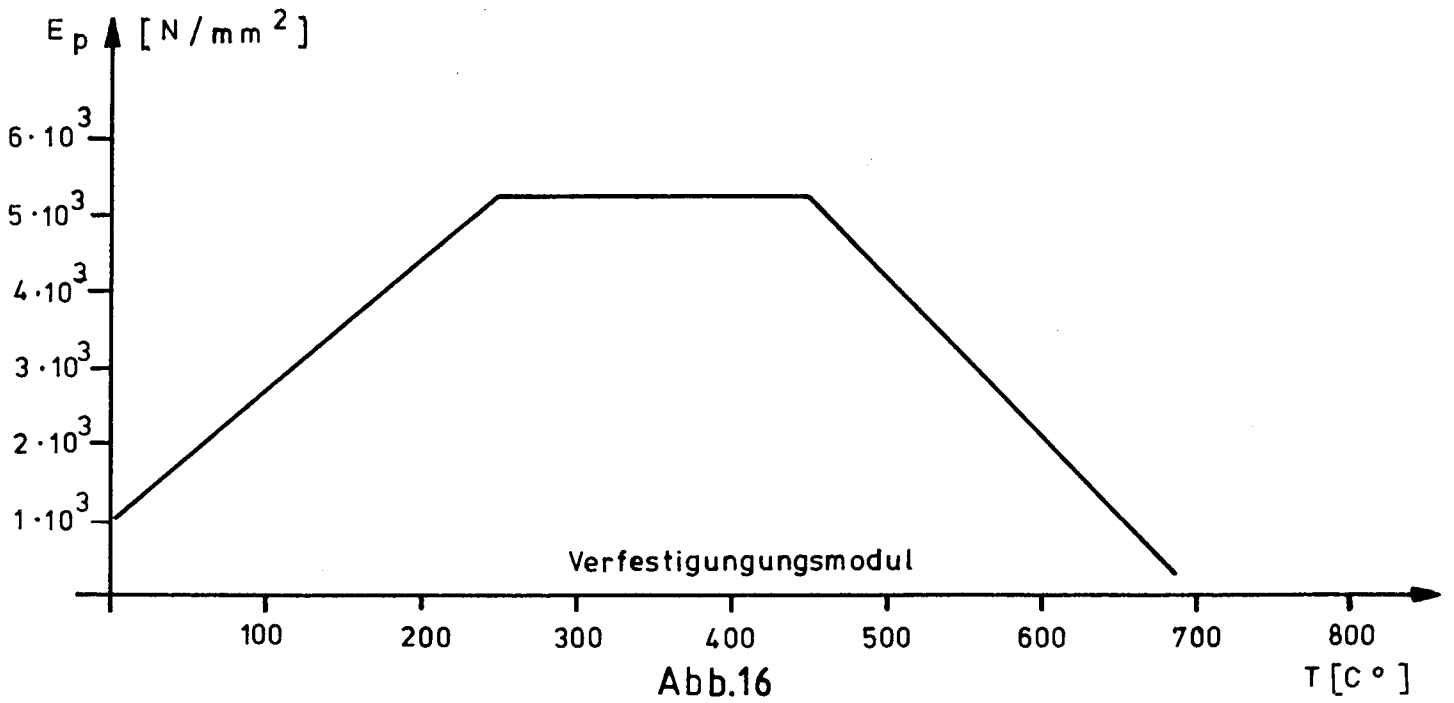


Abb.16

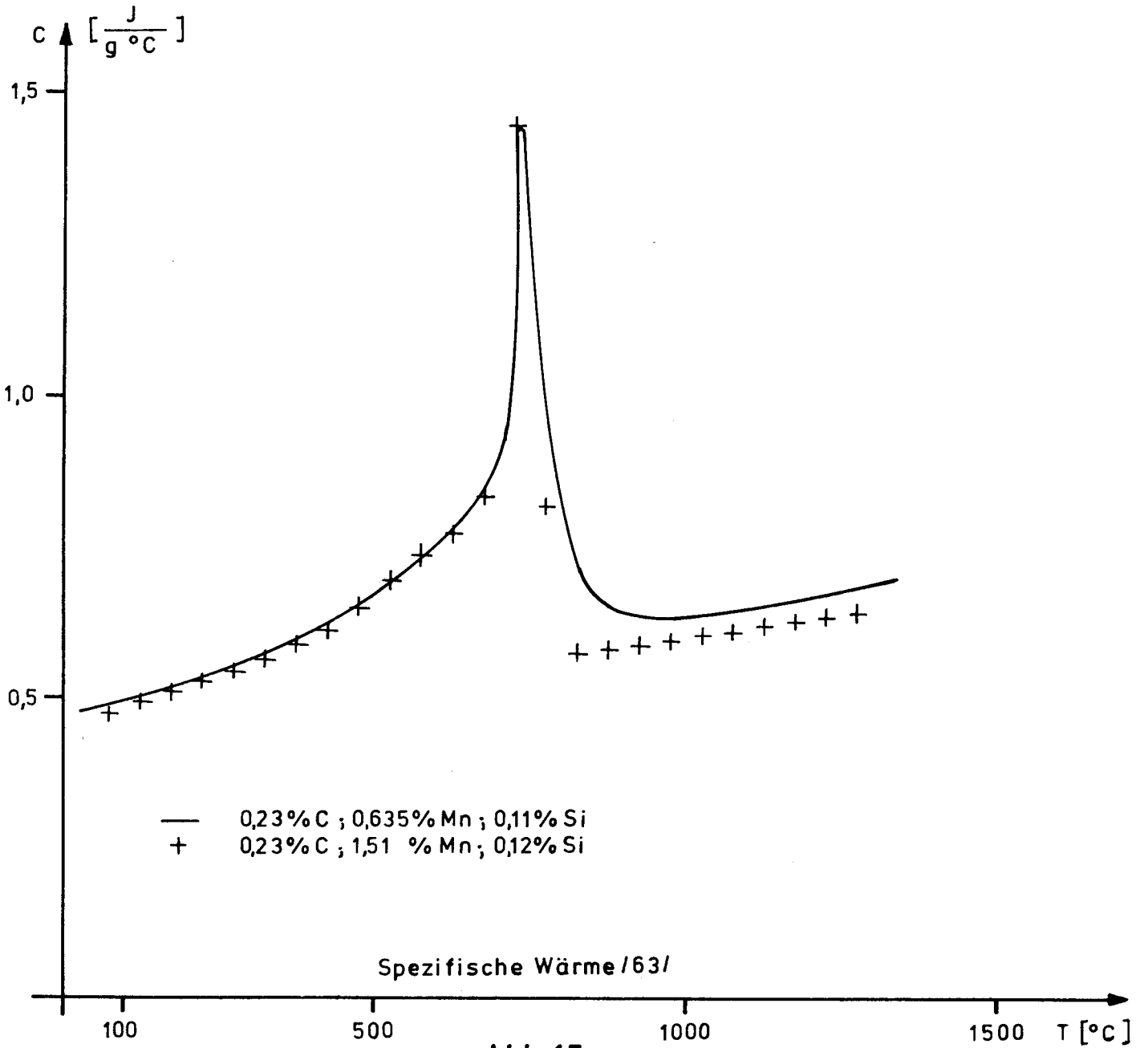


Abb.17

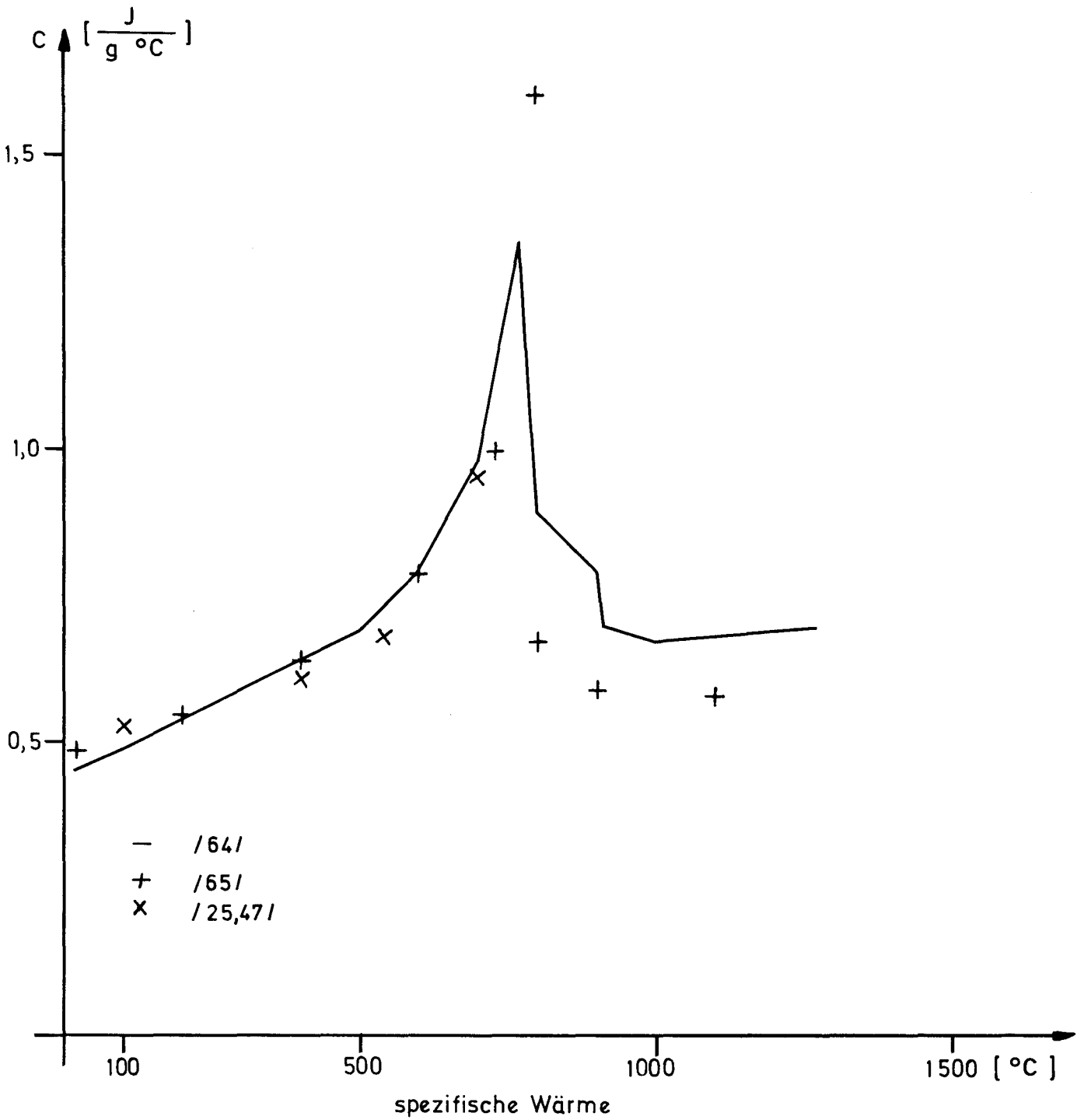


Abb.18

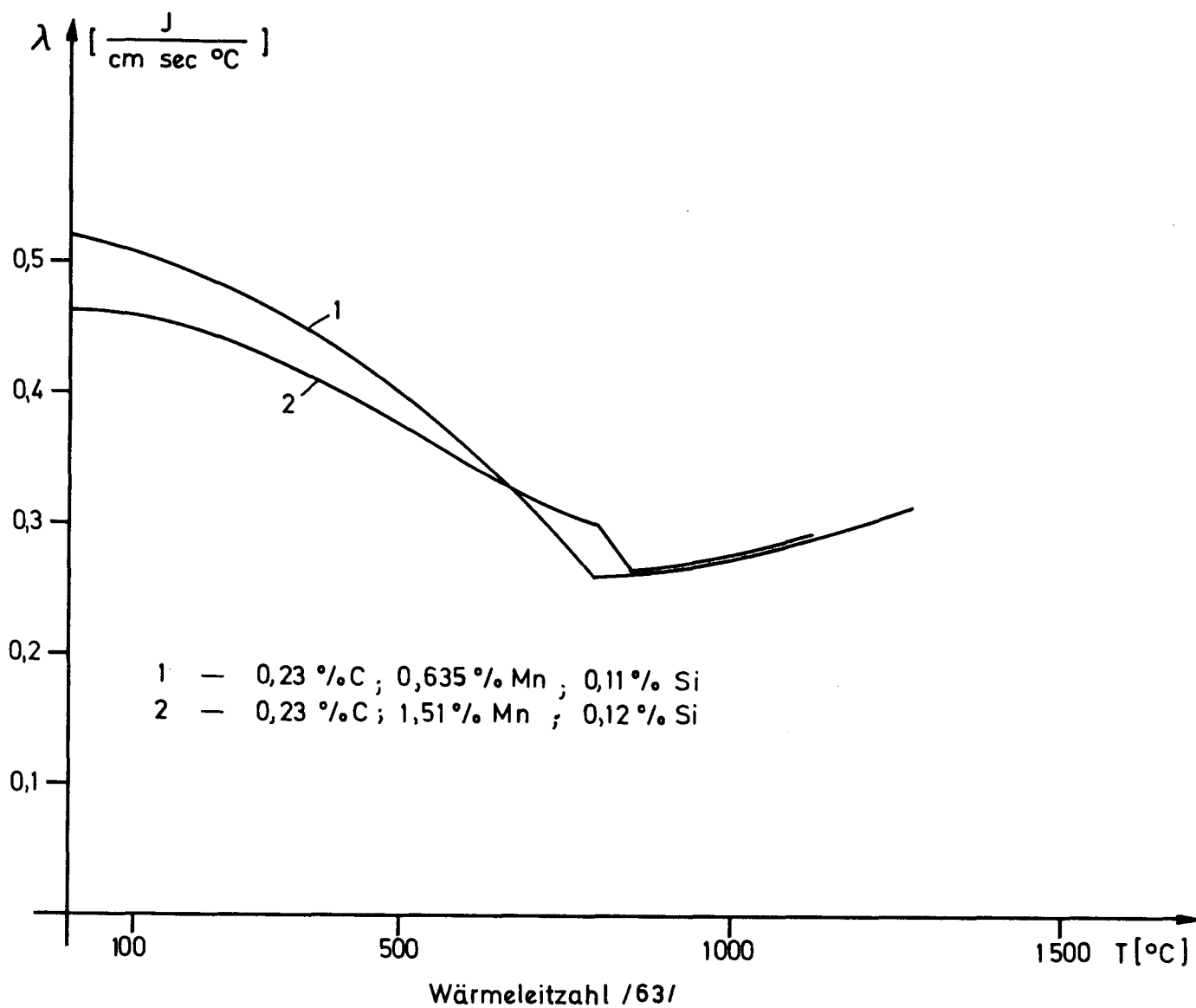
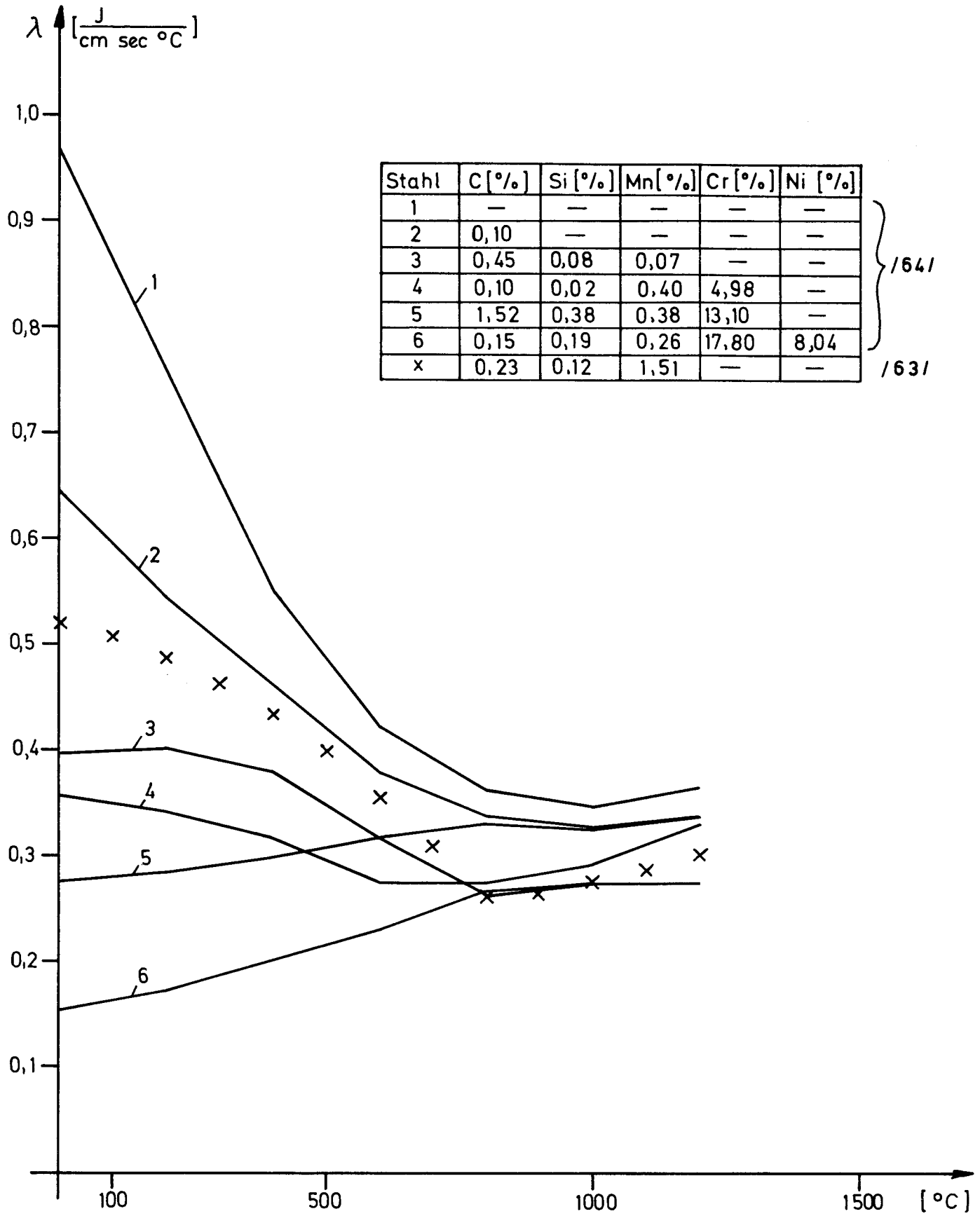


Abb.19



Wärmeleitfähigkeit / 63,64 /

Abb. 20

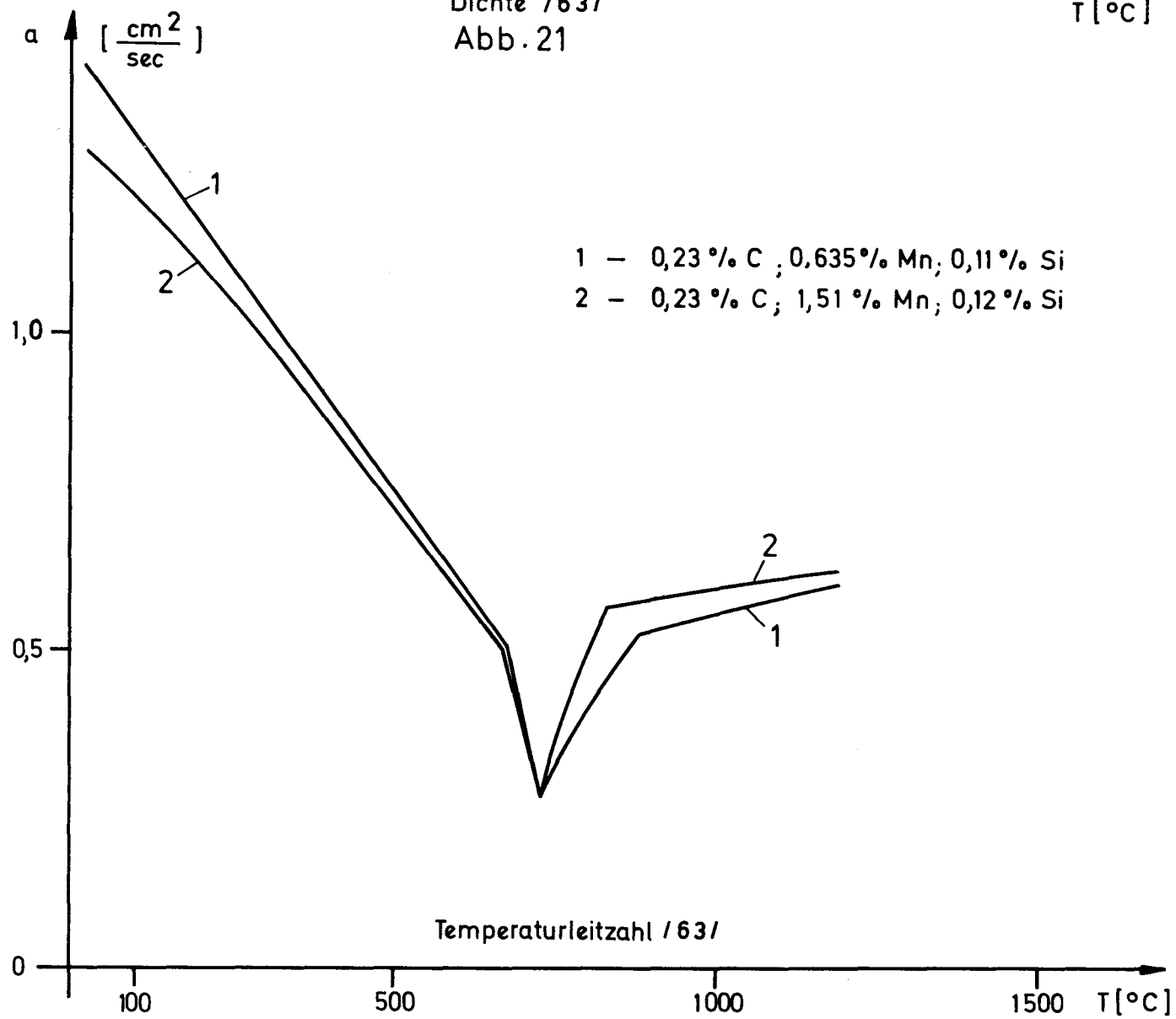
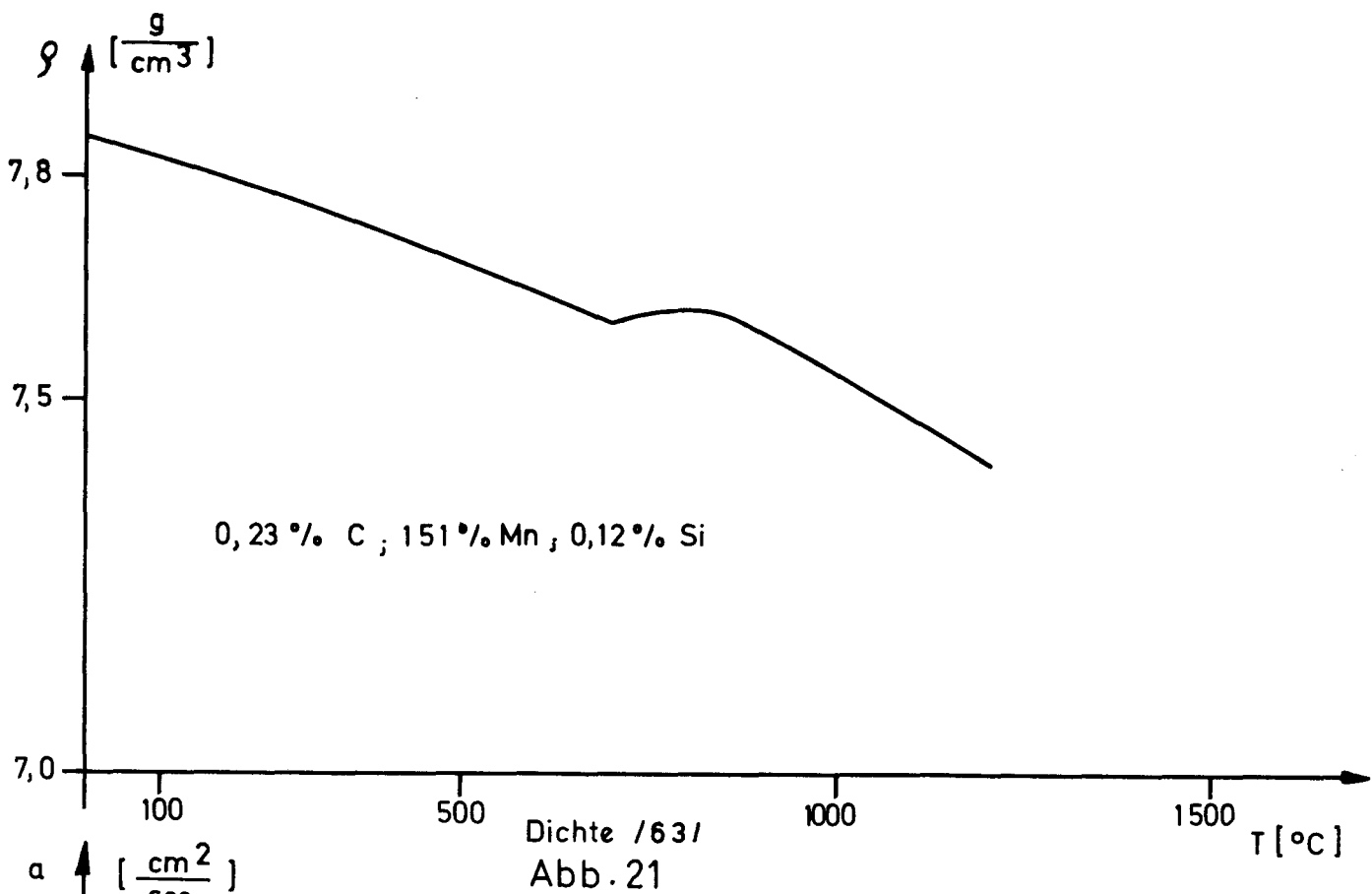
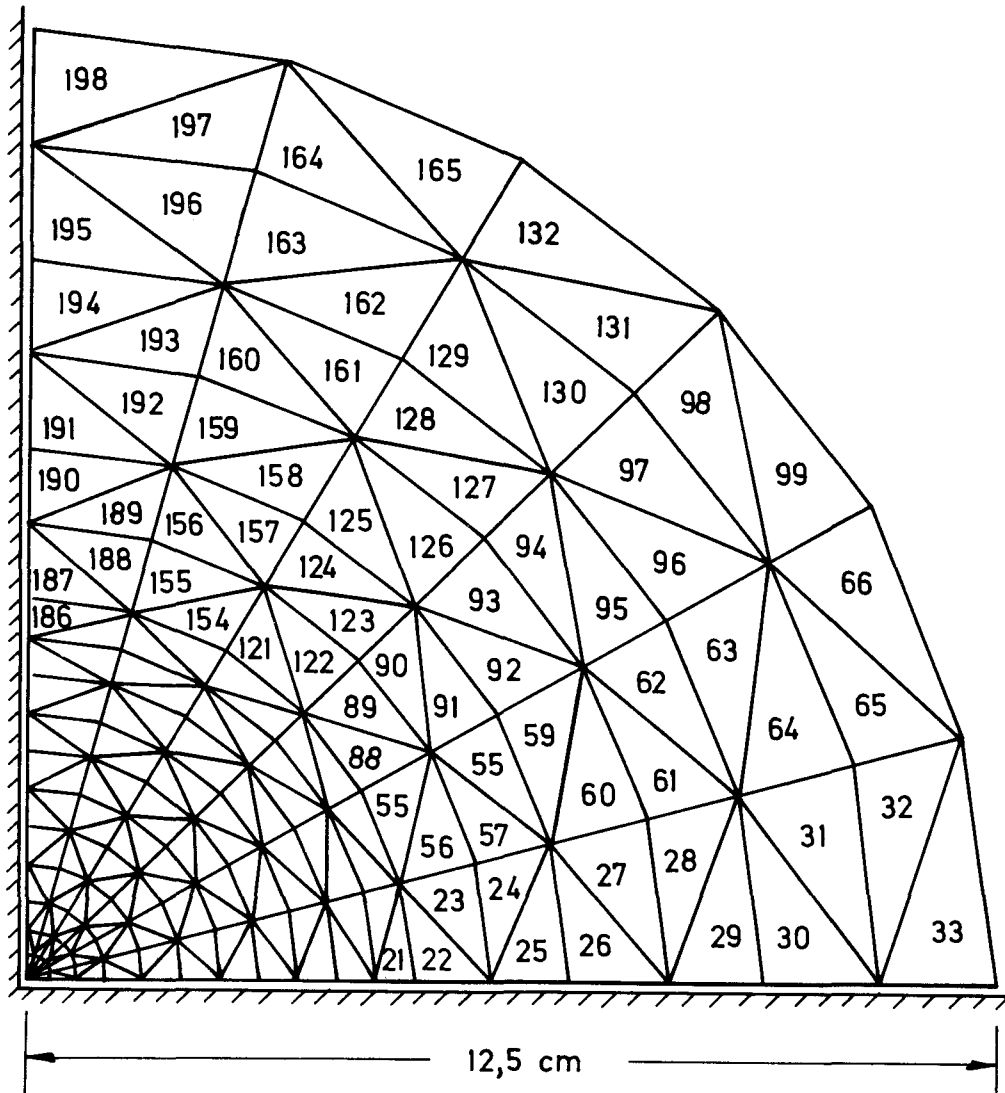
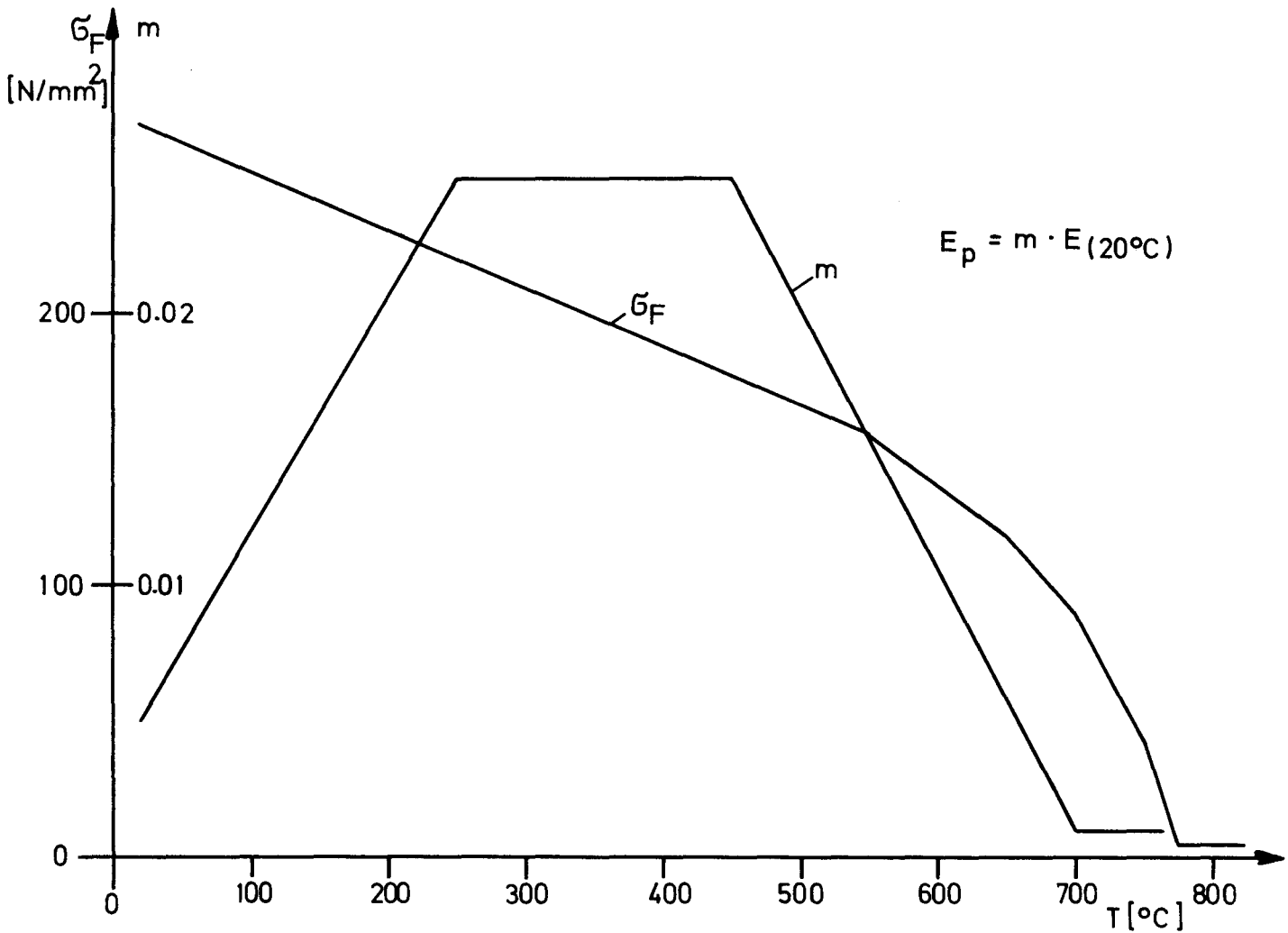
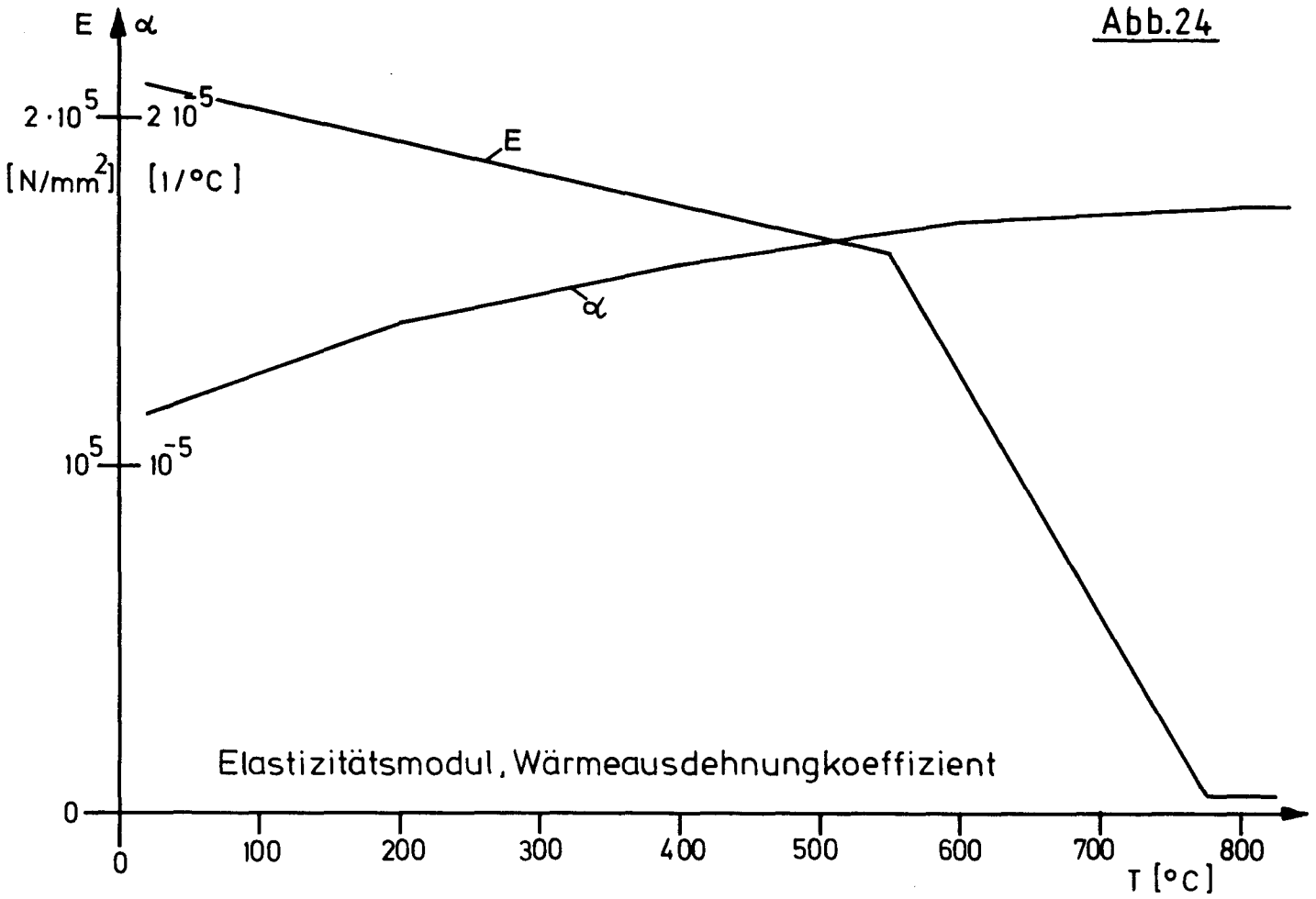


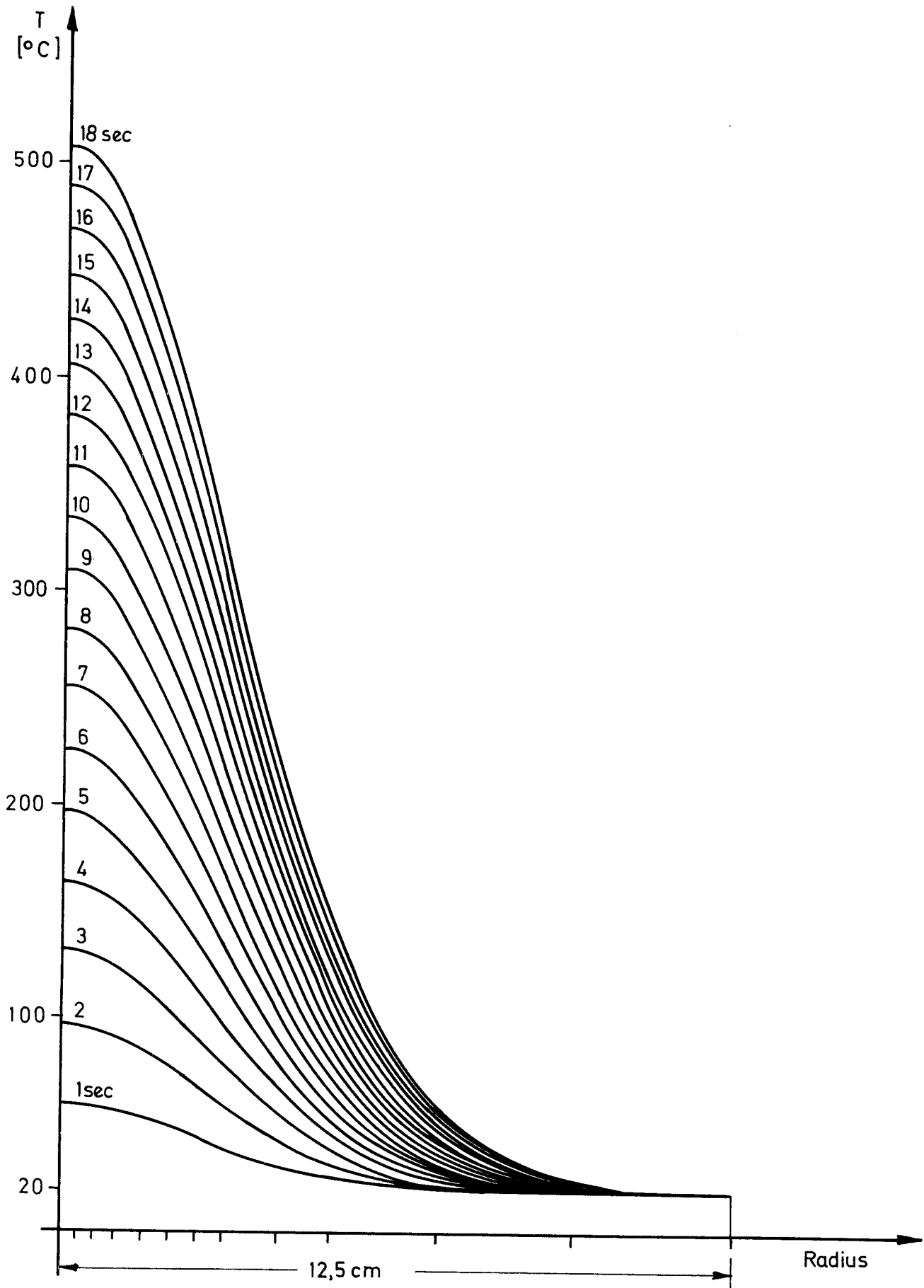
Abb. 22



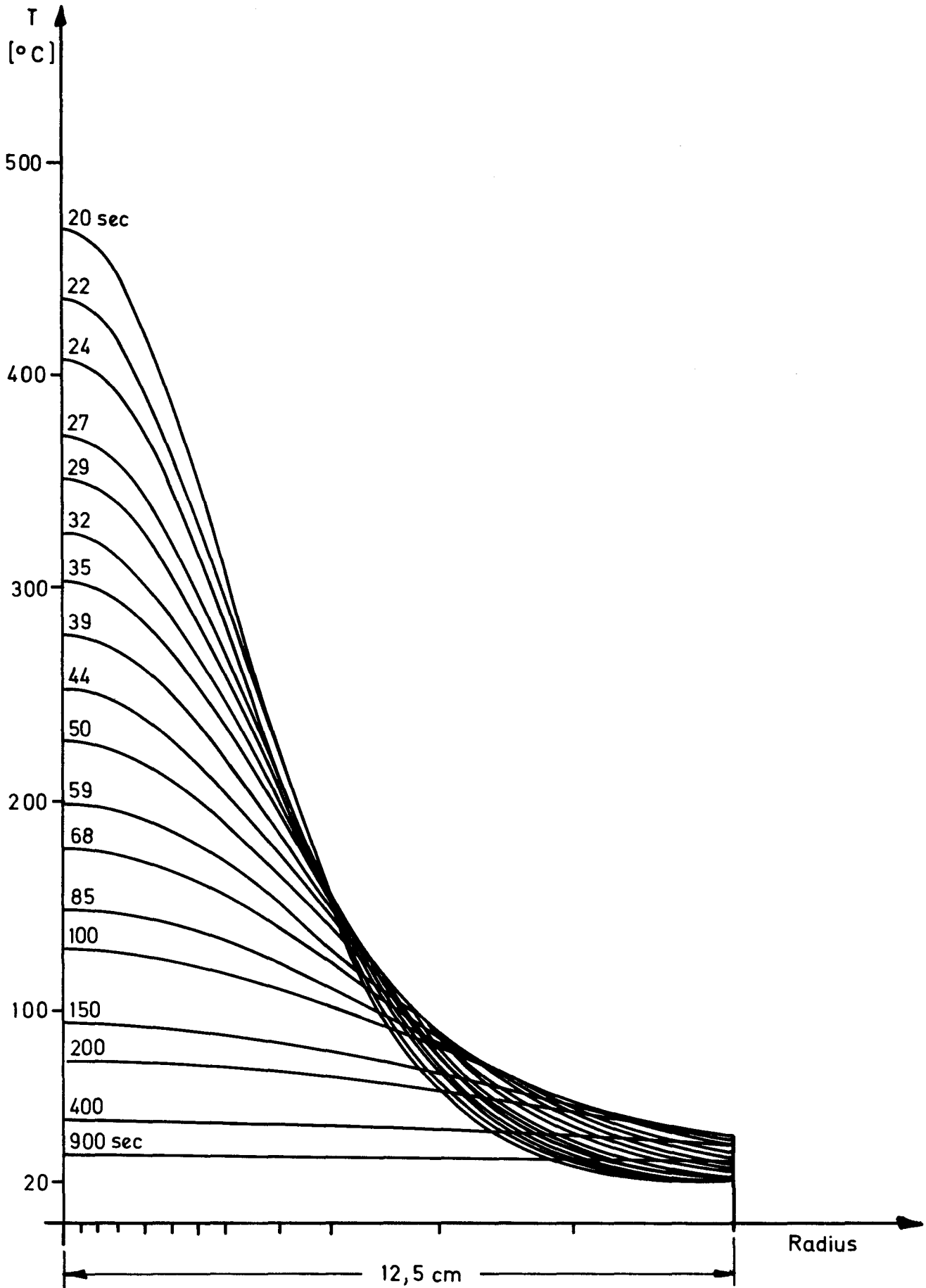
Elementeinteilung für Wärmepunktrechnungen



Fließspannung, Steigung im Verfestigungsbereich

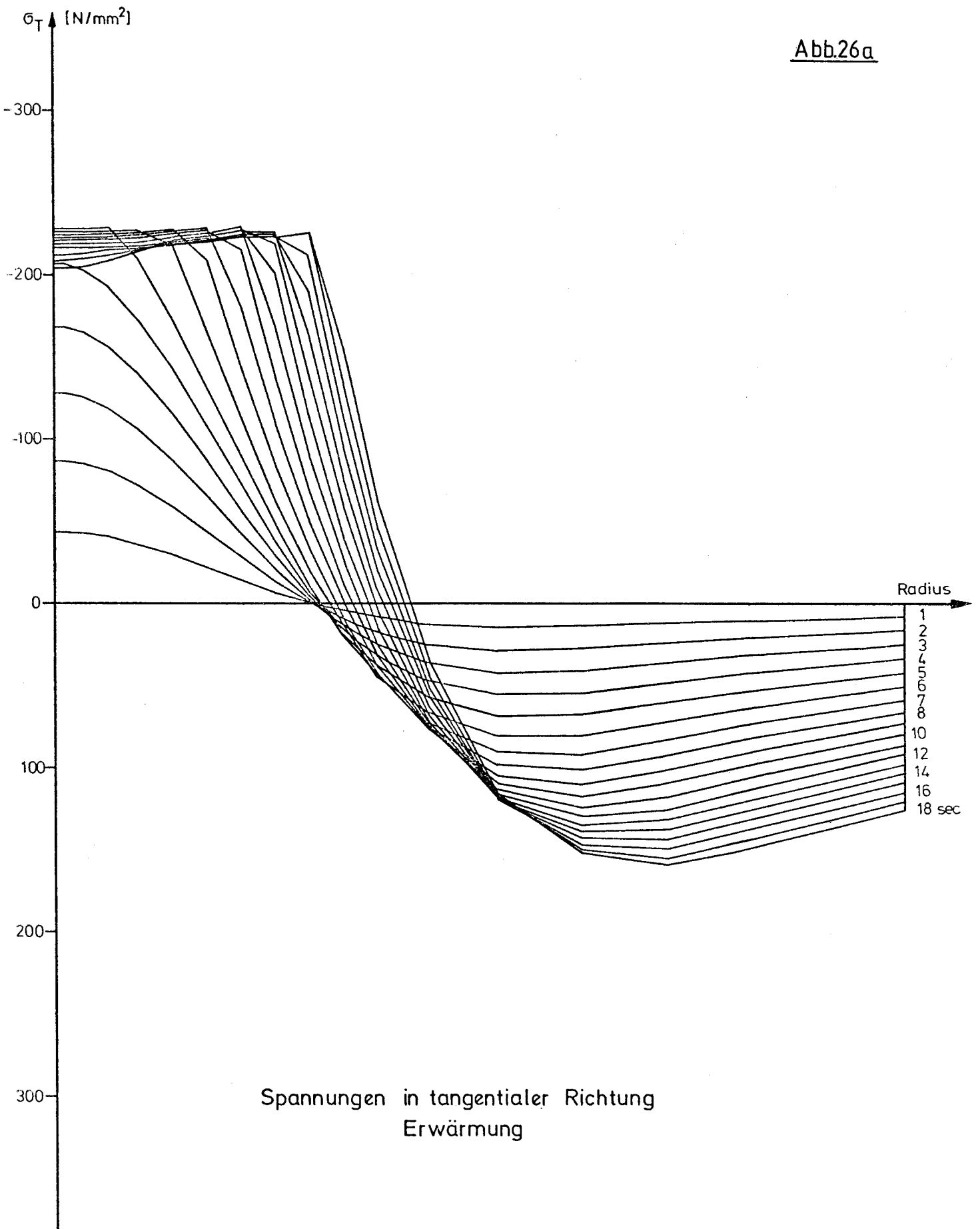


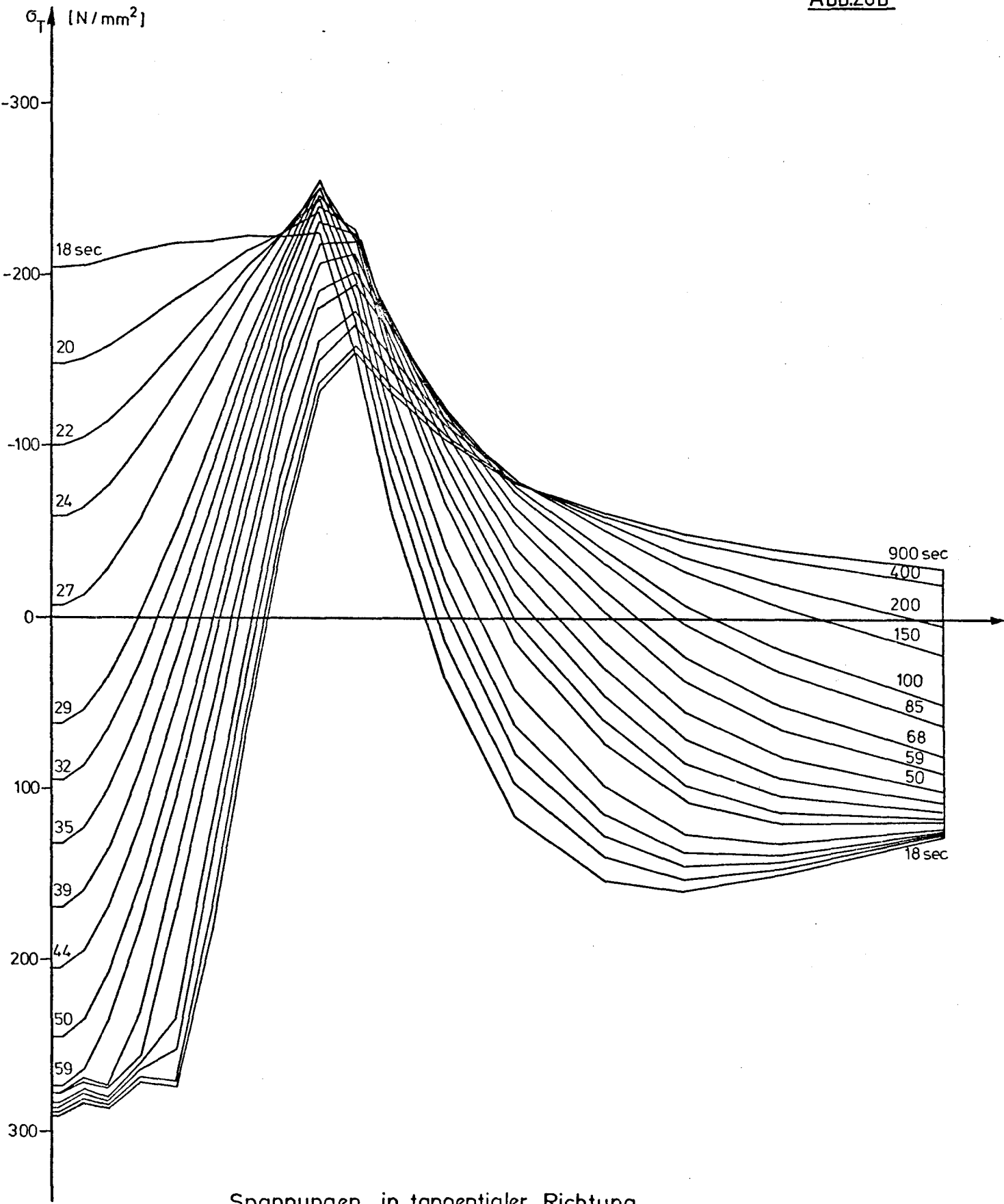
Temperaturverlauf - Erwärmung



Temperaturverlauf – Abkühlung

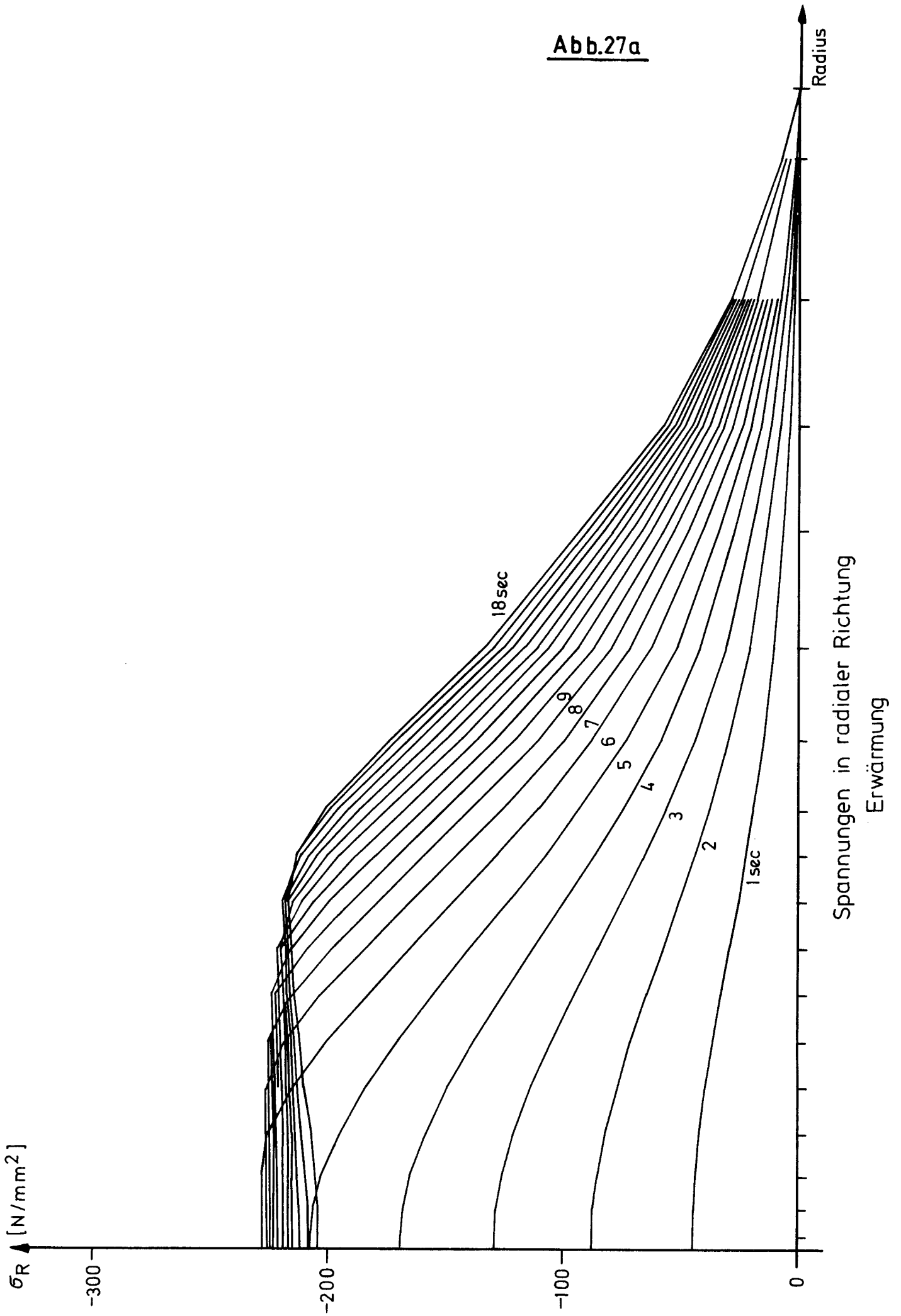
Abb.26a

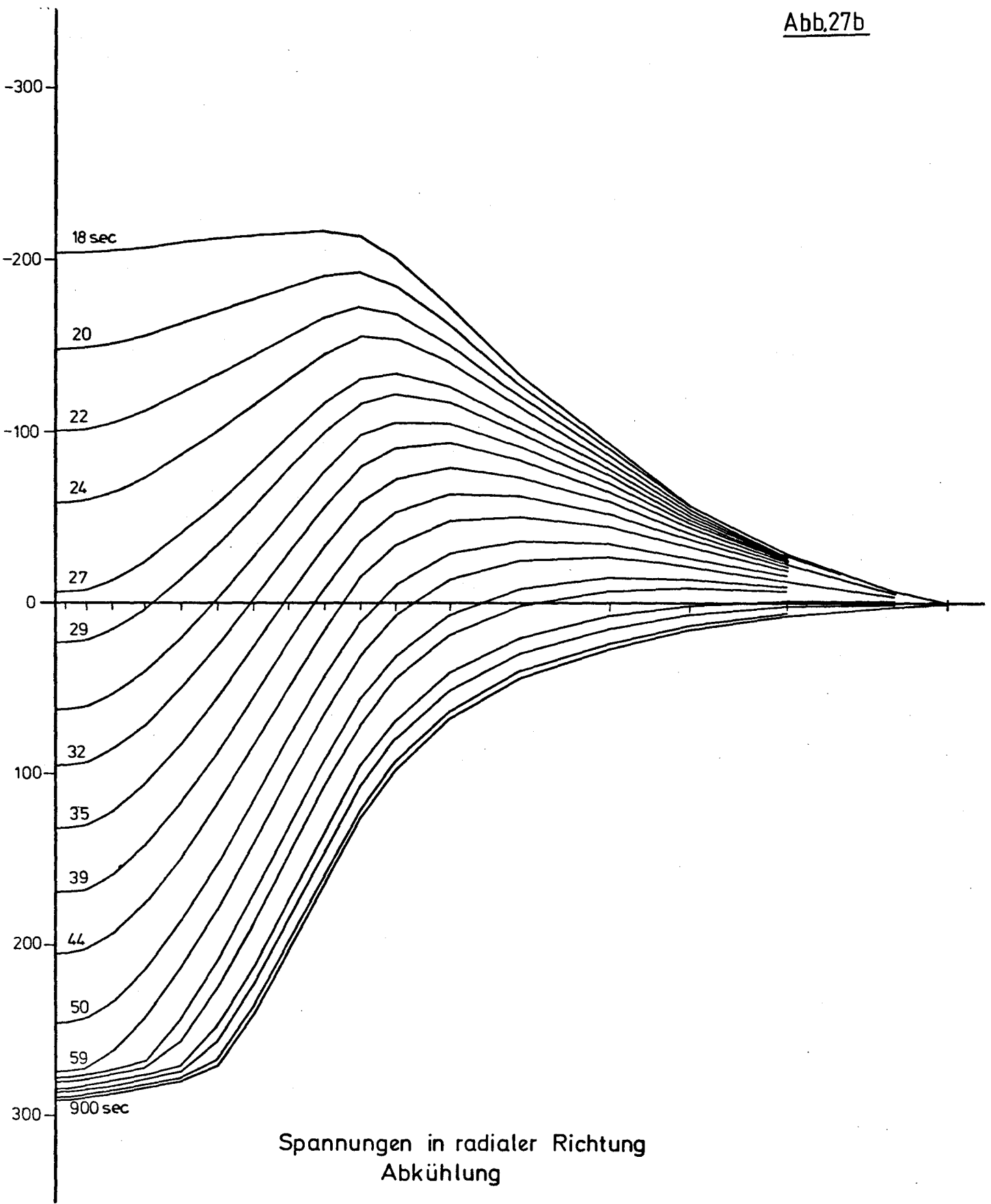


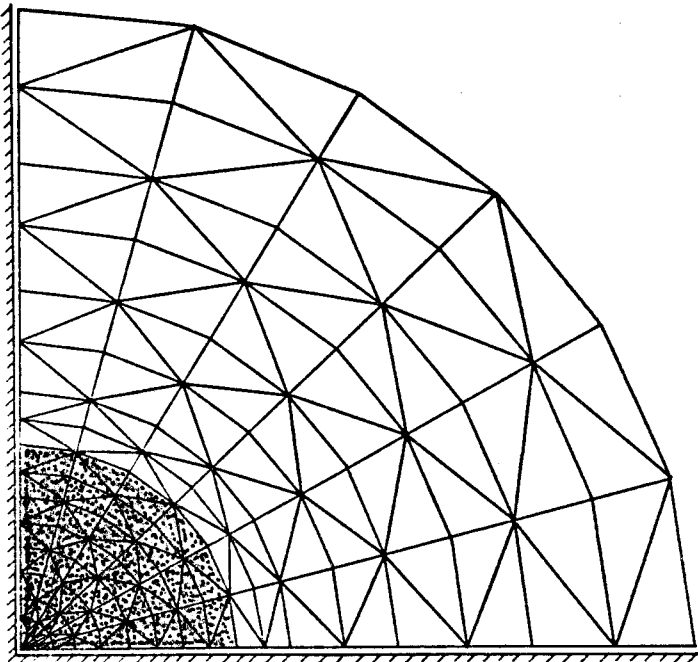


Spannungen in tangentialer Richtung
Abkühlung

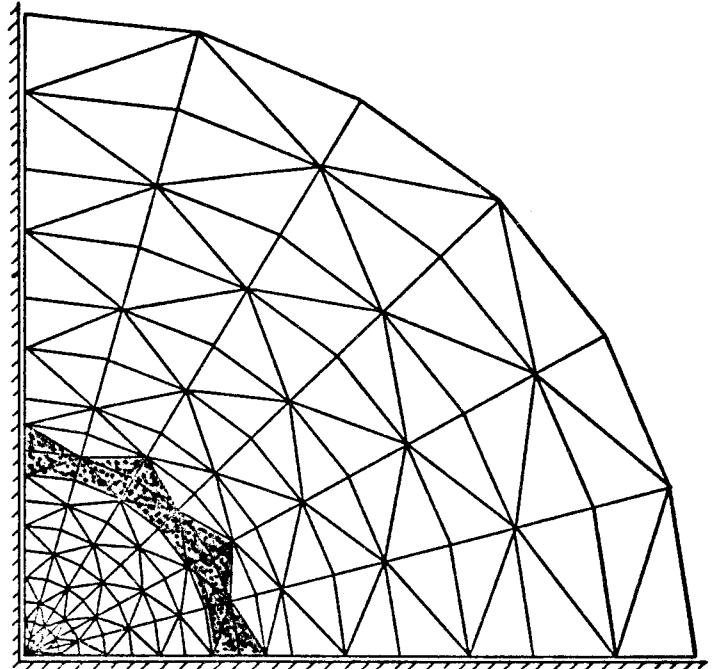
Abb.27a



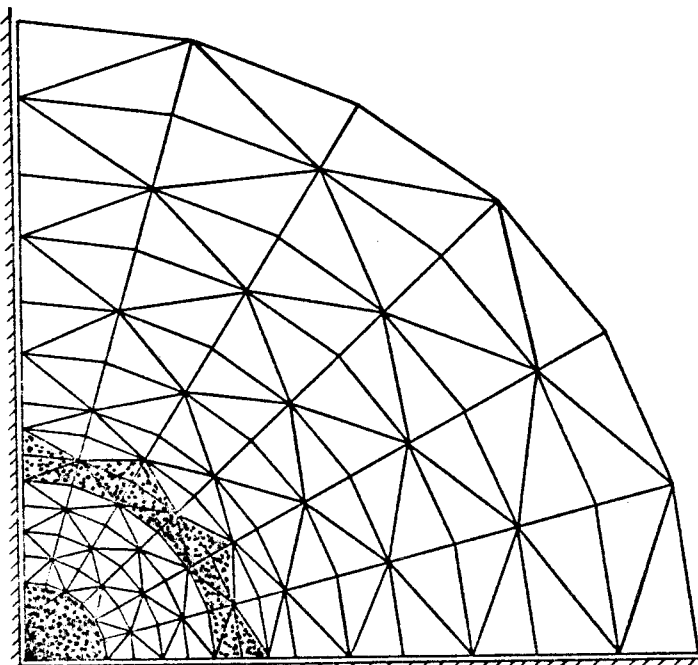




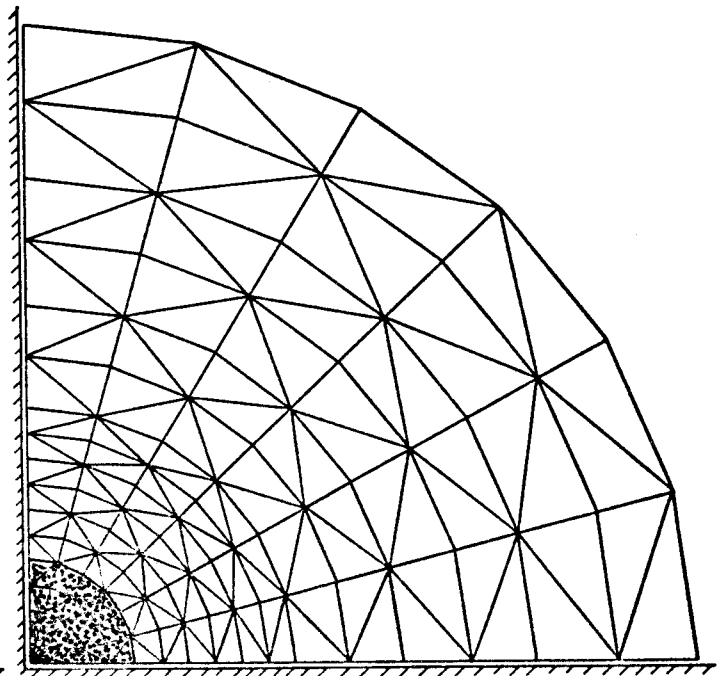
a) Erwärmungsende (18sec)



b) Abkühlung (35sec)

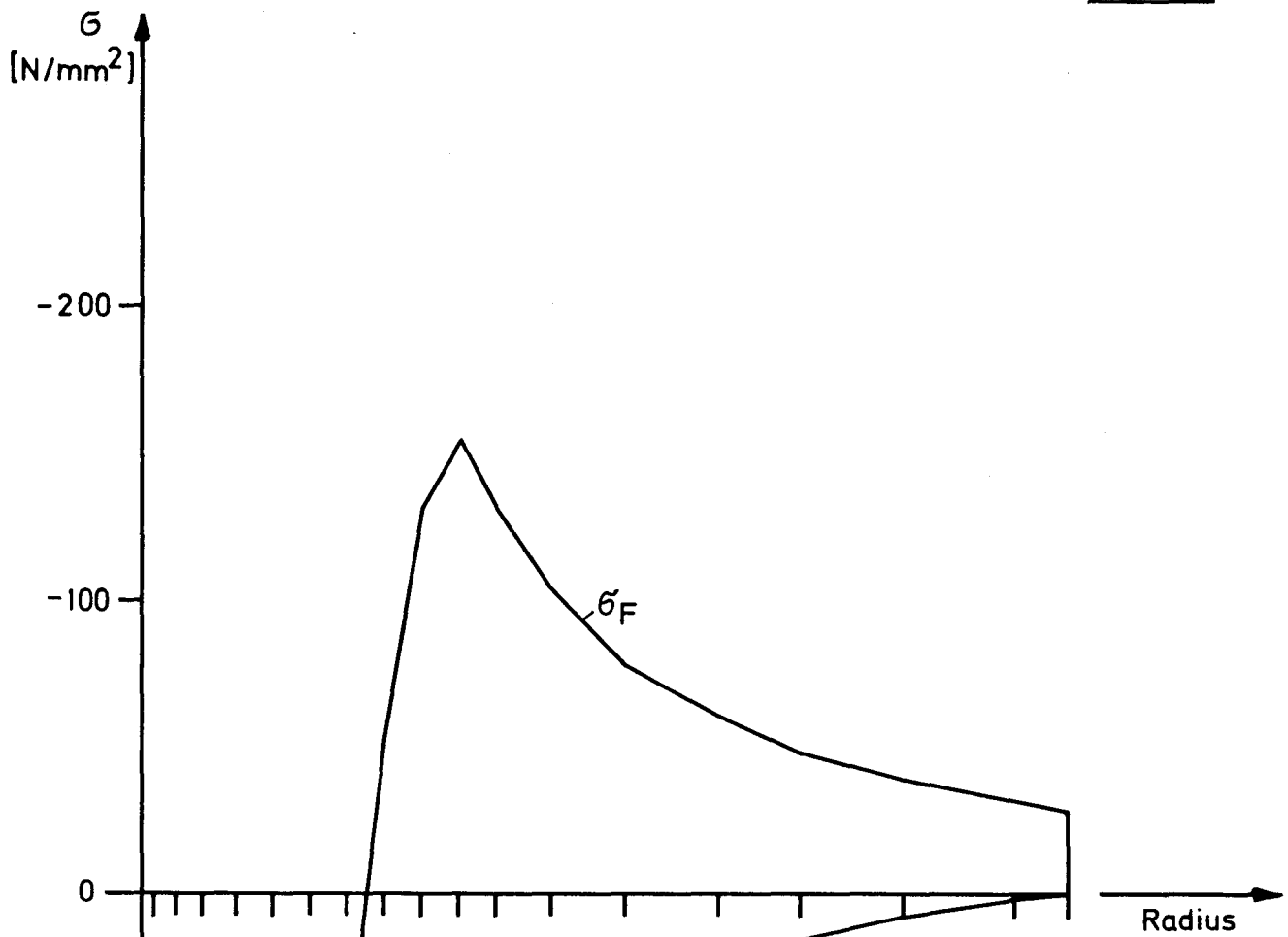


c) Abkühlung (100sec)



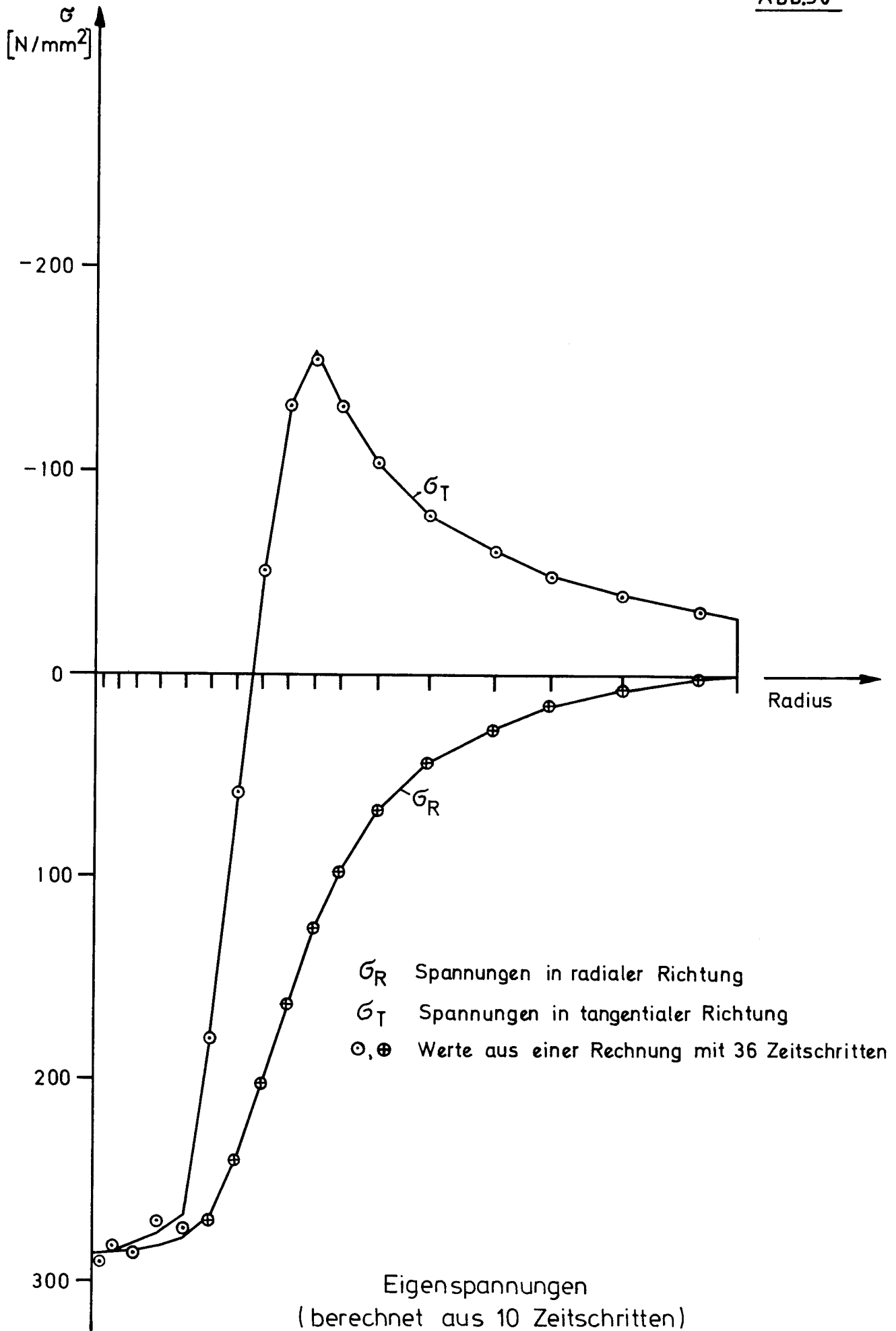
d) Raumtemperatur

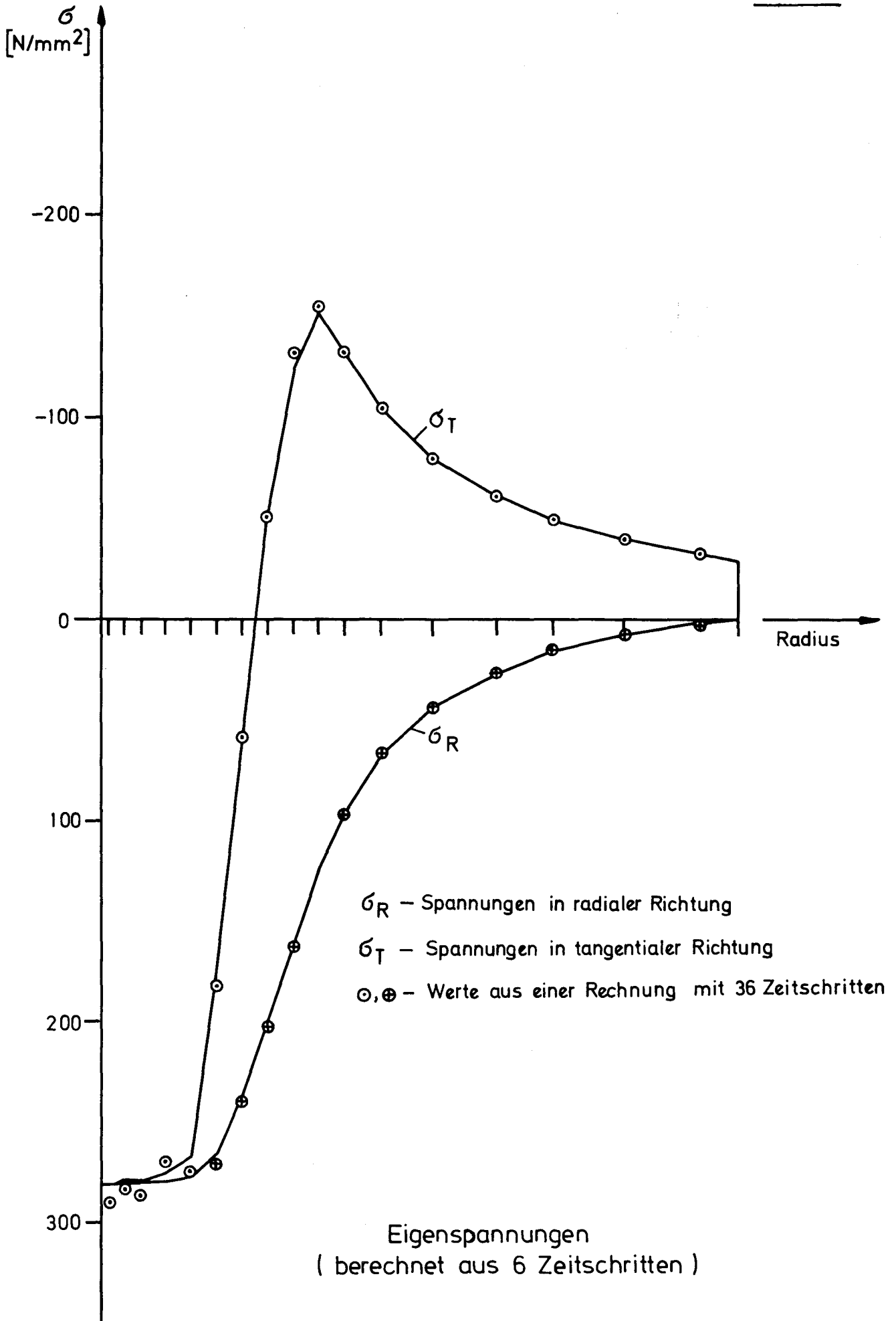
Plastische Zonen zu verschiedenen Zeitpunkten

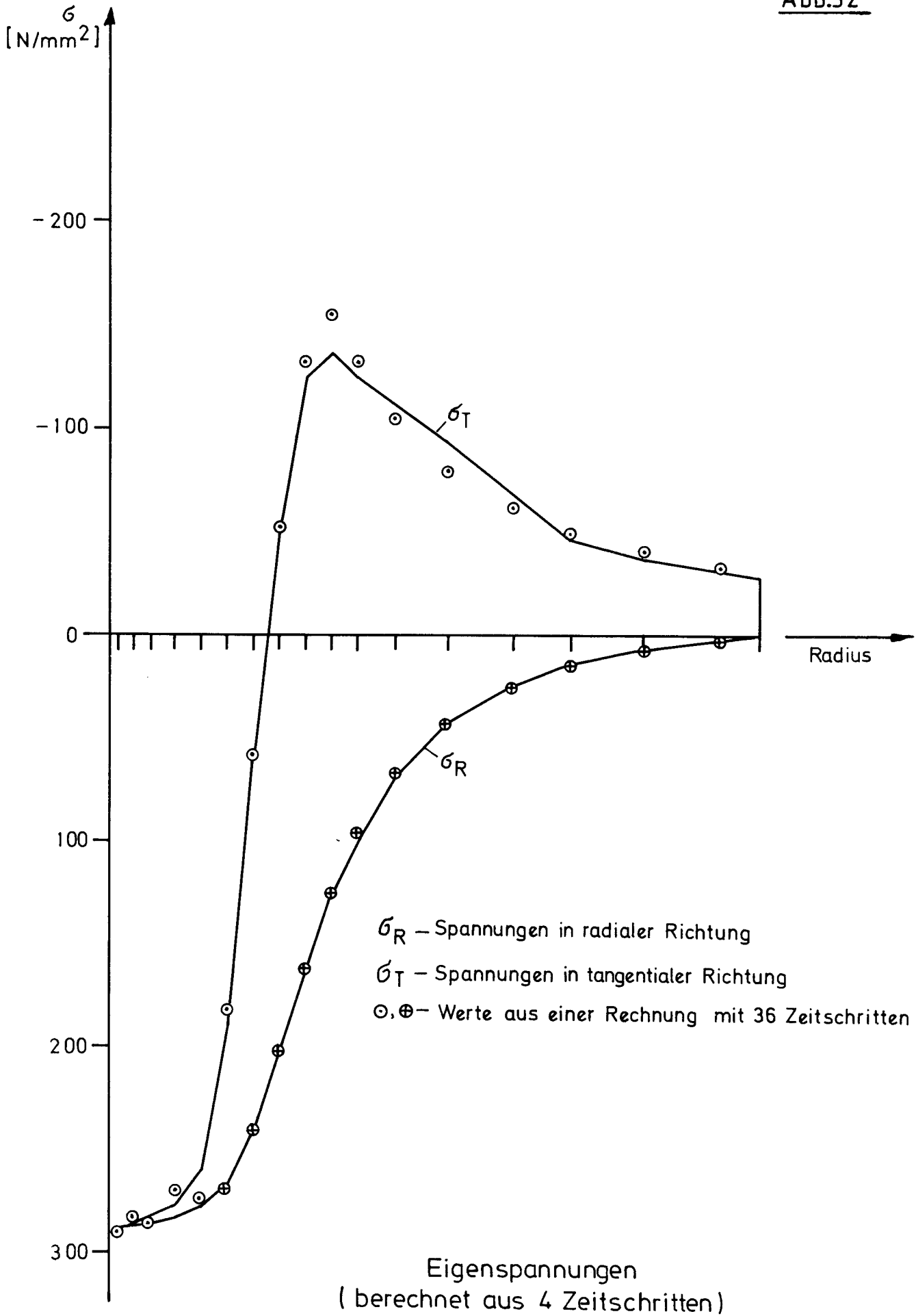


$\tilde{\sigma}_R$ - Spannungen in radialer Richtung
 $\tilde{\sigma}_T$ - Spannungen in tangentialer Richtung

Eigenspannungen
 (berechnet aus 36 Zeitschritten)







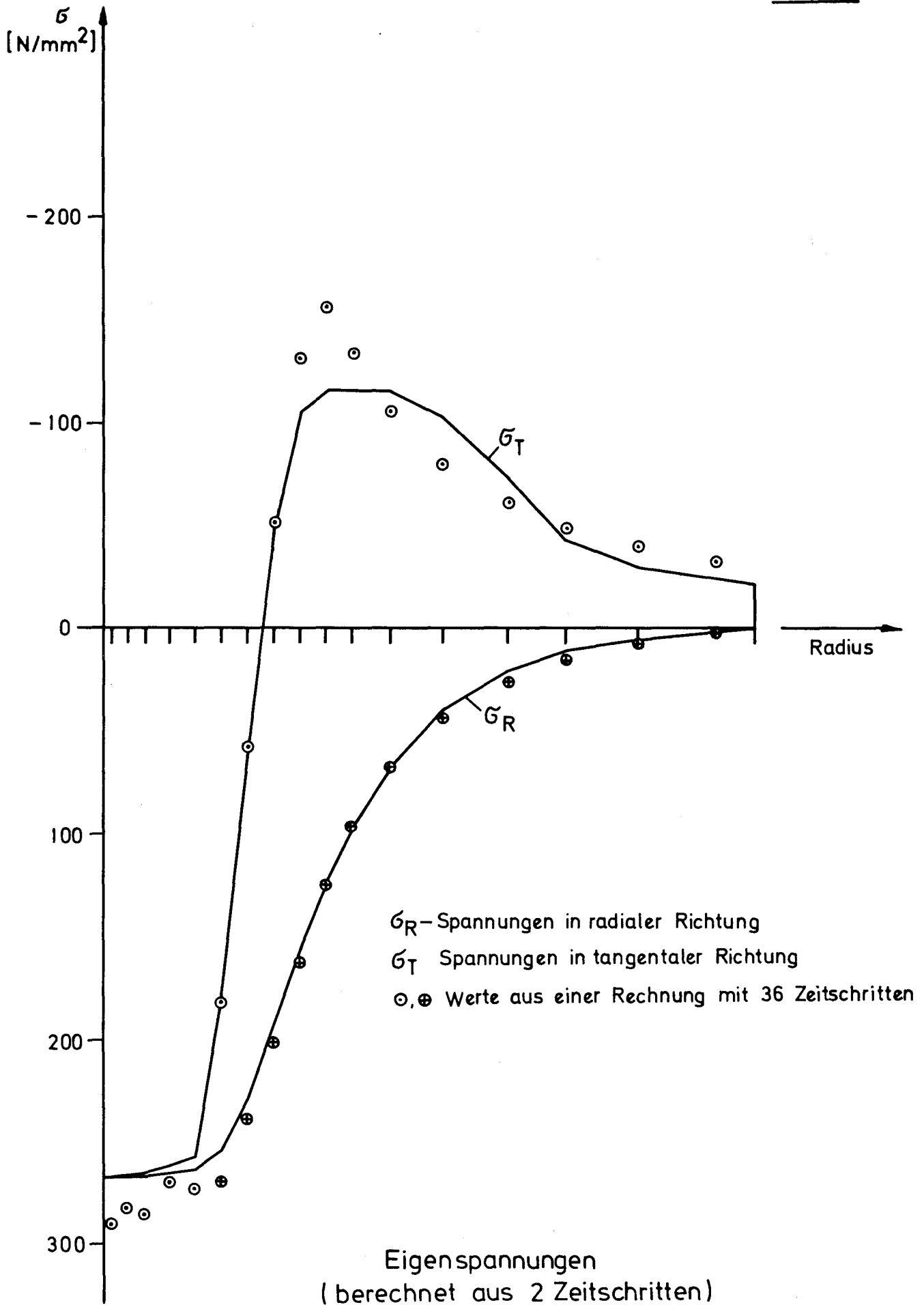


Abb.34

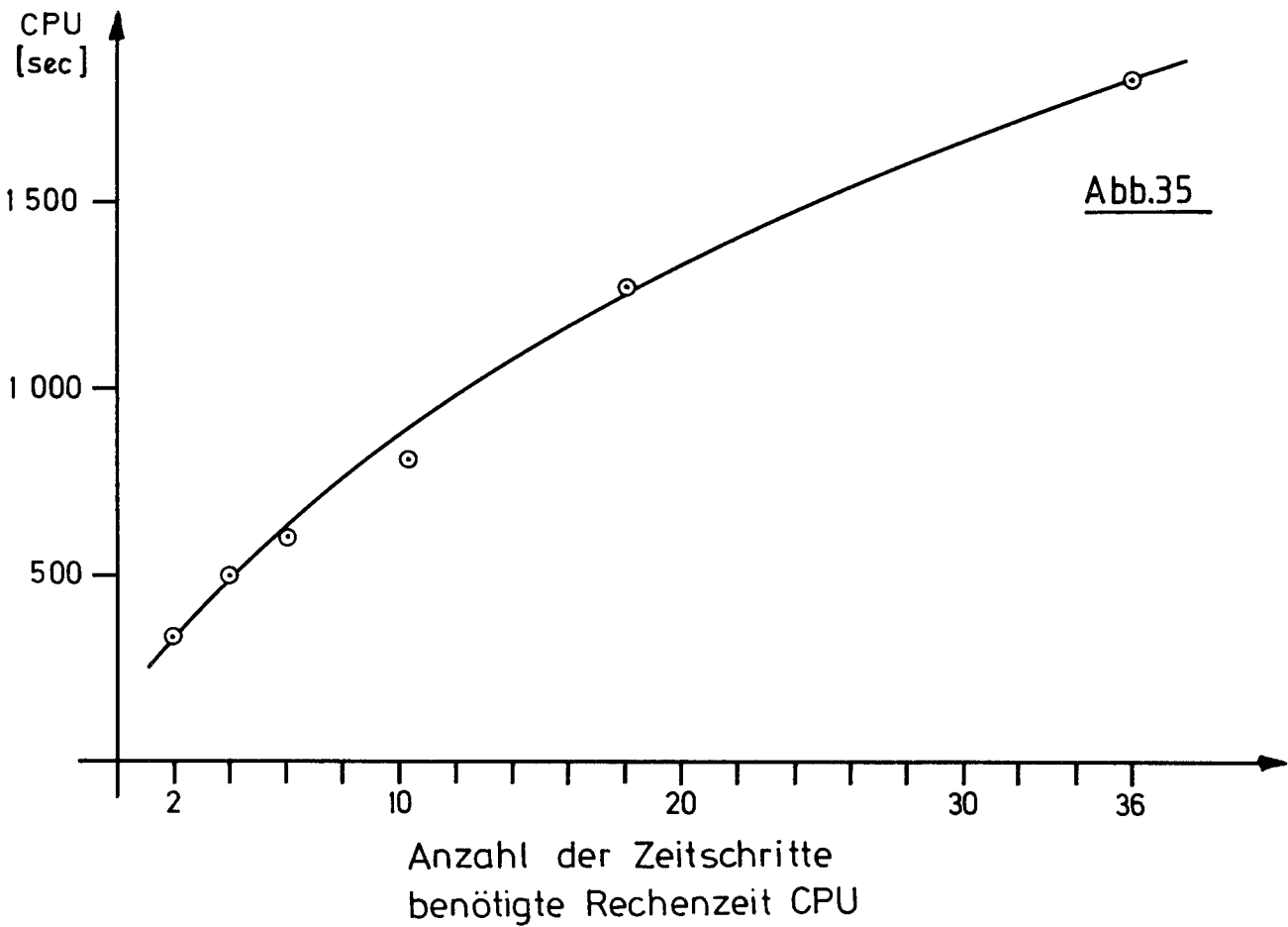
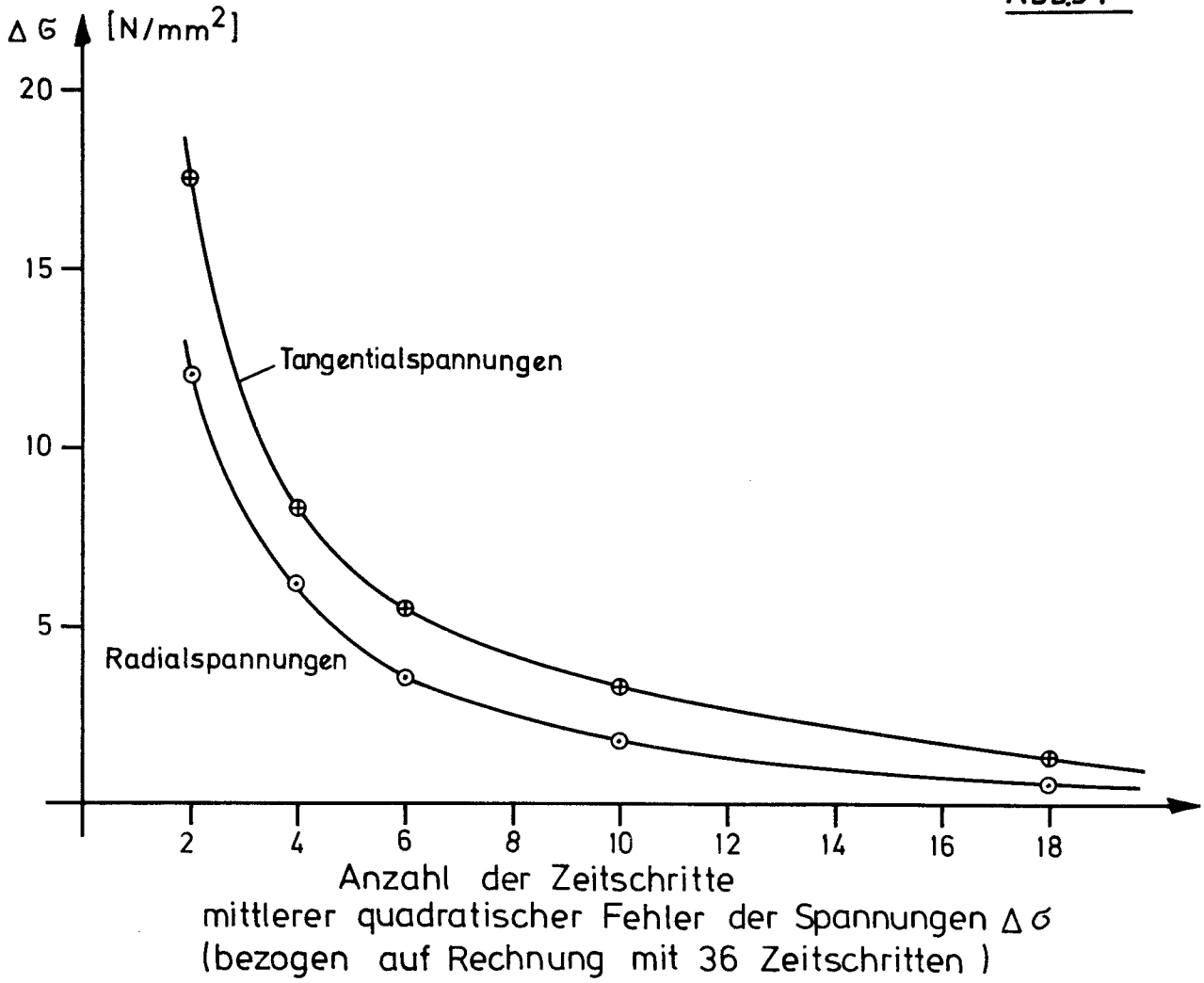
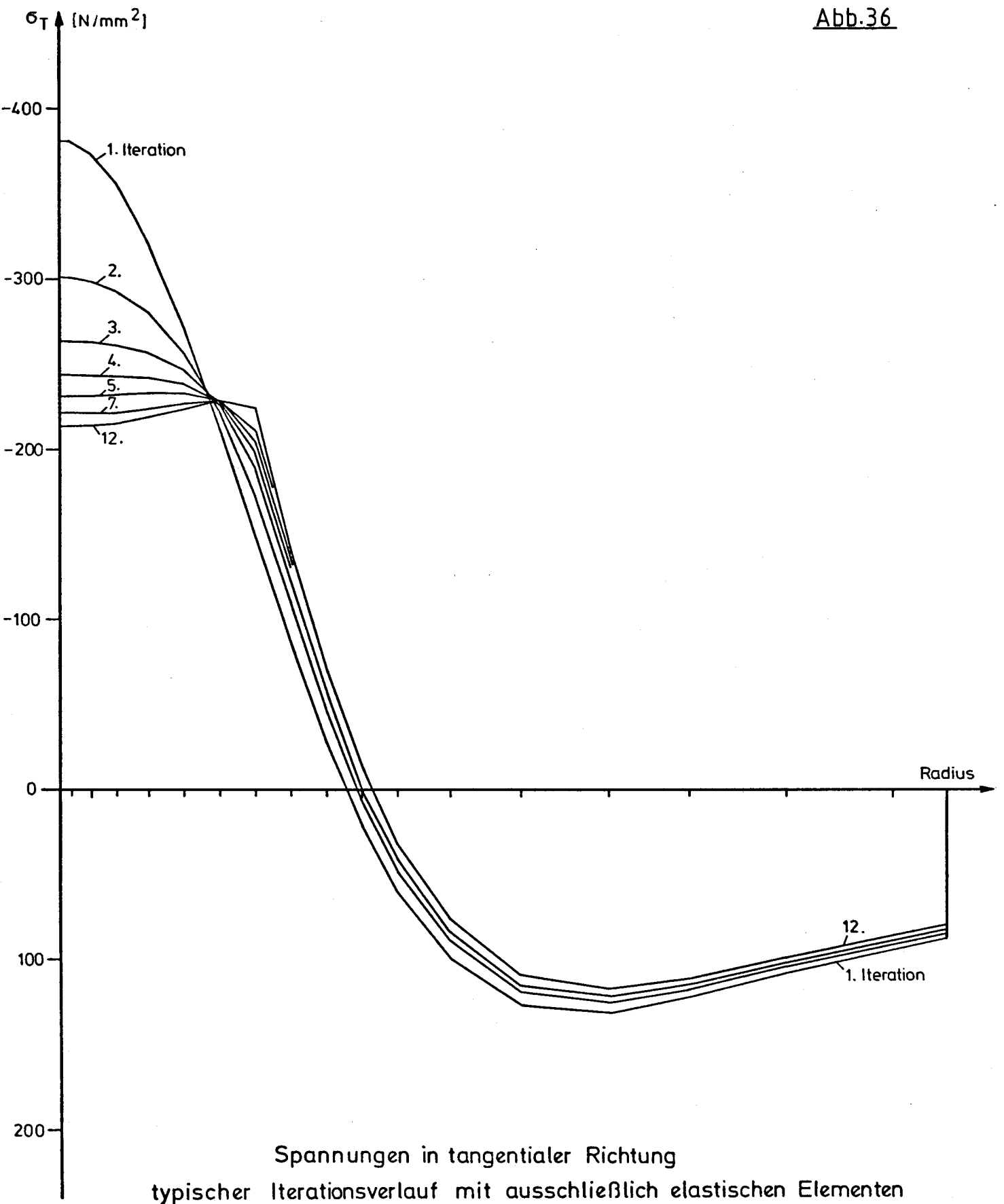
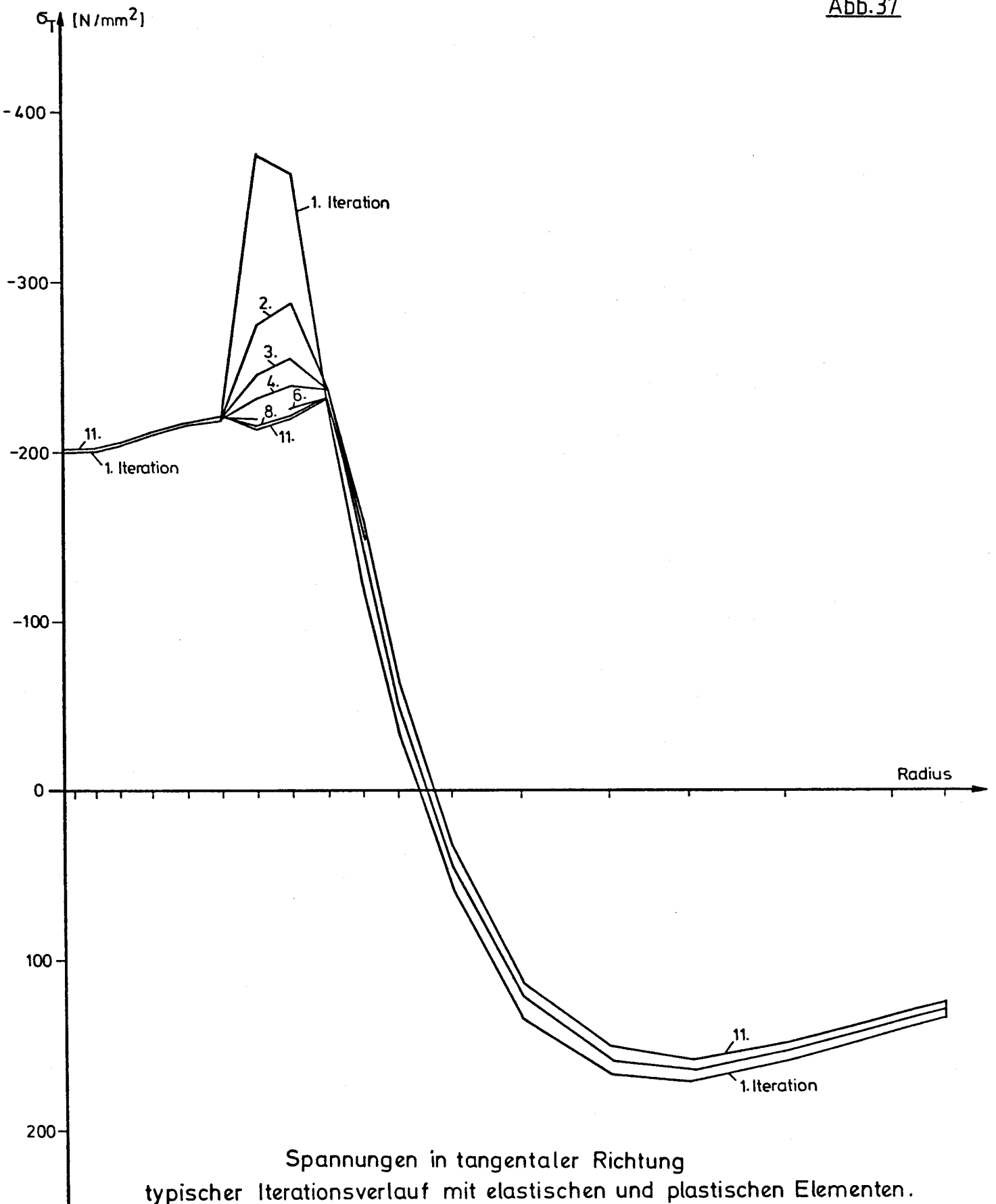


Abb.35

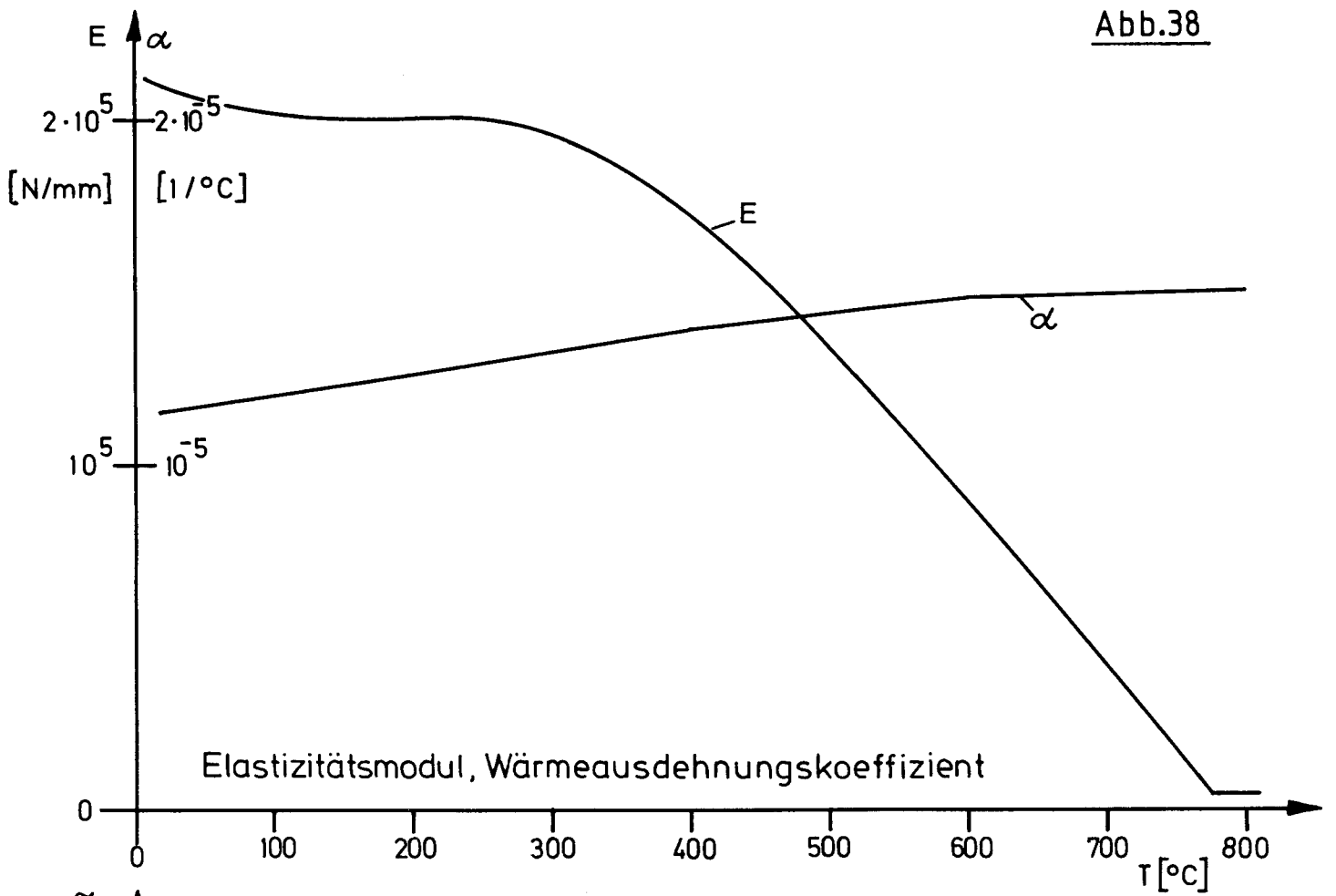


Spannungen in tangentialer Richtung
typischer Iterationsverlauf mit ausschließlich elastischen Elementen

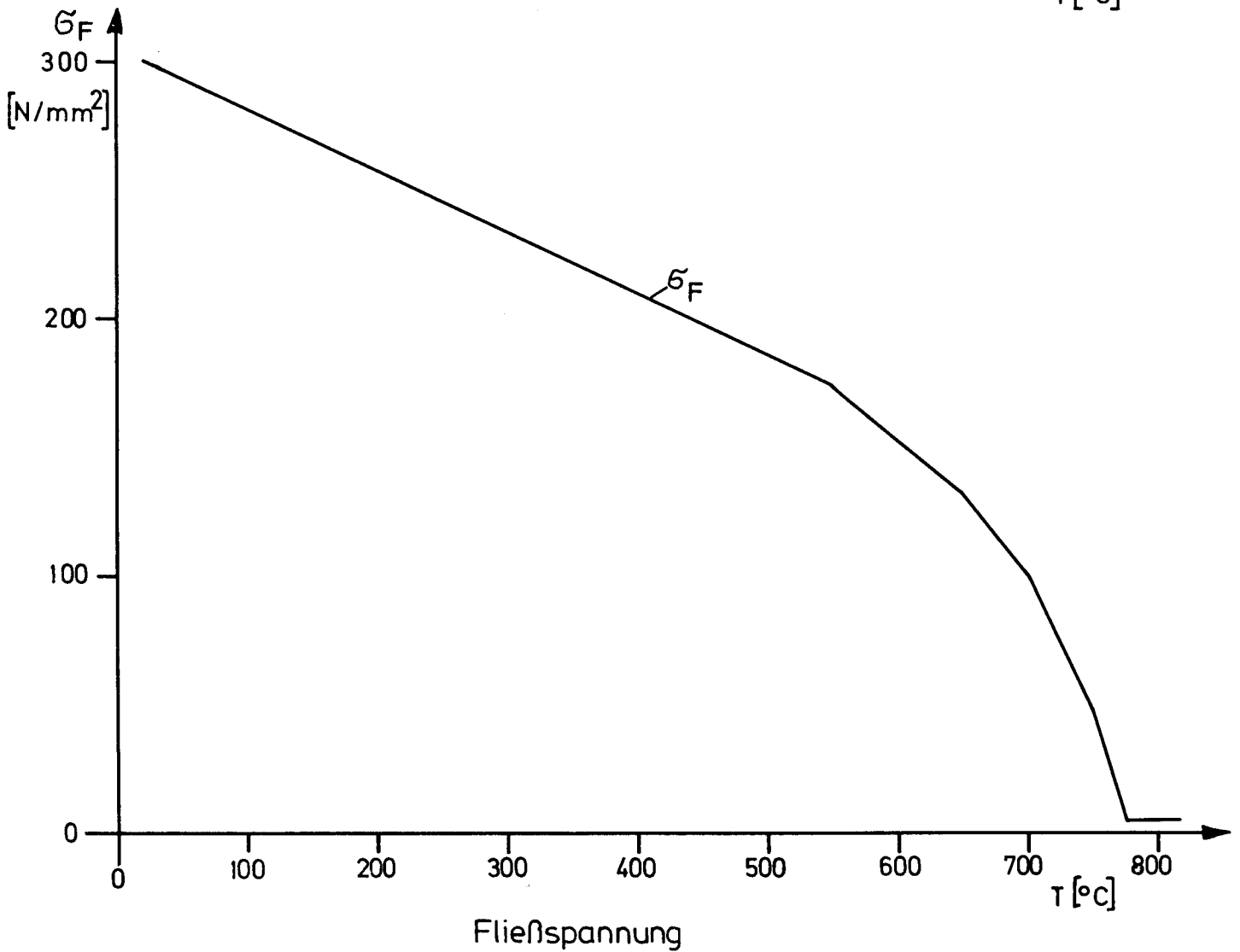


Spannungen in tangentialer Richtung
 typischer Iterationsverlauf mit elastischen und plastischen Elementen.

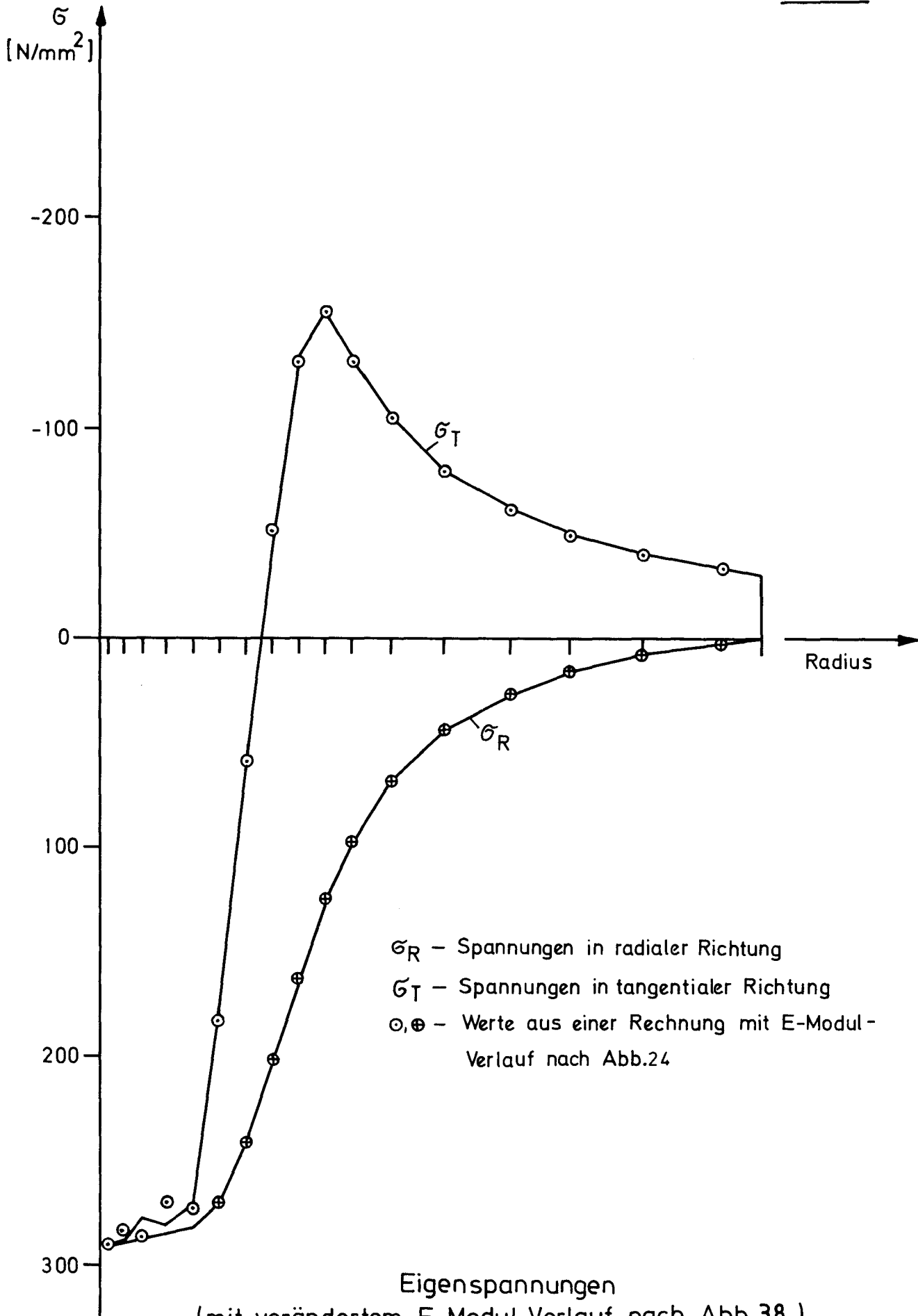
Abb.38

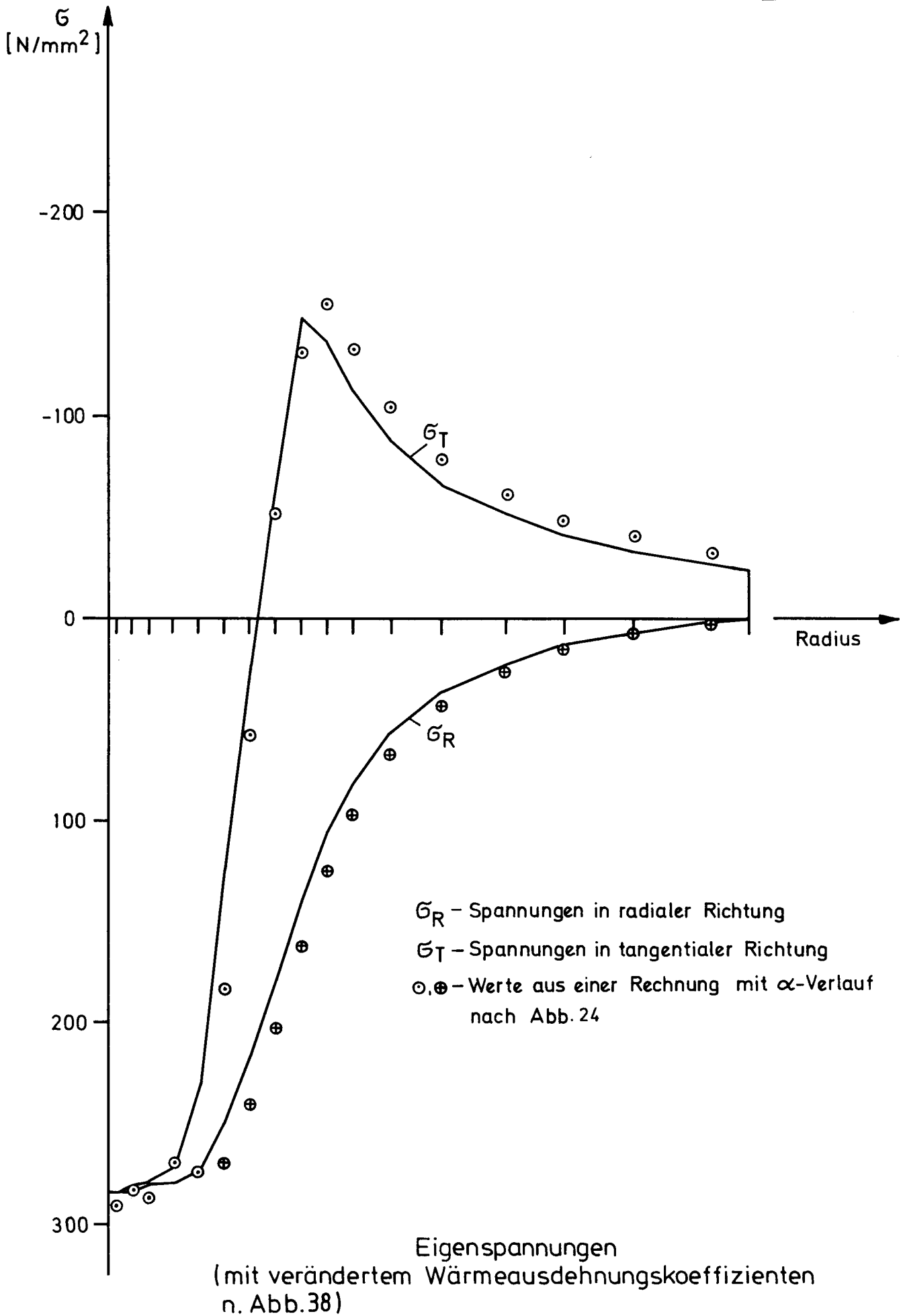


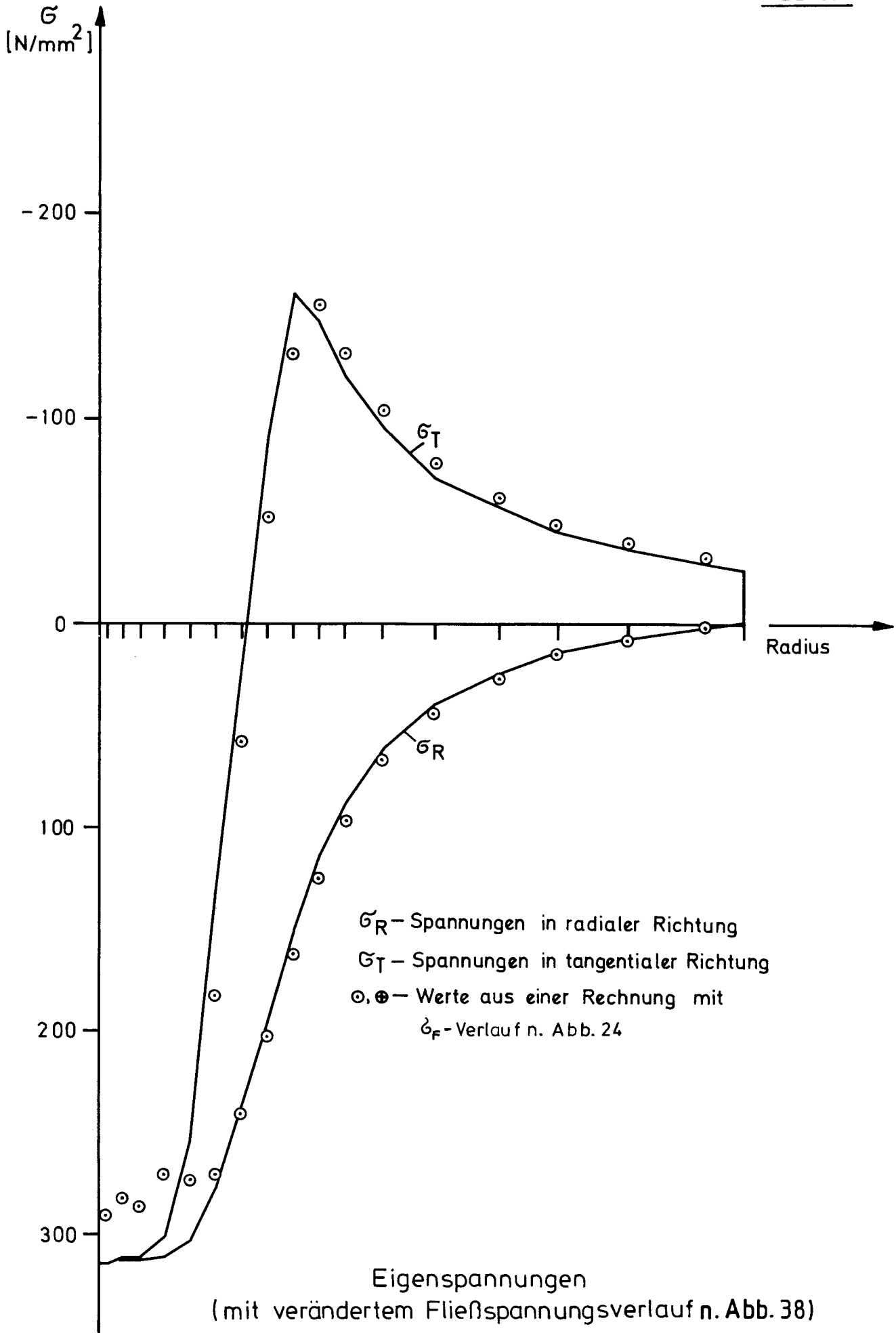
Elastizitätsmodul, Wärmeausdehnungskoeffizient



Fließspannung







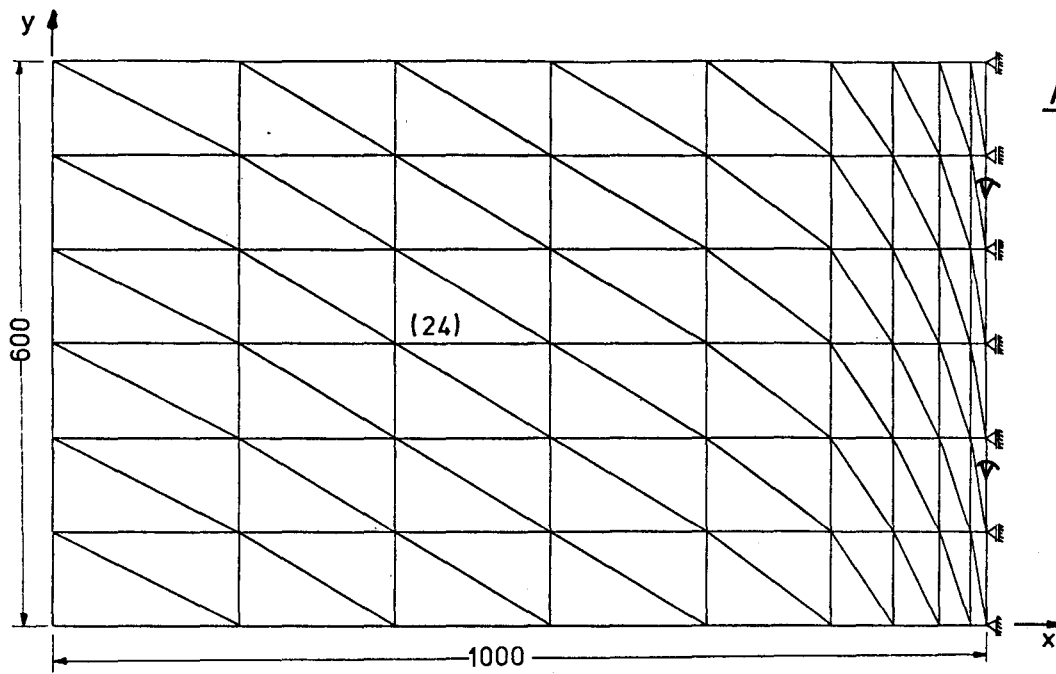


Abb.42

Netzeinteilung

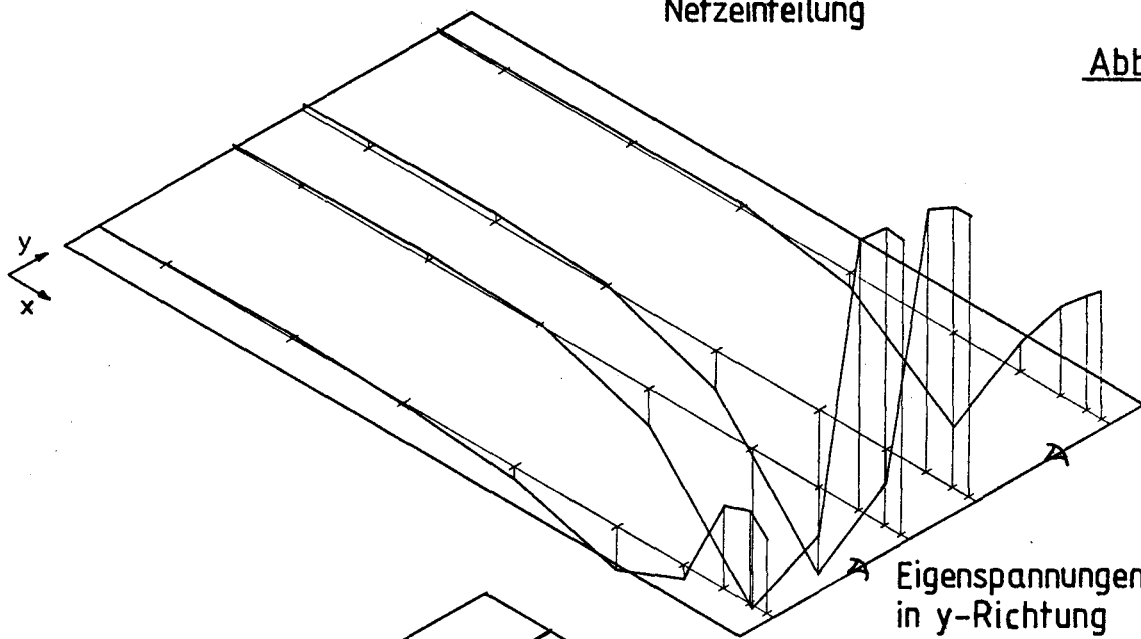


Abb.43a

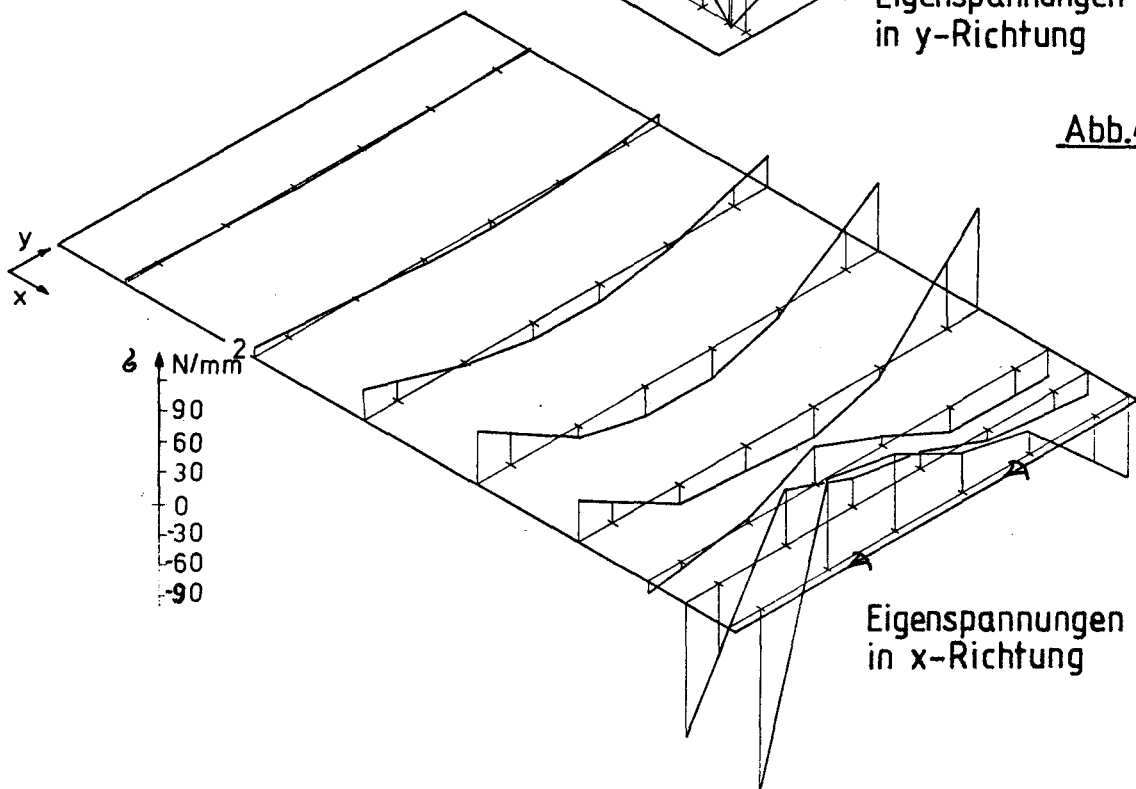


Abb.43b

Abb.44a

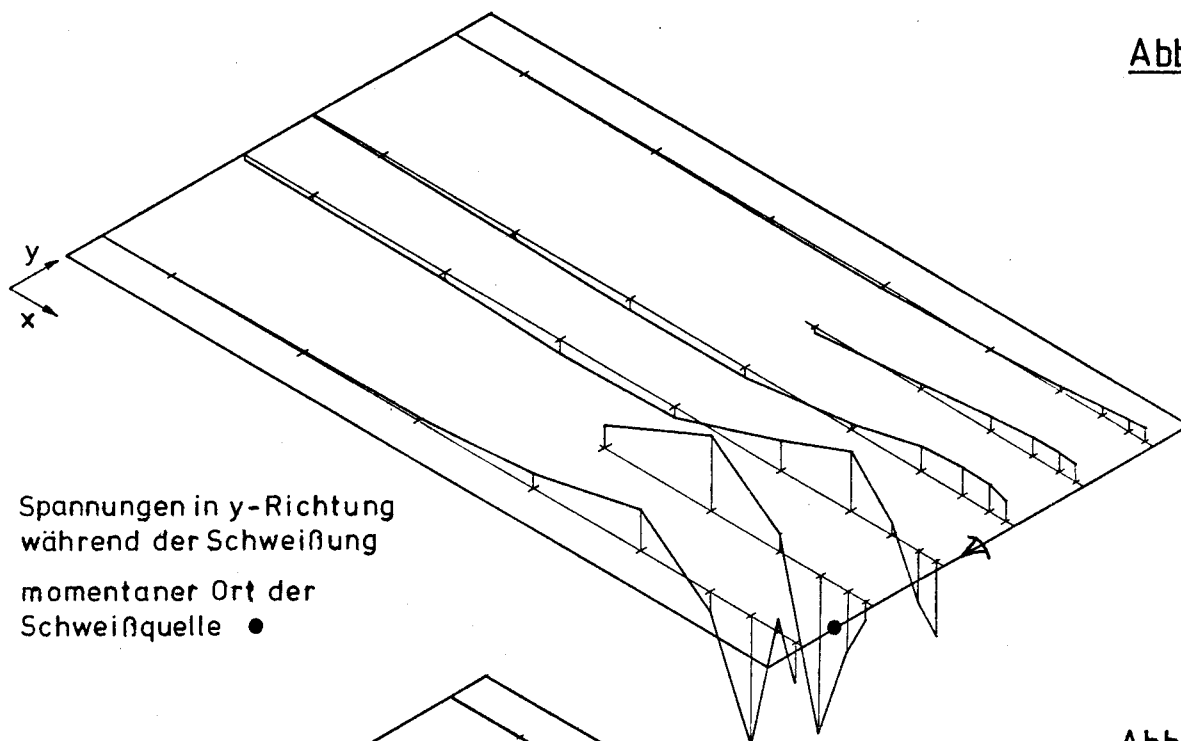


Abb.44b

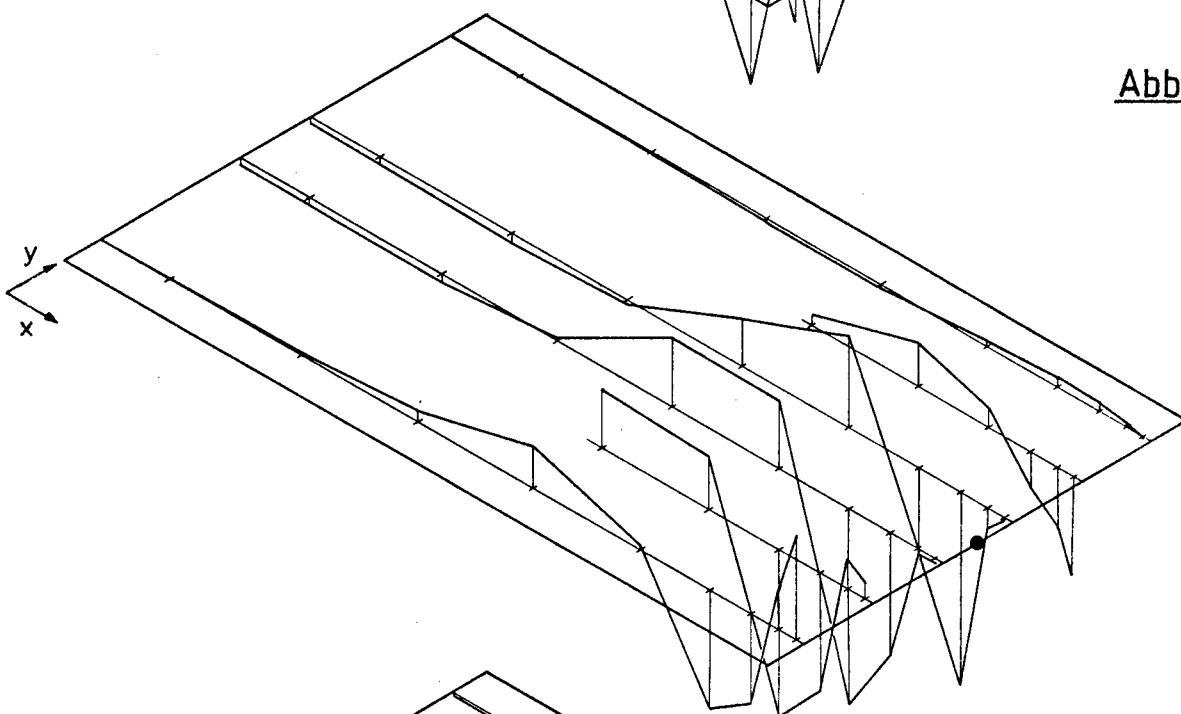


Abb.44c

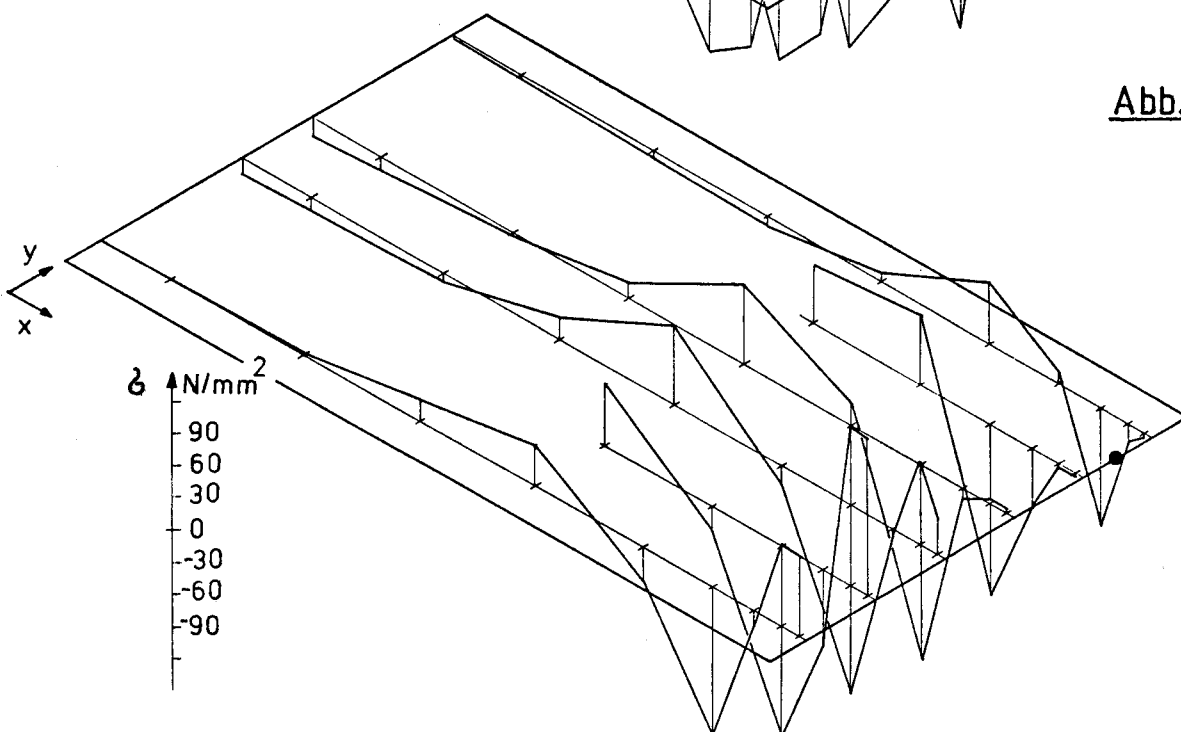


Abb.45a

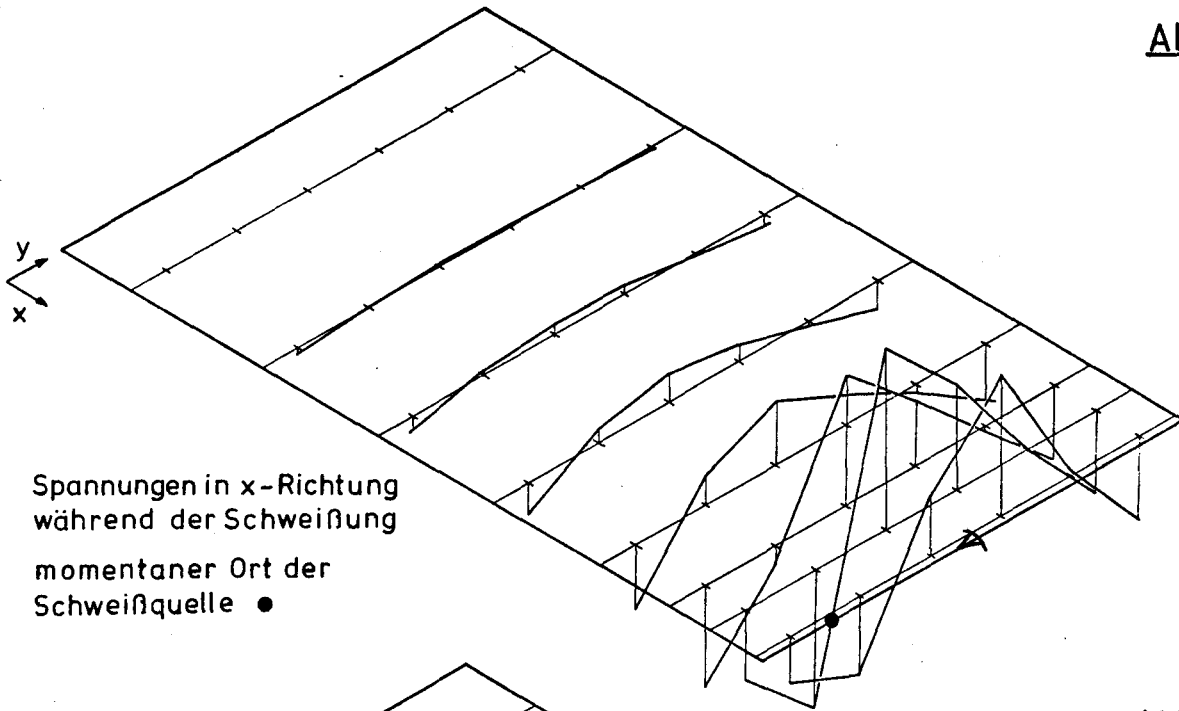


Abb.45b

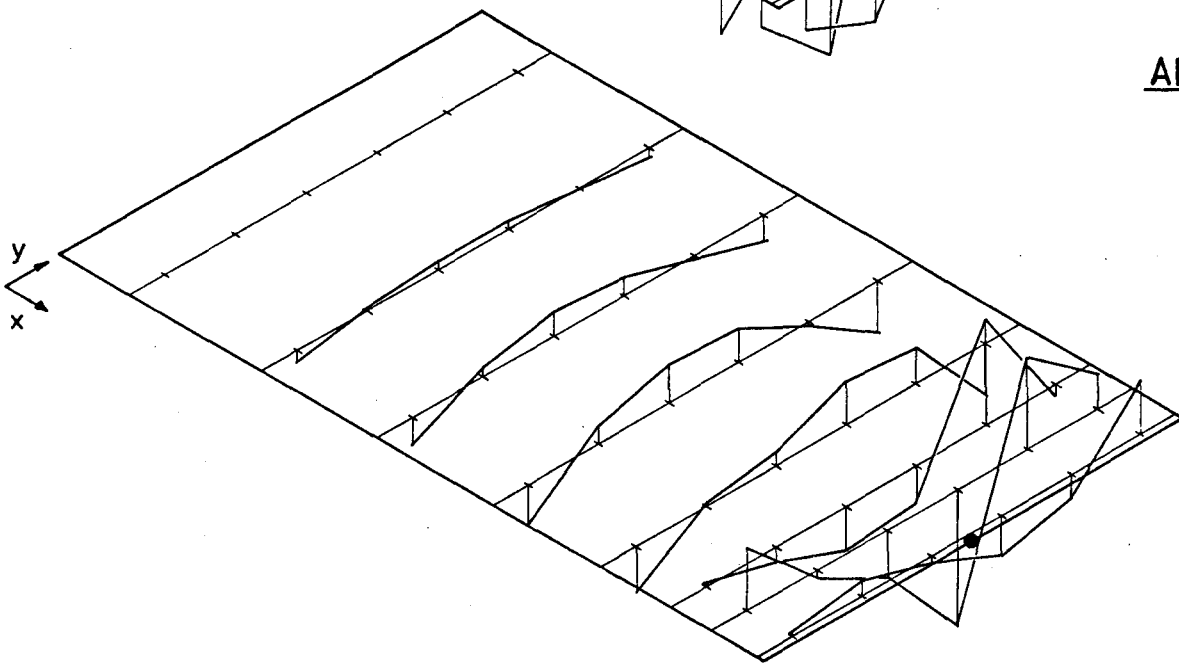


Abb.45c

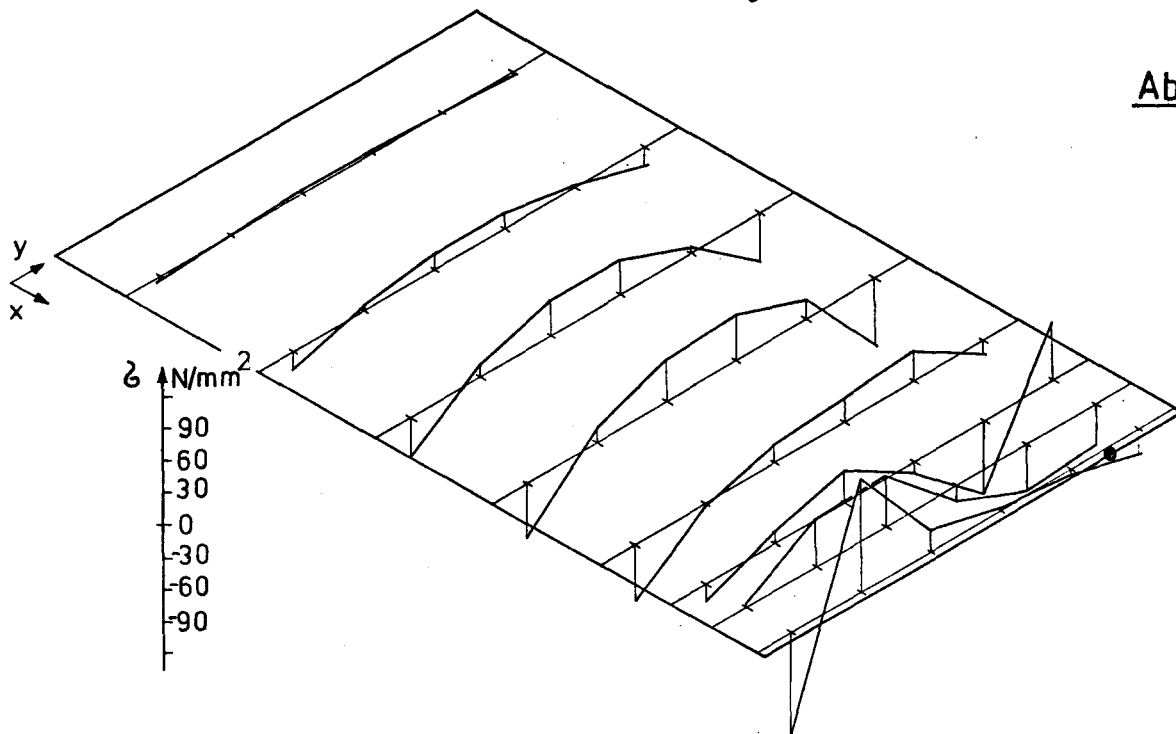
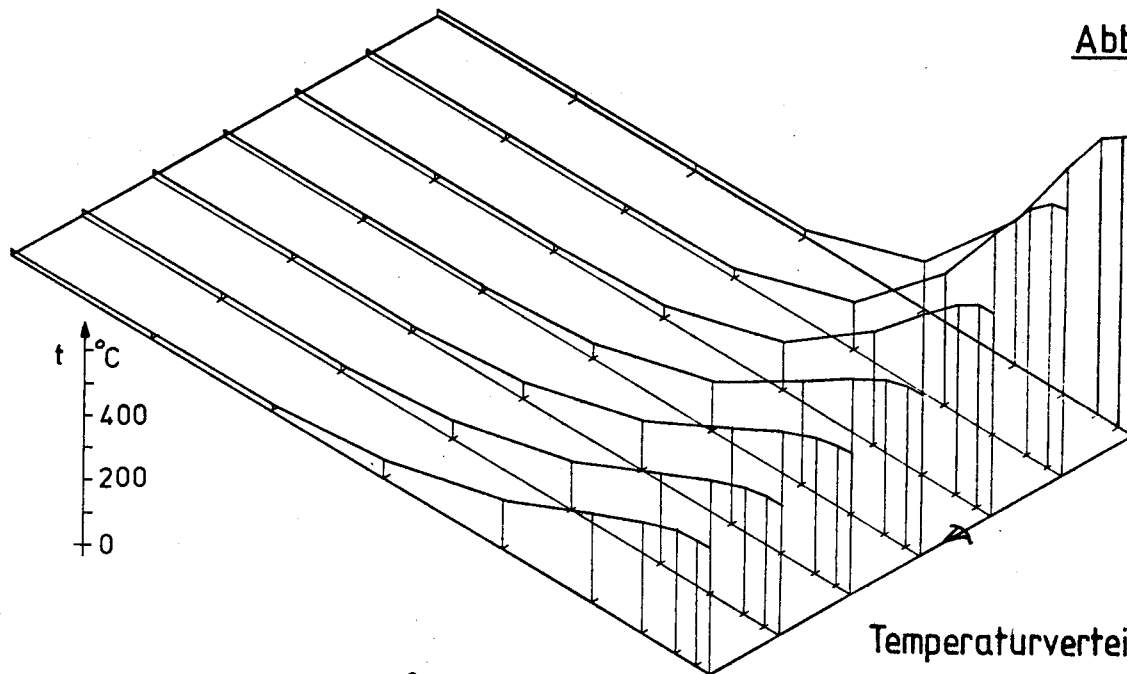
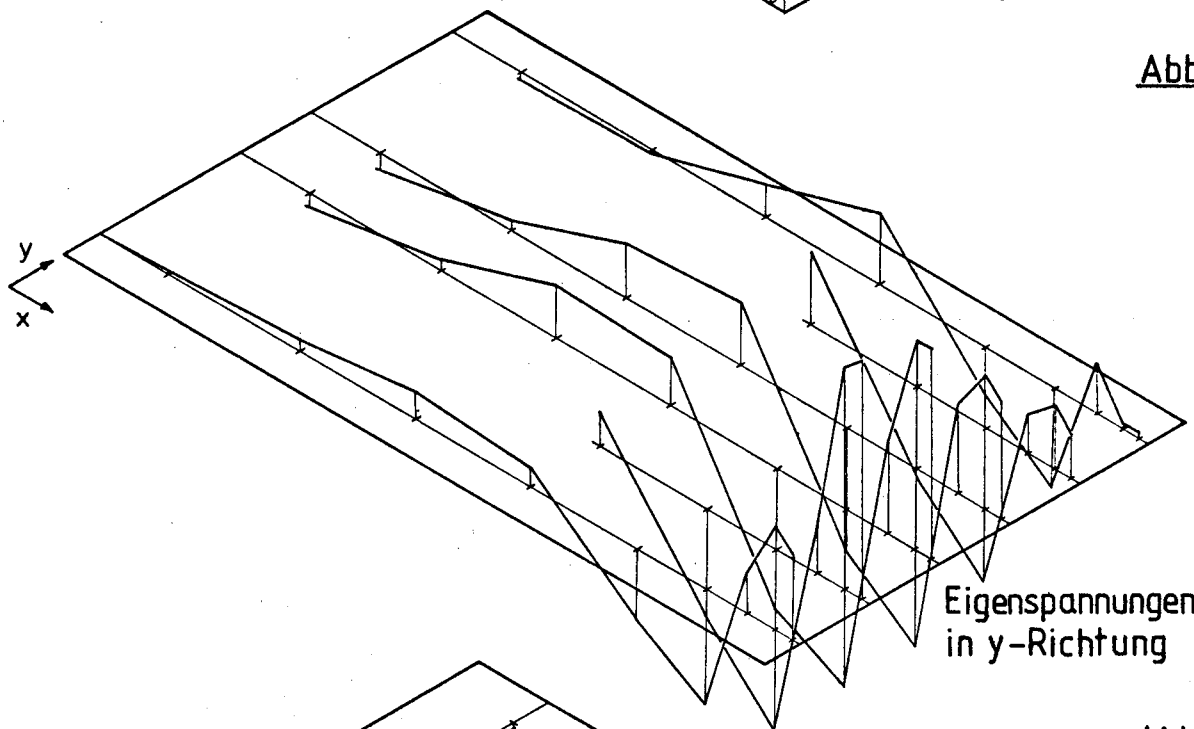


Abb.46a



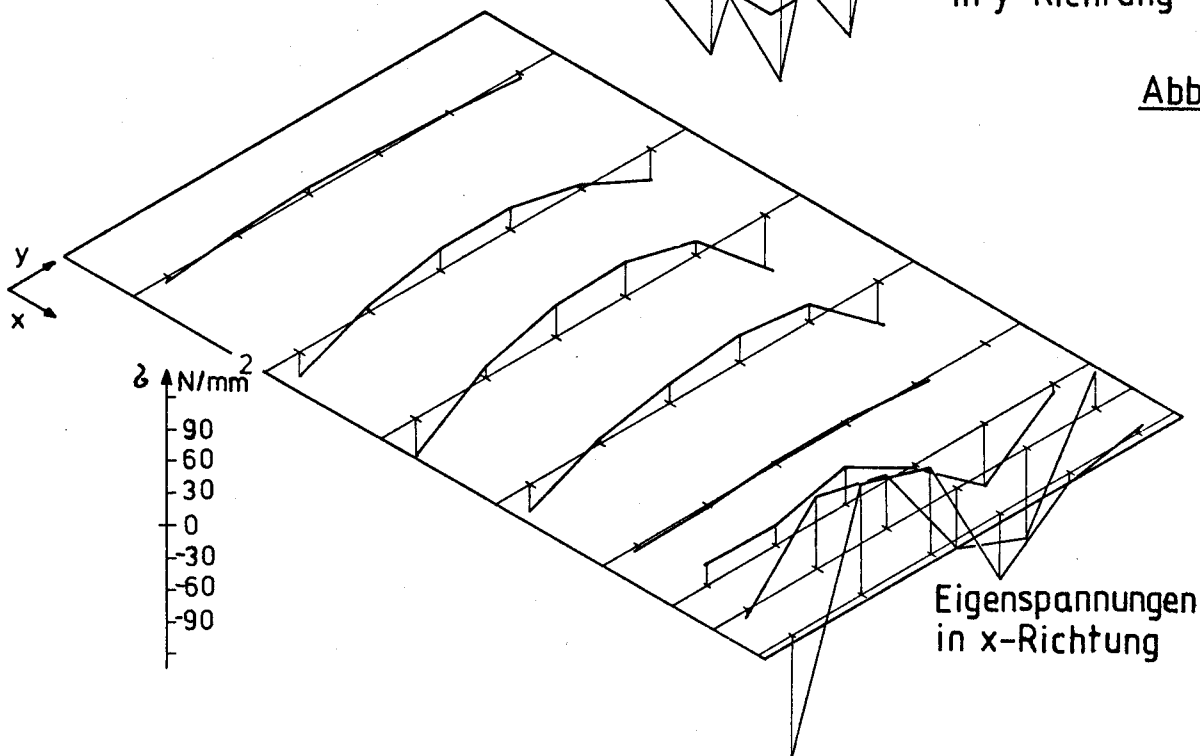
Temperaturverteilung

Abb.46b



Eigenstressungen
in y-Richtung

Abb.46c



Eigenstressungen
in x-Richtung

Schrittweises Aufbohren von 2mm bis 8mm
Bohrdurchmesser, Bohrtiefe 10mm.

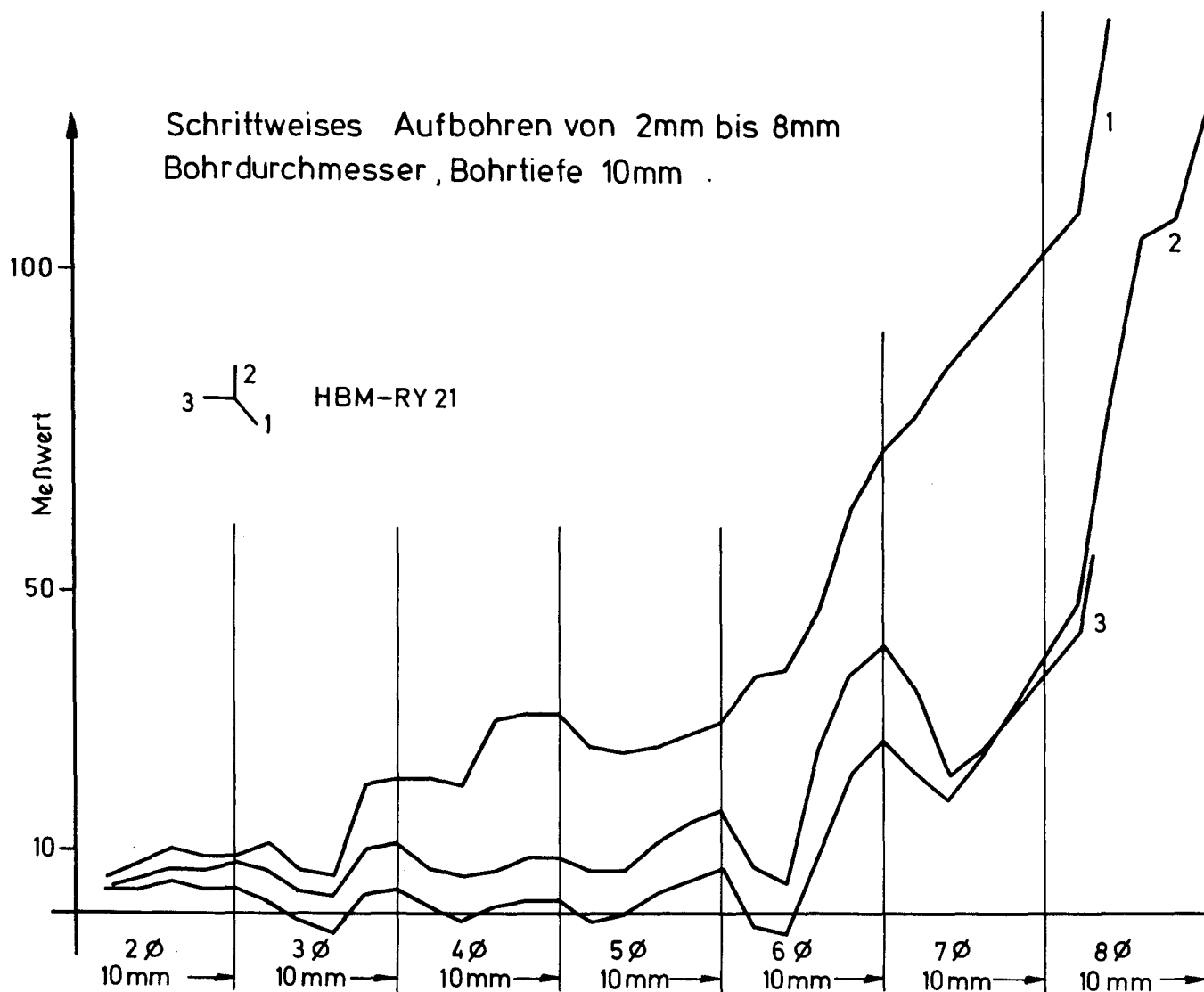


Abb.47

Ausrichten

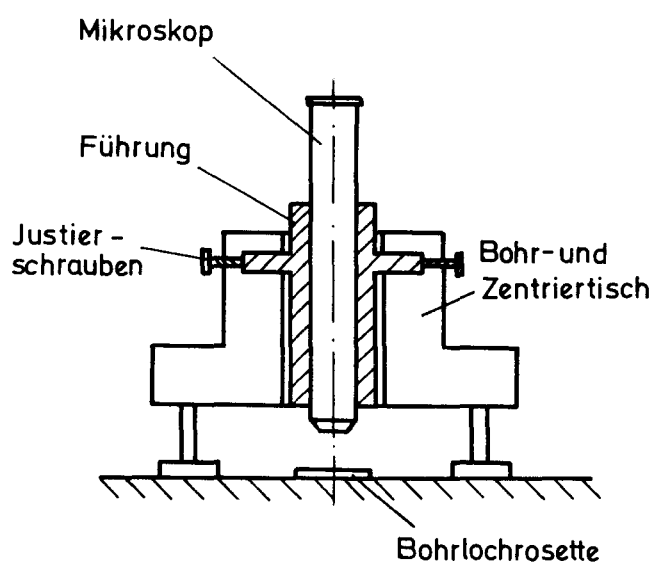


Abb.48a

Abbohren

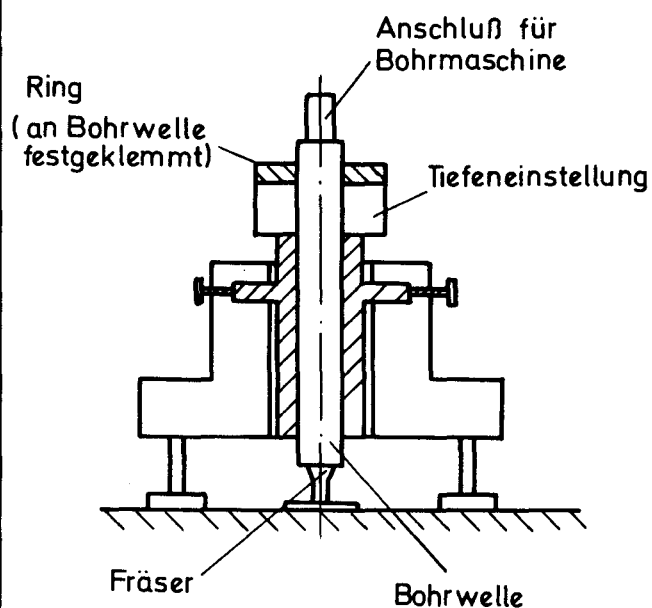
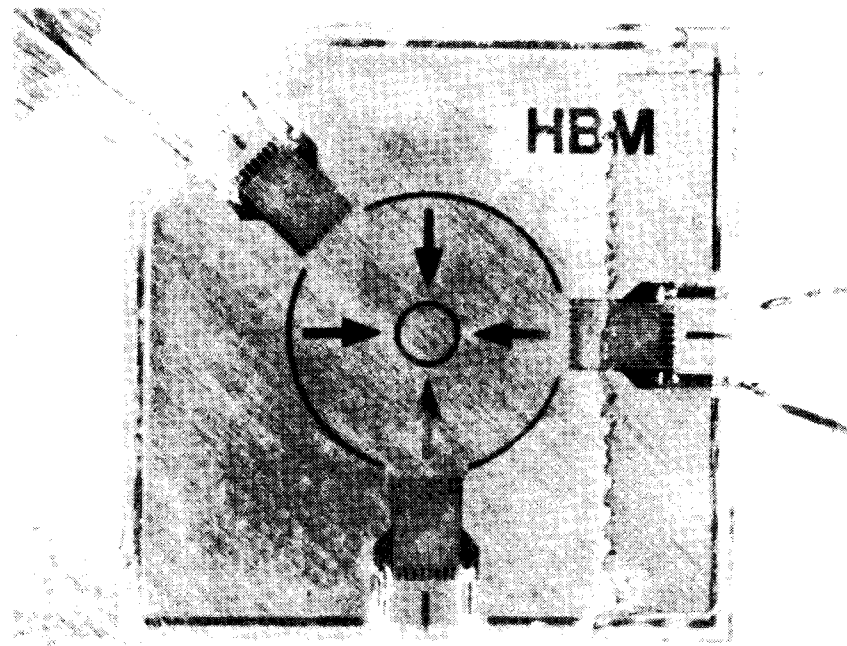
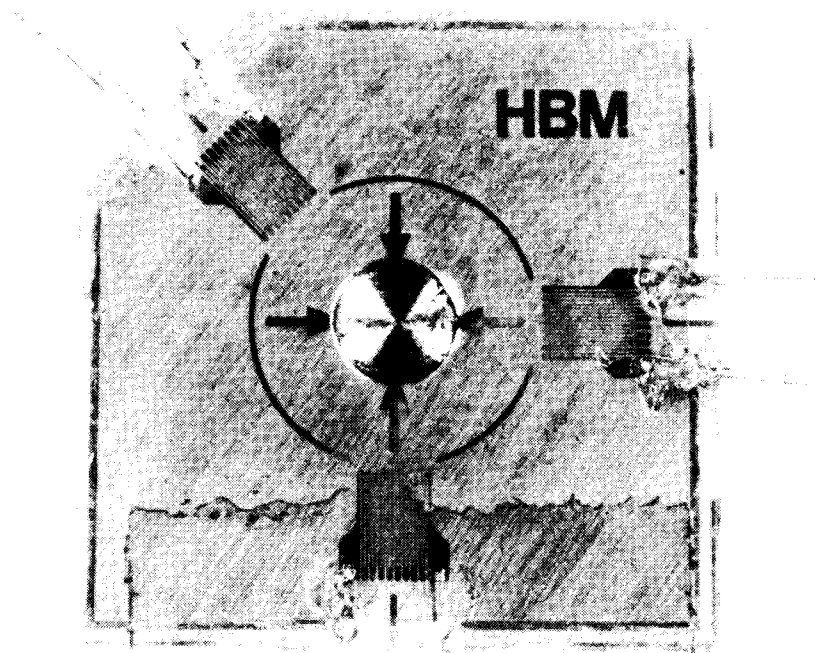


Abb.48b

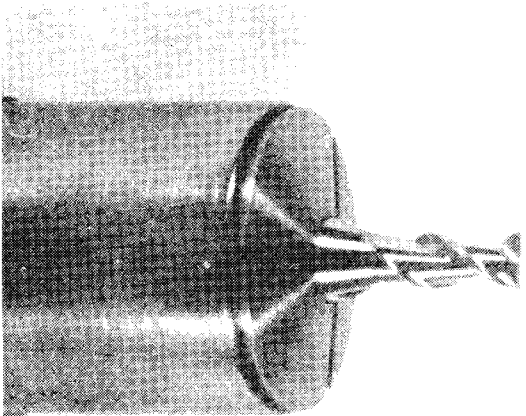
Bohr- und Zentrierhilfe



Bohrlochrosette HBM RY 21 mit Zentriermarken
Abb. 50 a



Bohrlochrosette HBM RY 21 mit 4mm abgebohrt
Abb. 50 b

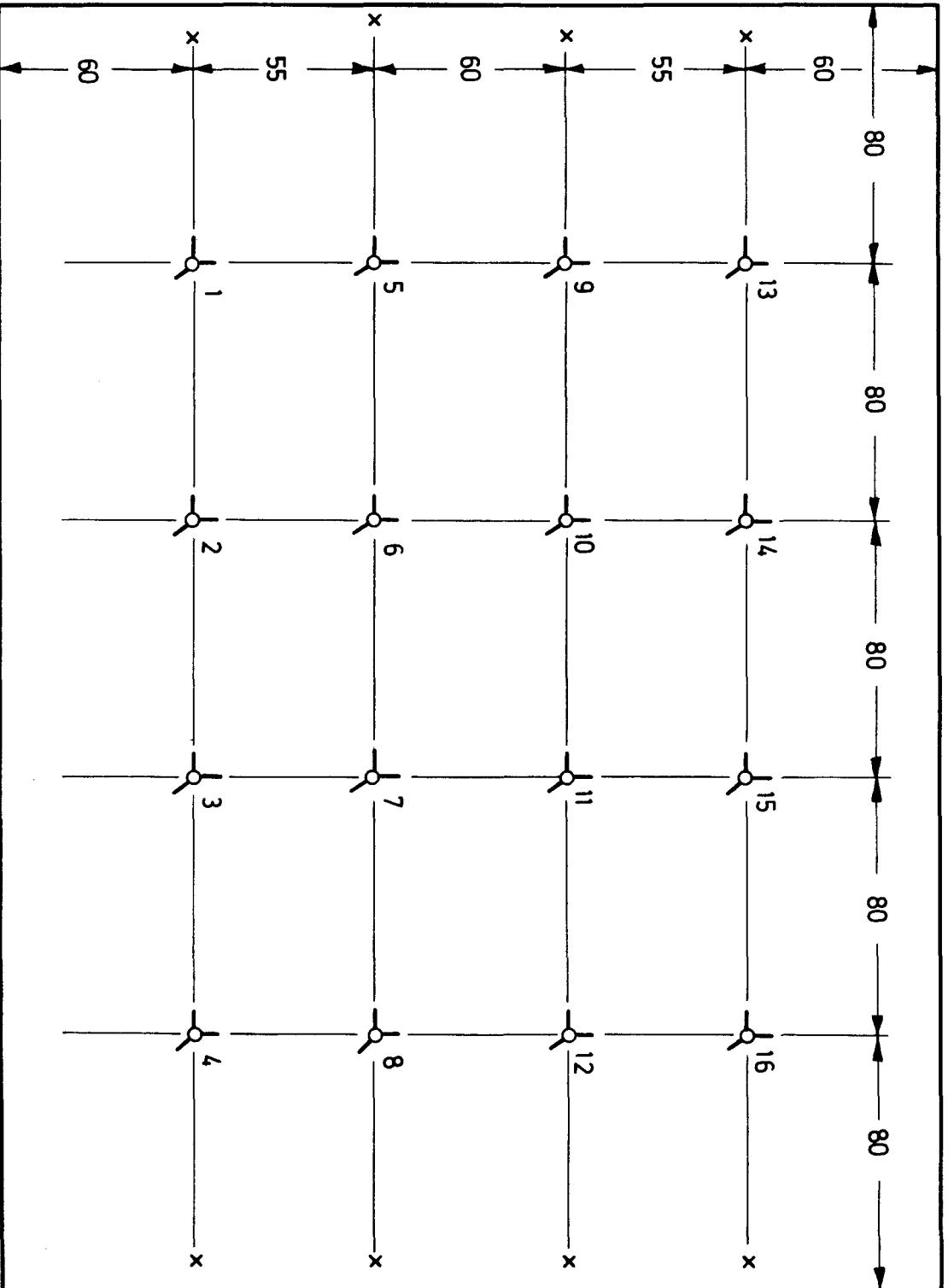


Fräser in Bohrweite eingespannt
Abb. 51

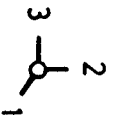


Seitenansicht des Fräsers
Abb. 52

y
Platte 1 u. 2



Plattendicke
30 mm

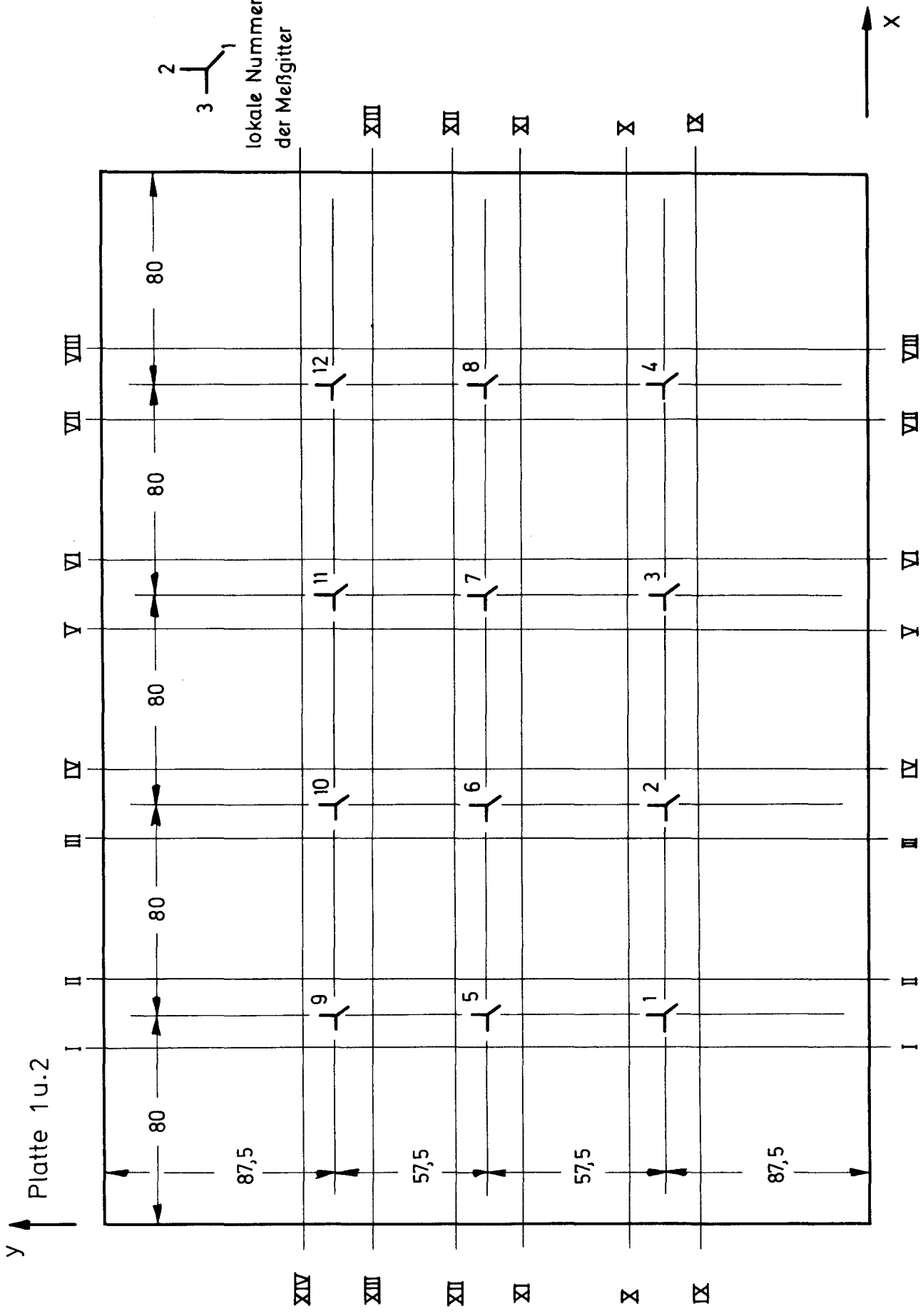


lokale Nummerierung
der Meßgitter

Meßstellenanordnung und Nummerierung der Bohrlochrossetten

Abb. 52

x



Meßstellenanordnung und Nummerierung der Rosetten
 Römische Nummerierung - Schnittfolge

Abb. 53

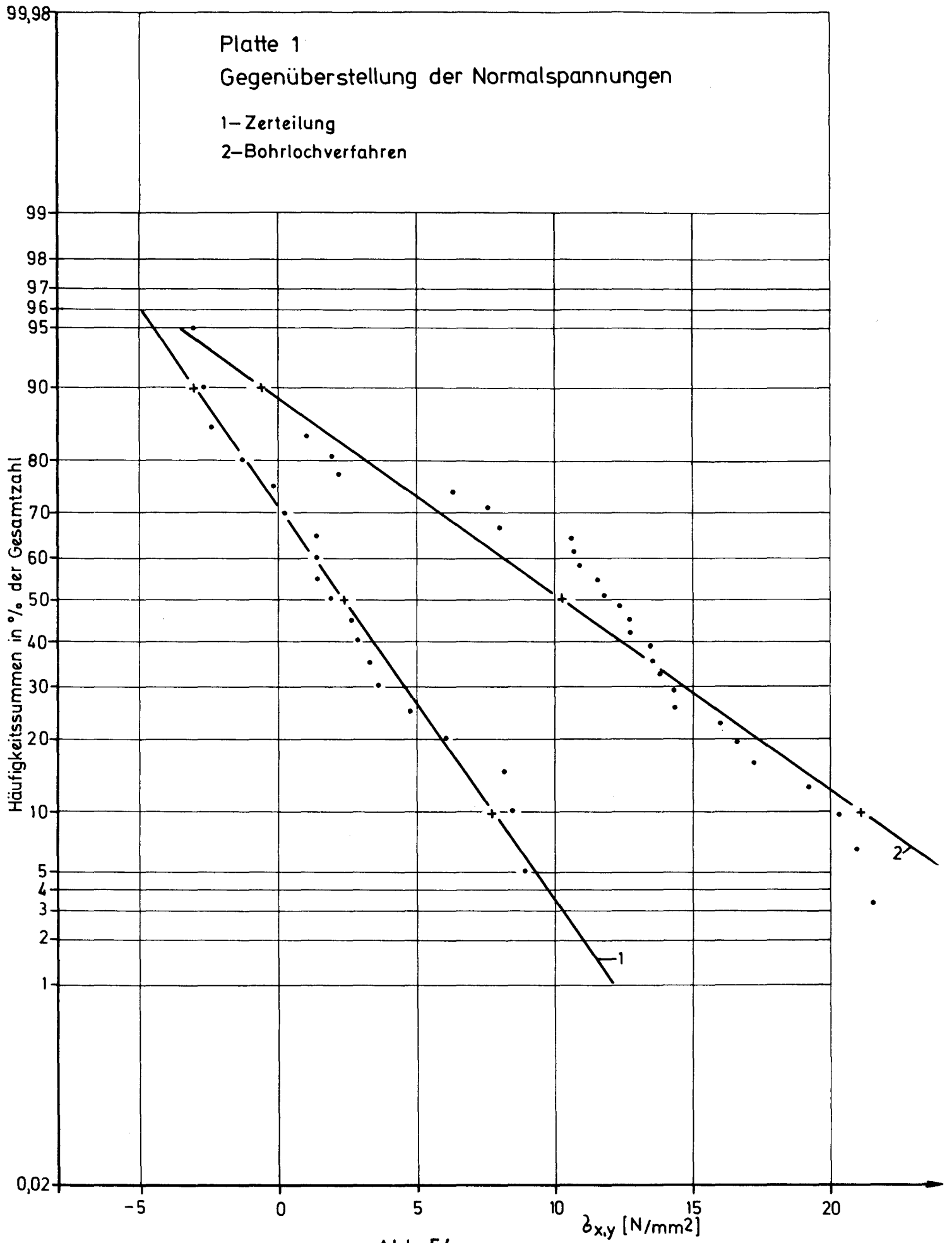


Abb.54a

99,98

Platte 1
Gegenüberstellung der Normalspannungen

1-Zerteilung
2-Bohrlochverfahren

Häufigkeitssummen in % der Gesamtzahl

99
98
97
96
95
90
80
70
60
50
40
30
20
10
5
4
3
2
1

-5

0

5

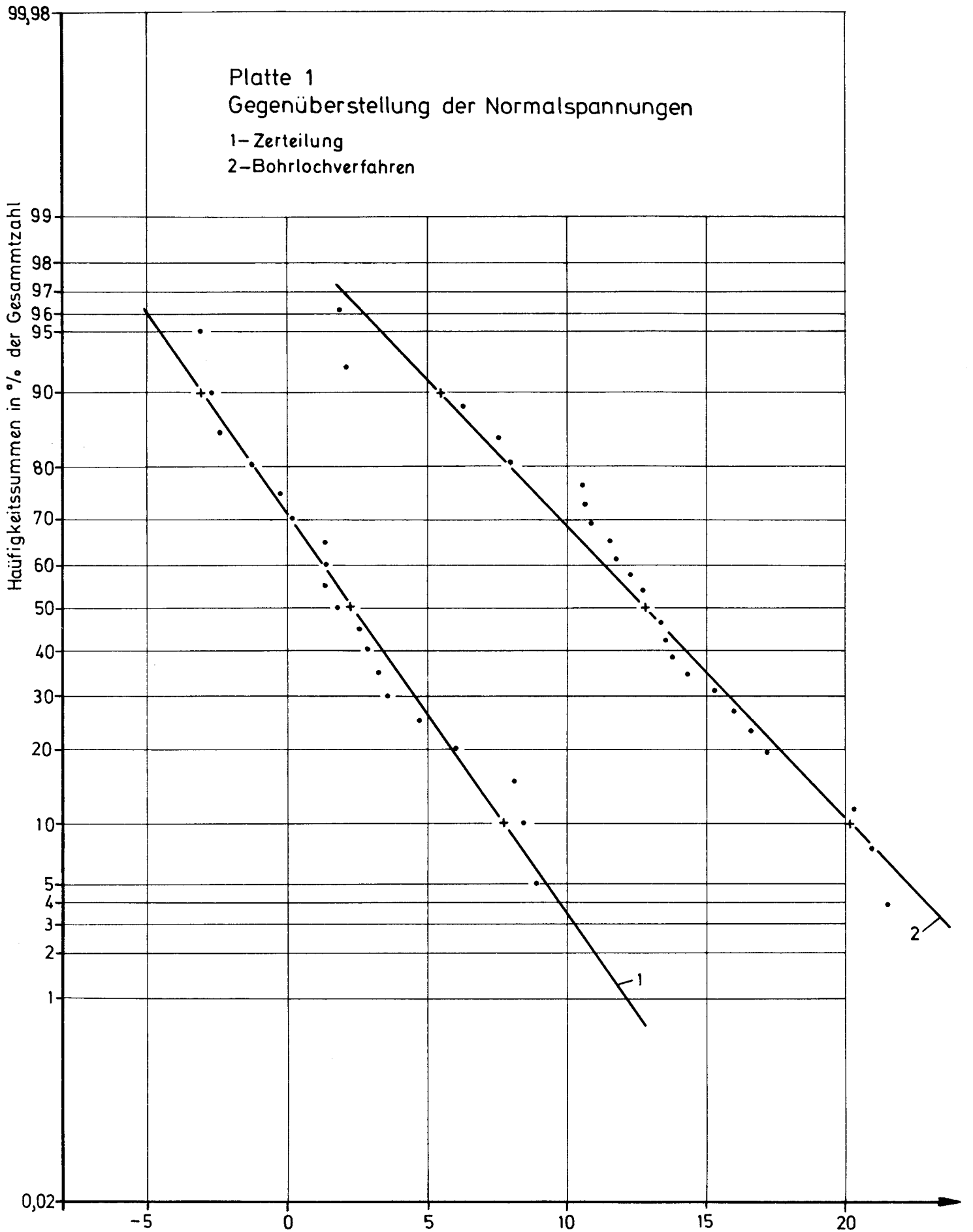
10

15

20

Abb. 54b

$\sigma_{x,y}$ [N/mm²]



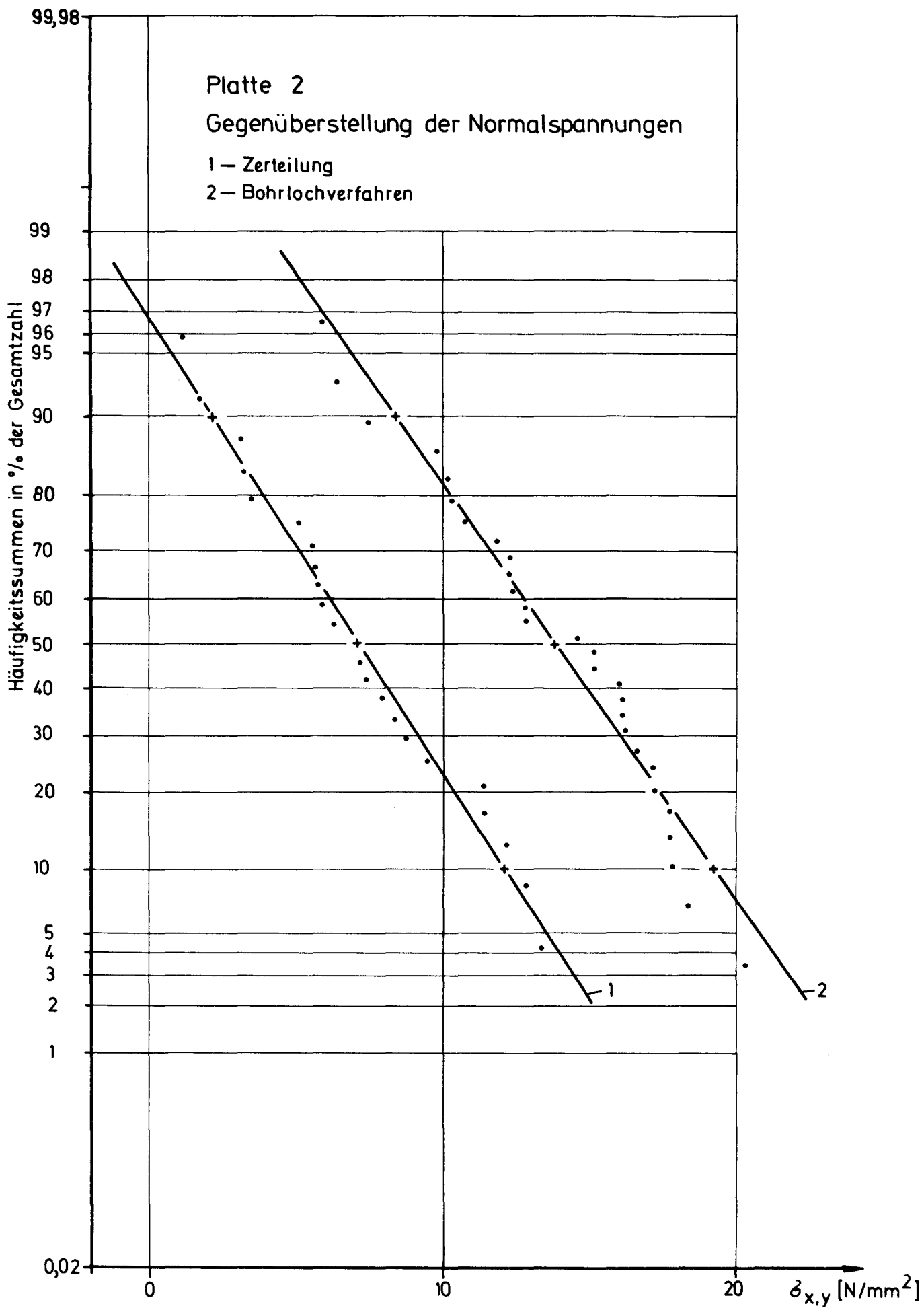


Abb. 55

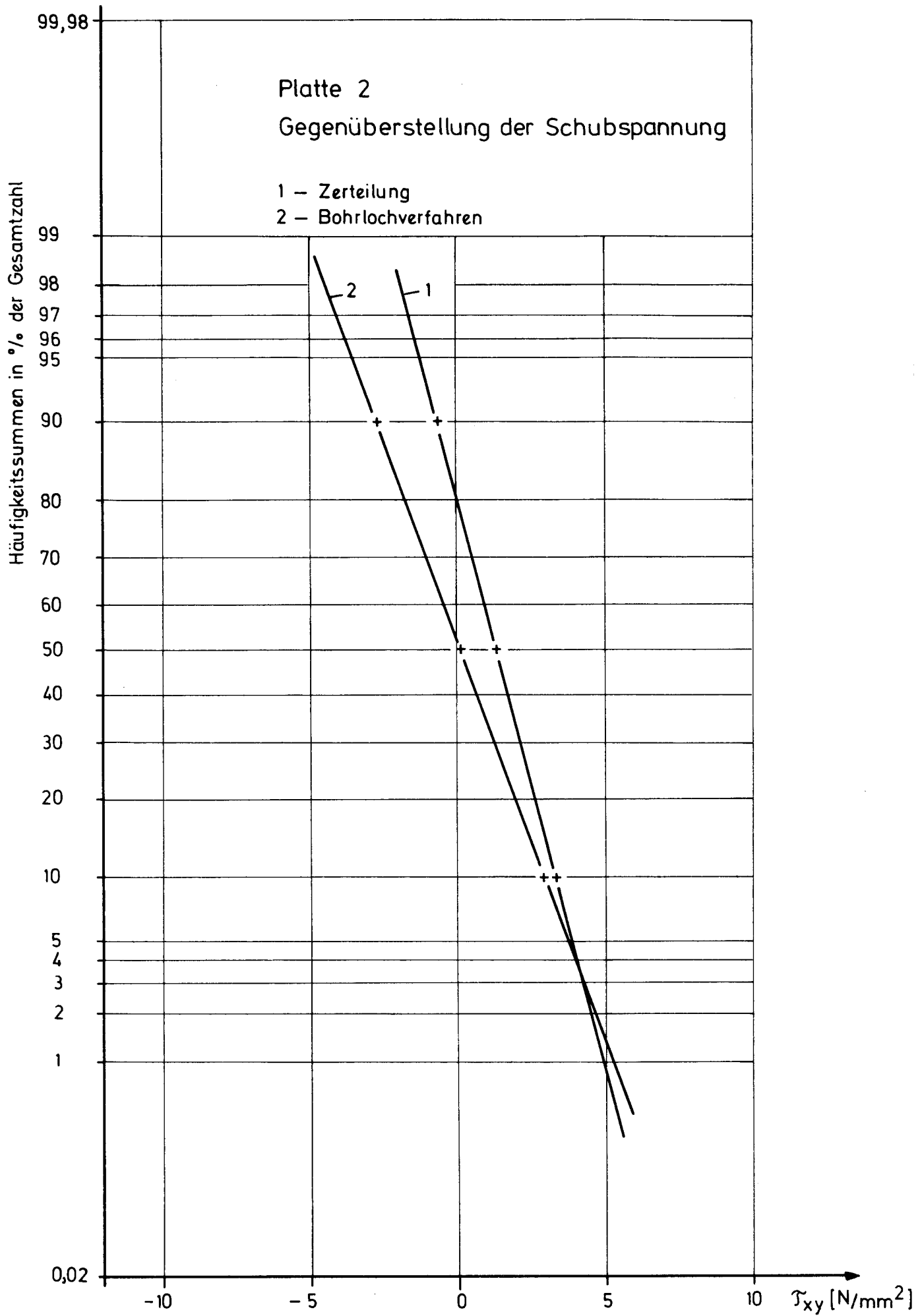


Abb. 56a

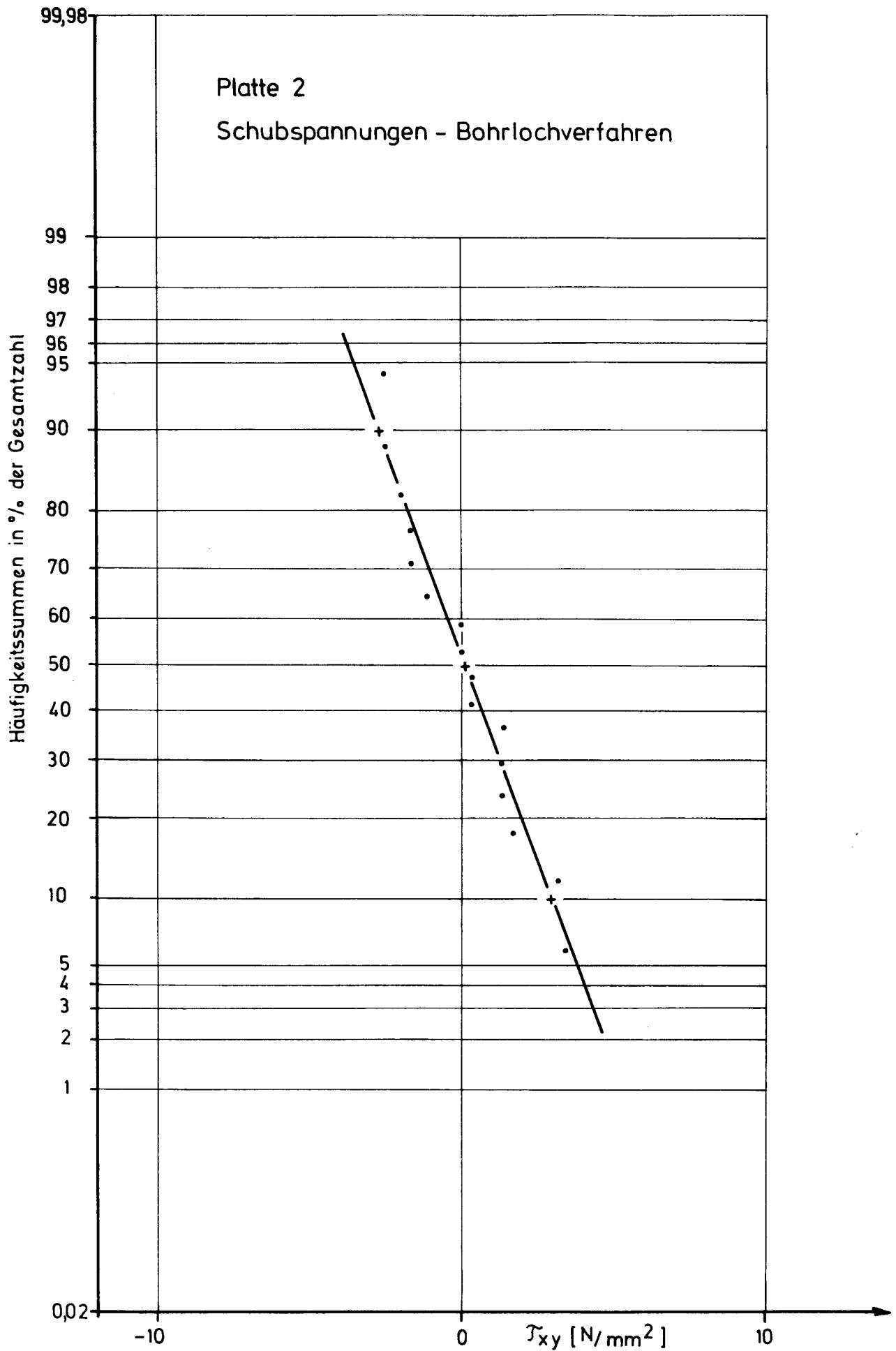


Abb.56b

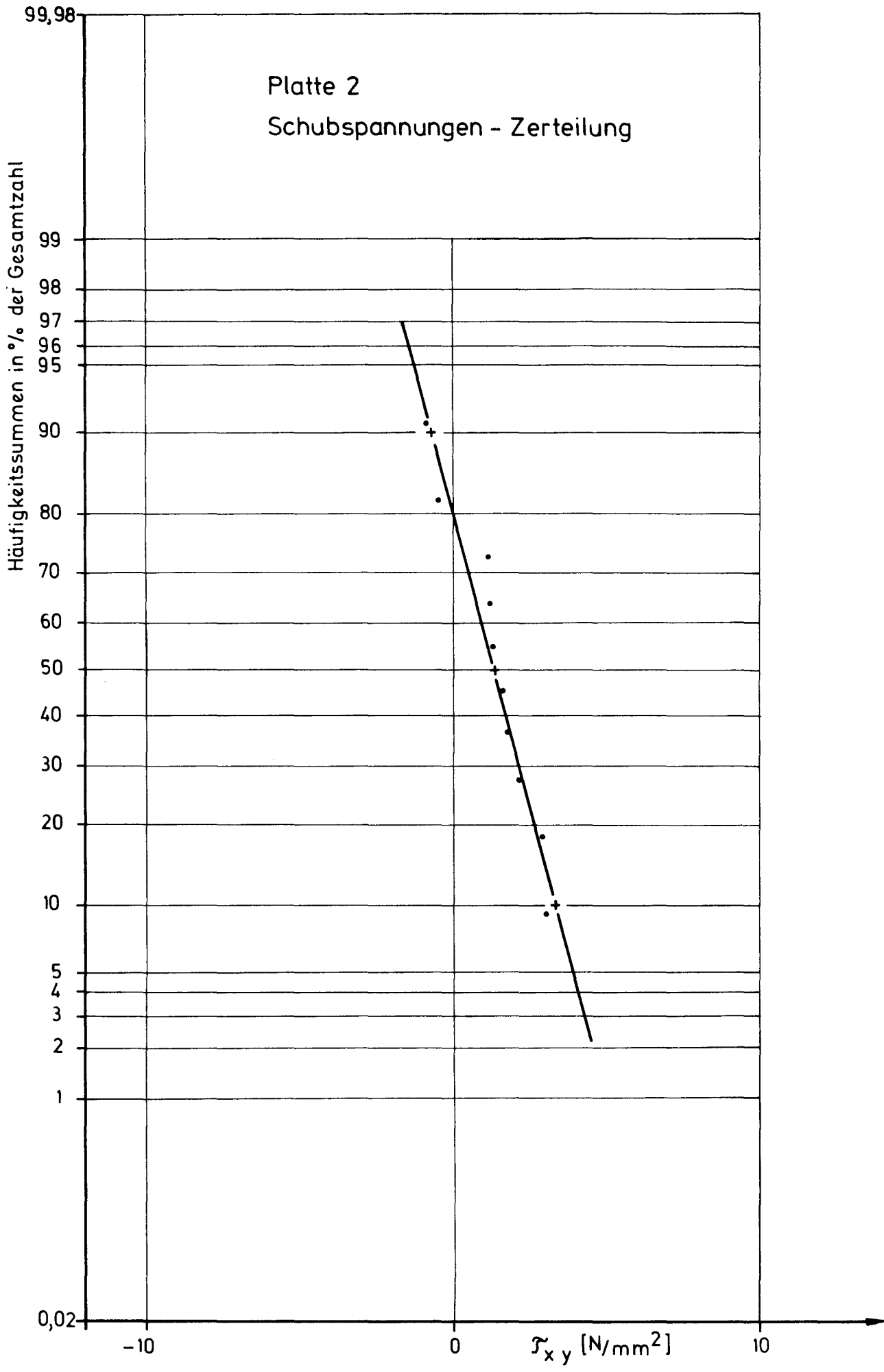


Abb.56c

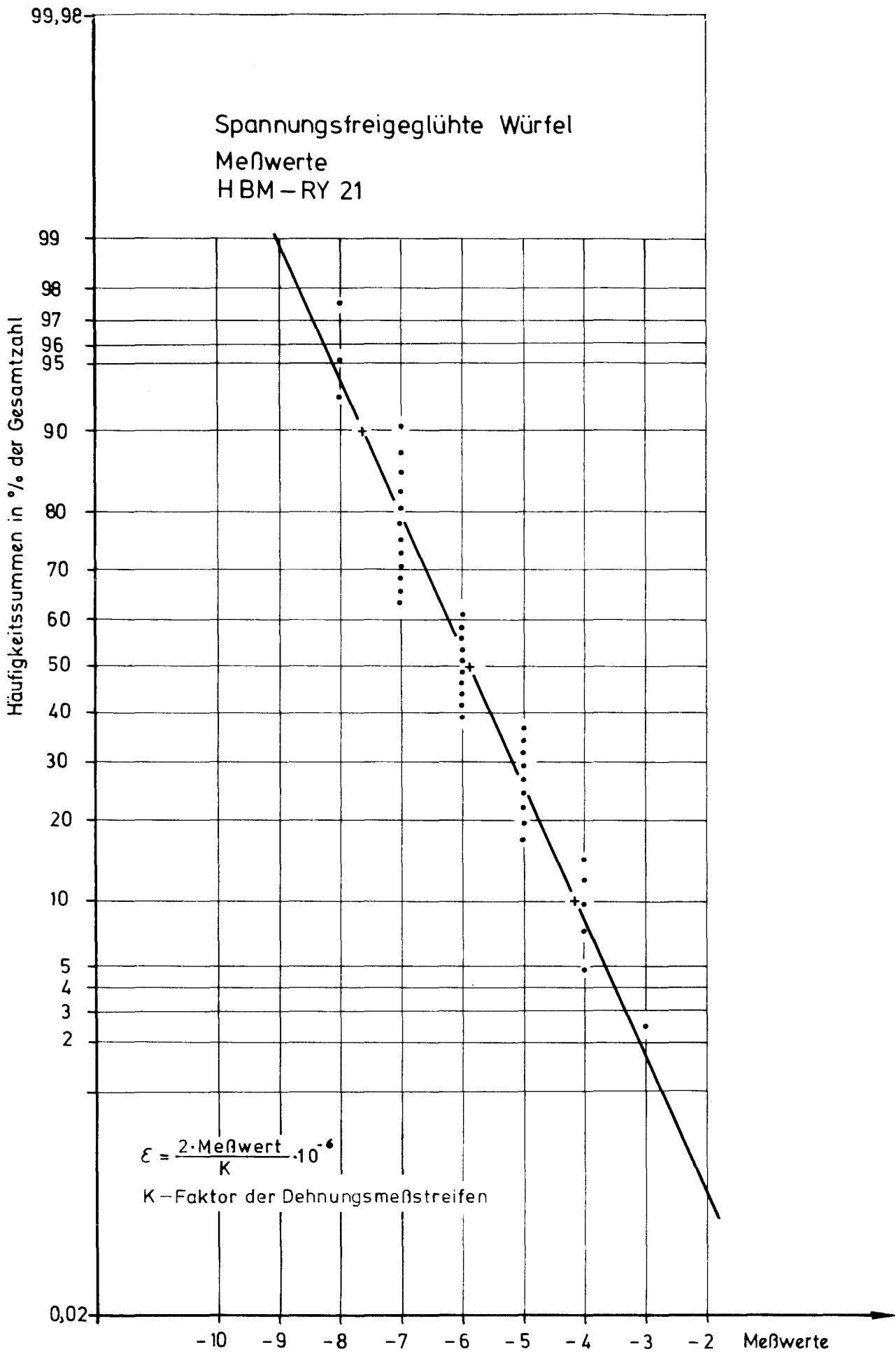
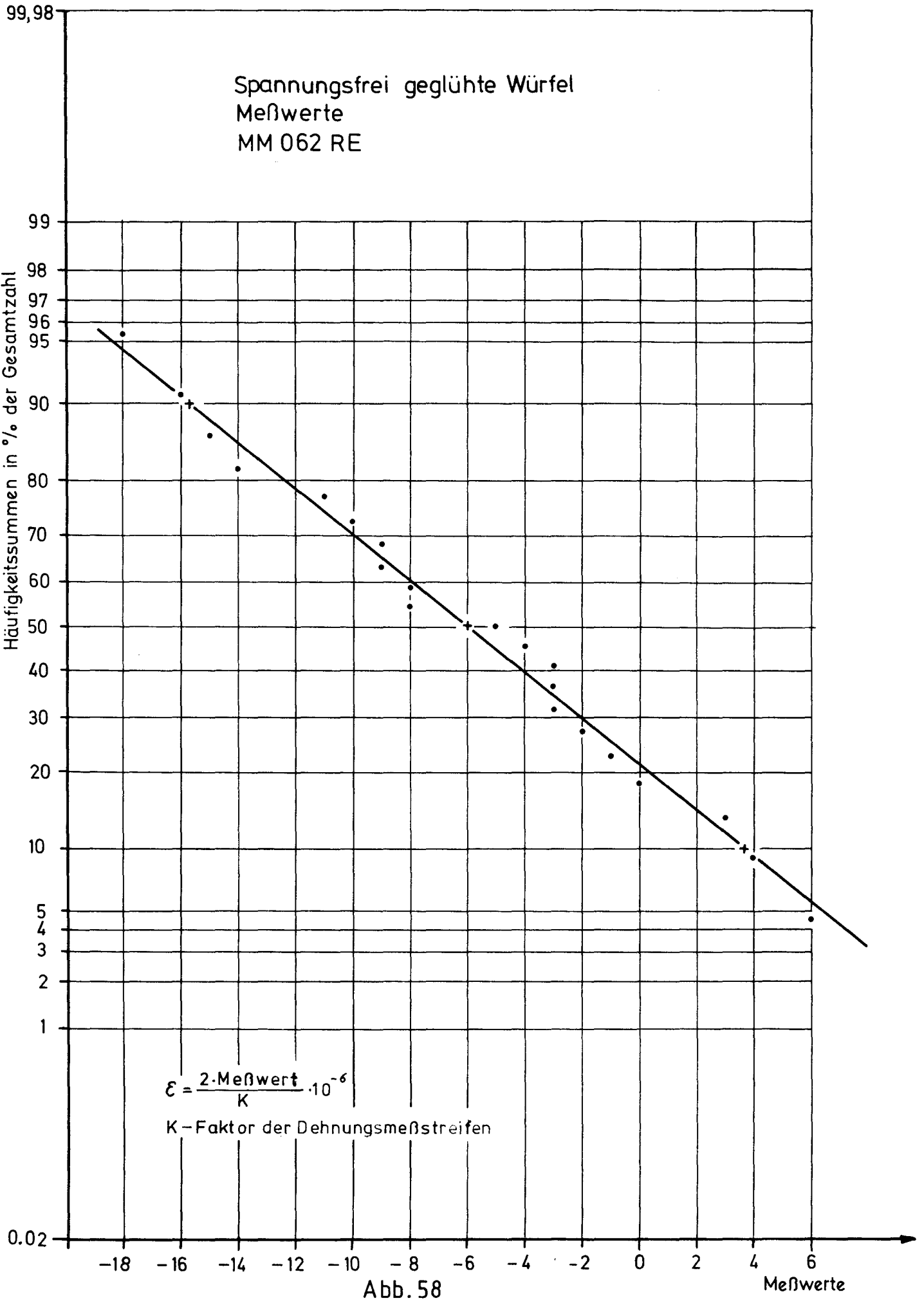
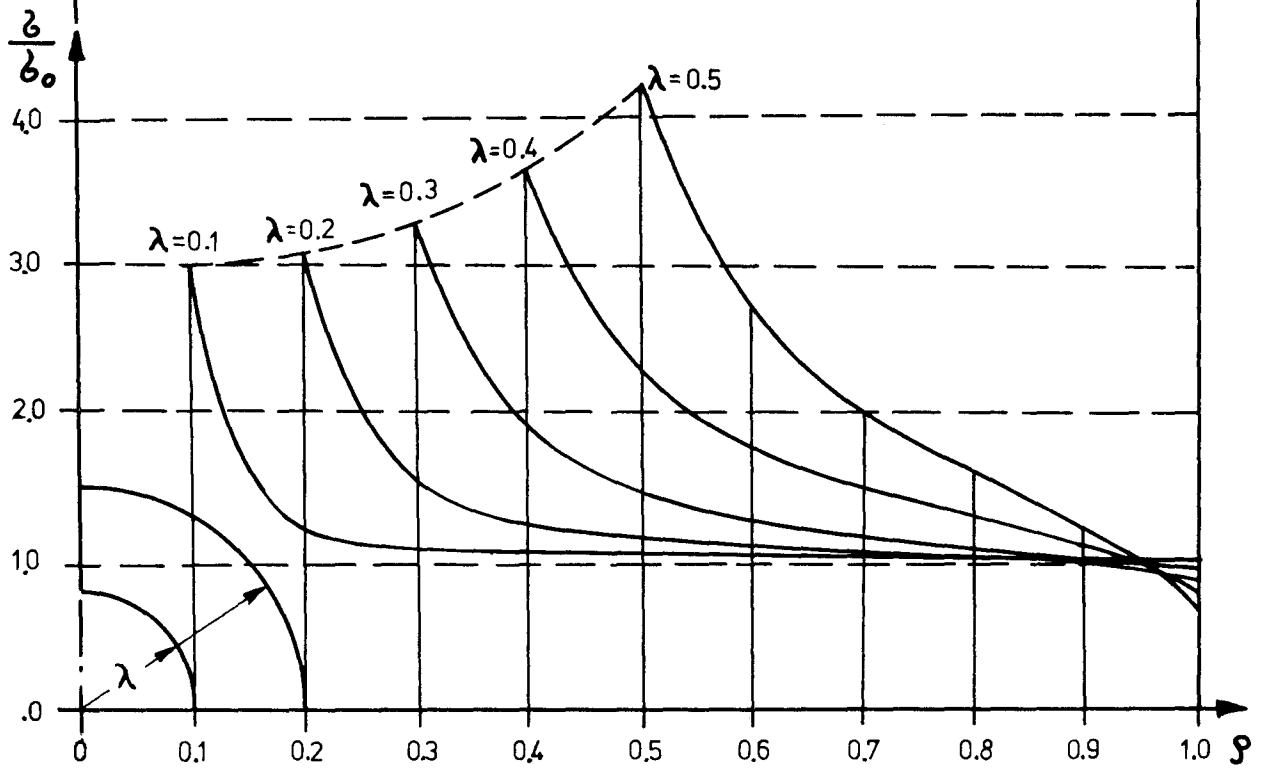
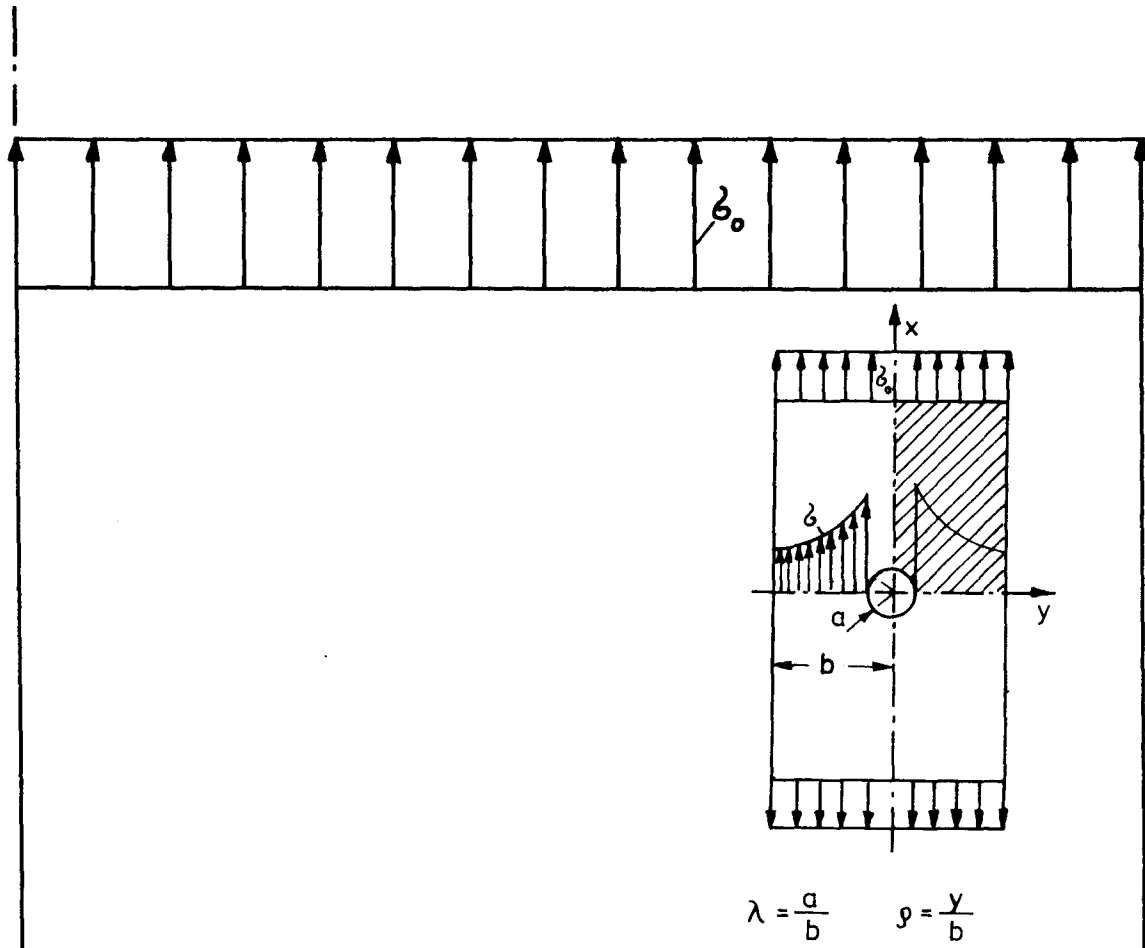


Abb. 57





Spannungsverteilung in einem Lochstab

Abb. 59/80/

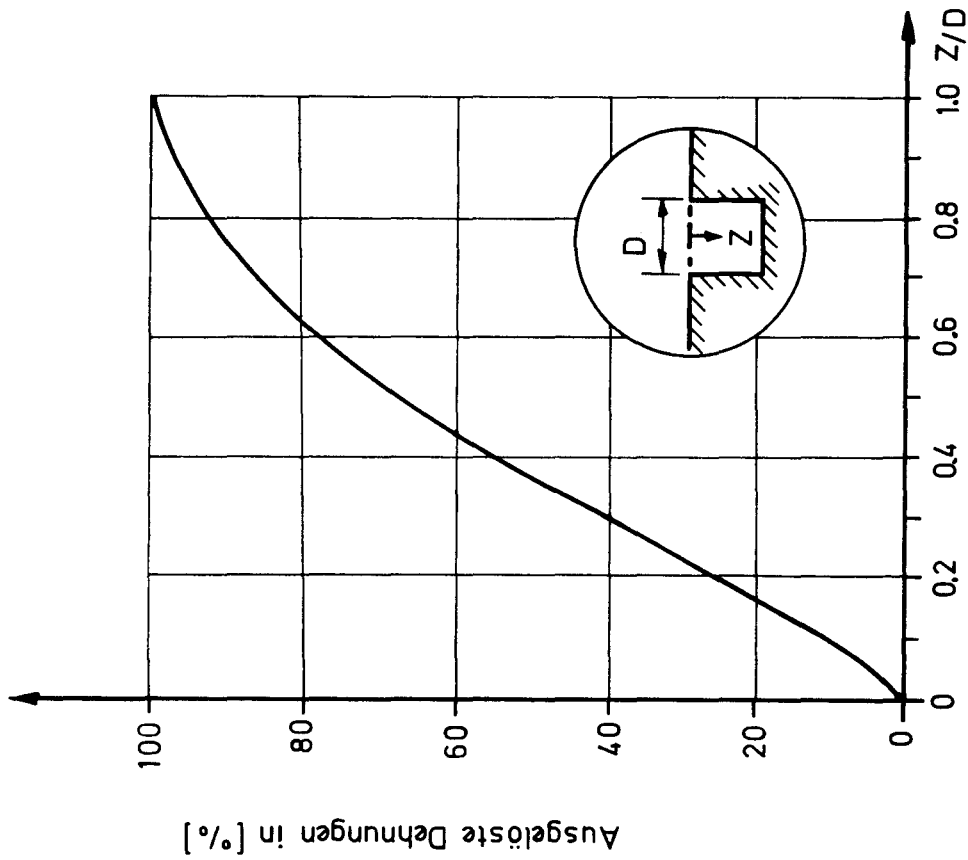


Abb. 61a / 771

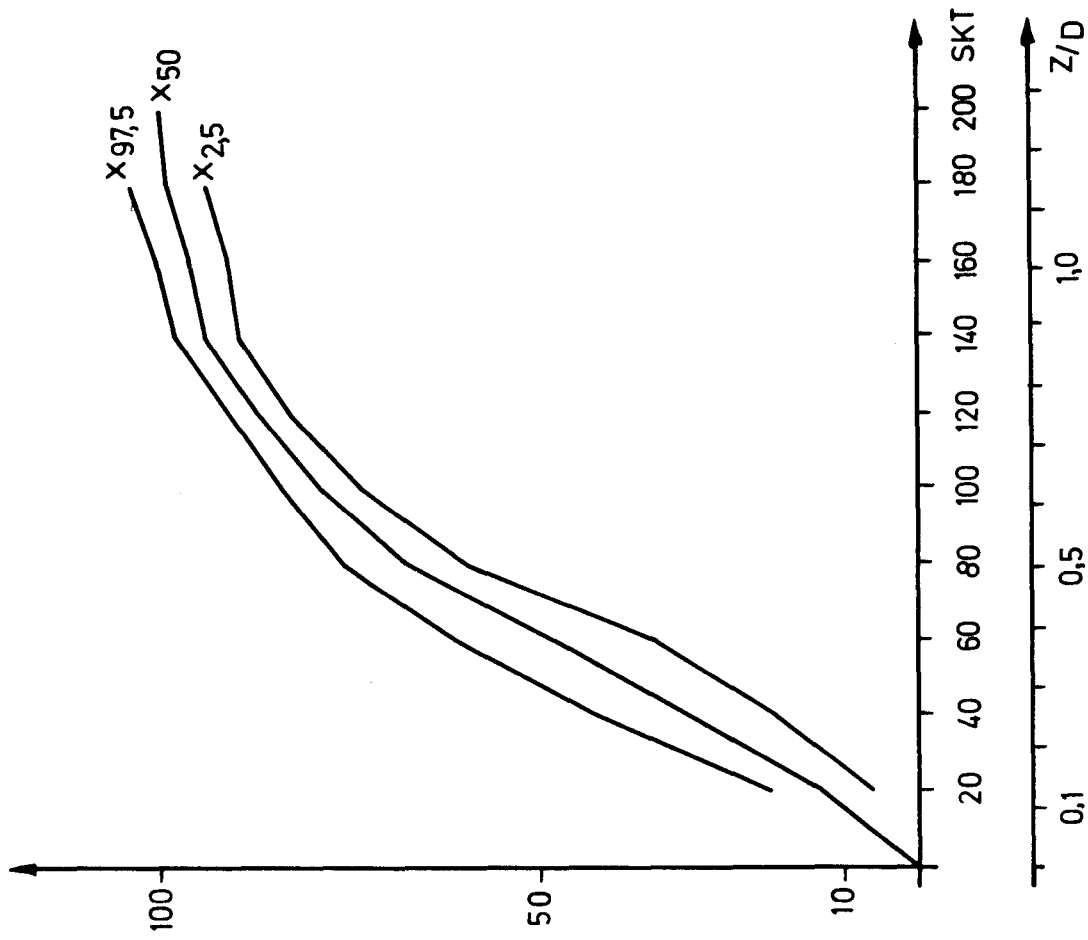


Abb. 61b

Ausgelöste Dehnungen [%] in Abhängigkeit der Bohrtiefe bei konstanter Spannung.

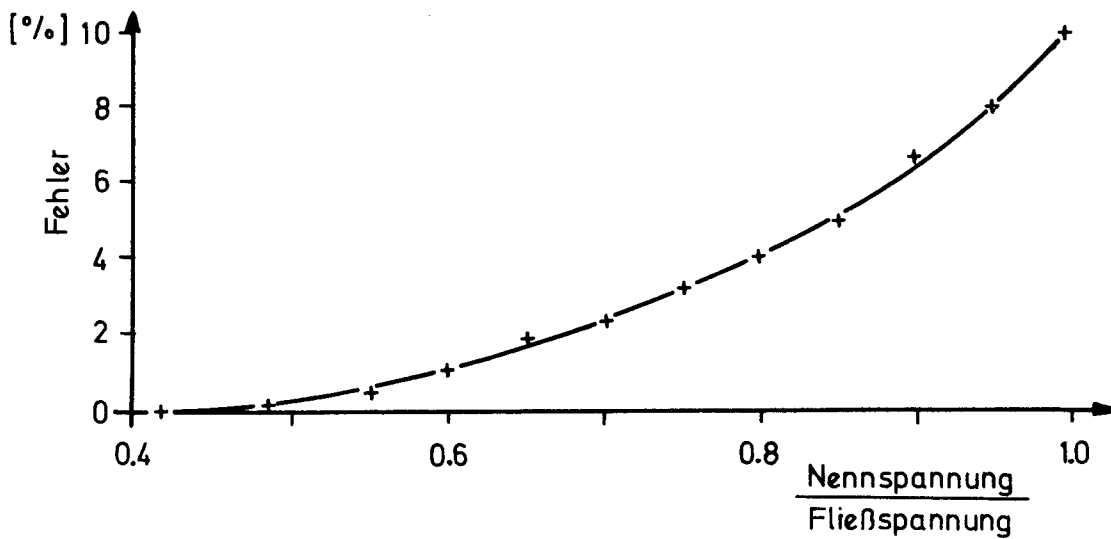
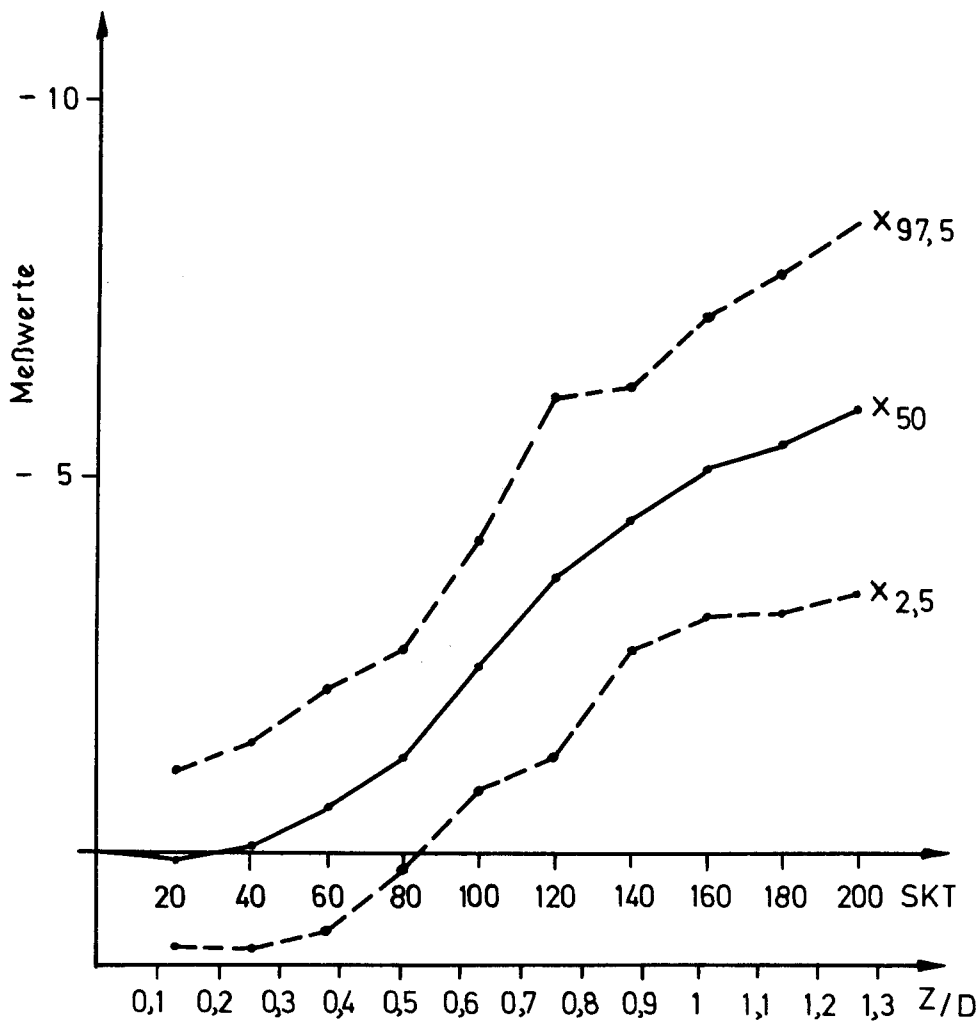


Diagramm gilt für die Bohrlochrosette vom Typ MM 0 62 RE in Verbindung mit 1/16" Bohrdurchmesser.

Abb. 62/74/



Meßwerte an spannungsfrei geglühten Würfeln aufgetragen über der Bohrlöchtiefe.

Z = Bohrtiefe , D = Bohrdurchmesser

Abb. 63

Ausgelöste Dehnungen in [%]

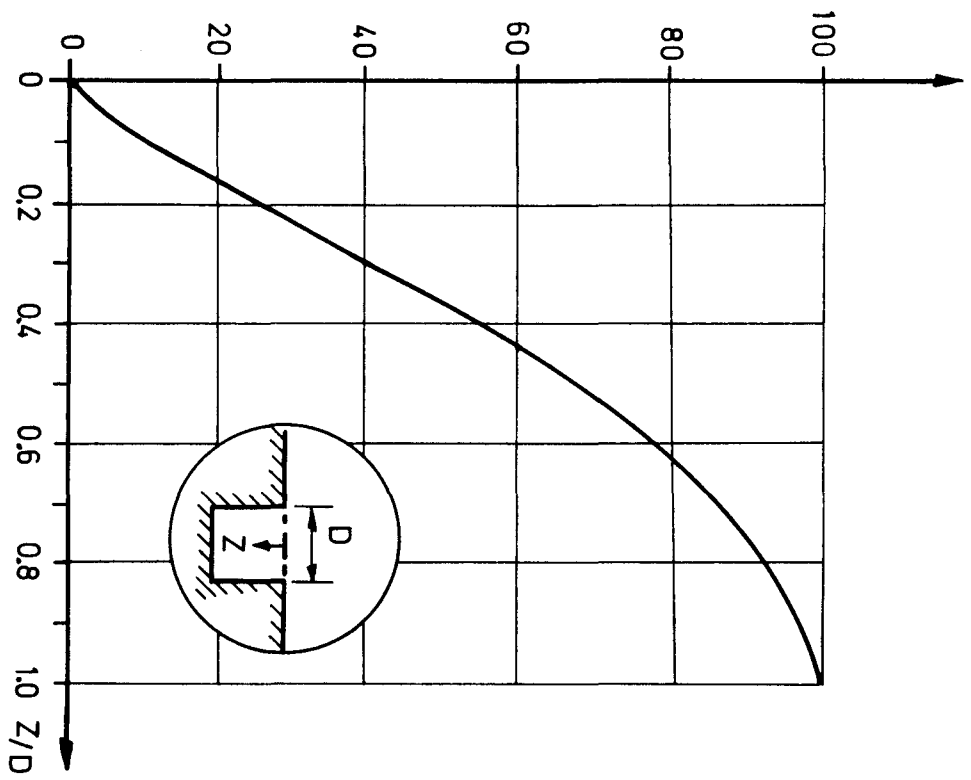


Abb. 61a/771

Ausgelöste Dehnungen [%] in Abhängigkeit der Bohrtiefe bei konstanter Spannung.

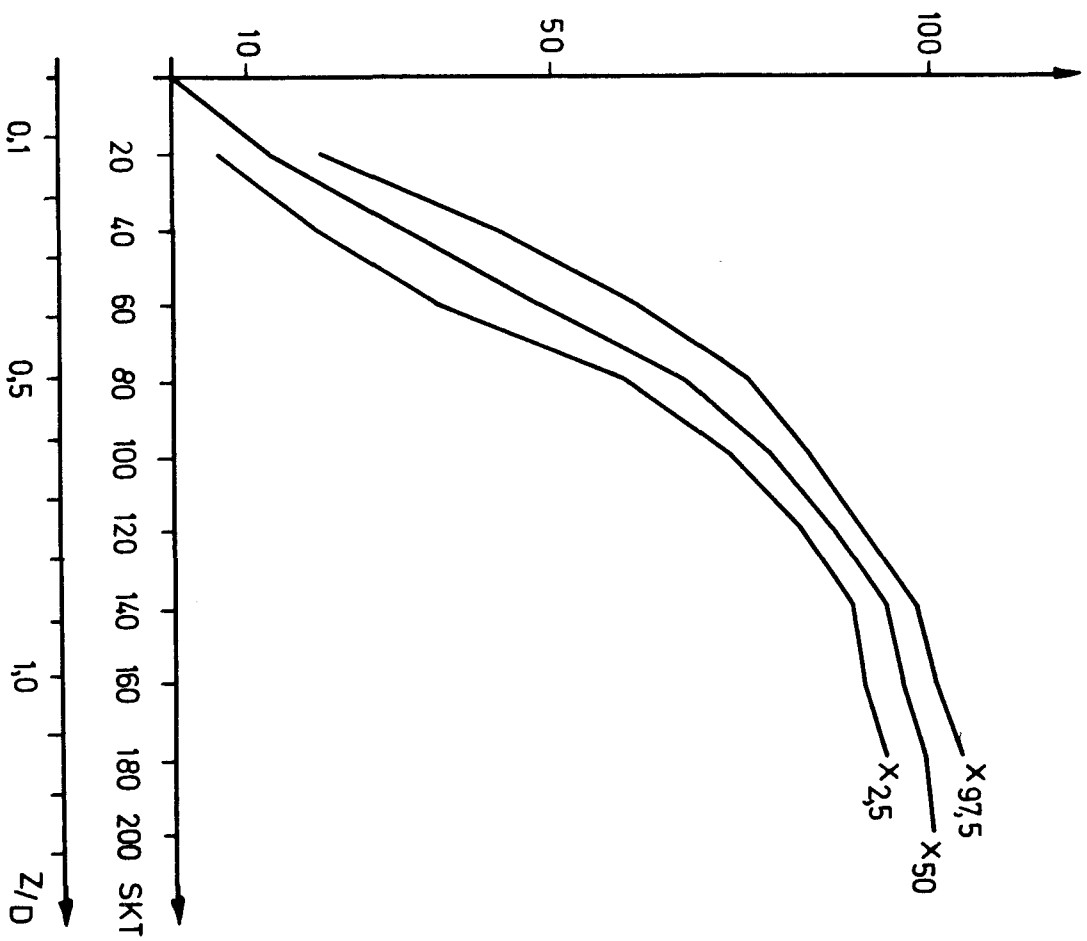


Abb. 61b

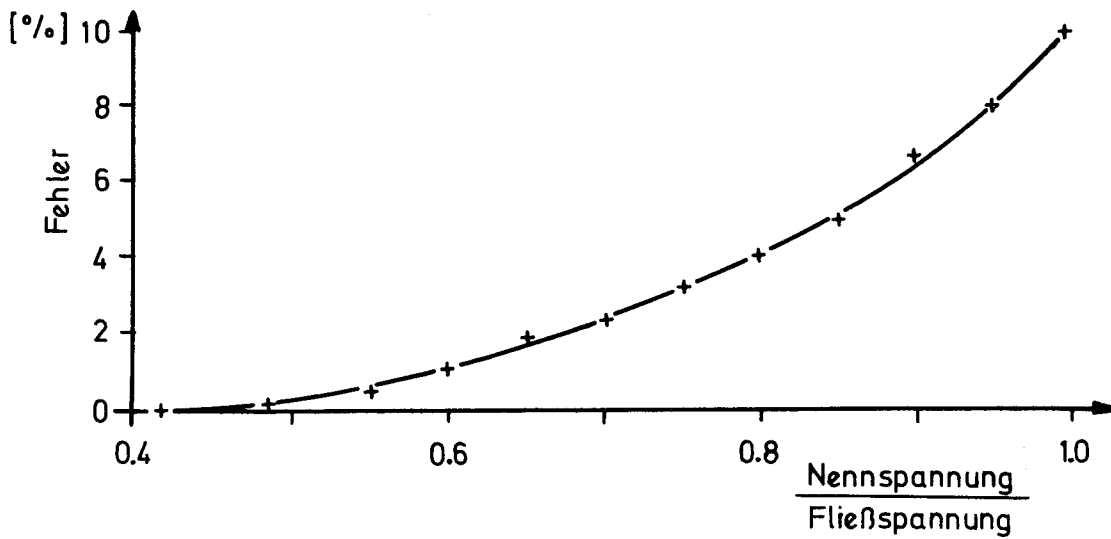
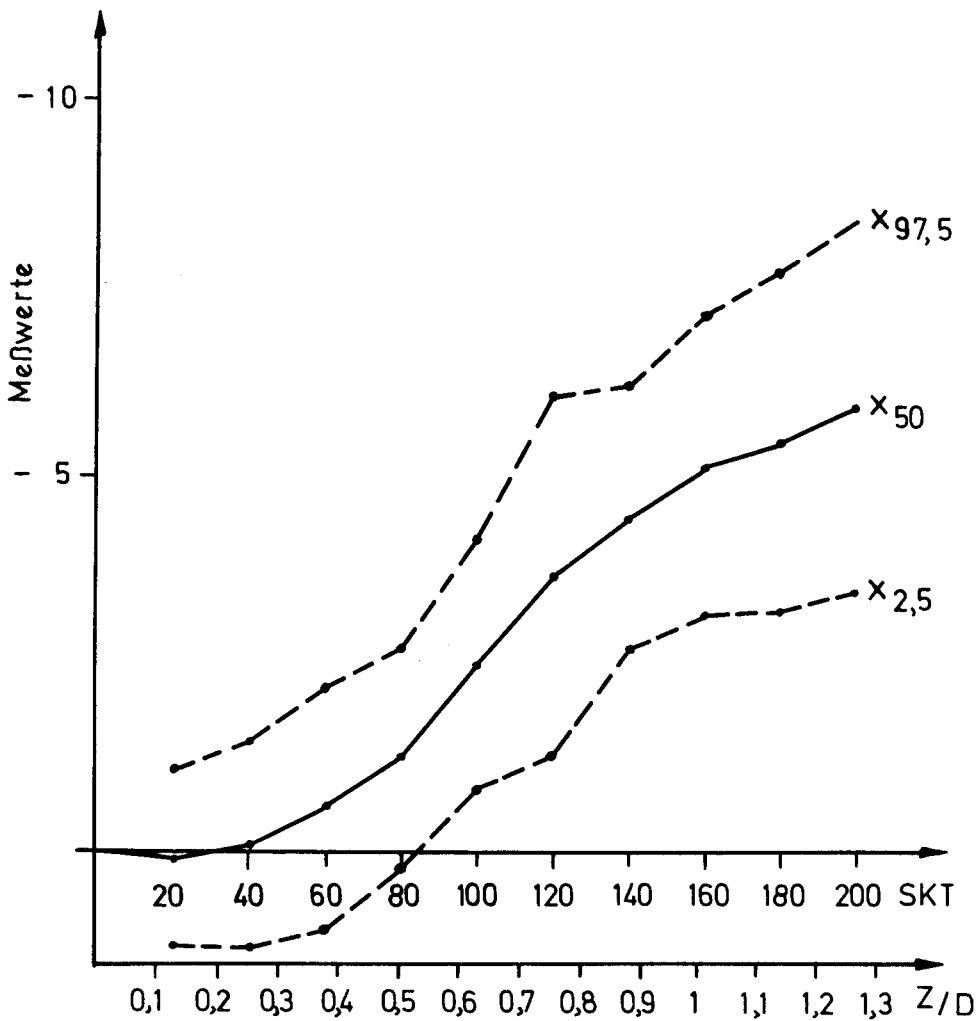


Diagramm gilt für die Bohrlochrosette vom Typ MM 0 62 RE in Verbindung mit 1/16" Bohrdurchmesser.

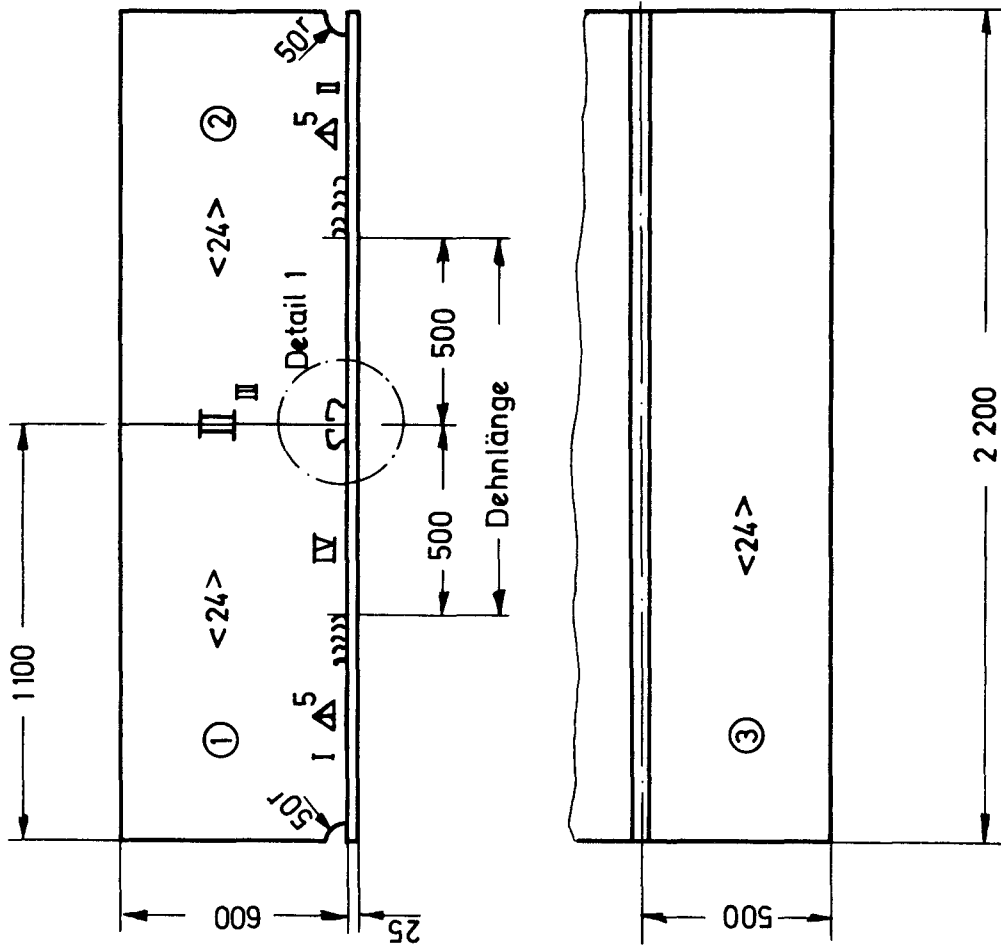
Abb.62/74/1



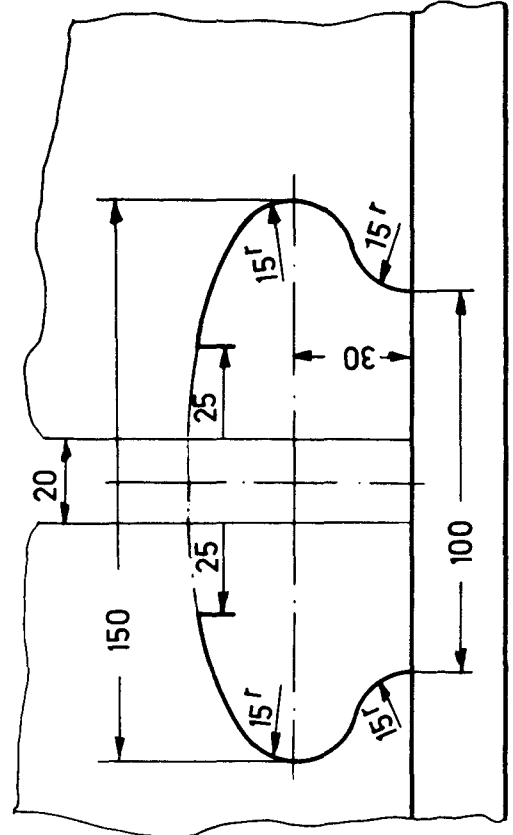
Meßwerte an spannungsfrei geglühten Würfeln aufgetragen über der Bohrlöchtiefe.

Z = Bohrtiefe , D = Bohrdurchmesser

Abb.63



"Detail 1"

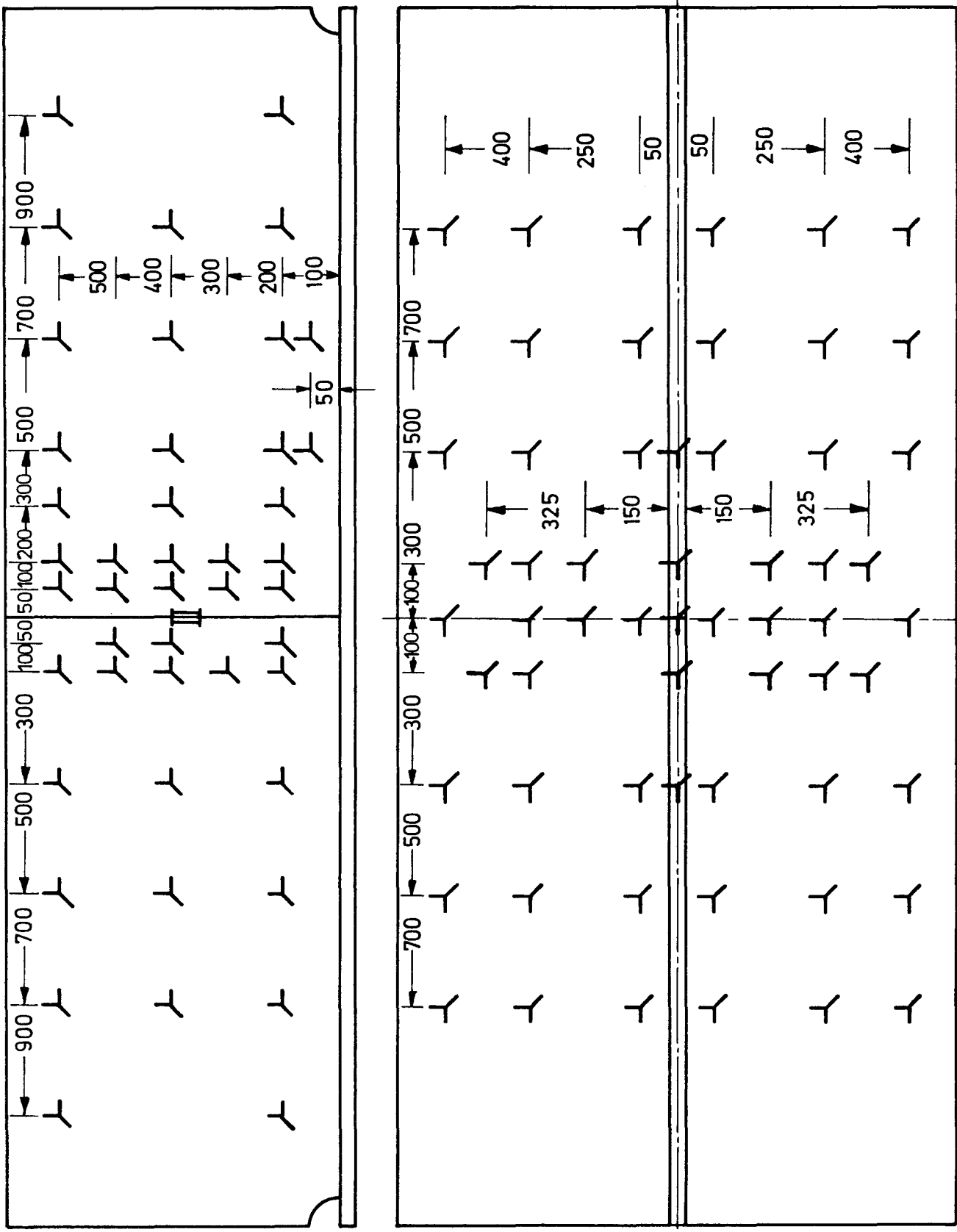


Schweißfolge :

1. Teil ① und ③ werden durch Kehlnaht I miteinander verbunden
2. " ② " ③ " " " II " "
3. Kanalschweißung III
4. Abschweißen der freien Dehnlänge IV

Abb. 64

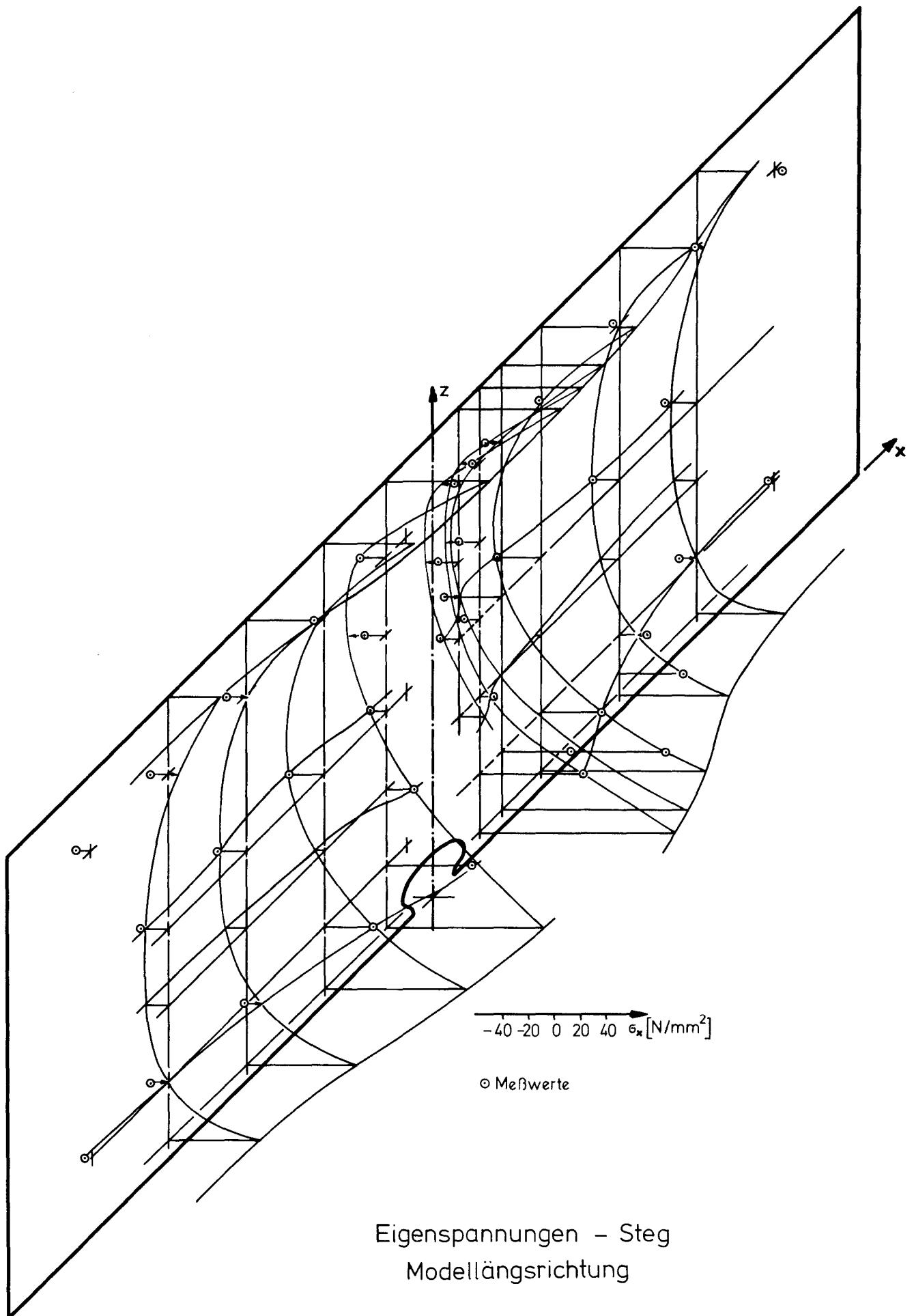
Längsspannmodell



Längsspanntmodell 1

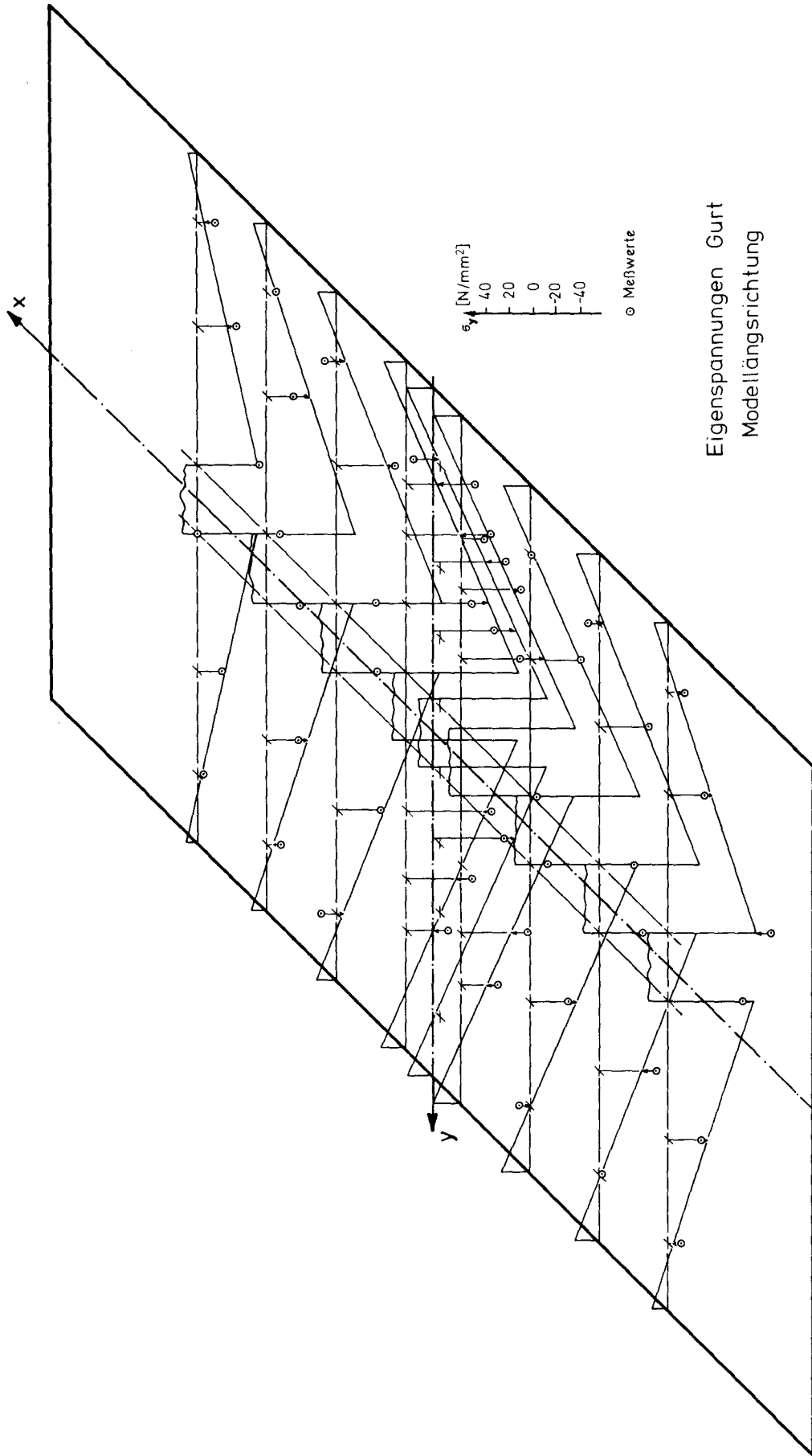
Meßstellenplan Bohrlochrosetten

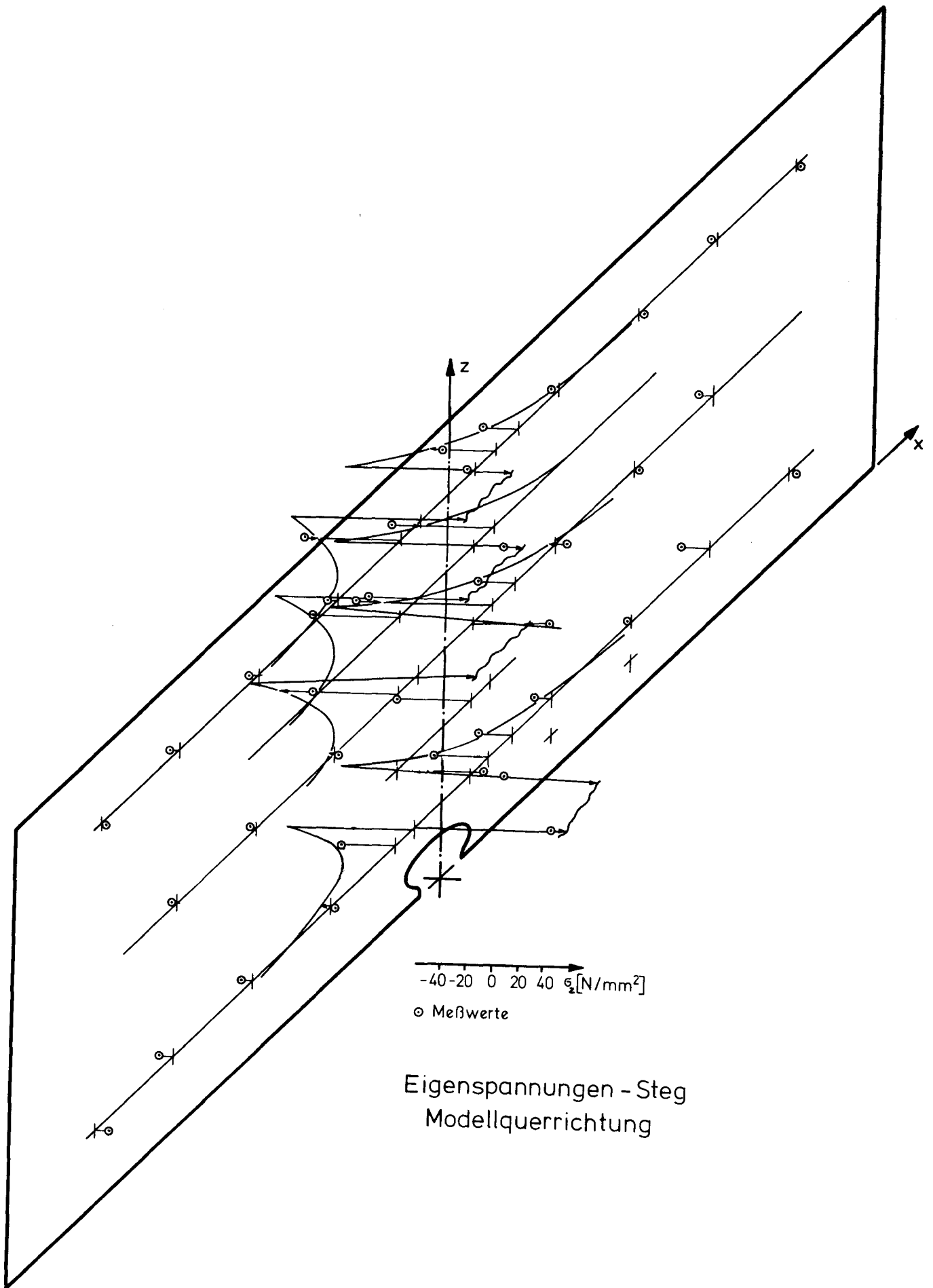
Abb.66

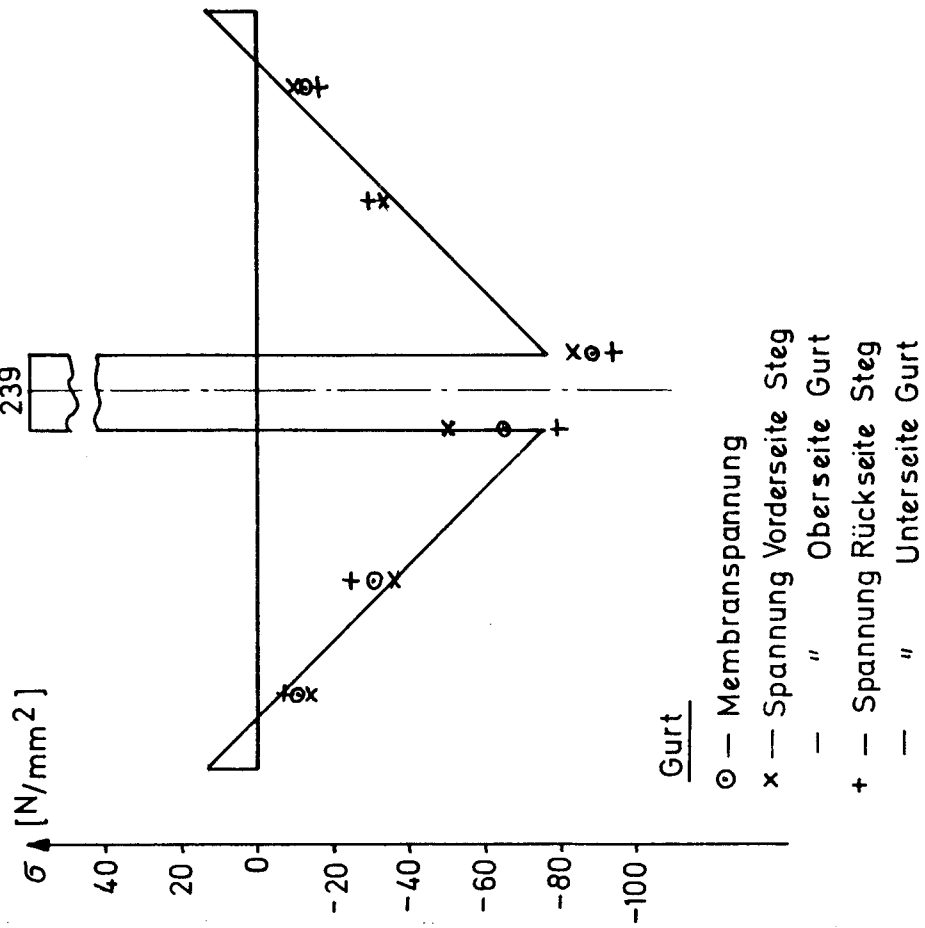
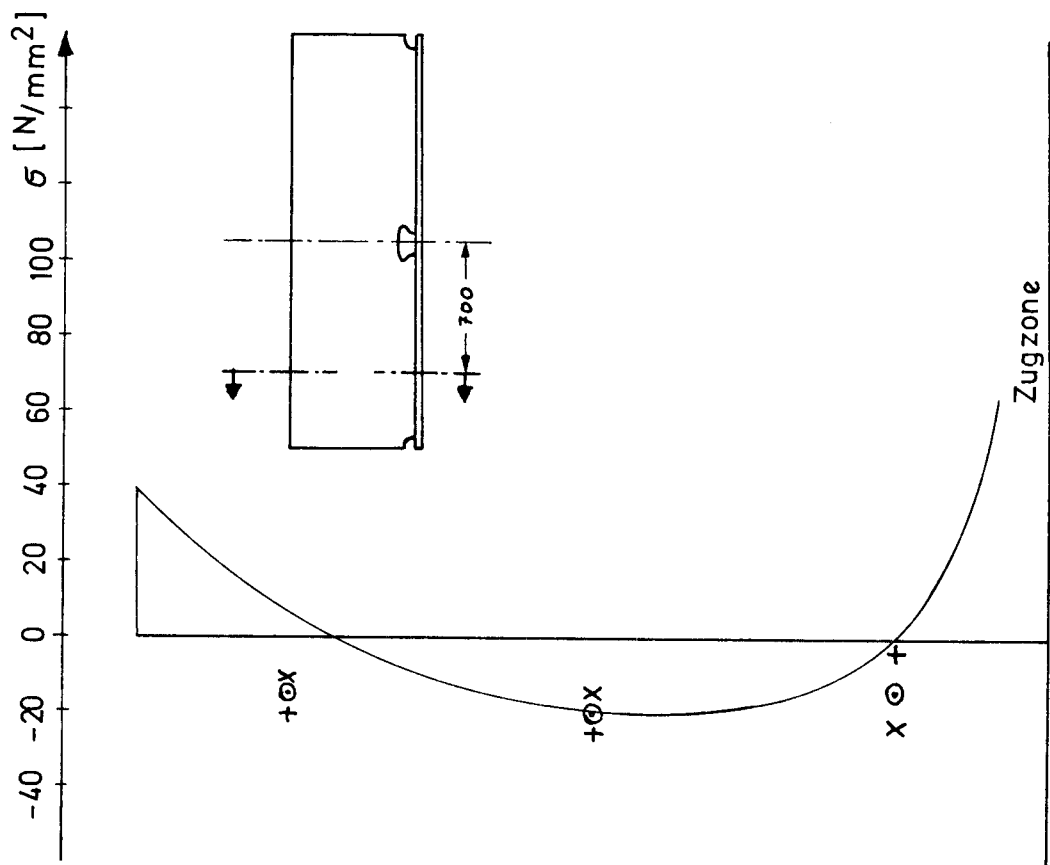


Eigenspannungen - Steg
Modellängsrichtung

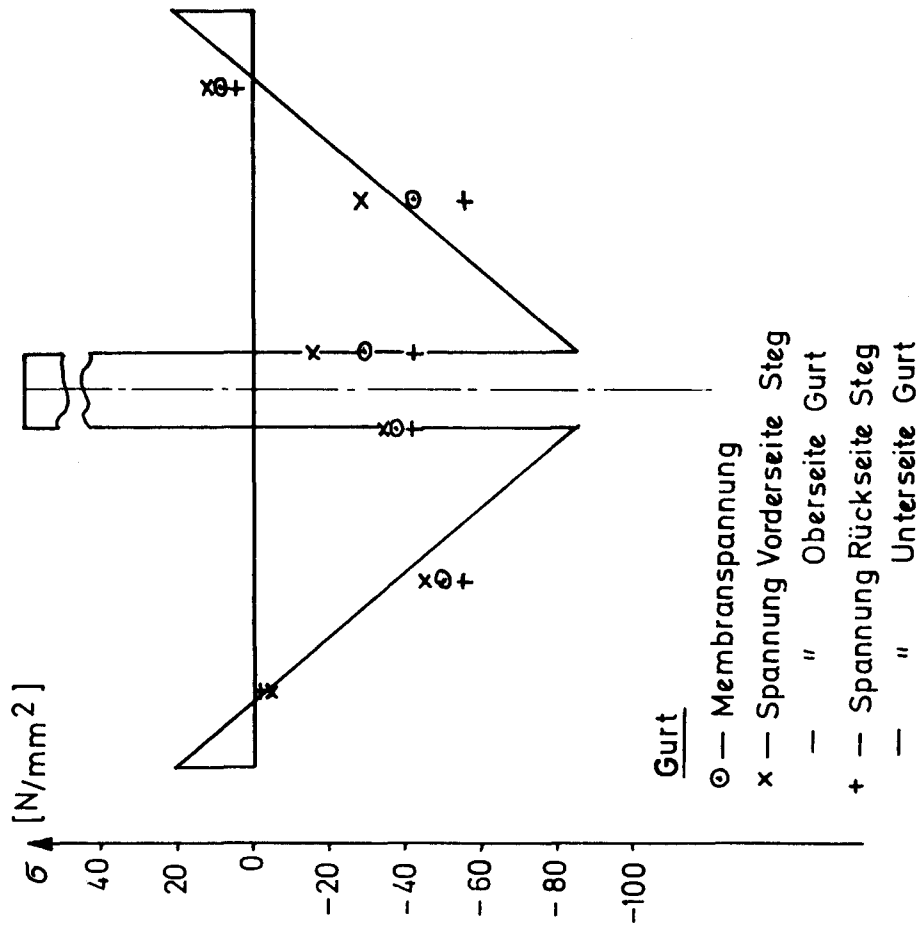
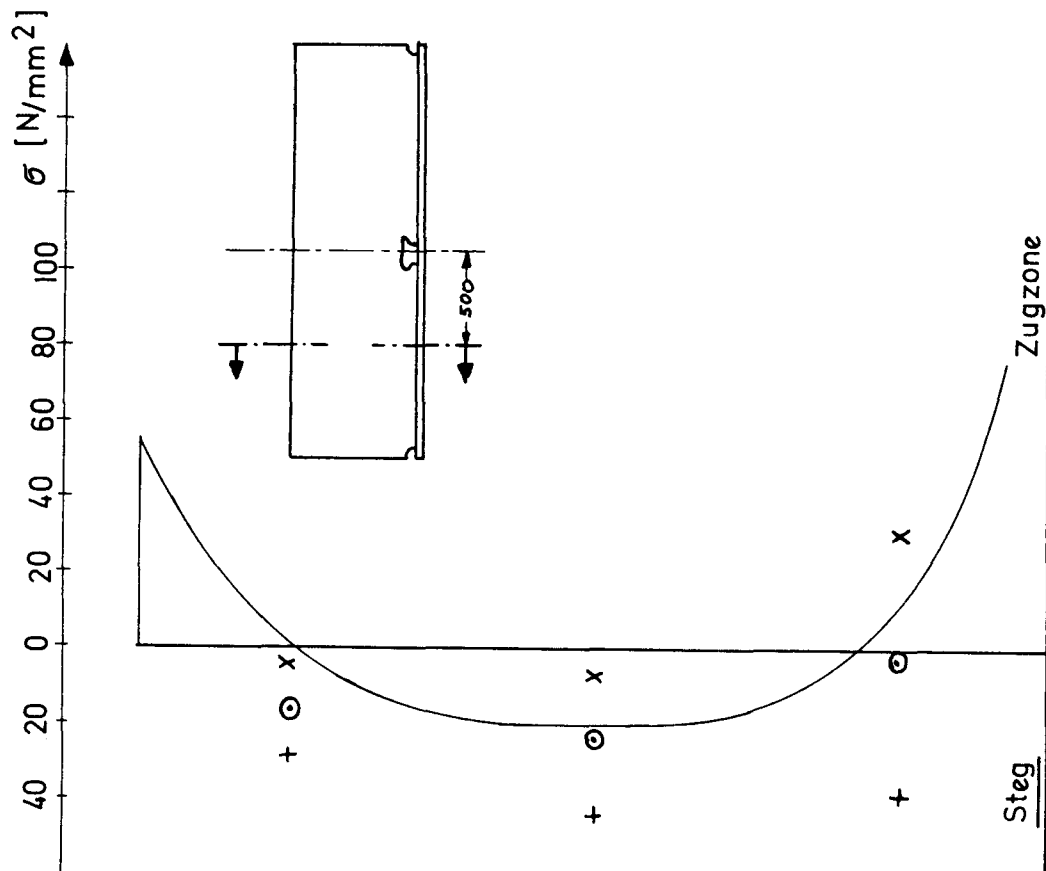
Abb.67



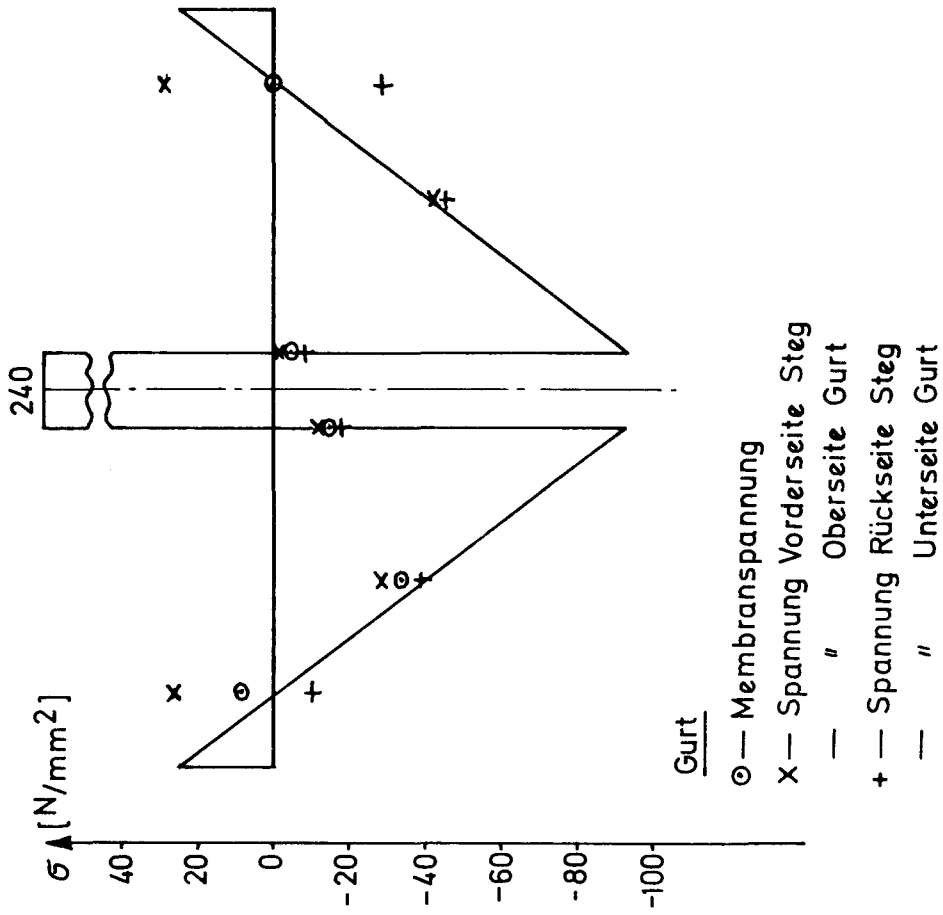
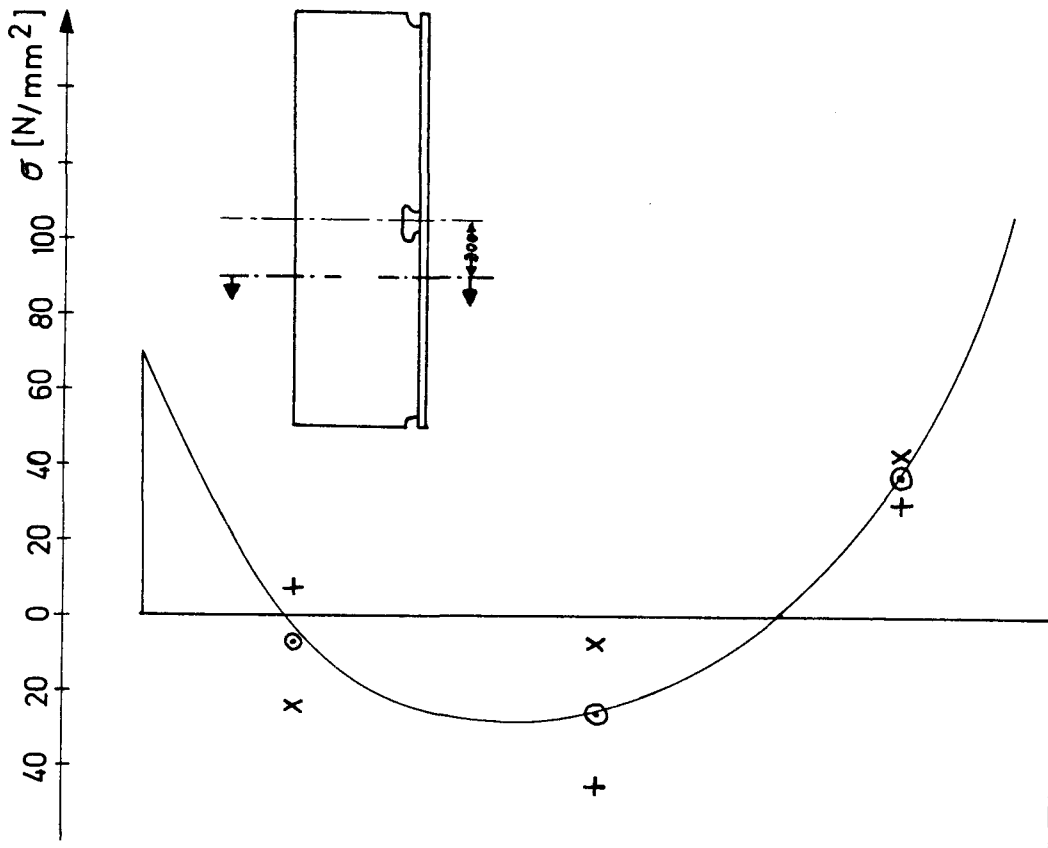




Eigenstressungen Modellängsrichtung

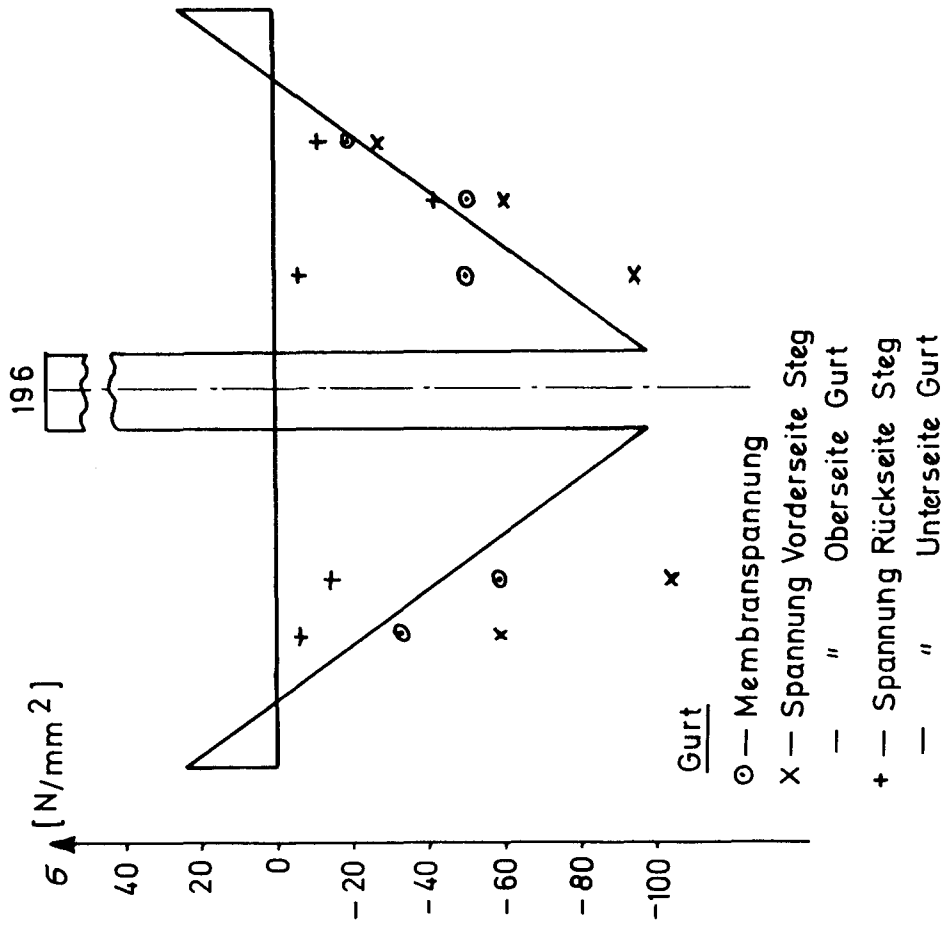
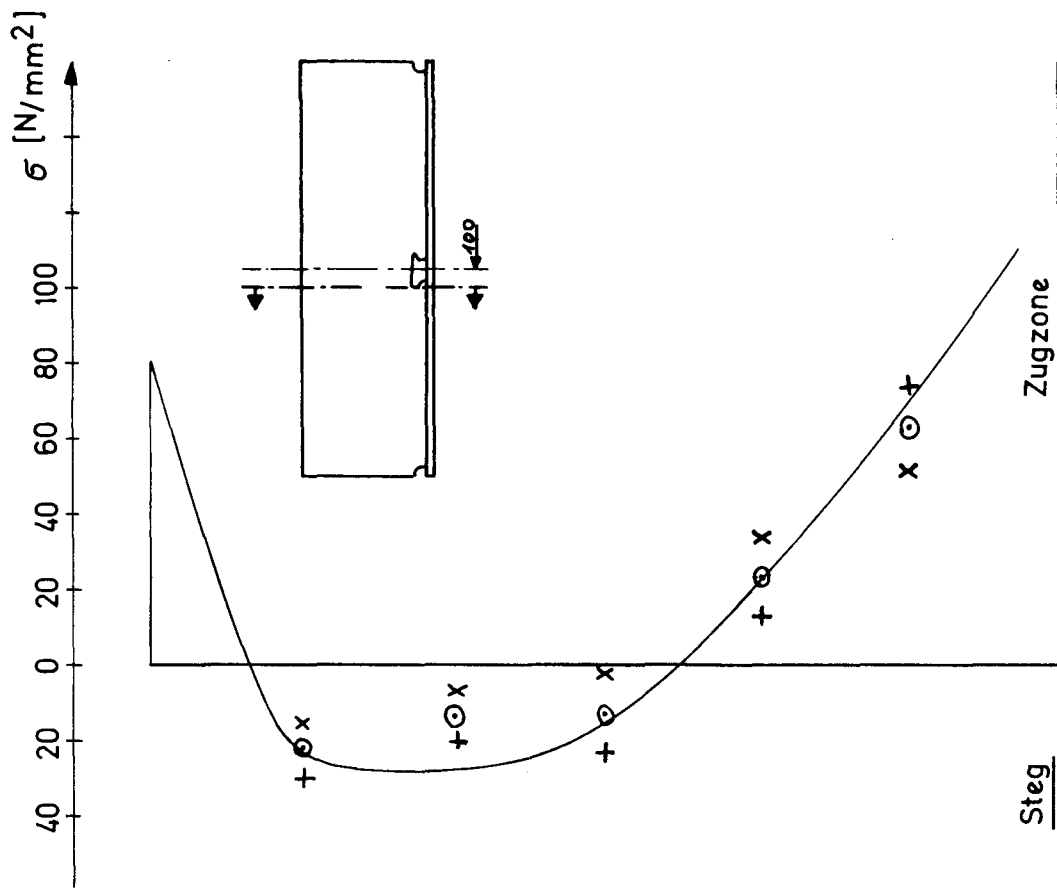


Eigenstressungen Modellängsrichtung



- Gurt
- o — Membranspannung
 - x — Spannung Vorderseite Steg
 - " Oberseite Gurt
 - + — Spannung Rückseite Steg
 - " Unterseite Gurt

Eigenstressungen Modellängsrichtung



- Gurt
- ⊕ — Membranspannung
 - X — Spannung Vorderseite Steg
 - " Oberseite Gurt
 - + — Spannung Rückseite Steg
 - " Unterseite Gurt

Eigenstressungen Modellängsrichtung

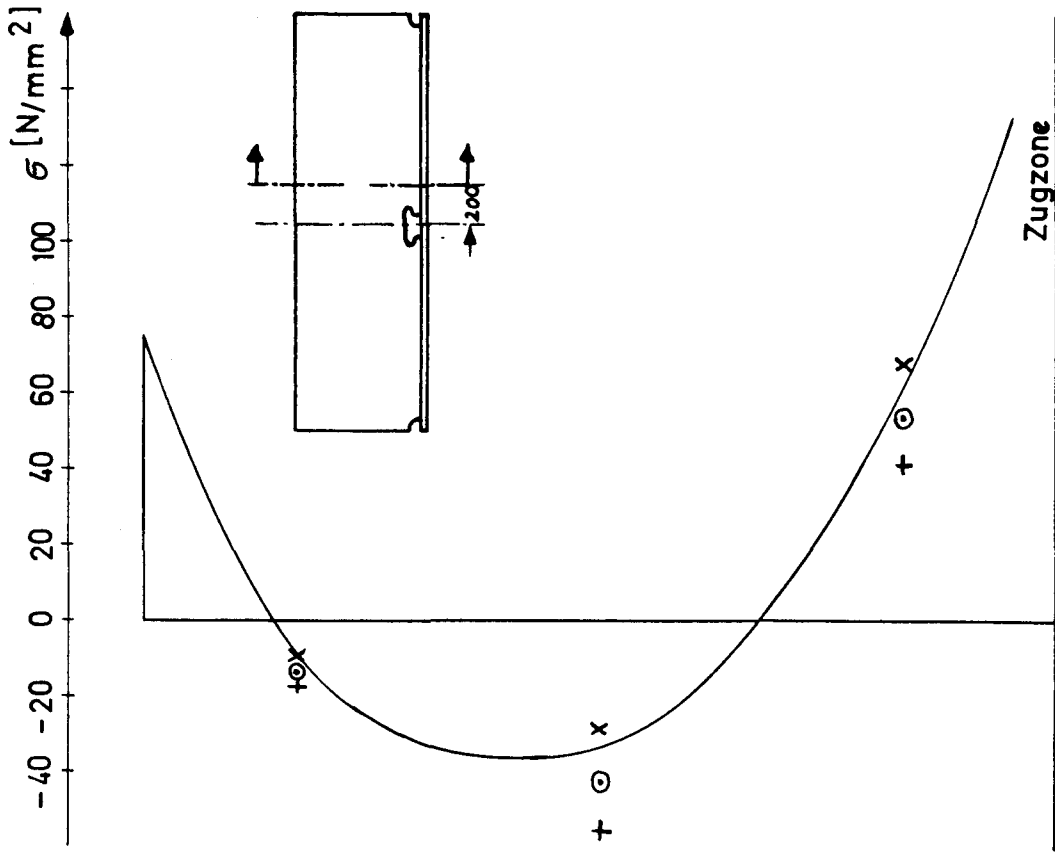
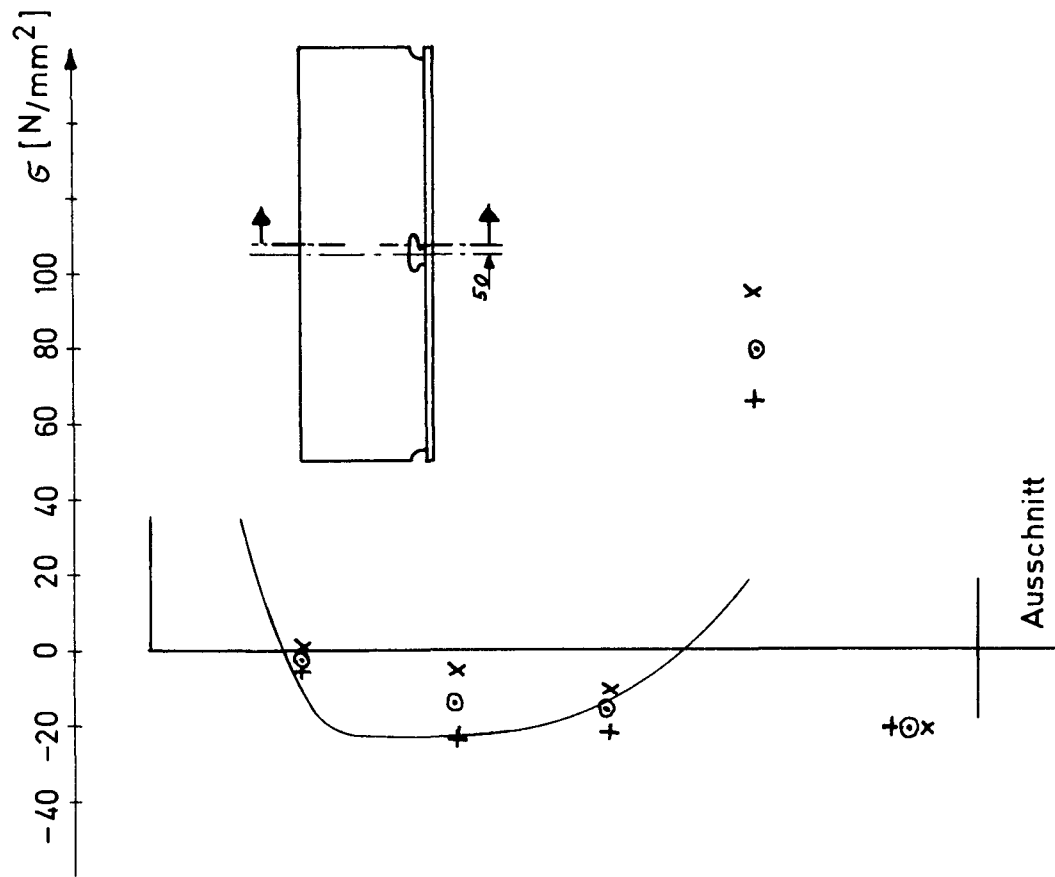
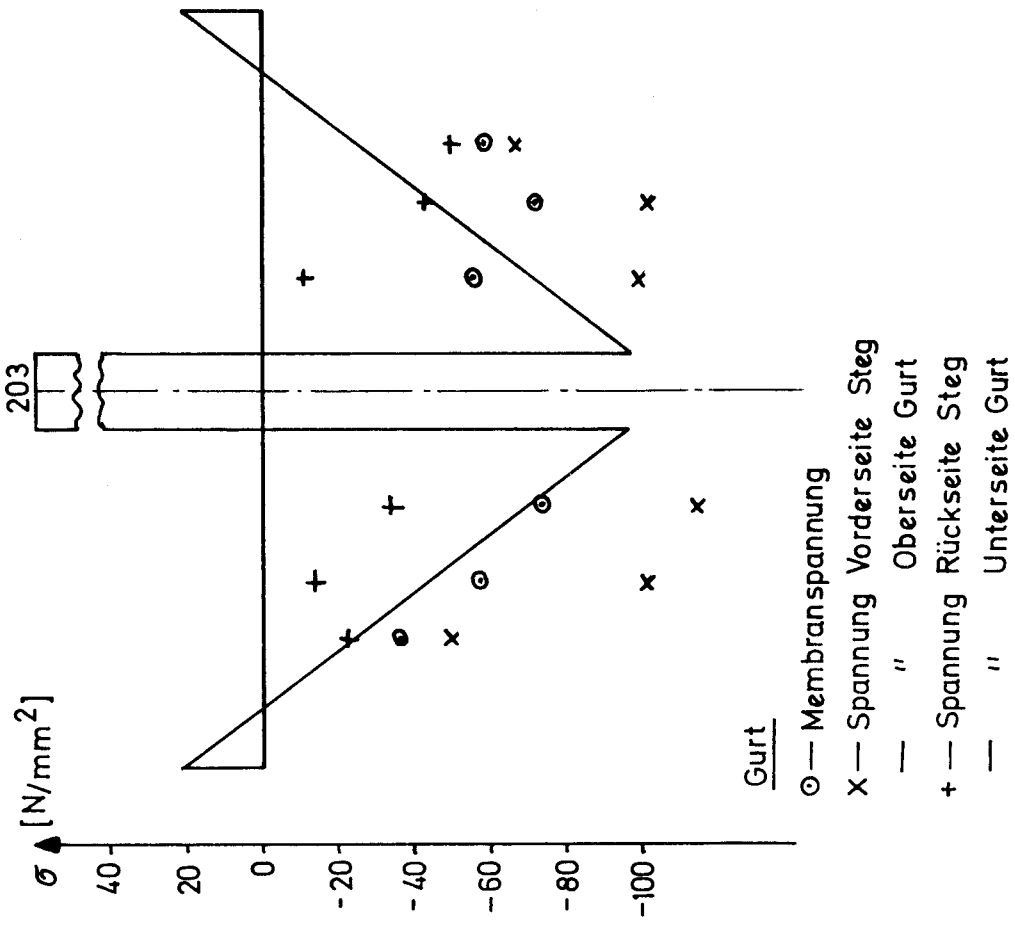
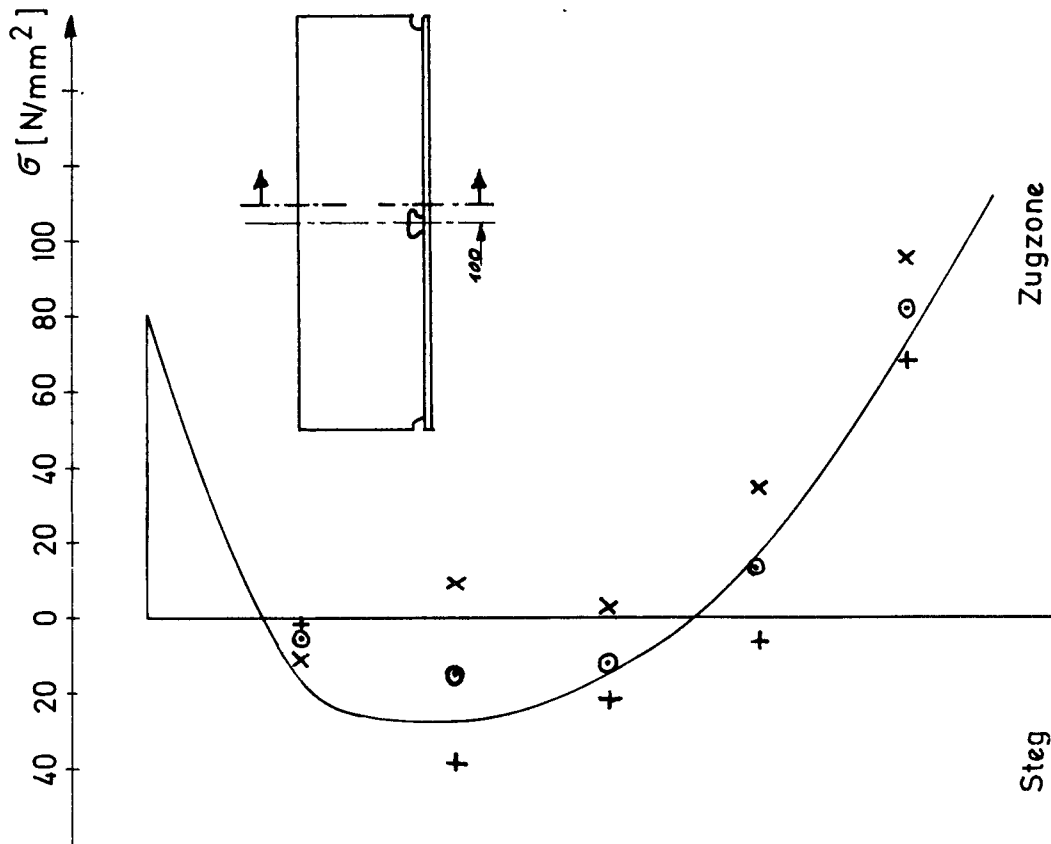
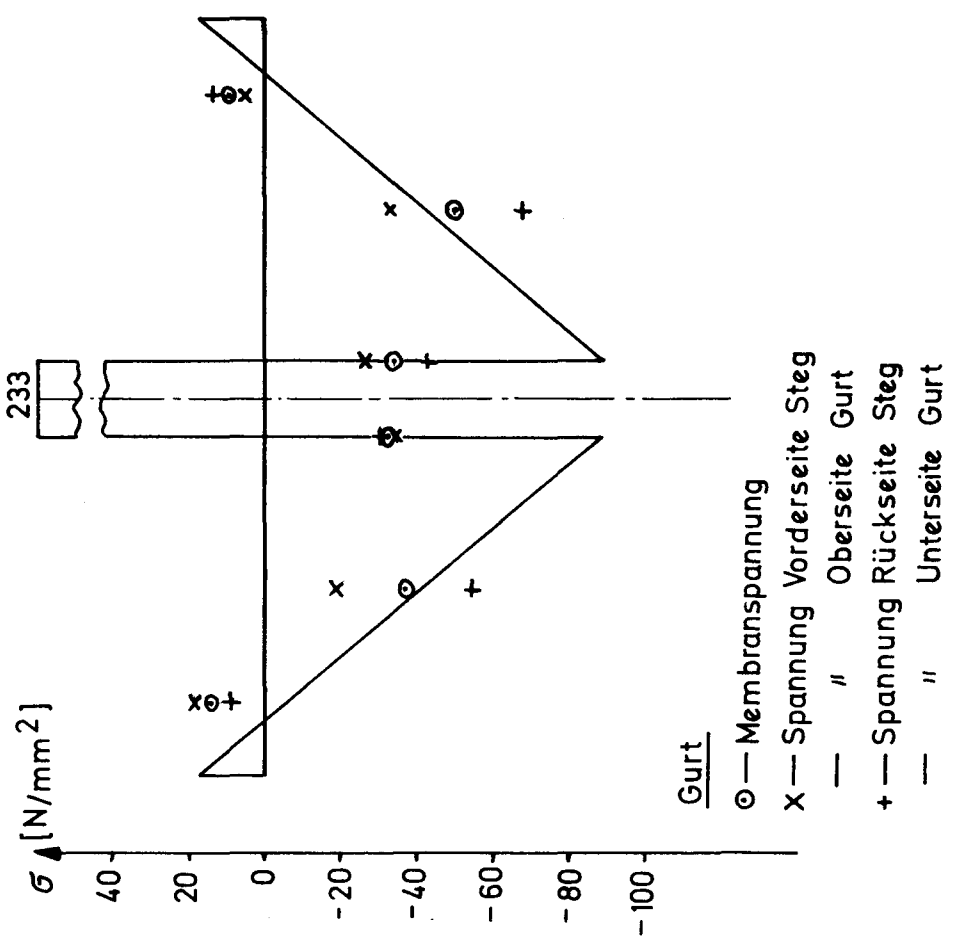
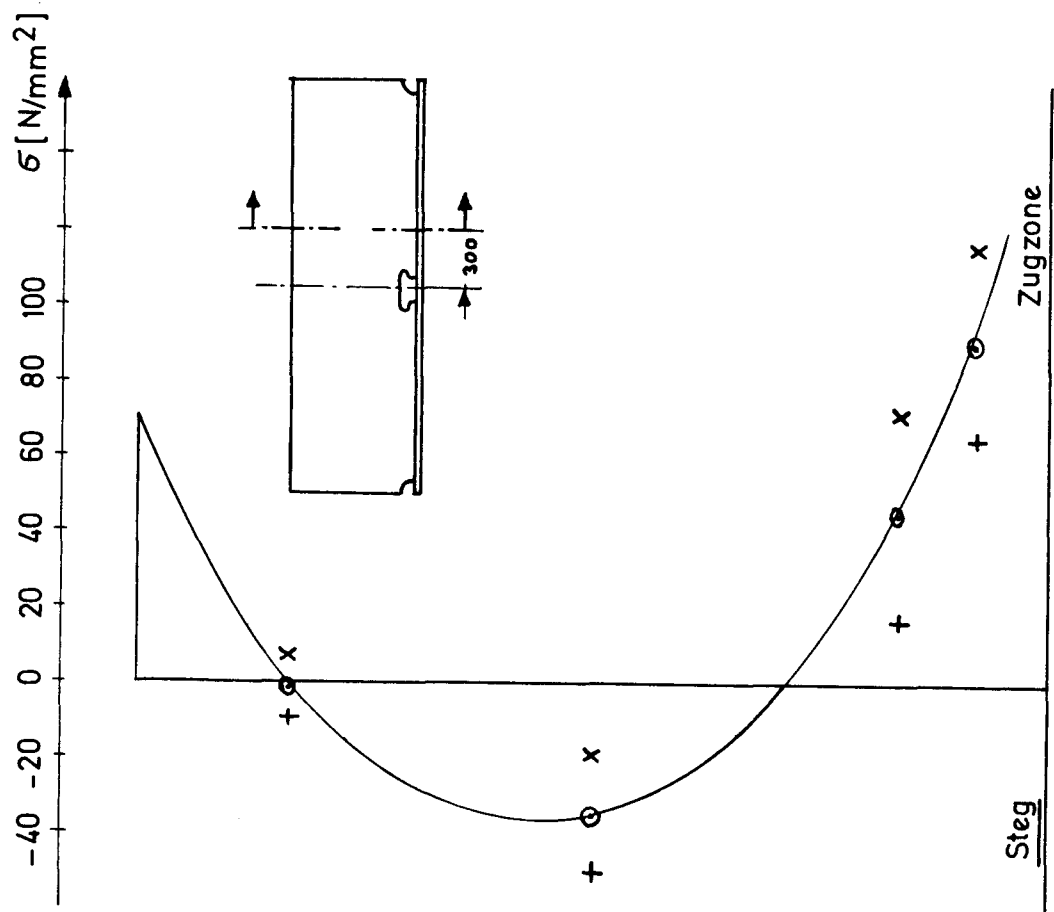


Abb.69f

Eigenstressungen Modelllängsrichtungen

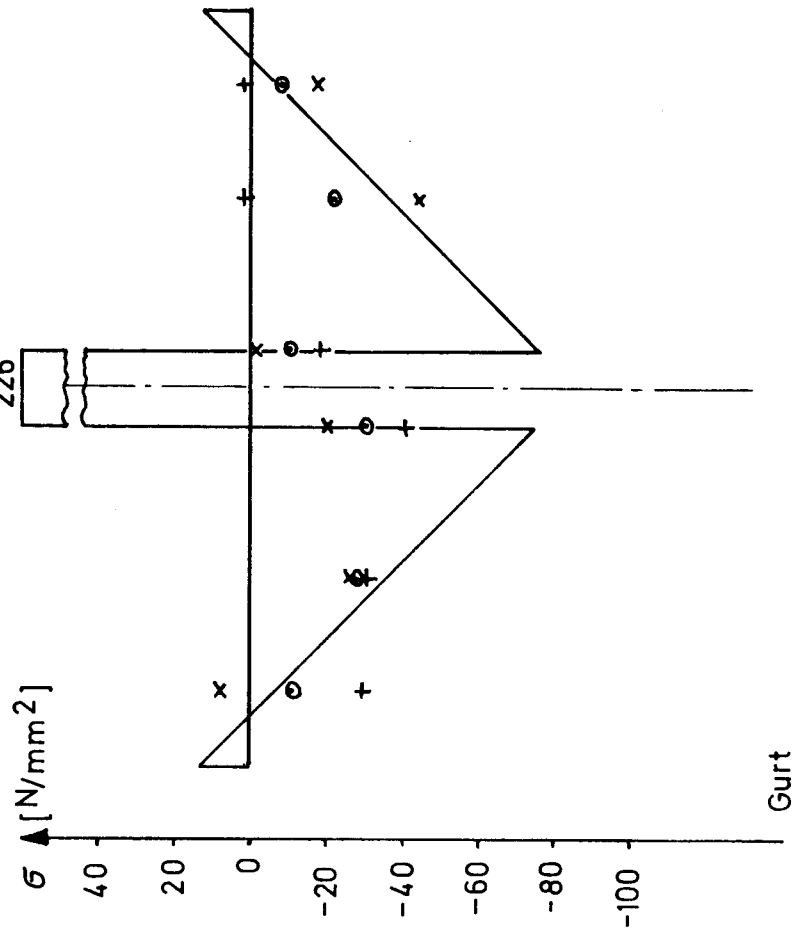
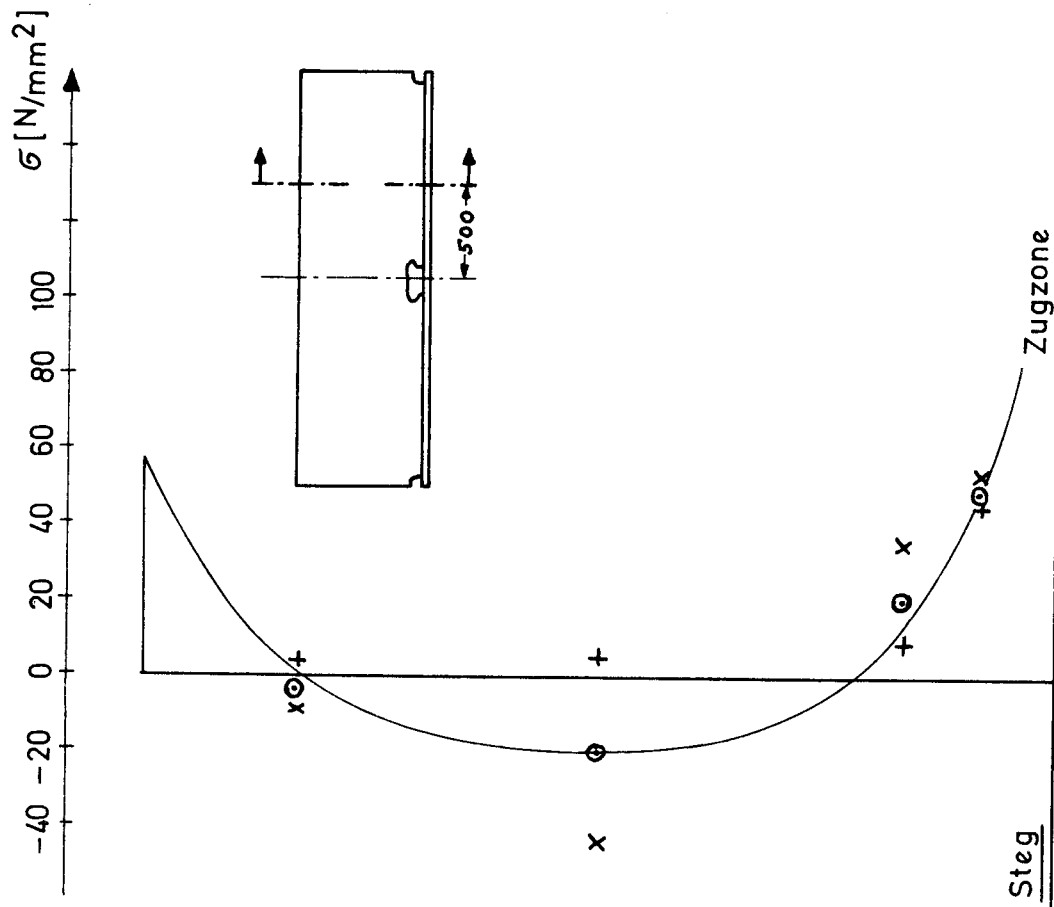


Eigenstressungen Modellängsrichtung



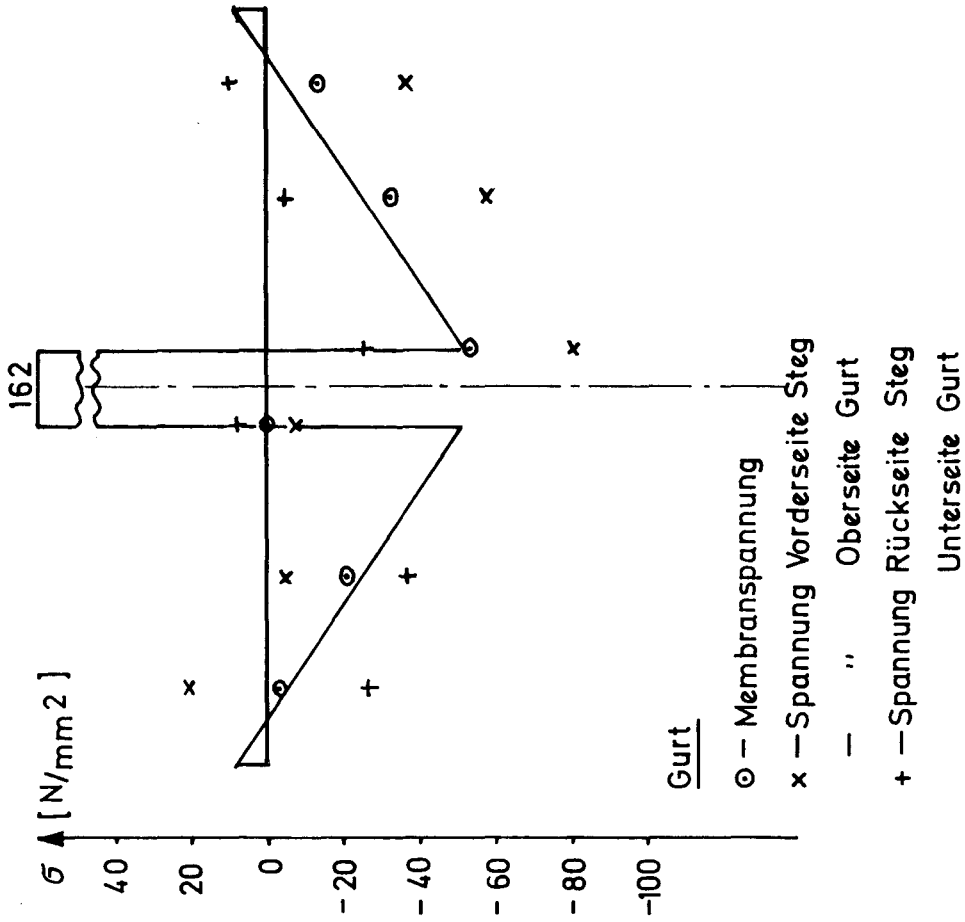
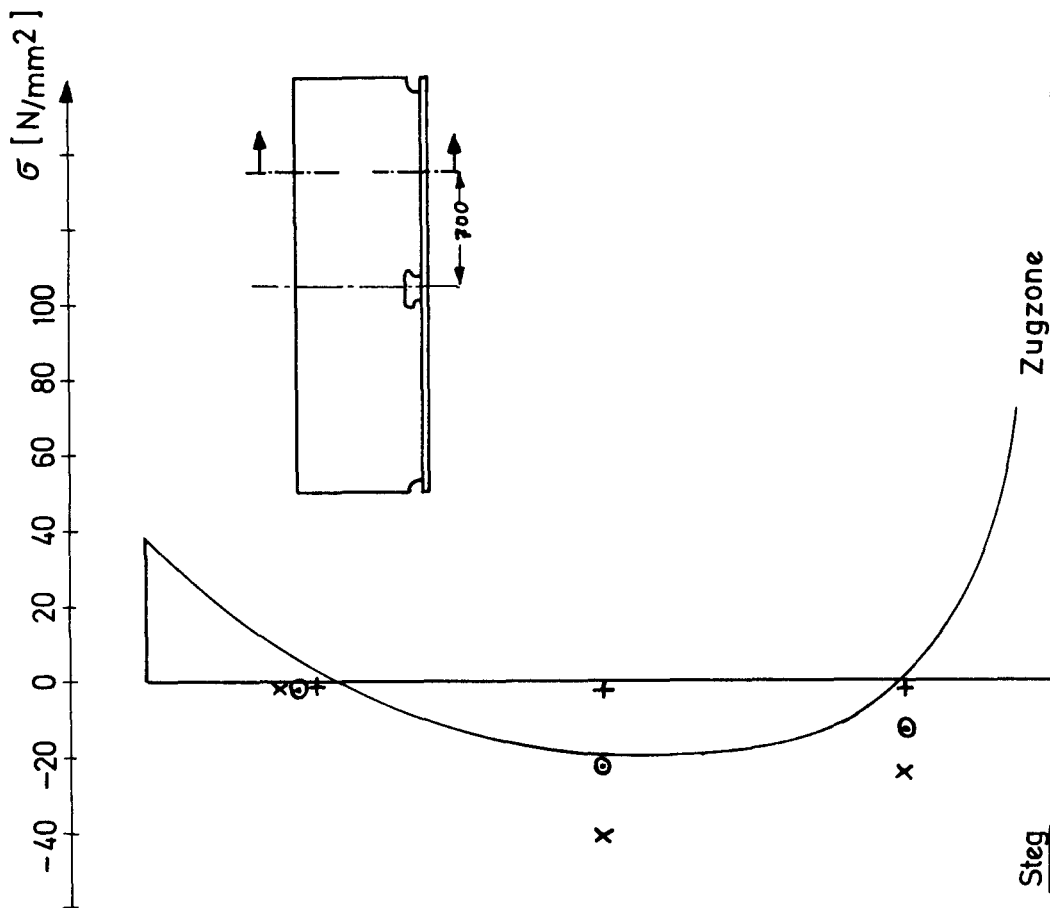
Eigenstressungen Modellängsrichtung

Abb.69j



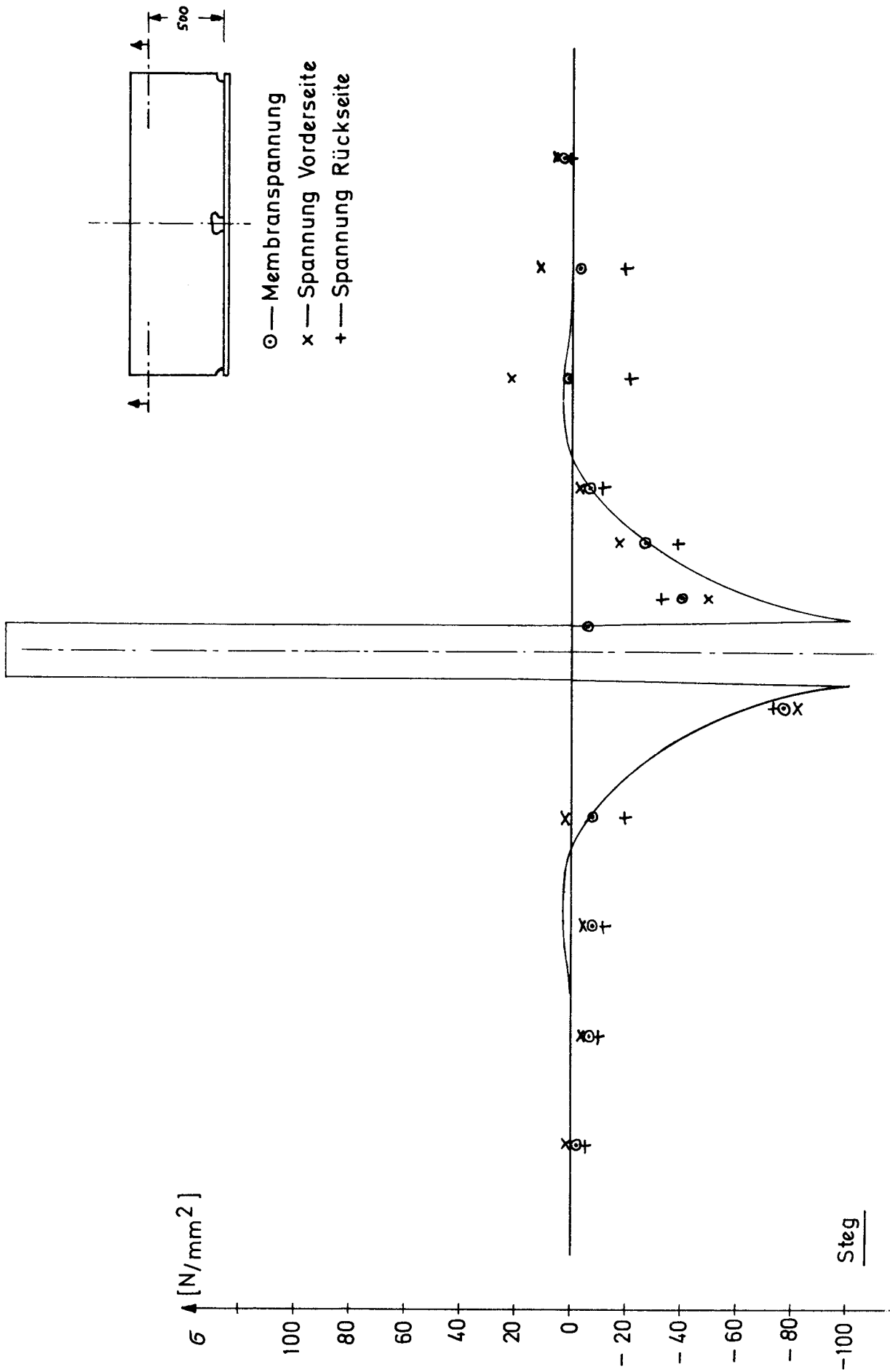
- Gurt
- ⊙ — Membranspannung
 - X — Spannung Vorderseite Steg
 - " — Oberseite Gurt
 - + — Spannung Rückseite Steg
 - " — Unterseite Gurt

Eigenstressungen Modellängsrichtung

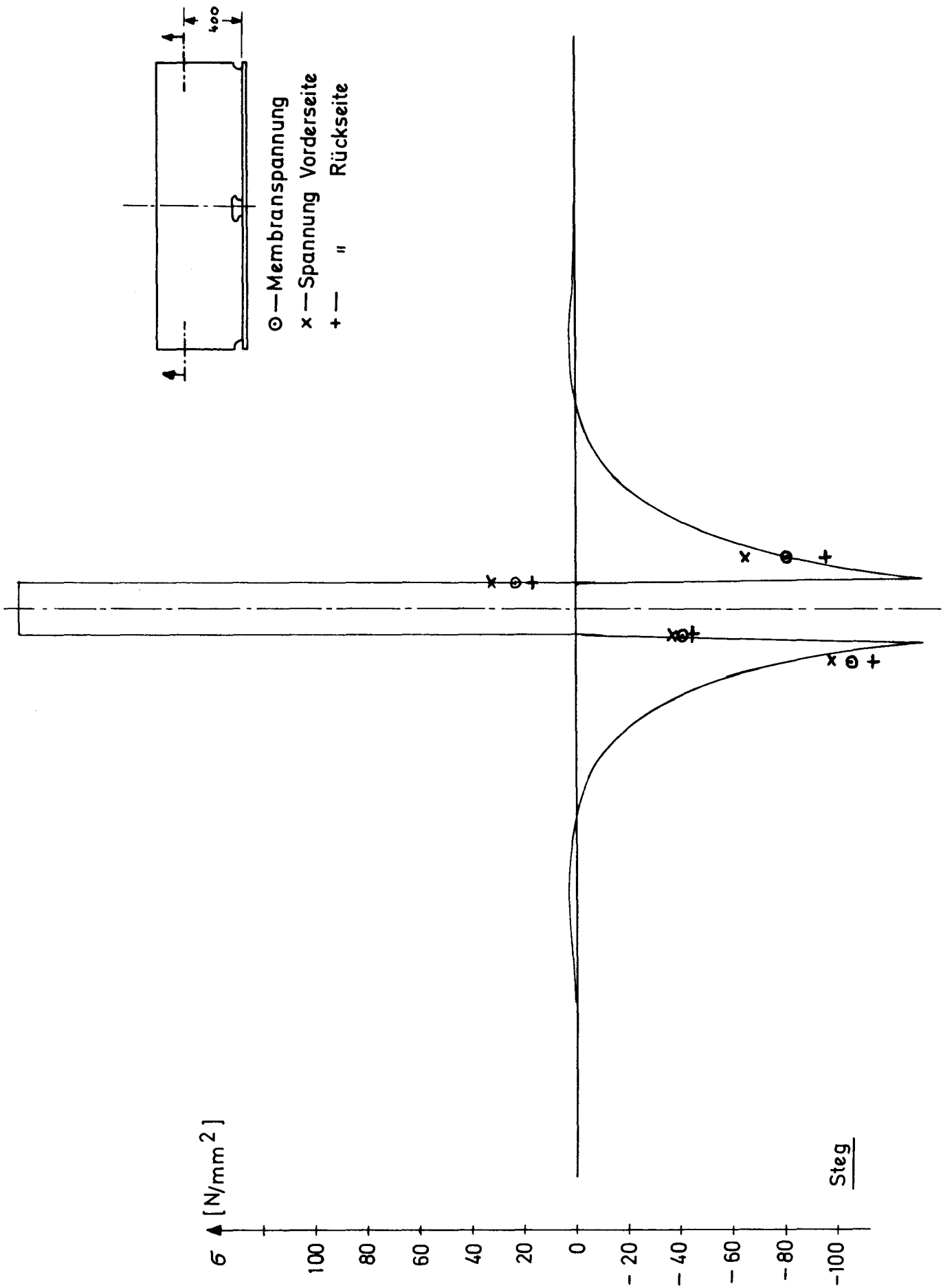


Eigenstressungen Modellängsrichtung

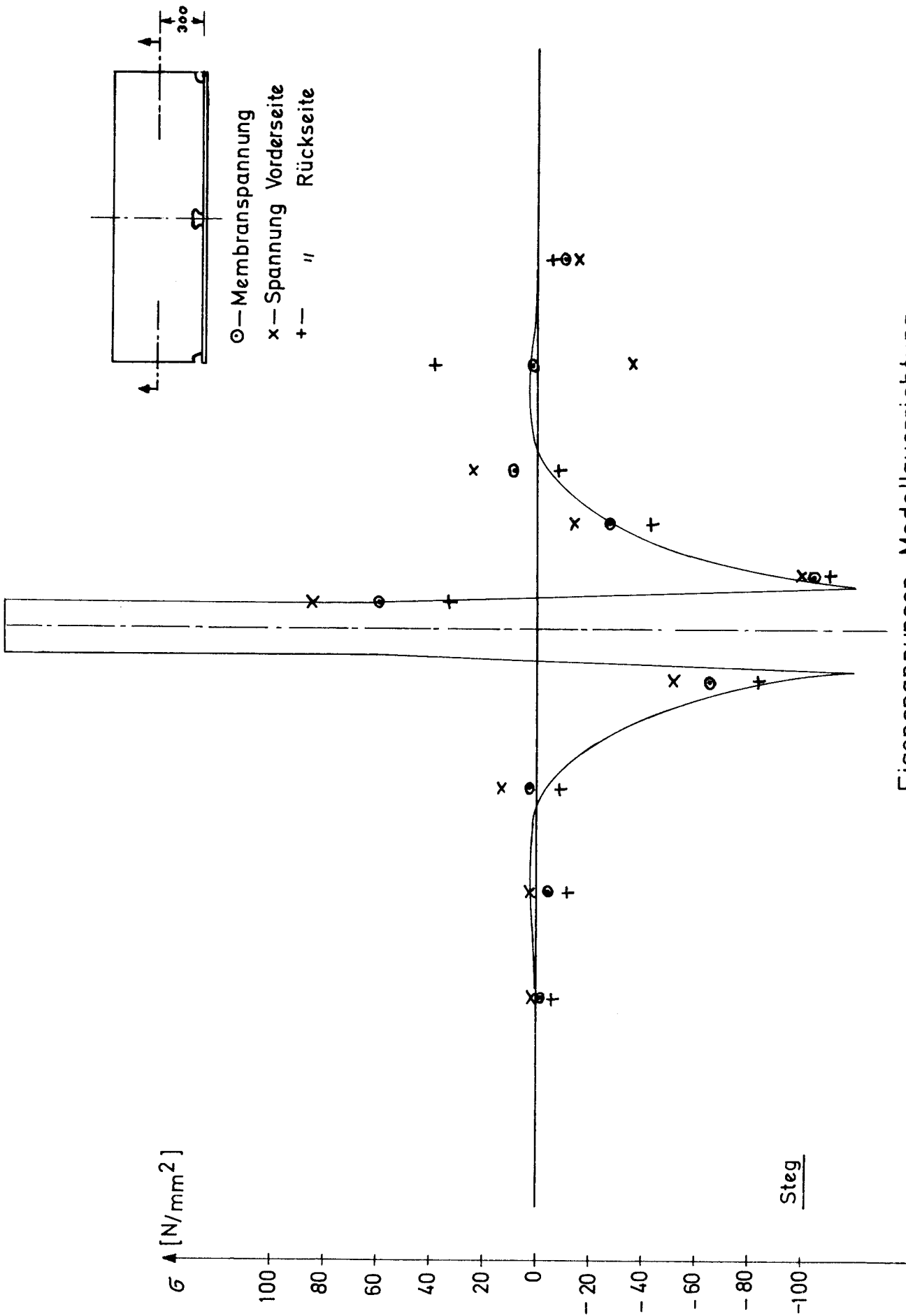
Abb.70a



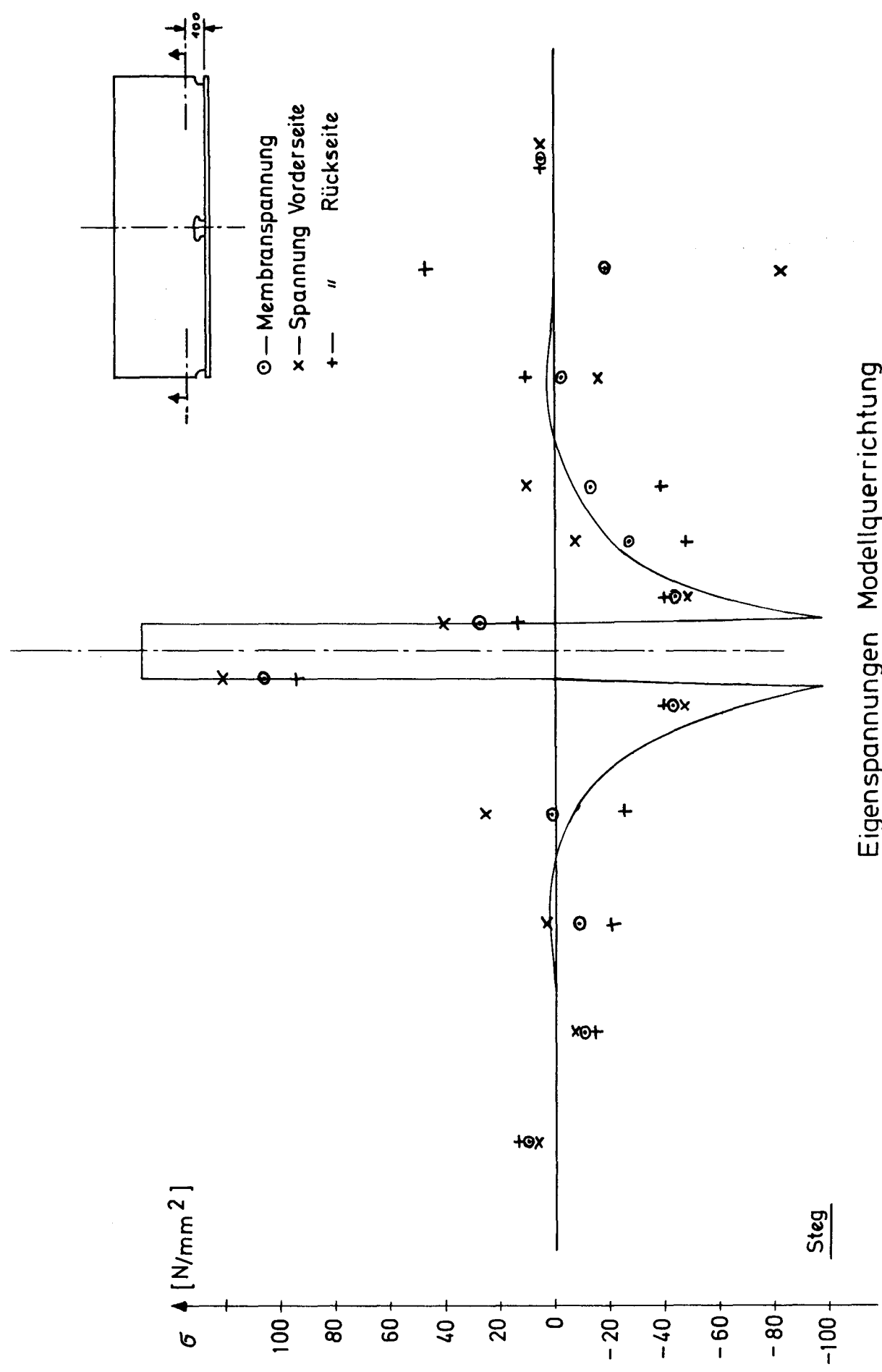
Eigenstressungen Modellquerrichtung



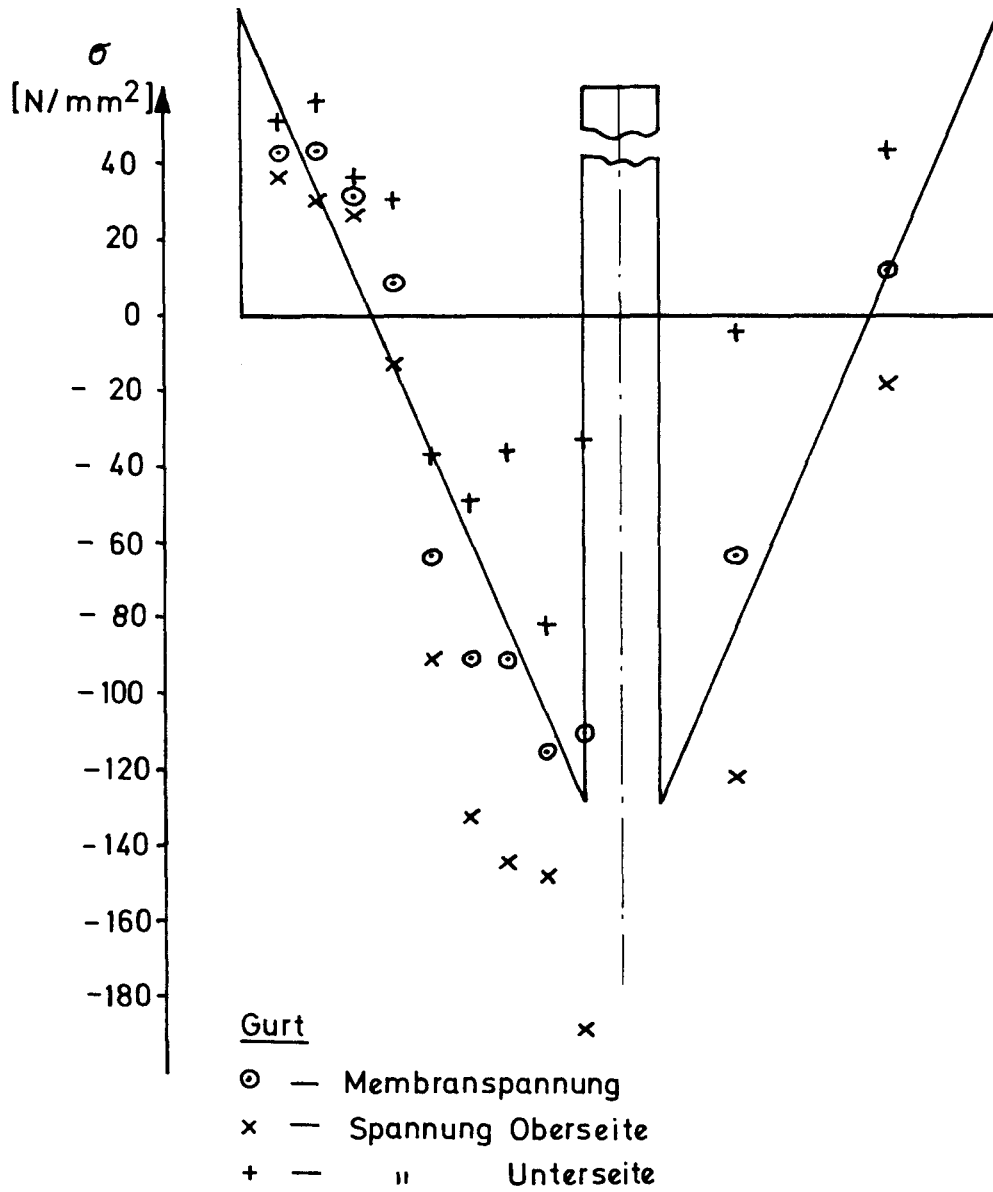
Eigenstressungen Modellquerrichtung



Eigenstressungen Modellquerrichtung

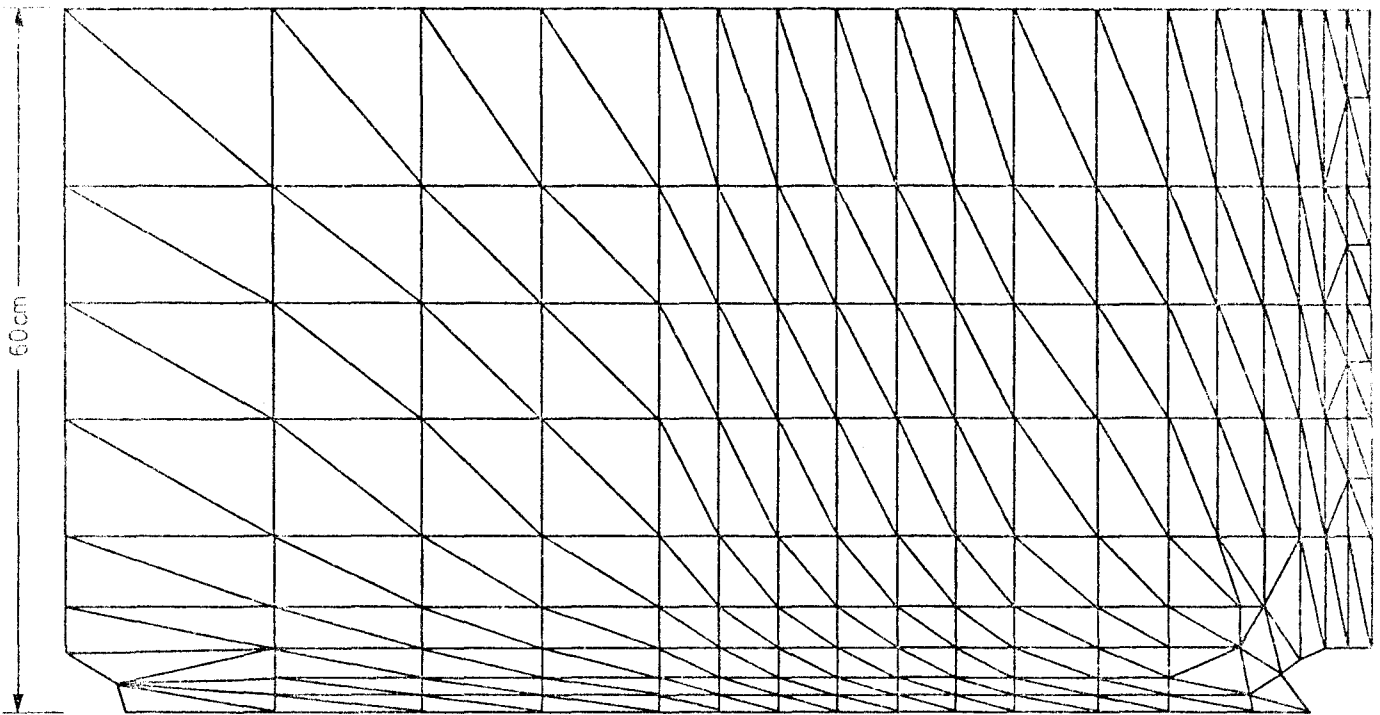


Eigenstressungen Modellquerrichtung

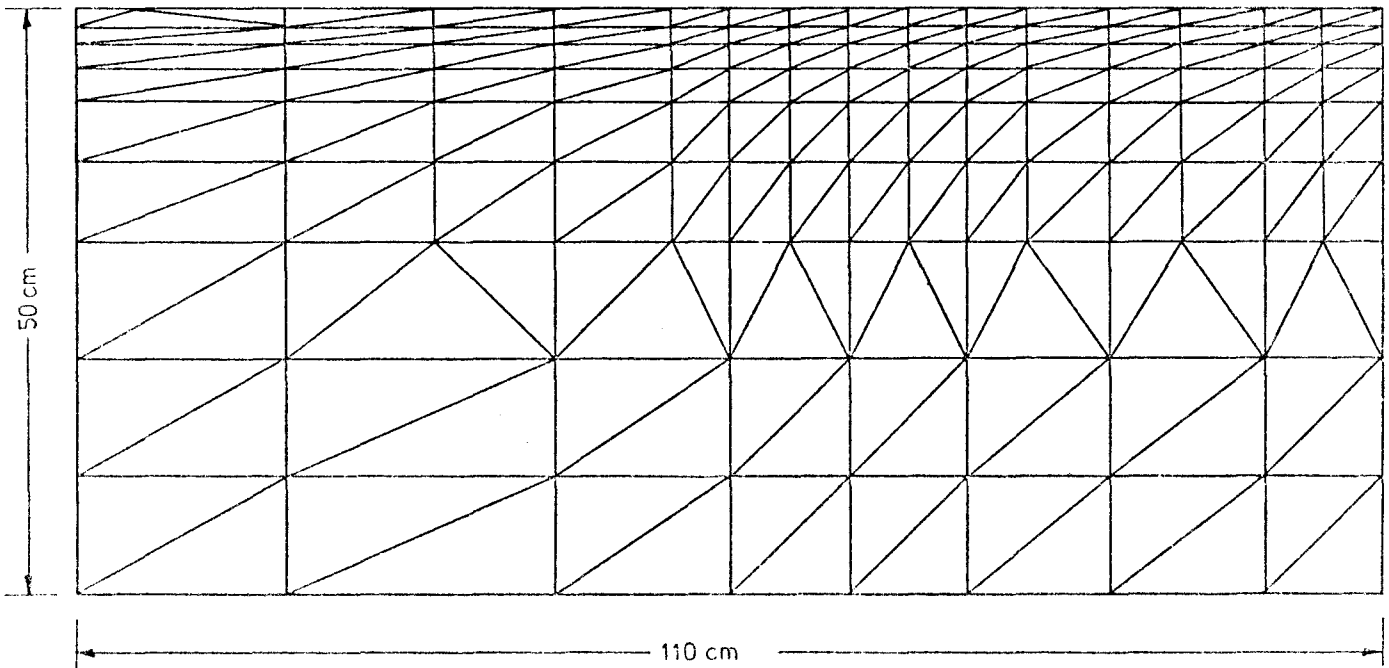


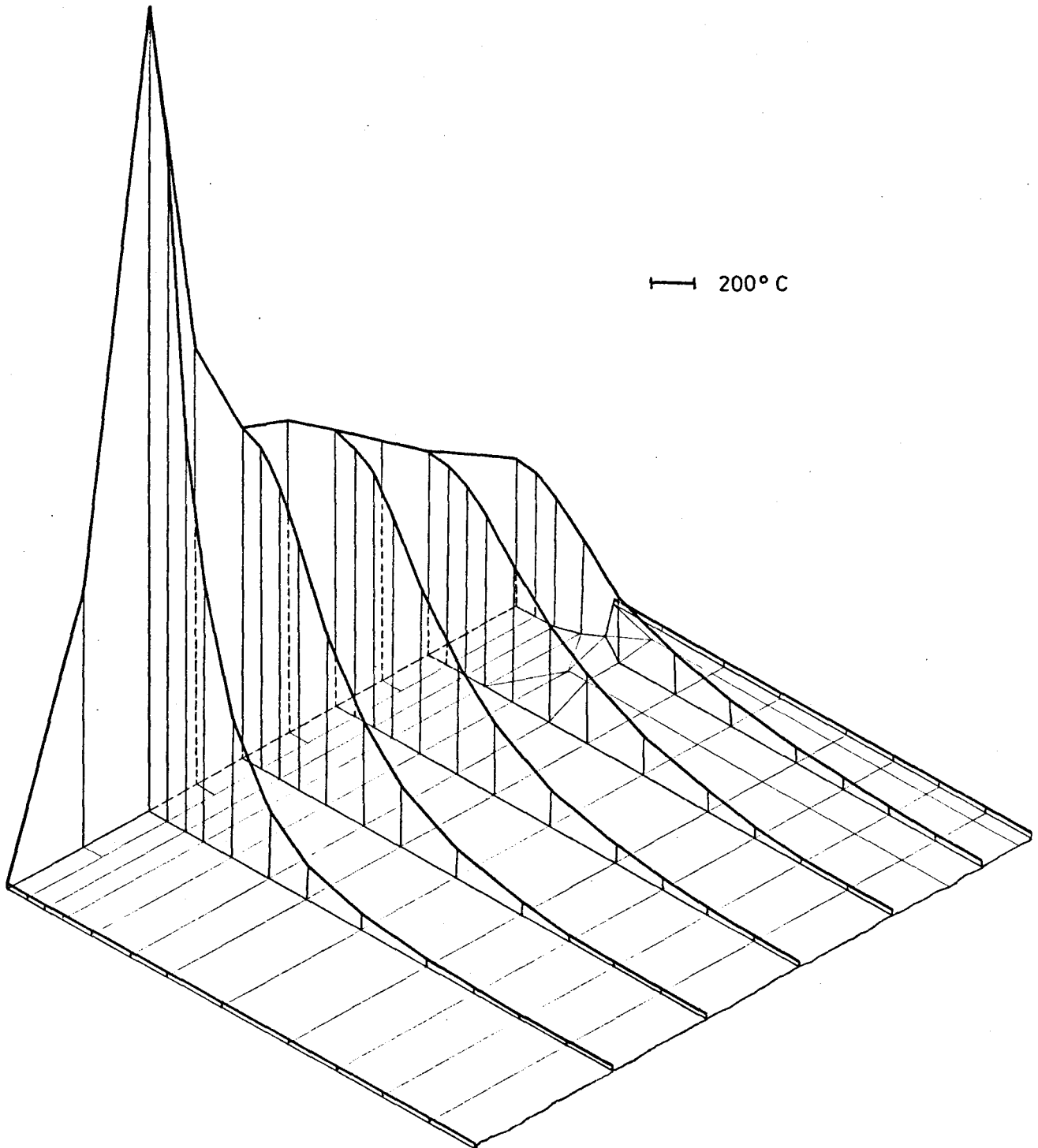
Eigenspannungen Modellängsrichtung
Modell 2

Netzeinteilung Steg

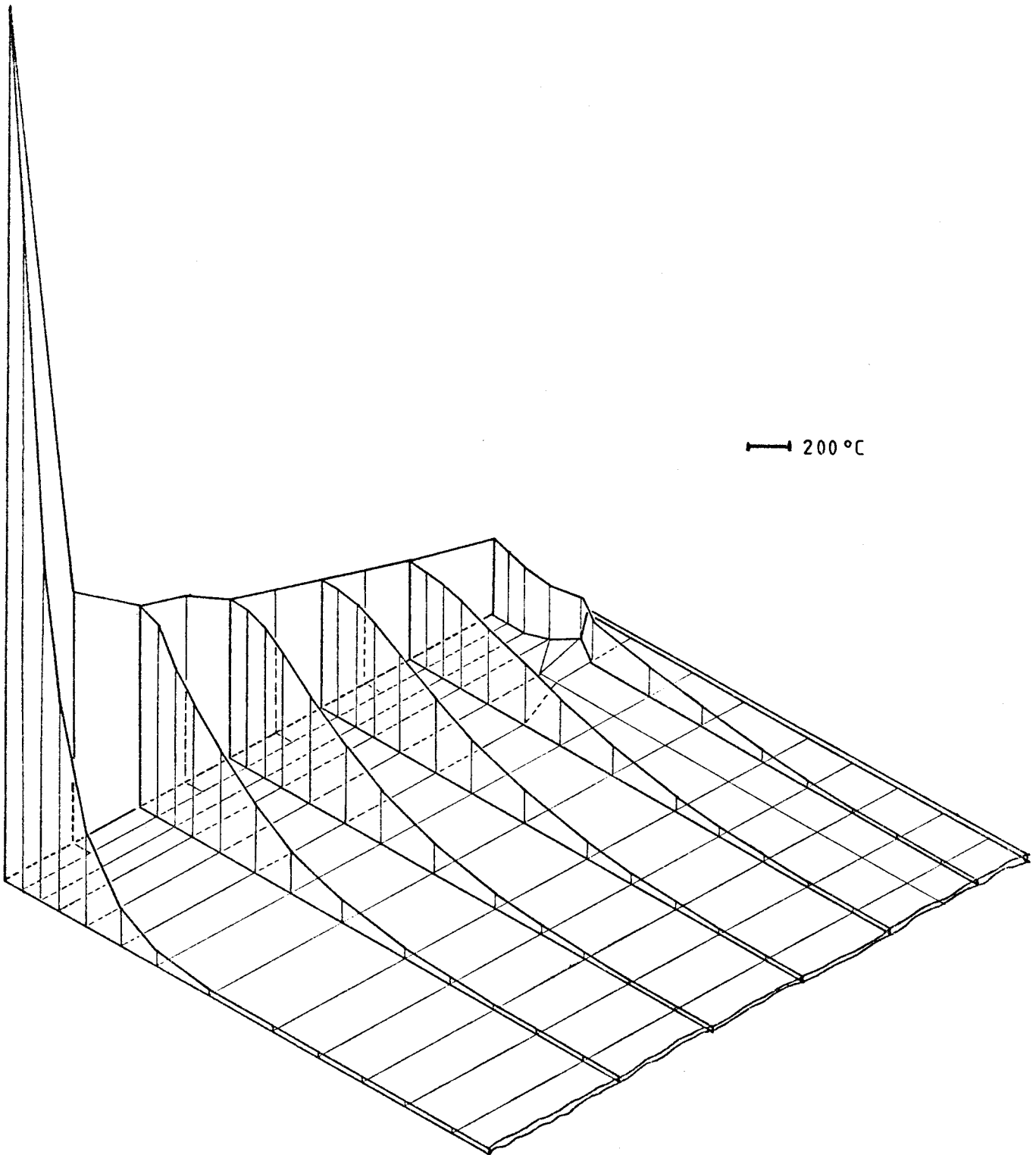


Netzeinteilung Gurt

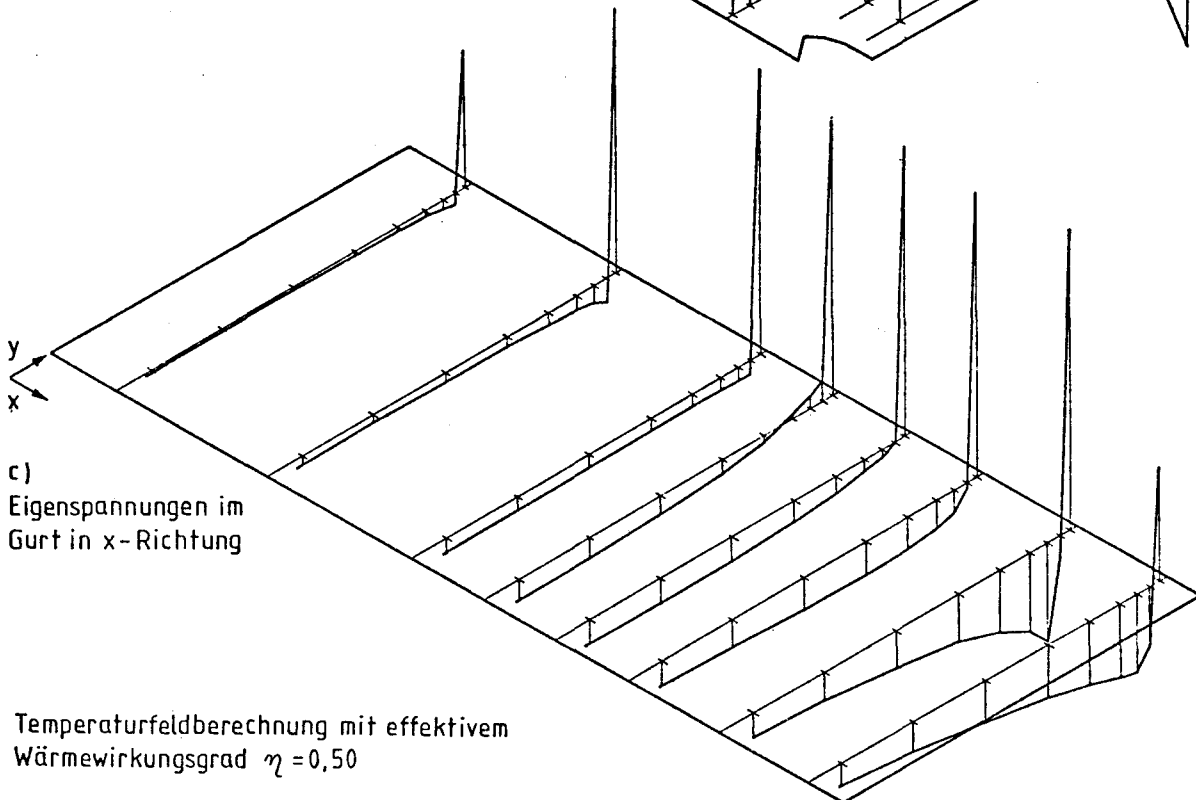
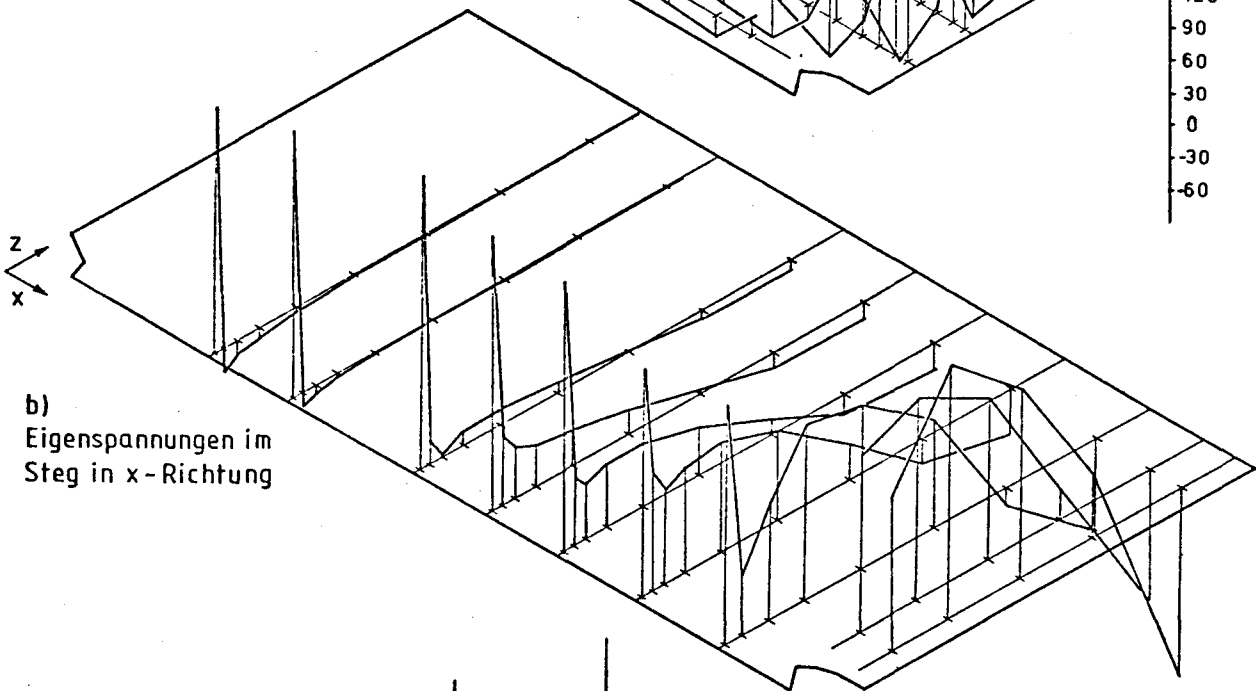
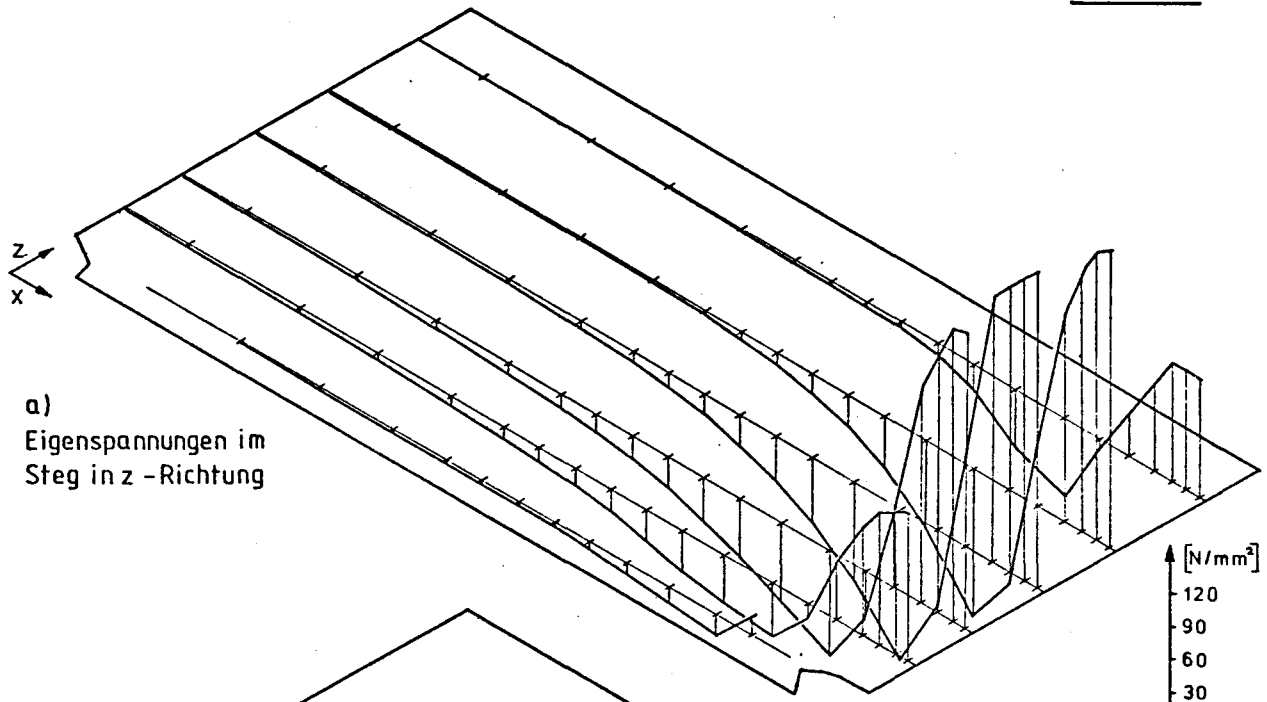




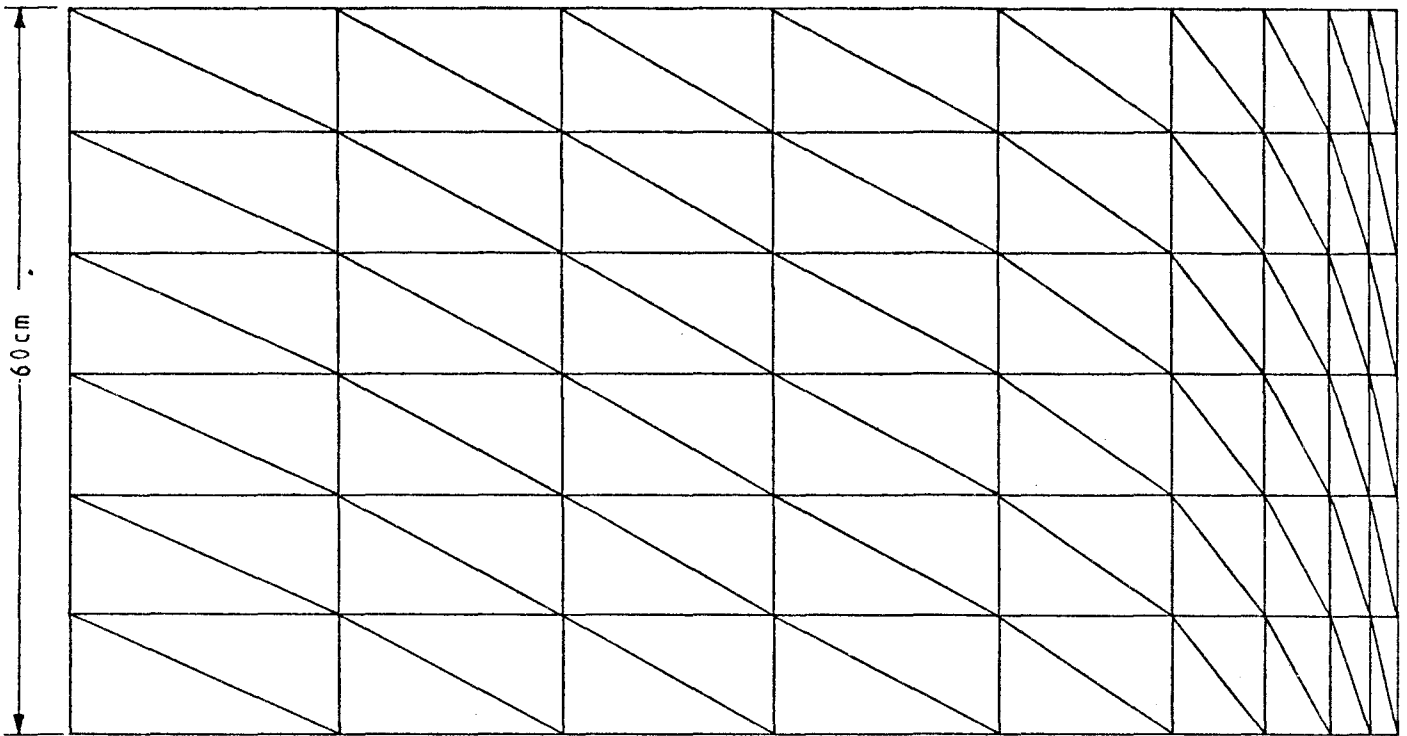
Temperaturverteilung im Steg während der
Elektro - Schlacke - Schweißung
(effektiver Wärmewirkungsgrad $\eta = 0,85$)



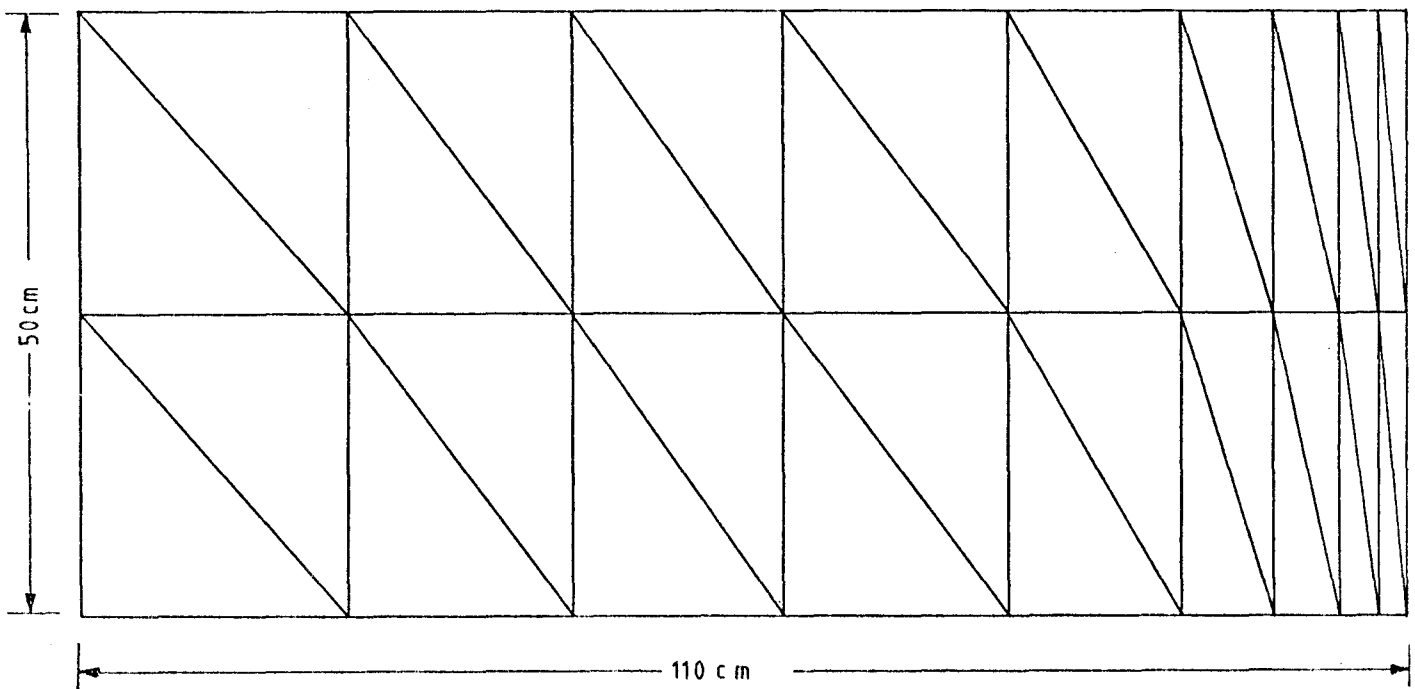
Temperaturverteilung im Steg während der
Elektro - Schlacke - Schweißung
(effektiver Warmewirkungsgrad $\eta = 0,50$)

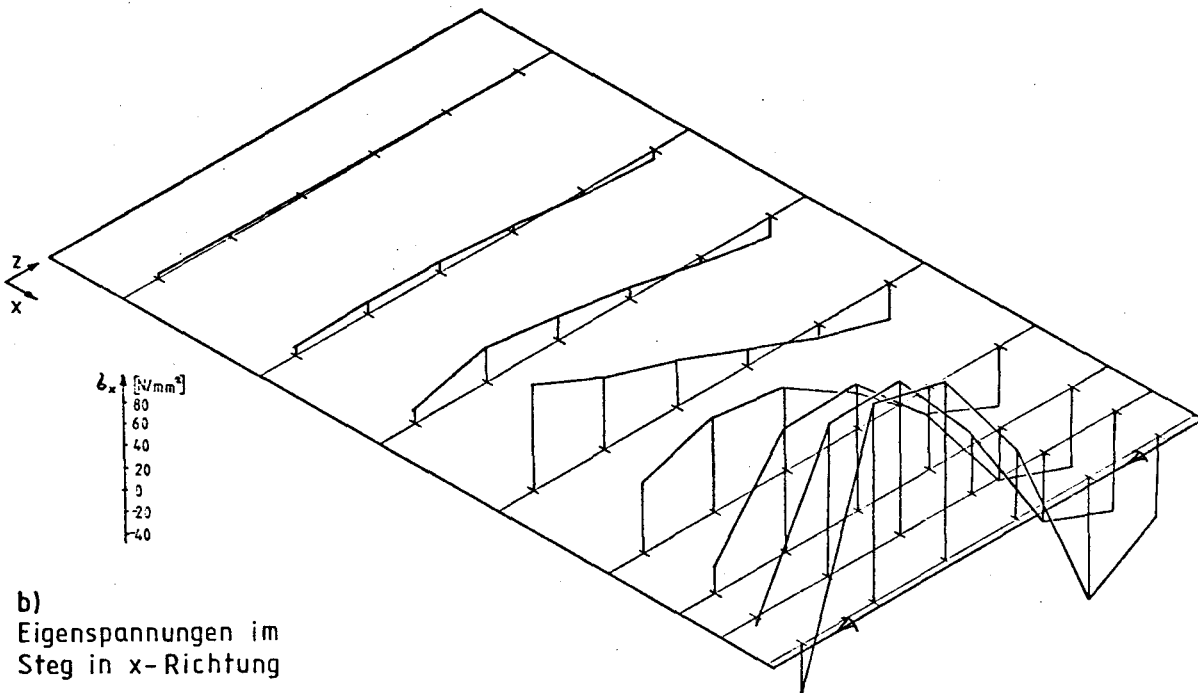
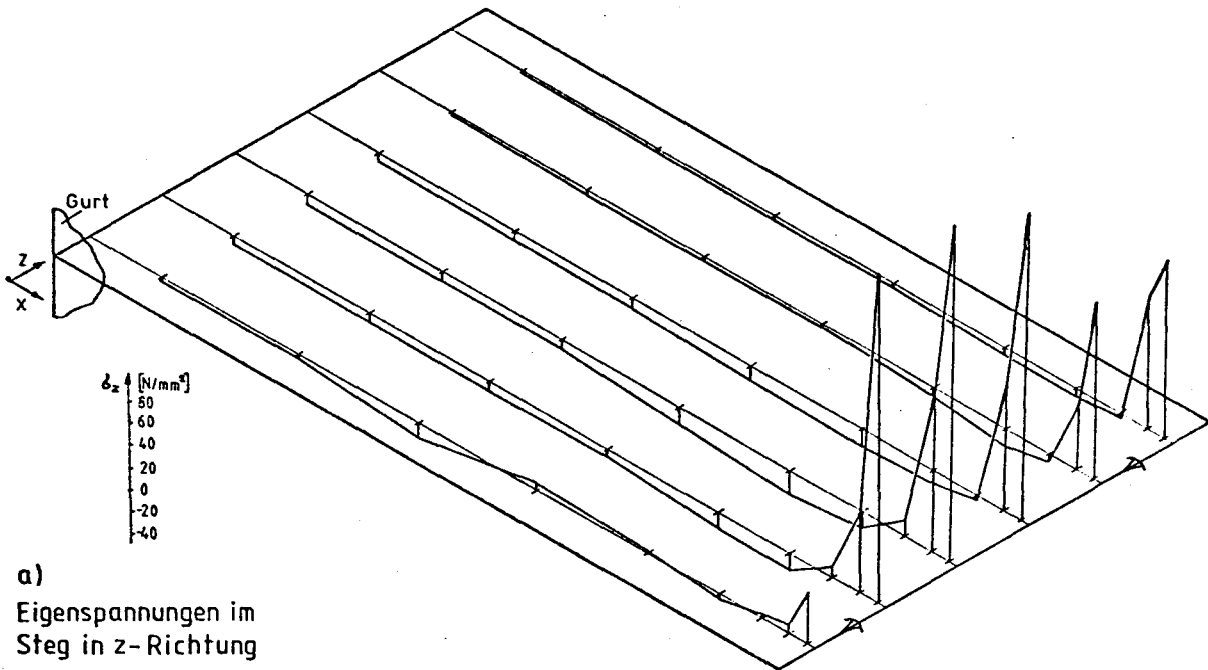


Netzeinteilung Steg



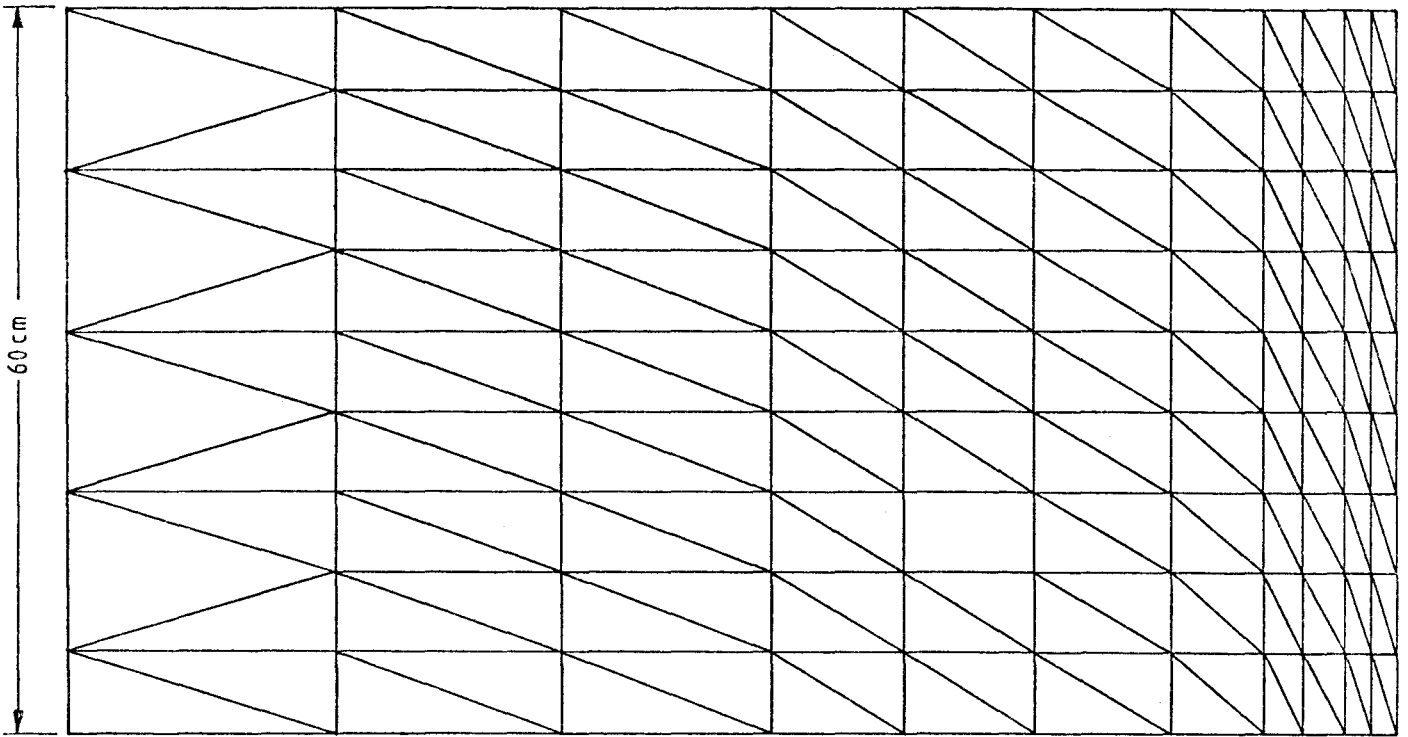
Netzeinteilung Gurt



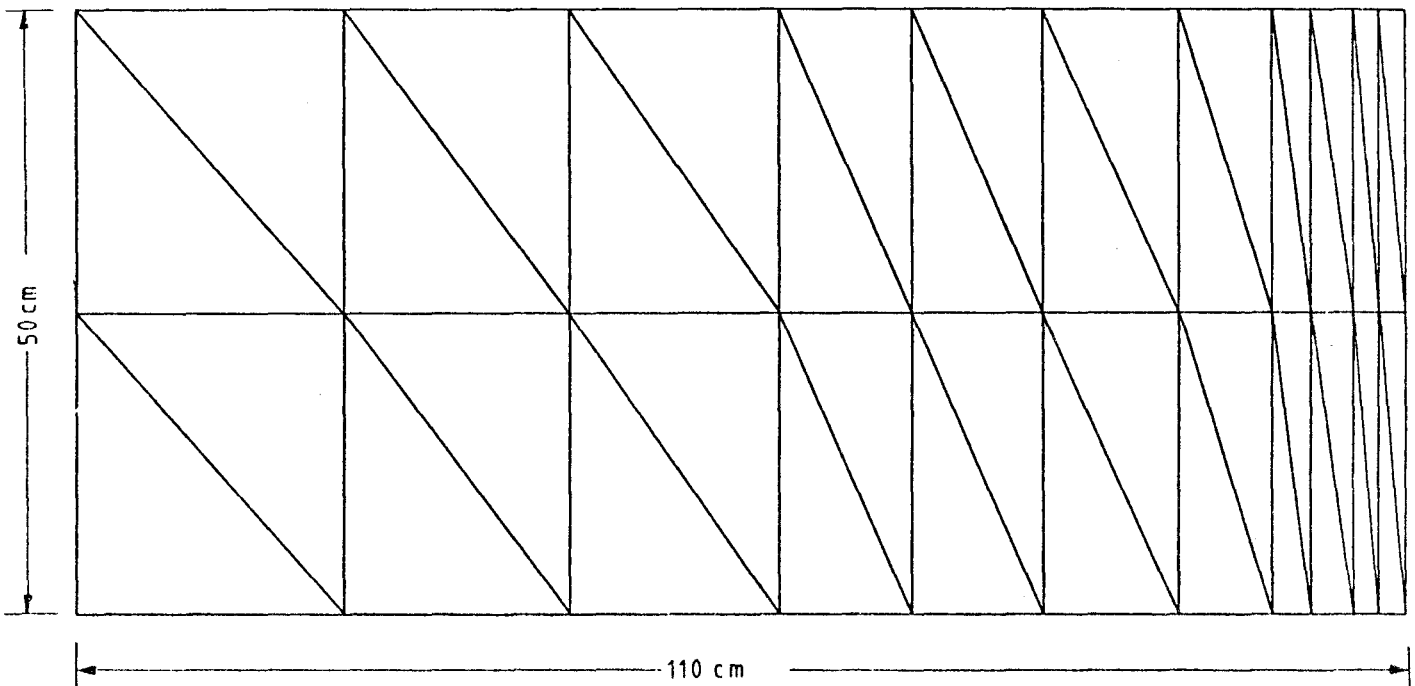


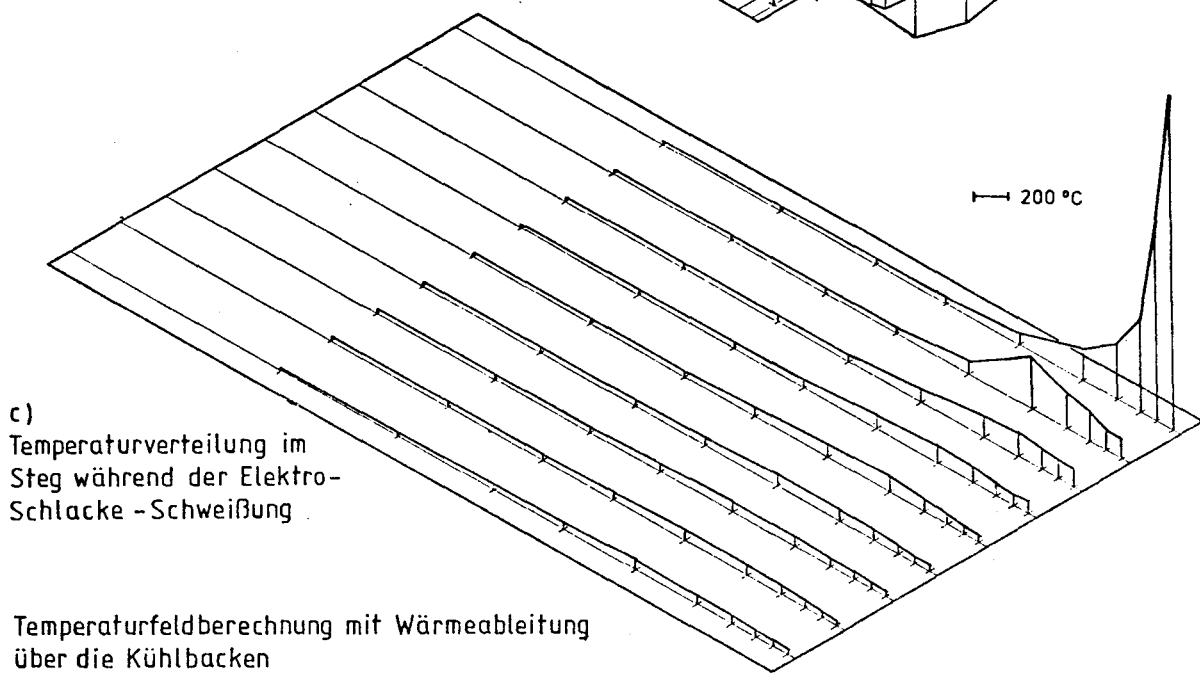
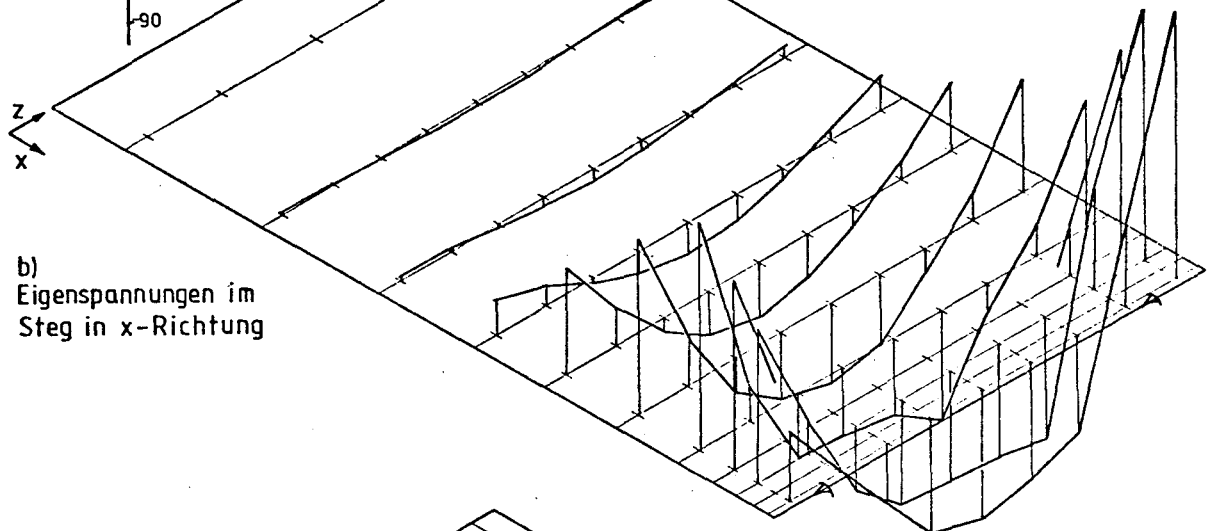
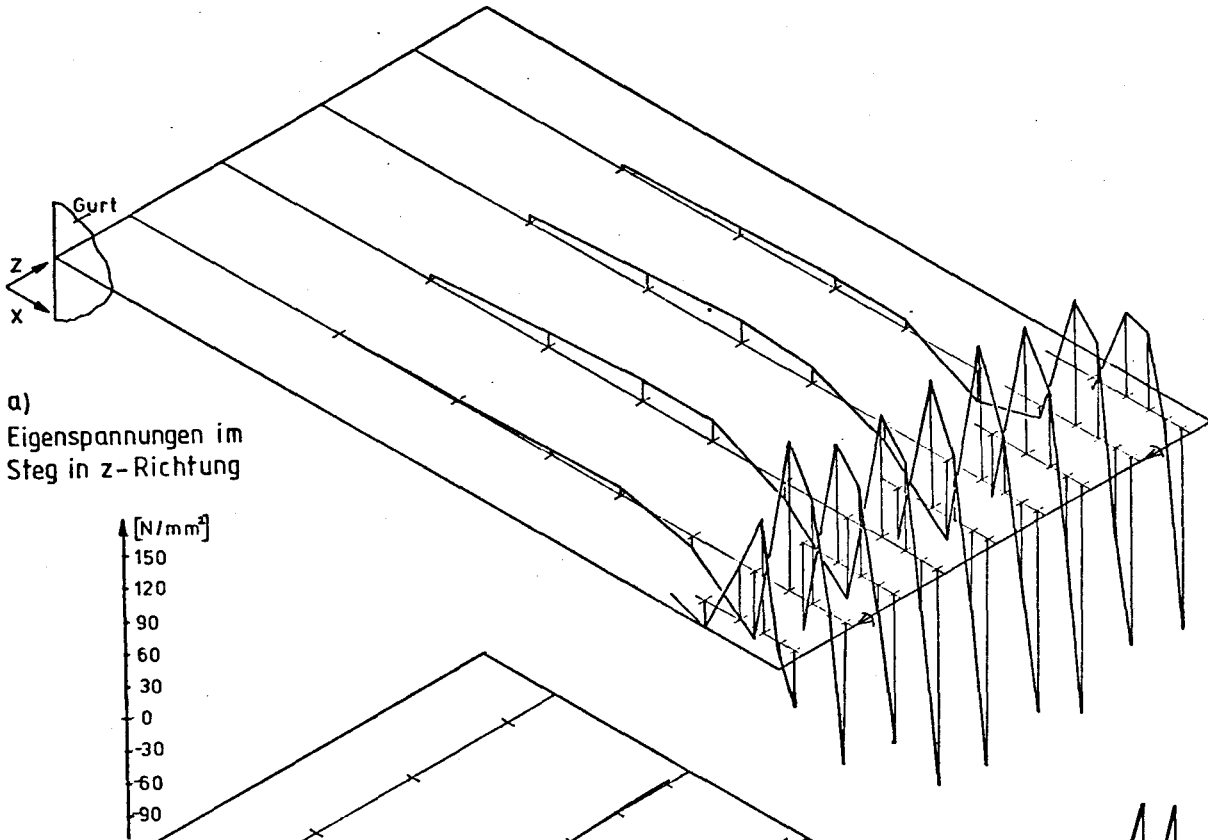
Temperaturfeldberechnung mit effektivem
Wärmewirkungsgrad $\eta = 0,10$

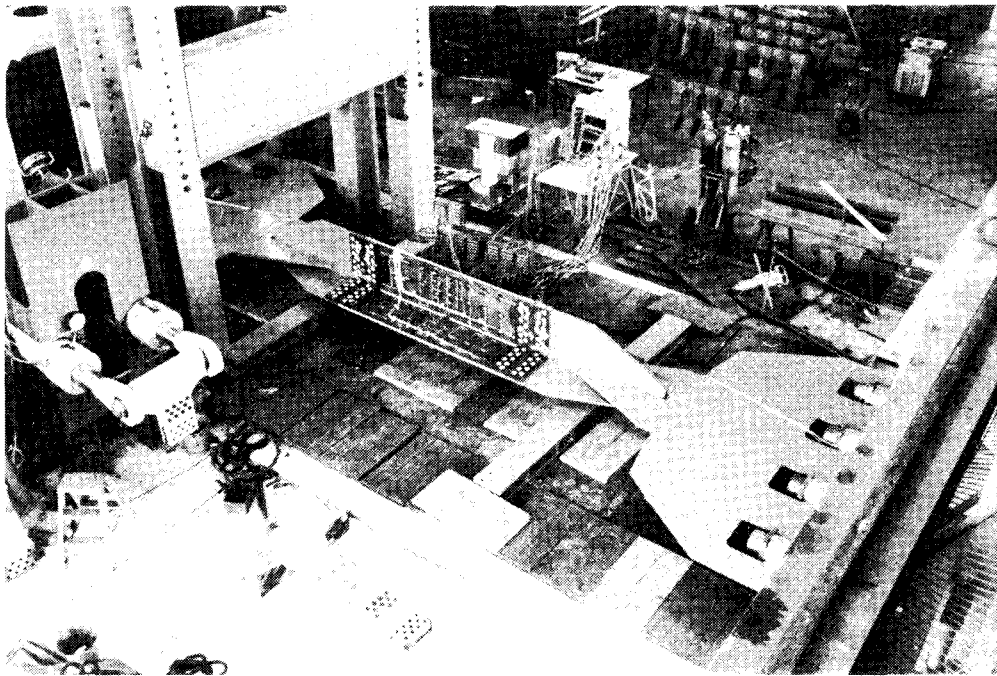
Netzeinteilung Steg



Netzeinteilung Gurt

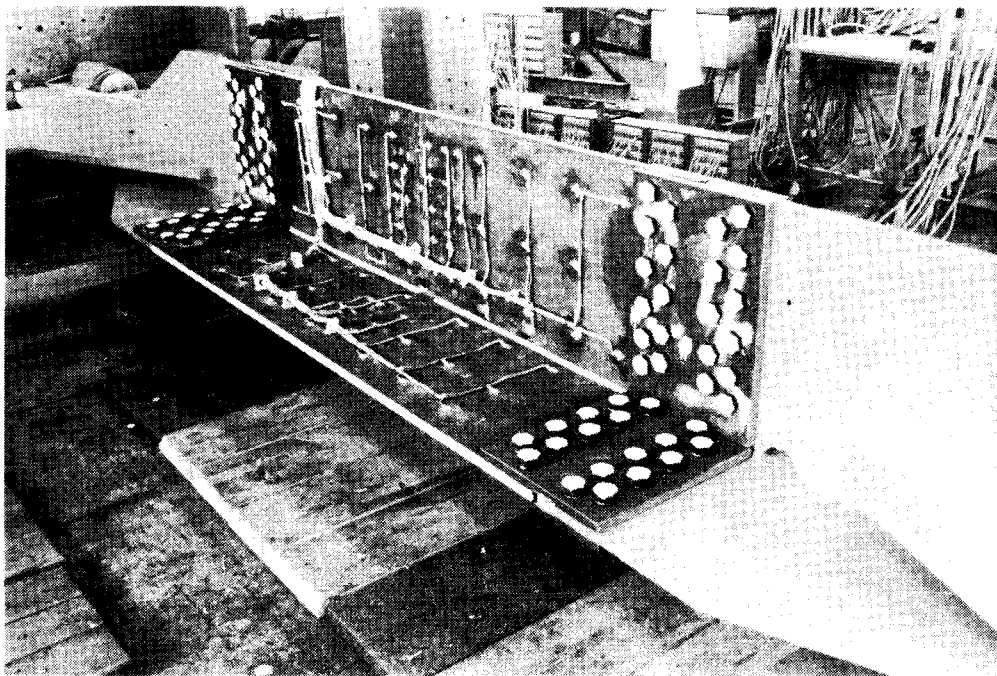






Versuchsaufbau

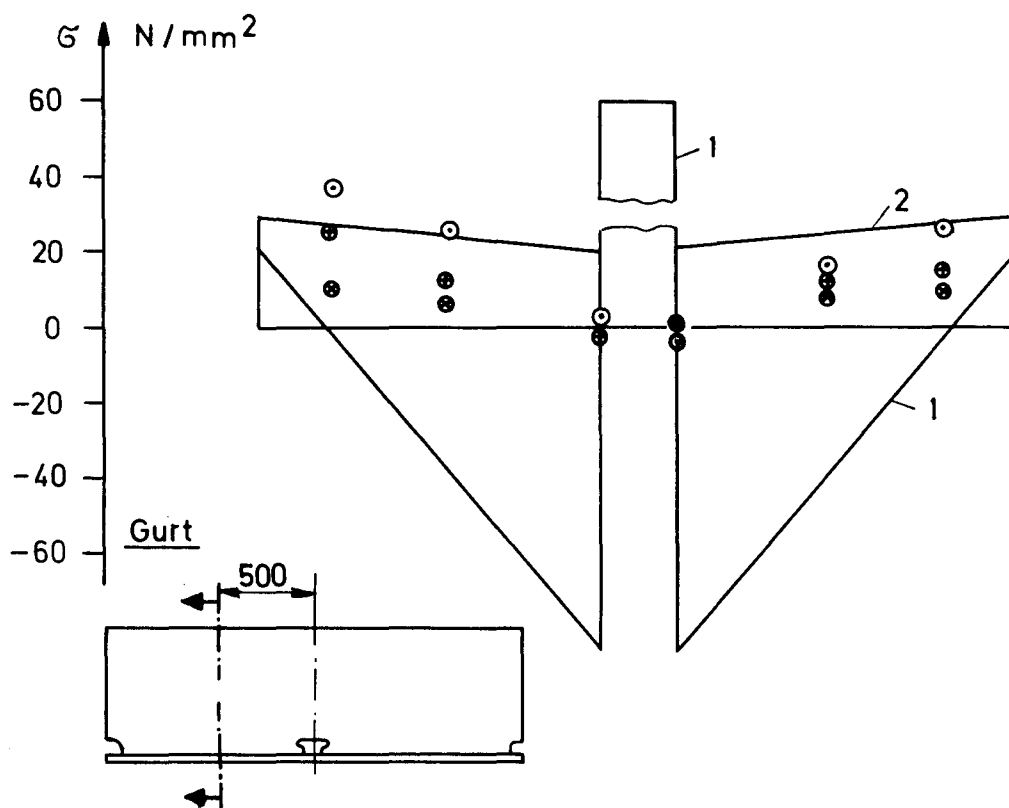
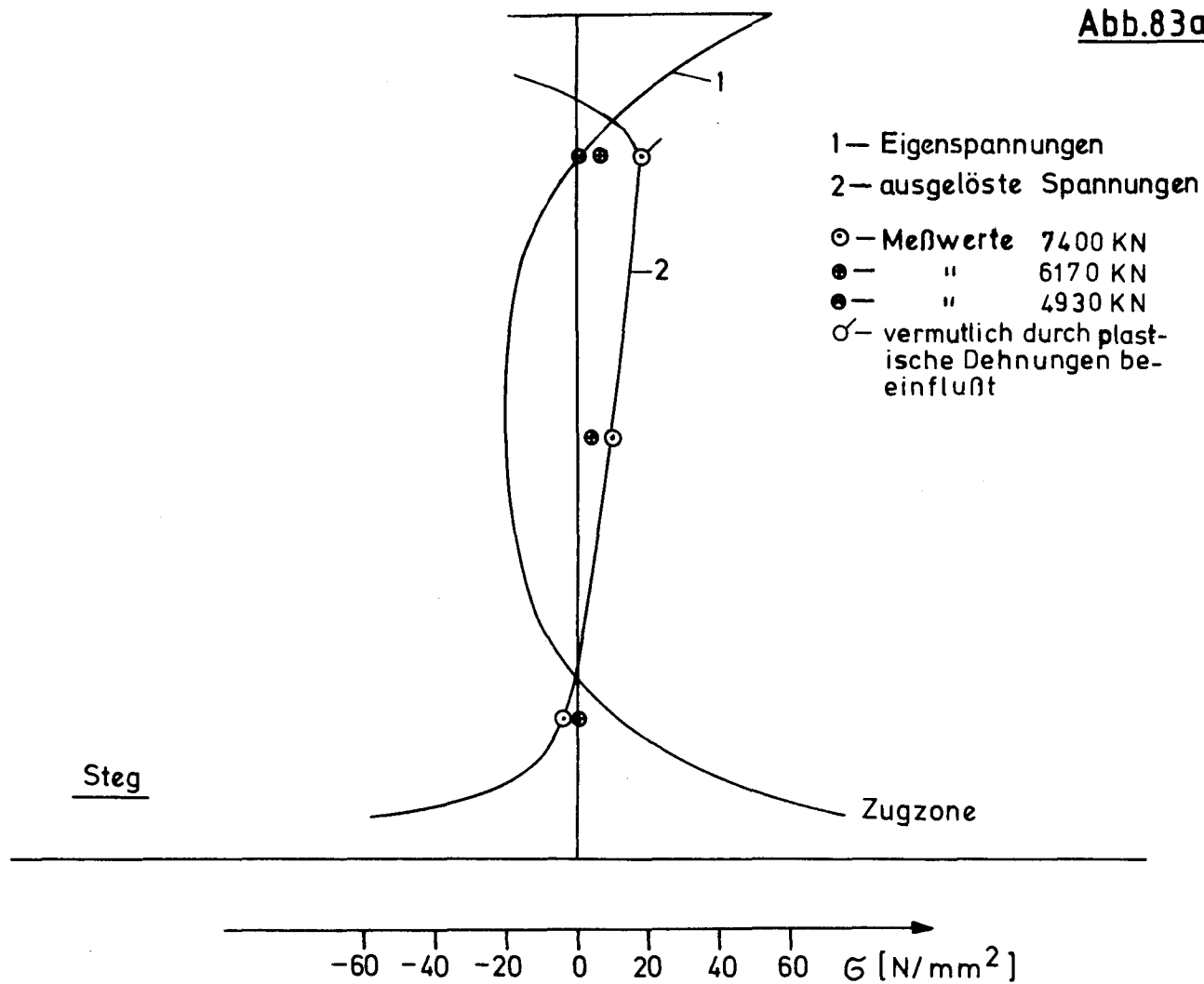
Abb. 81



Längsspannmodell

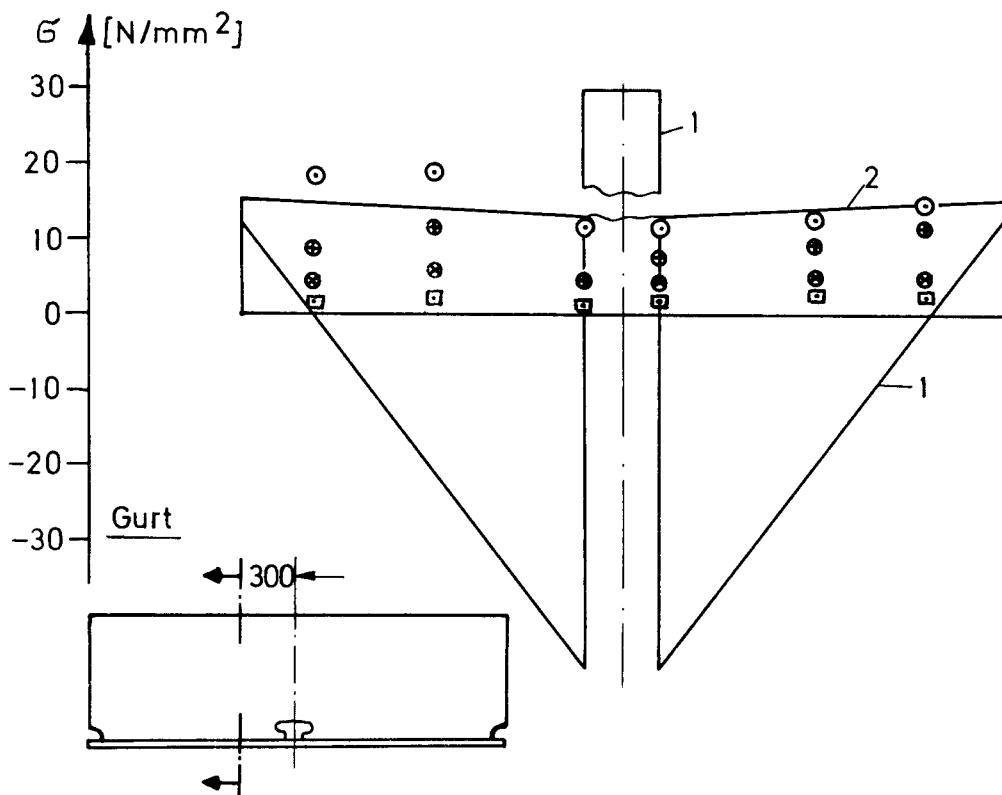
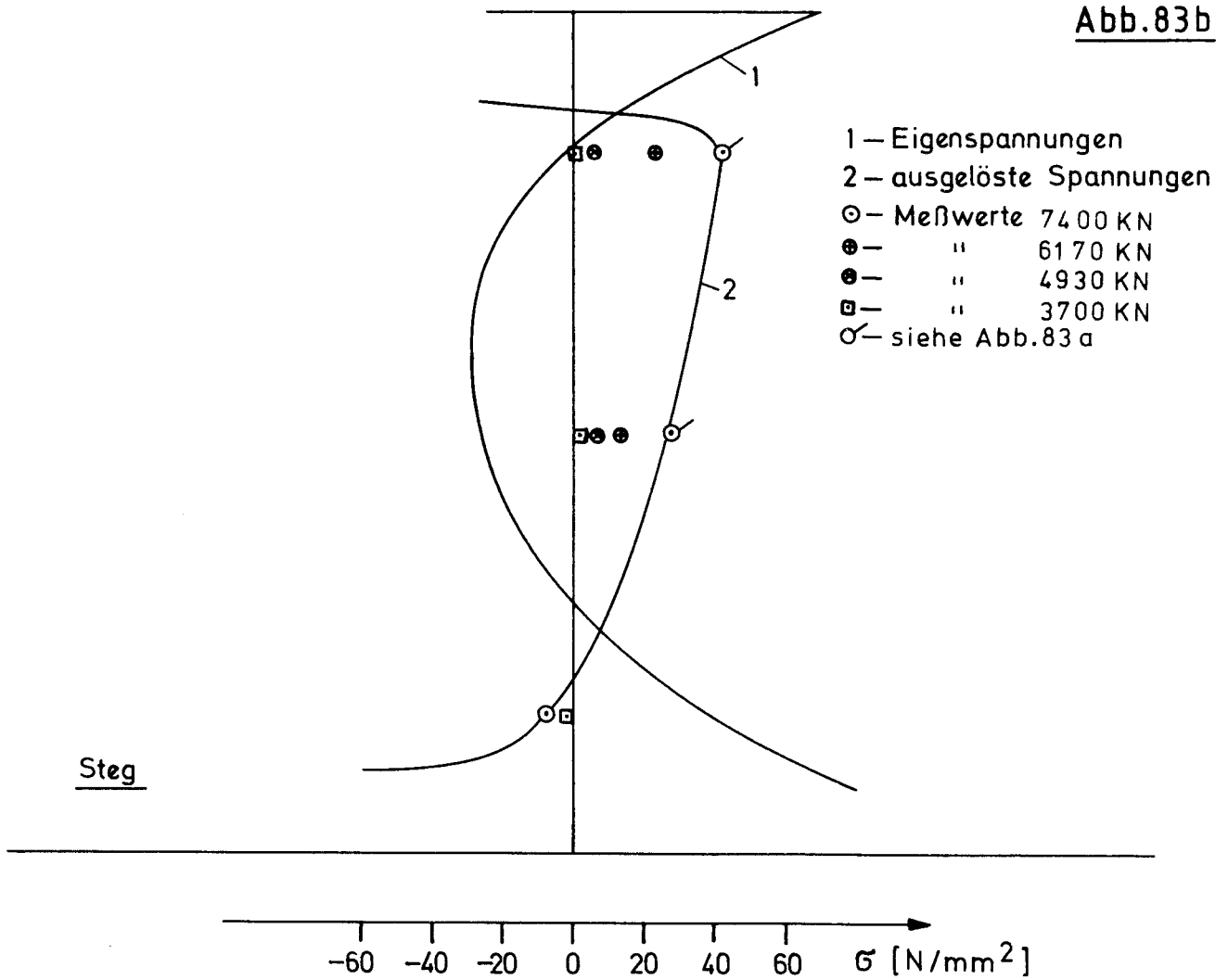
Abb. 82

Abb.83a



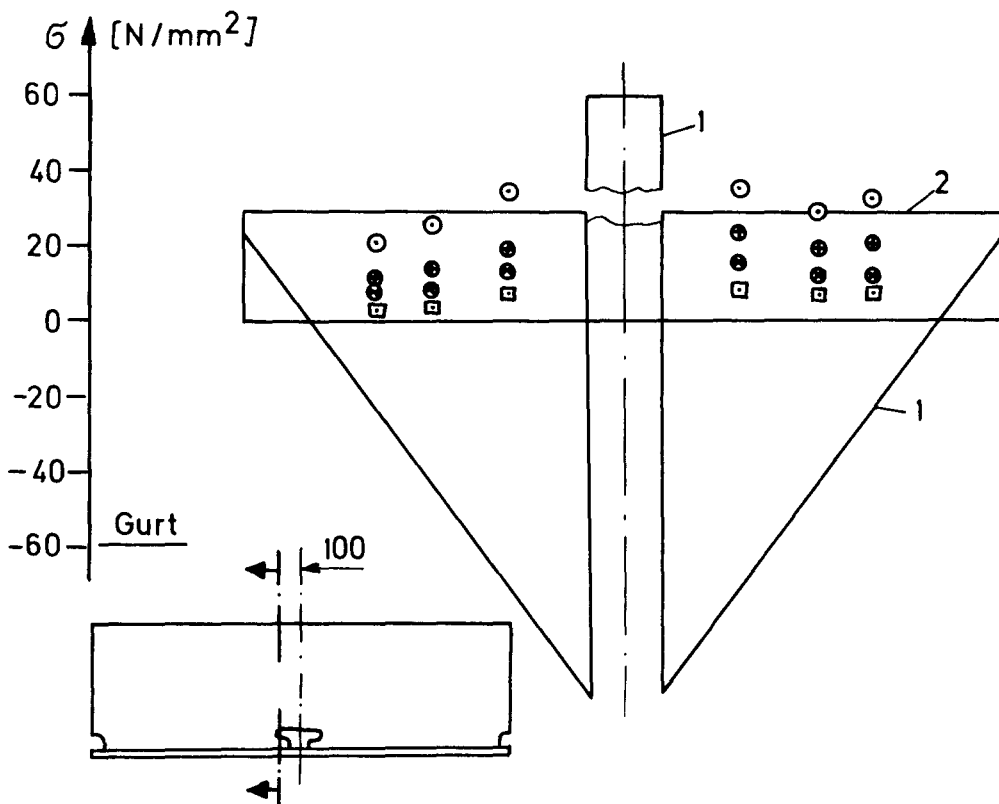
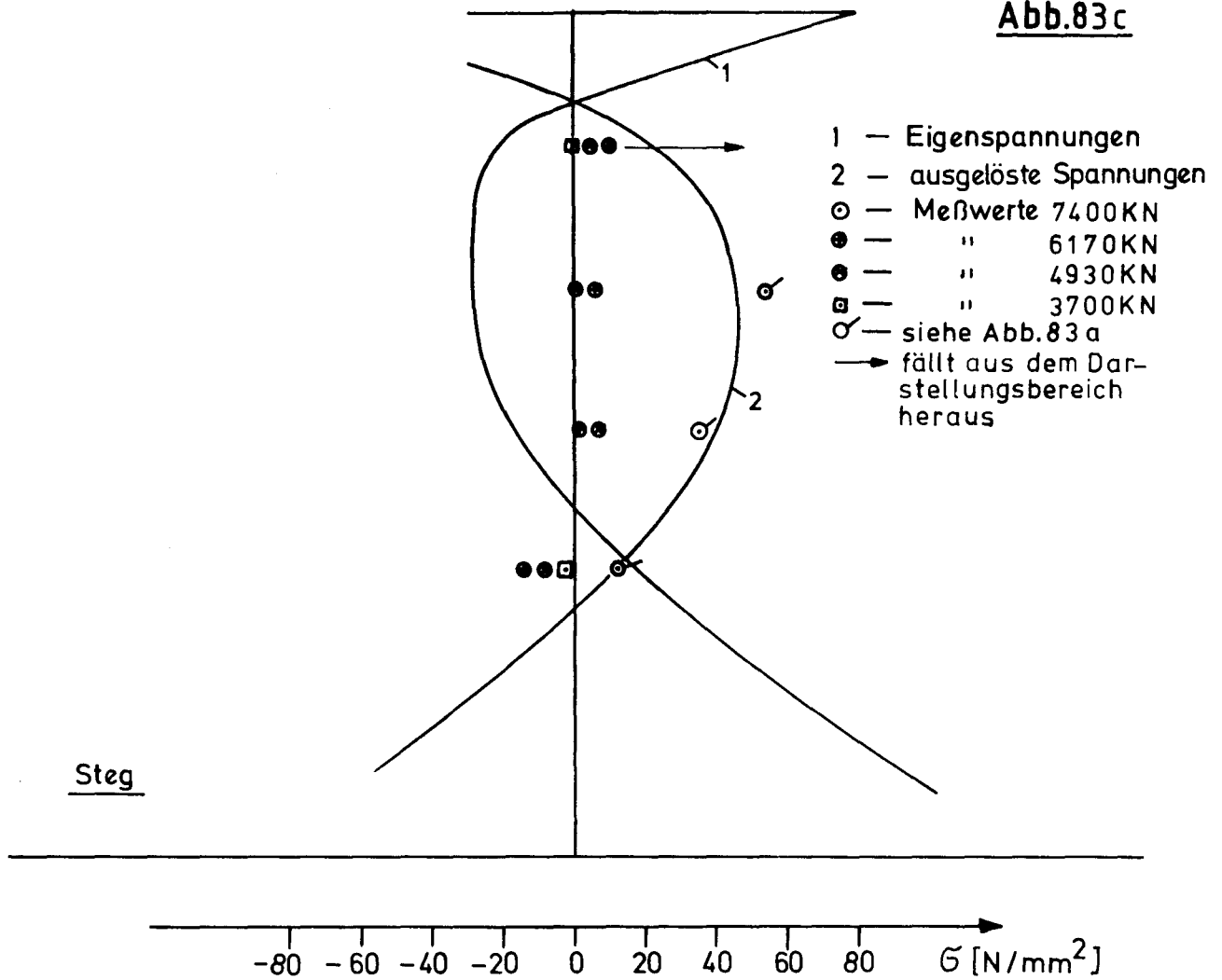
Gegenüberstellung Eigenspannungen - ausgelöste Spannungen
Modellängsrichtung

Abb.83b



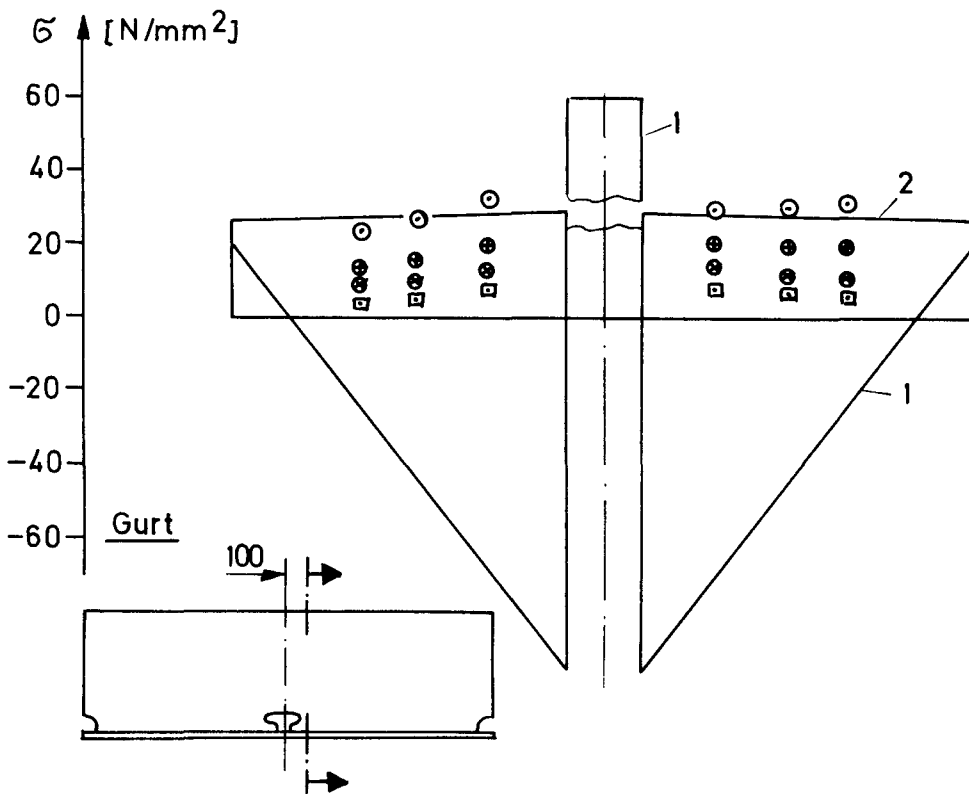
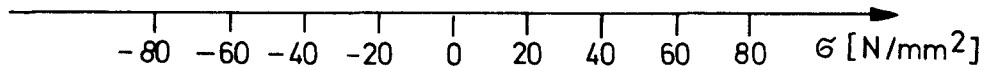
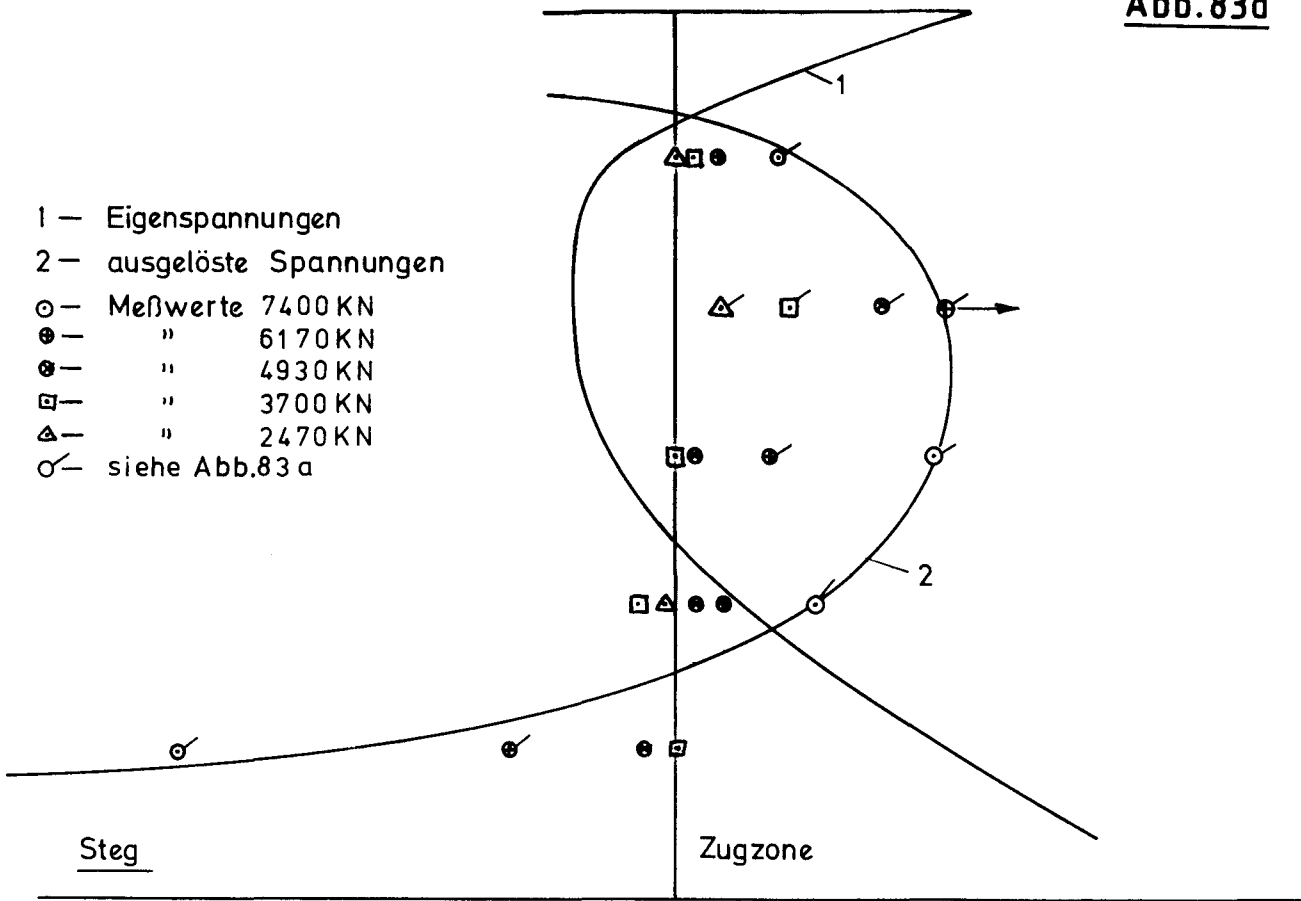
Gegenüberstellung Eigenspannungen - ausgelöste Spannungen
 Modellängsrichtung

Abb.83c

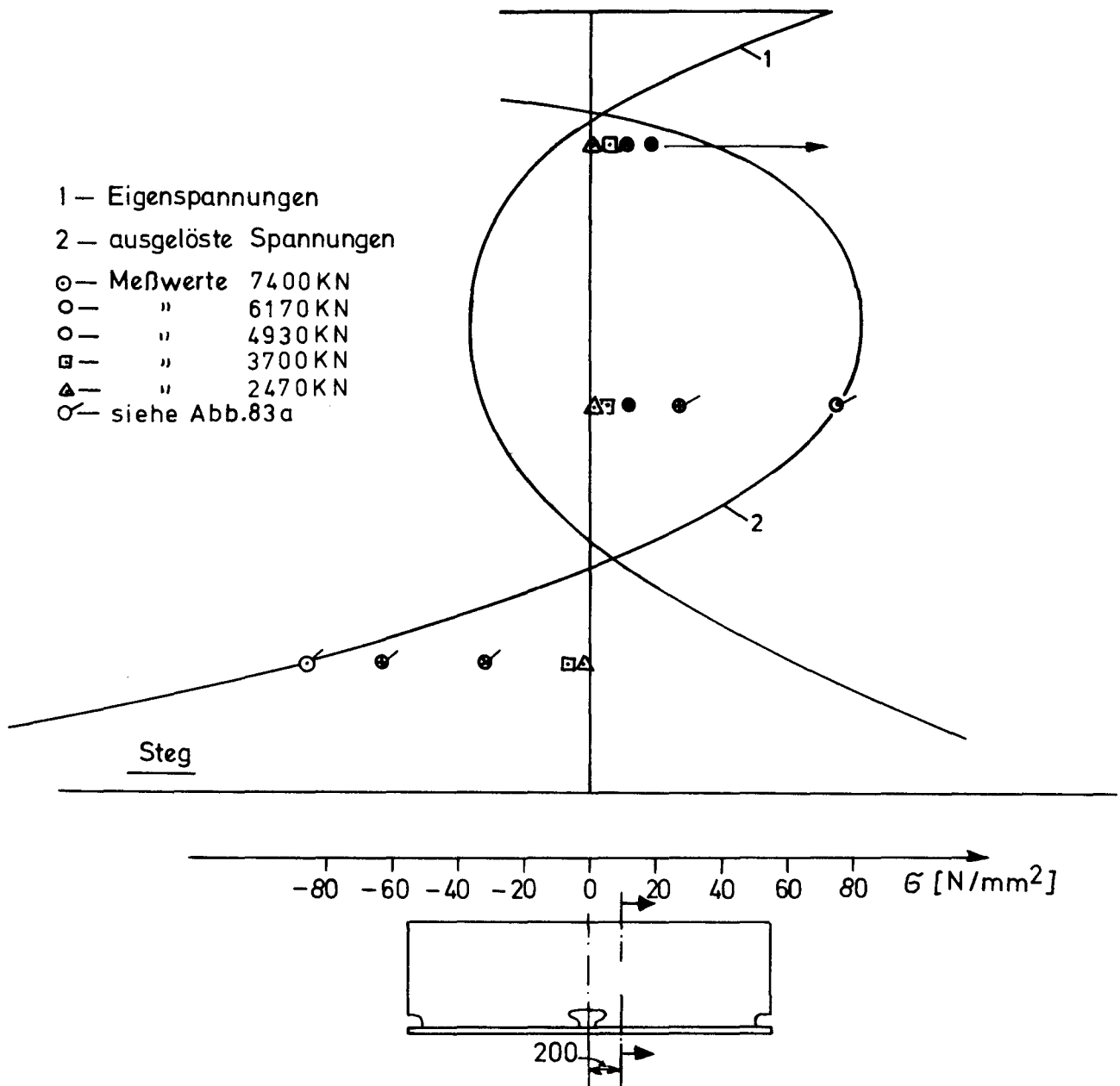


Gegenüberstellung Eigenspannungen - ausgelöste Spannungen
 Modellängsrichtung

- 1 — Eigenspannungen
- 2 — ausgelöste Spannungen
- — Meßwerte 7400 kN
- — " 6170 kN
- ⊙ — " 4930 kN
- ◻ — " 3700 kN
- △ — " 2470 kN
- — siehe Abb.83 a

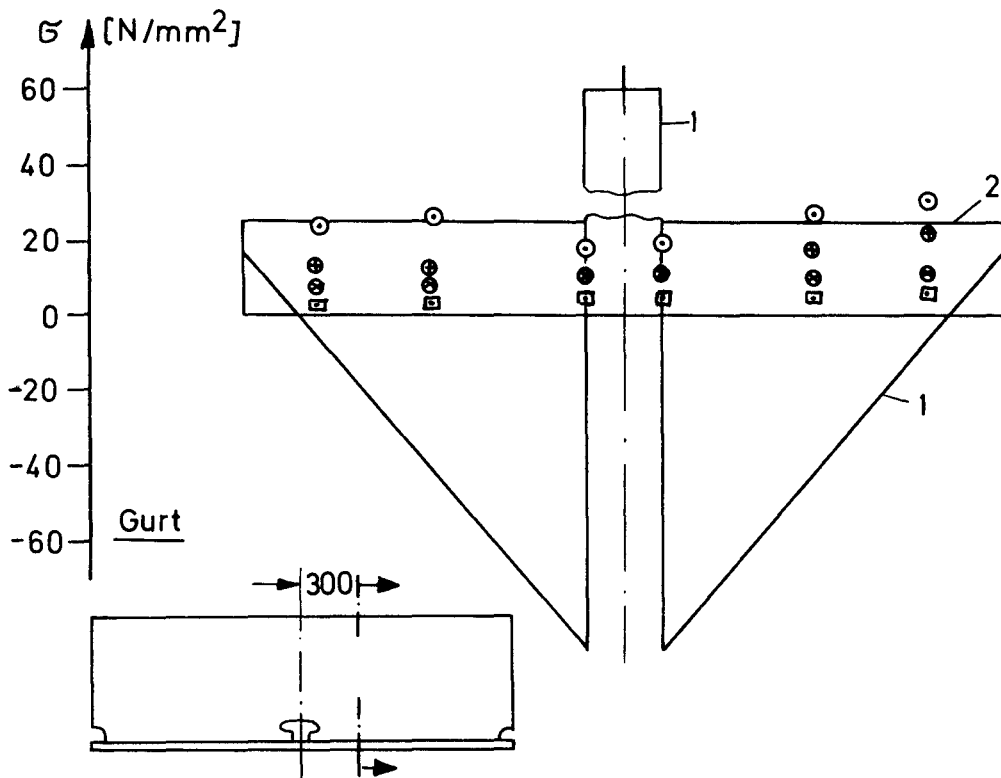
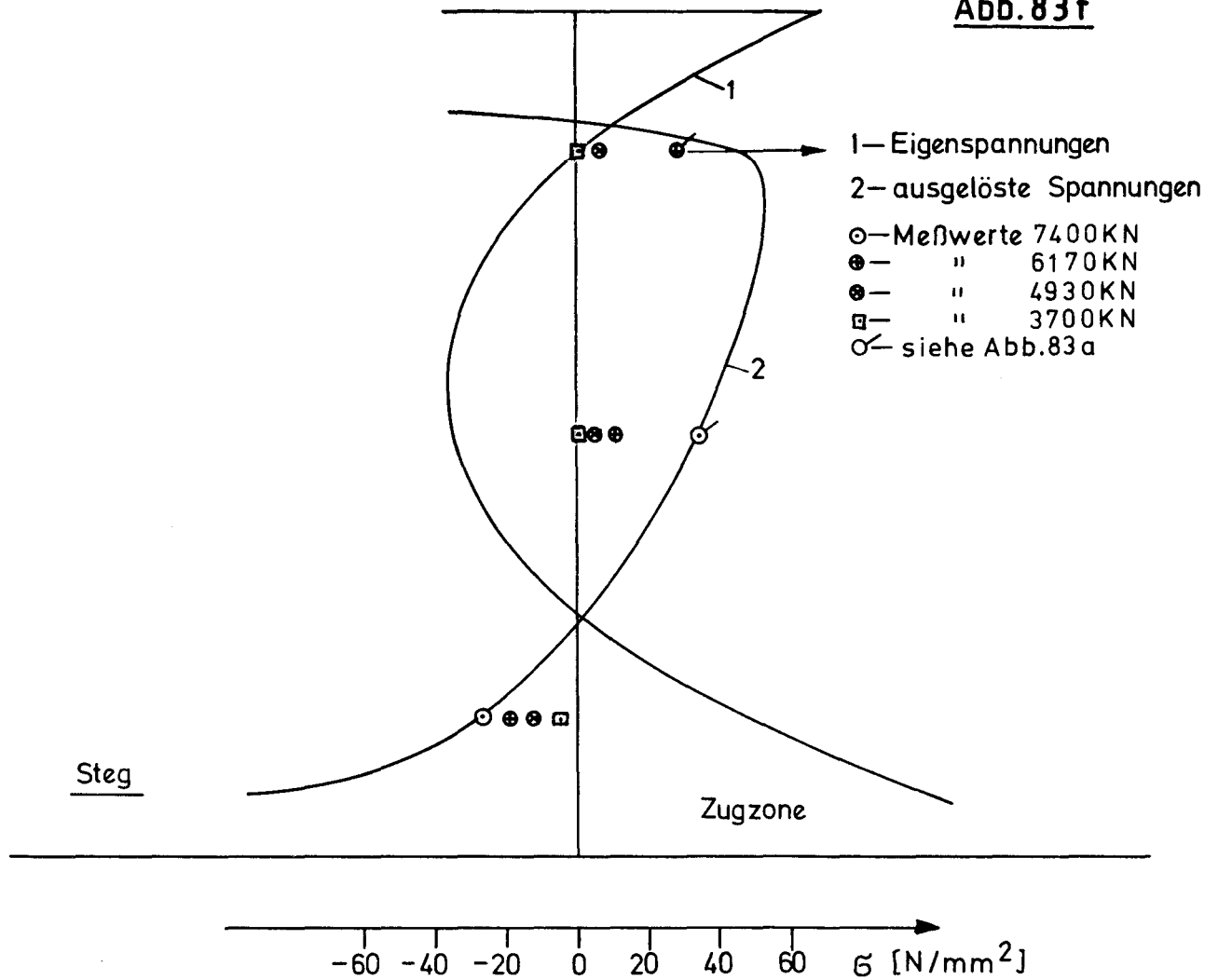


Gegenüberstellung Eigenspannungen—ausgelöste Spannungen
Modellängsrichtung



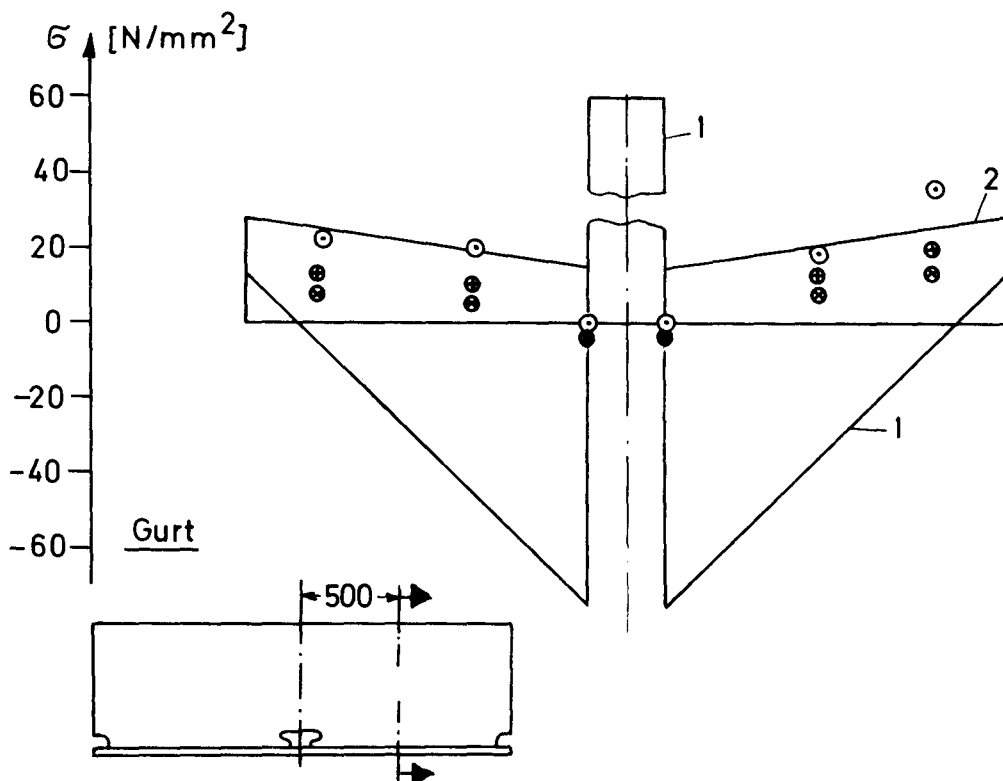
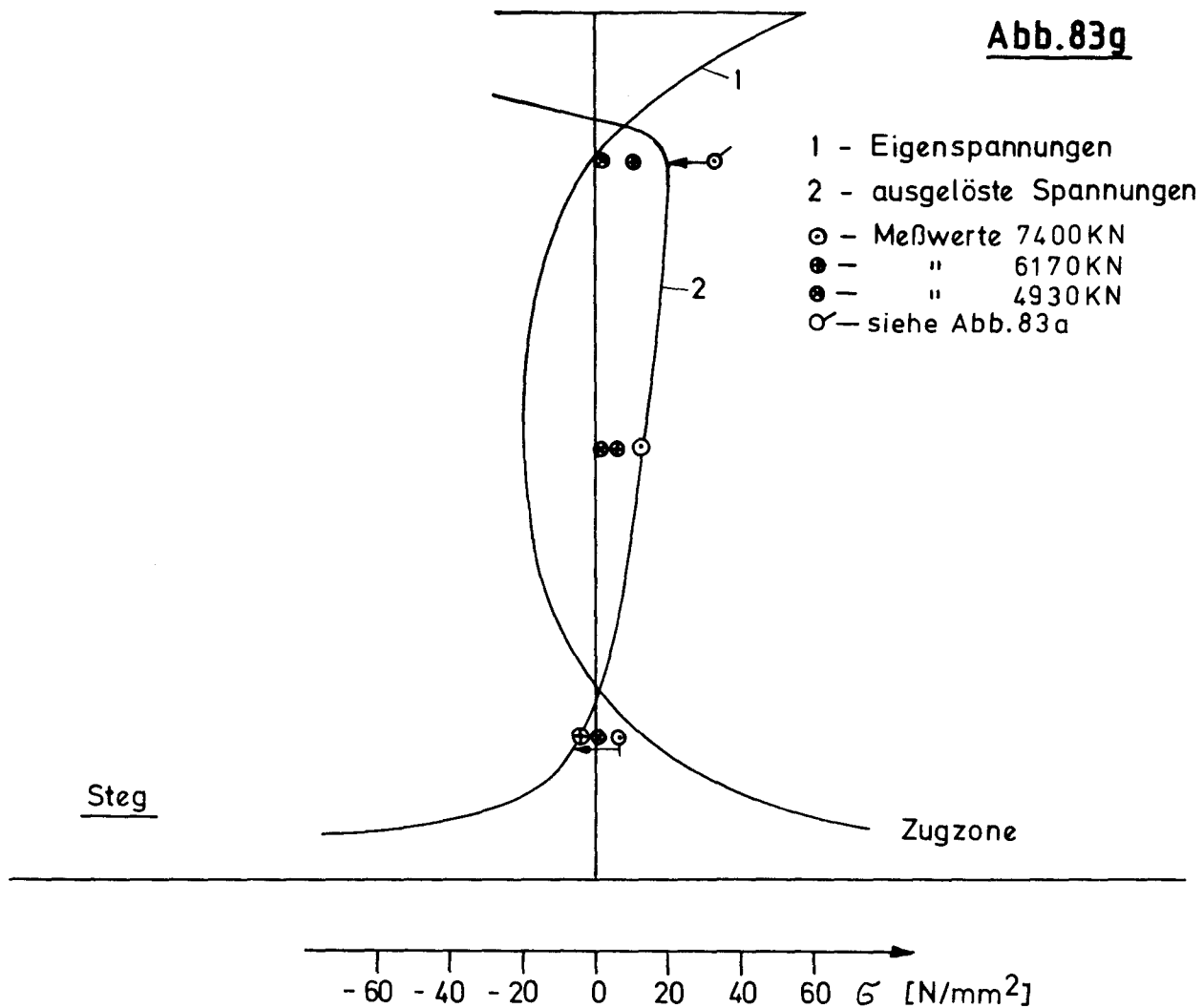
Gegenüberstellung Eigenspannungen–ausgelöste Spannungen
 Modellängsrichtung

Abb.83 f

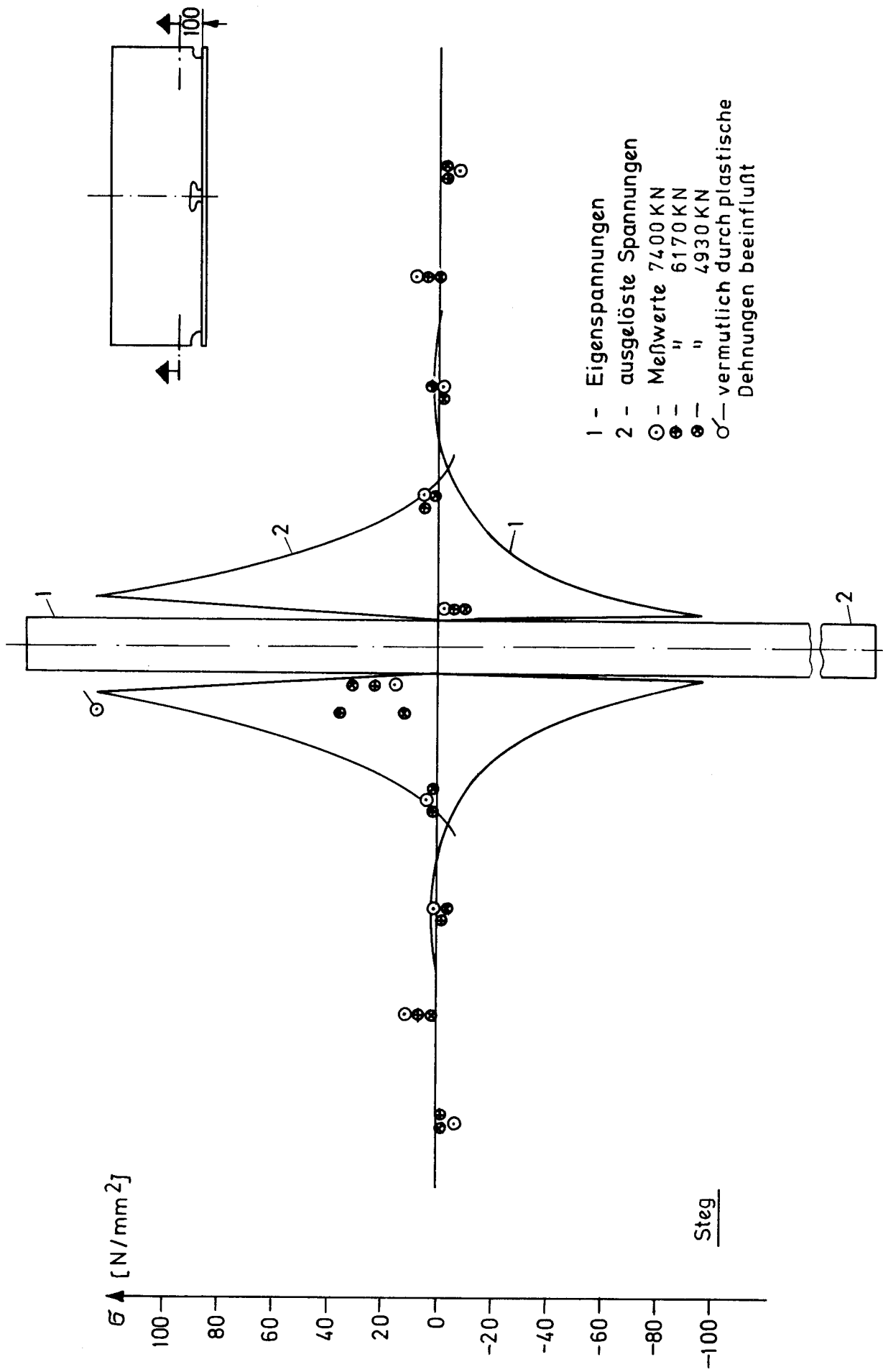


Gegenüberstellung Eigenspannungen - ausgelöste Spannungen
Modellängsrichtung

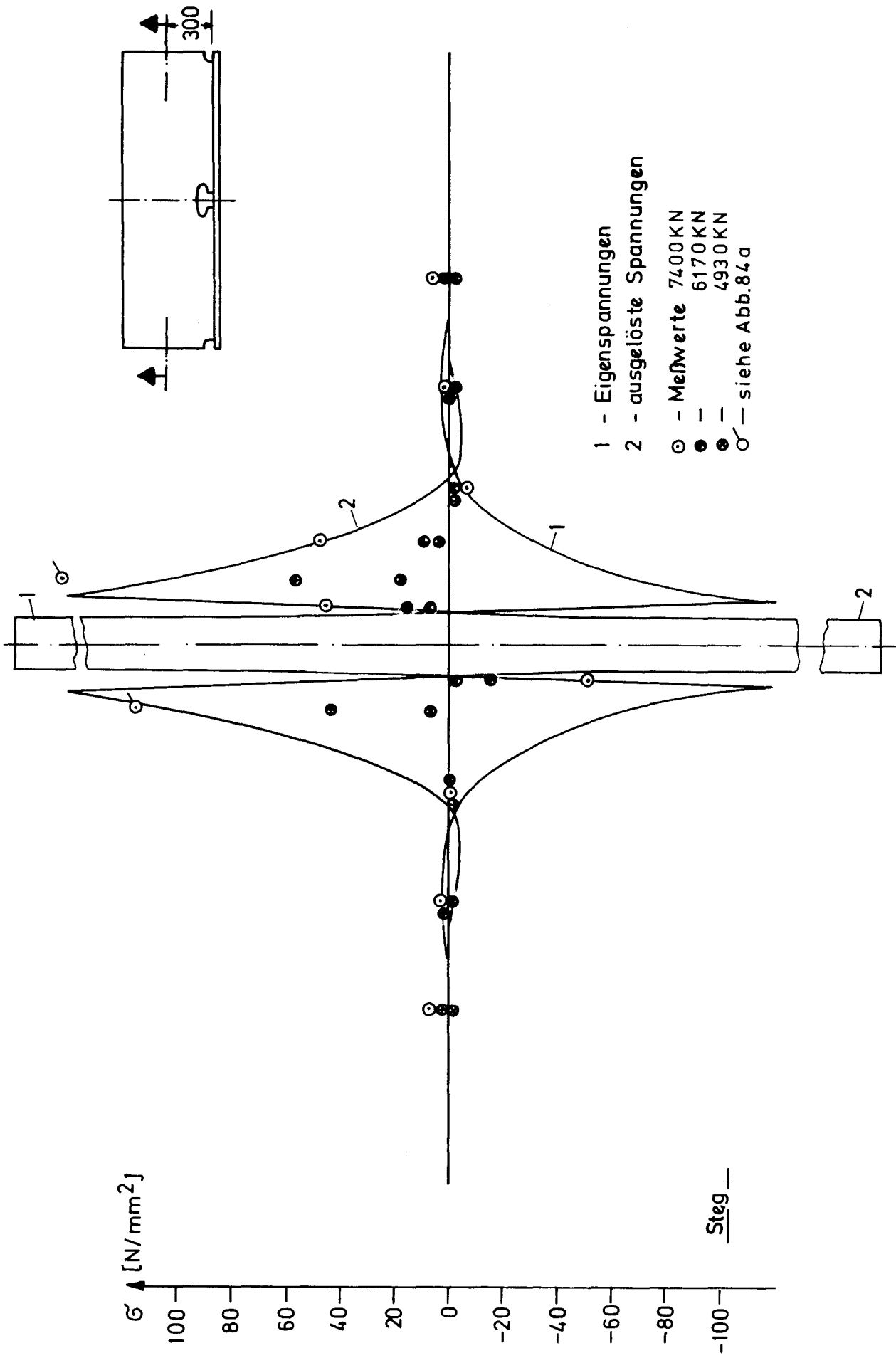
Abb.83g



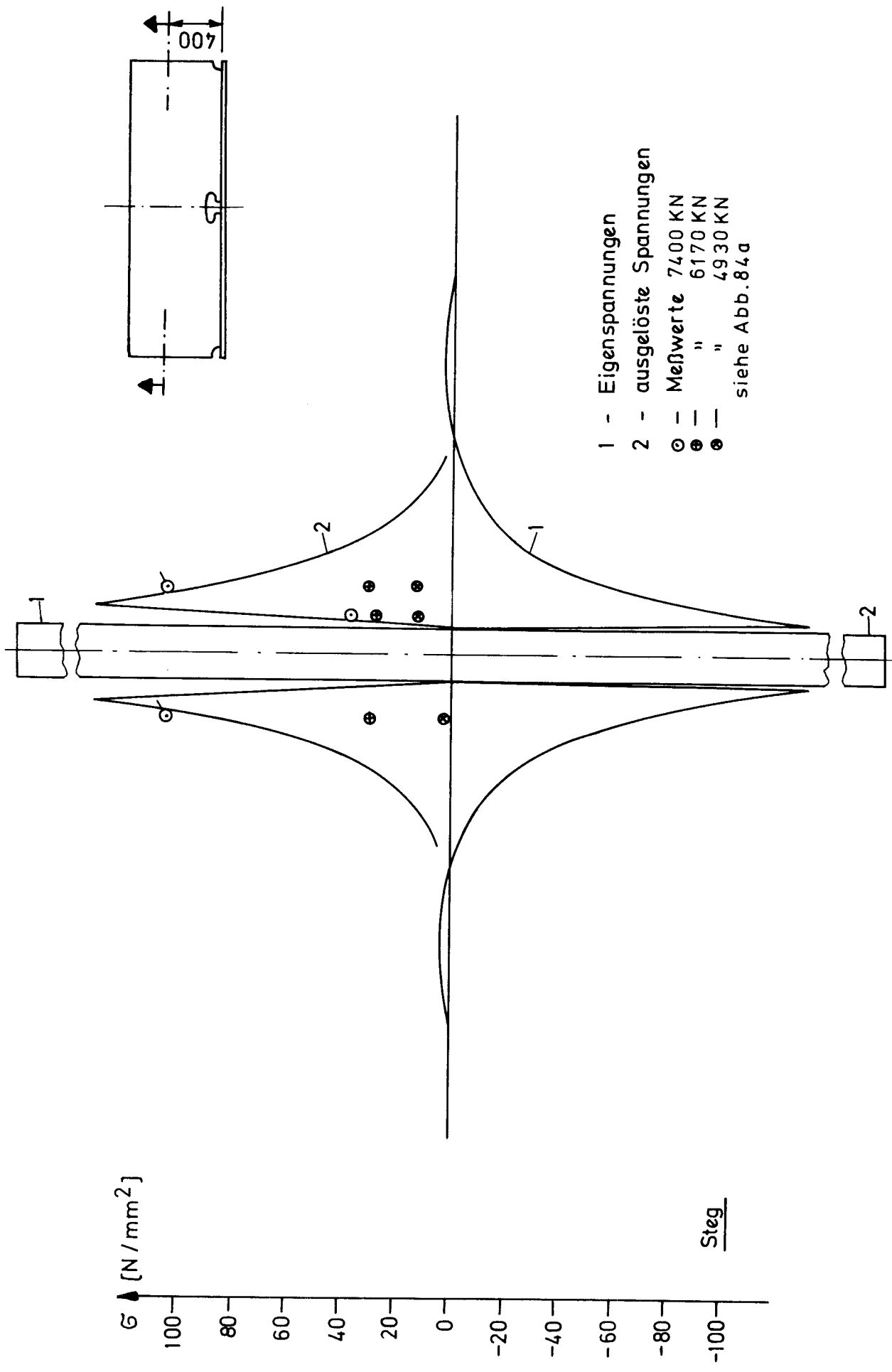
Gegenüberstellung Eigenstressungen - ausgelöste Spannungen
 Modellängsrichtung



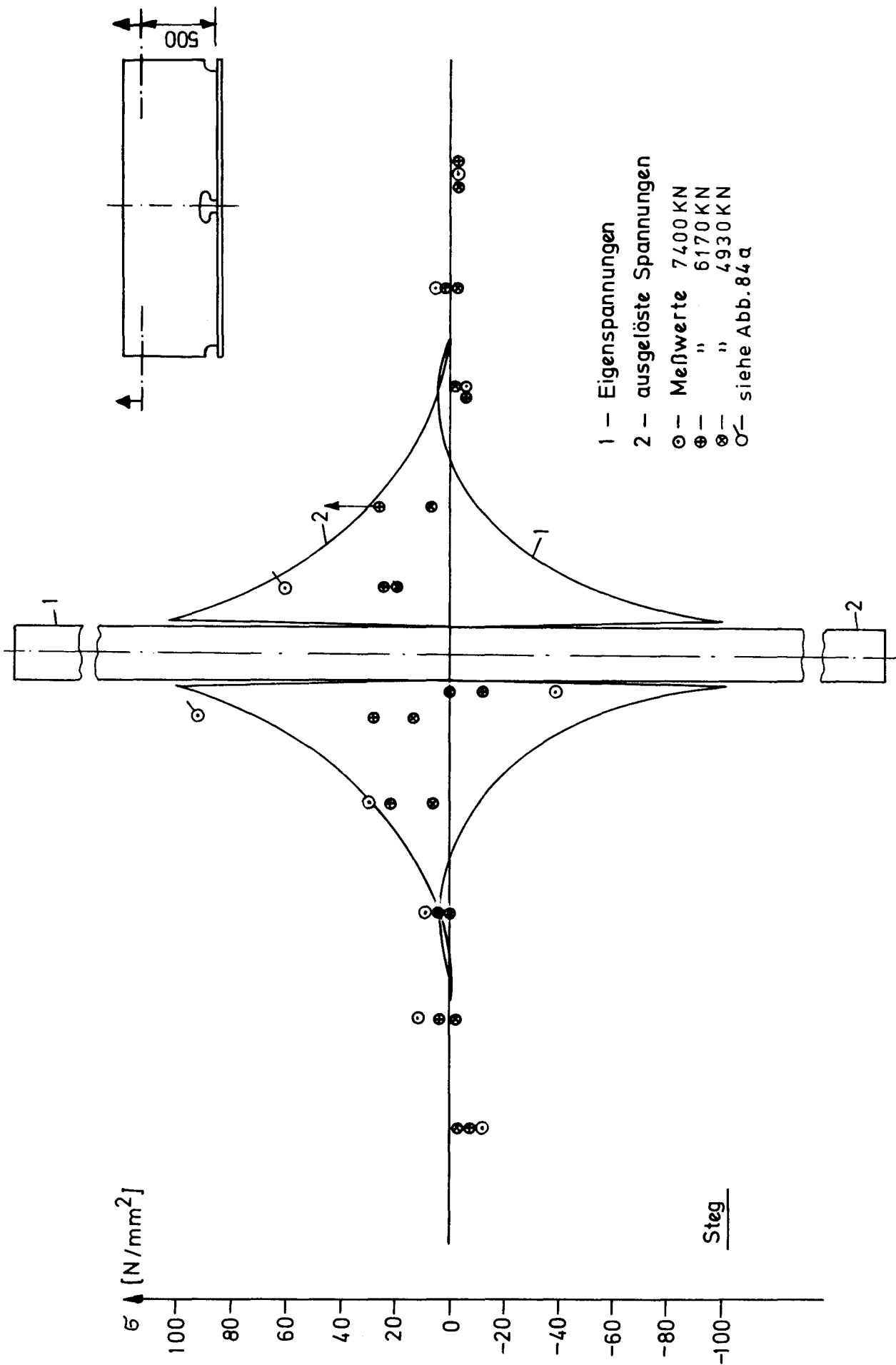
Gegenüberstellung Eigenspannungen - ausgelöste Spannungen
 Modellquerrichtung



Gegenüberstellung Eigenspannungen – ausgelöste Spannungen
 Modellquerrichtung

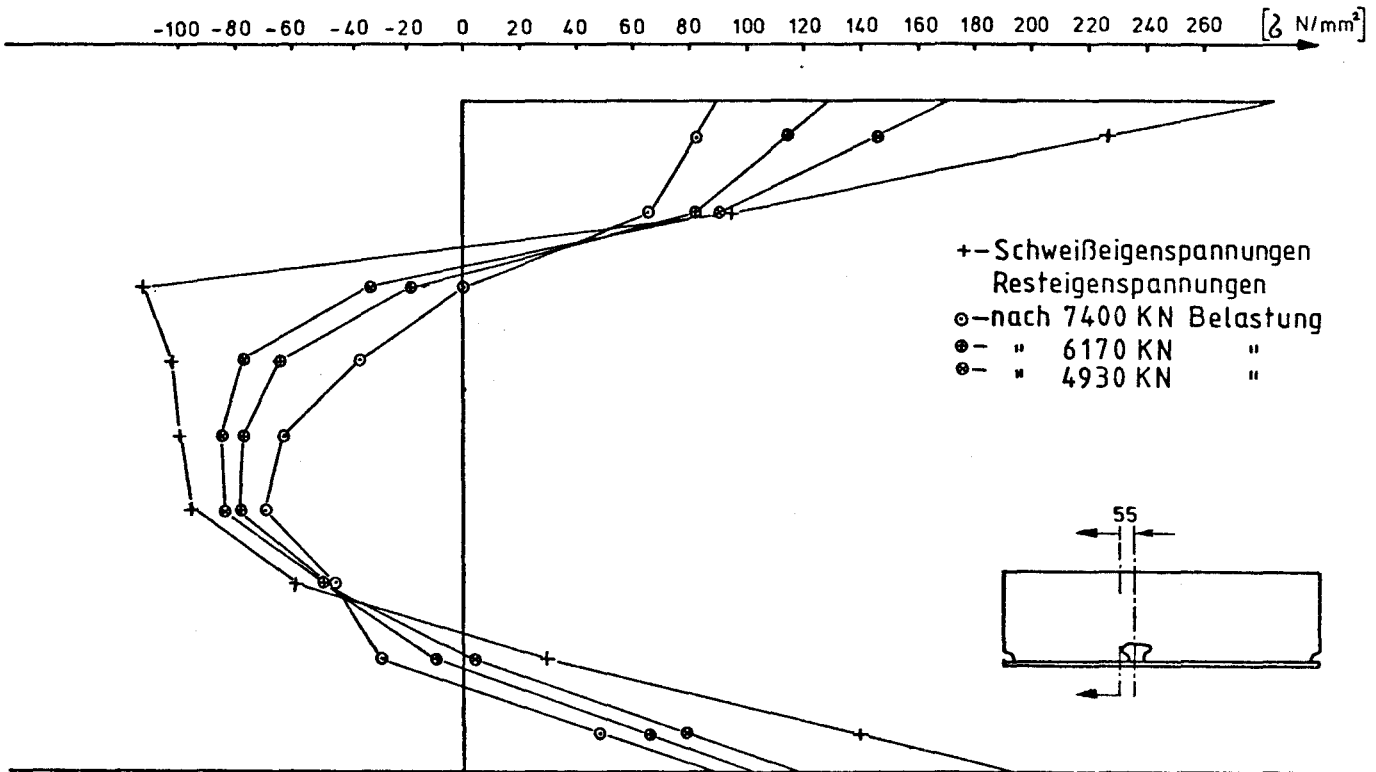


Gegenüberstellung Eigenspannungen - ausgelöste Spannungen
 Modellquerrichtung



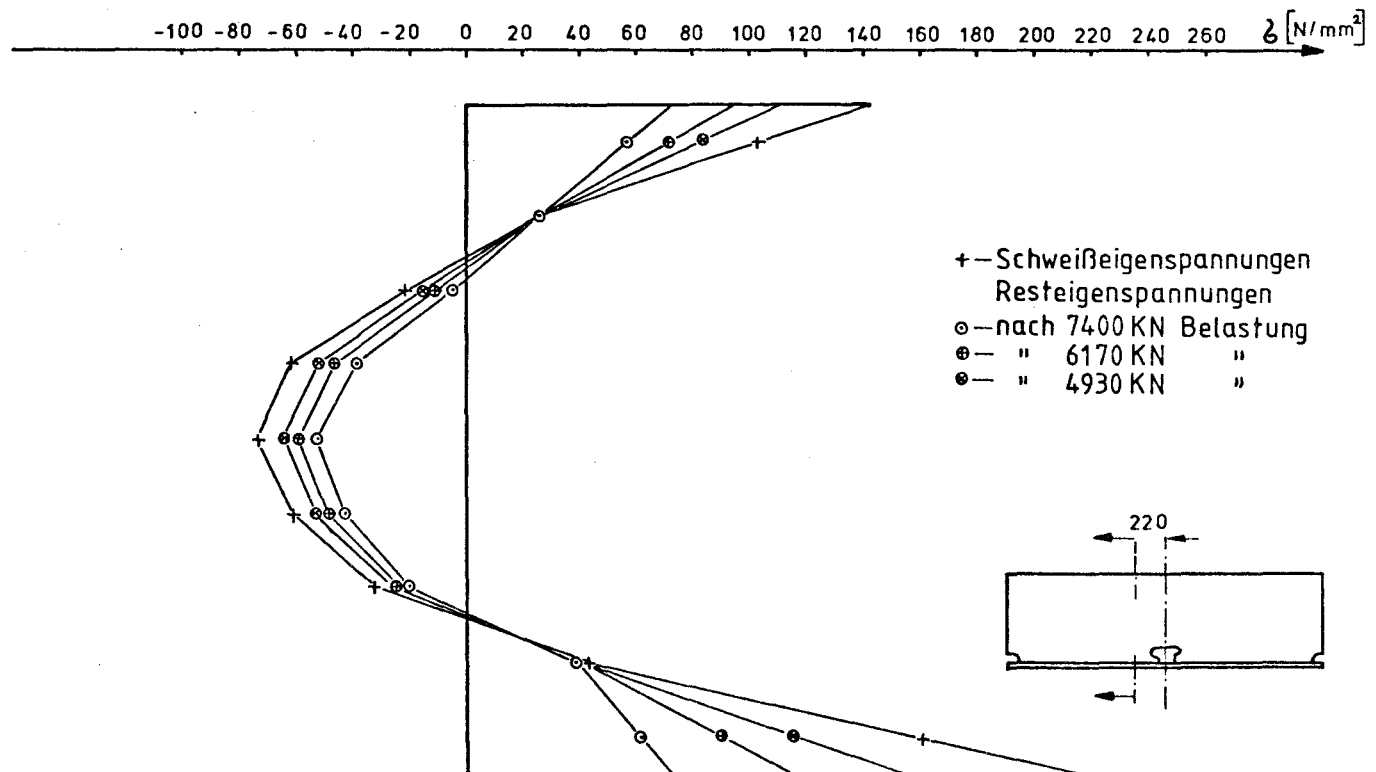
Gegenüberstellung Eigenspannungen - ausgelöste Spannungen
 Modellquerrichtung

Abb.85 a



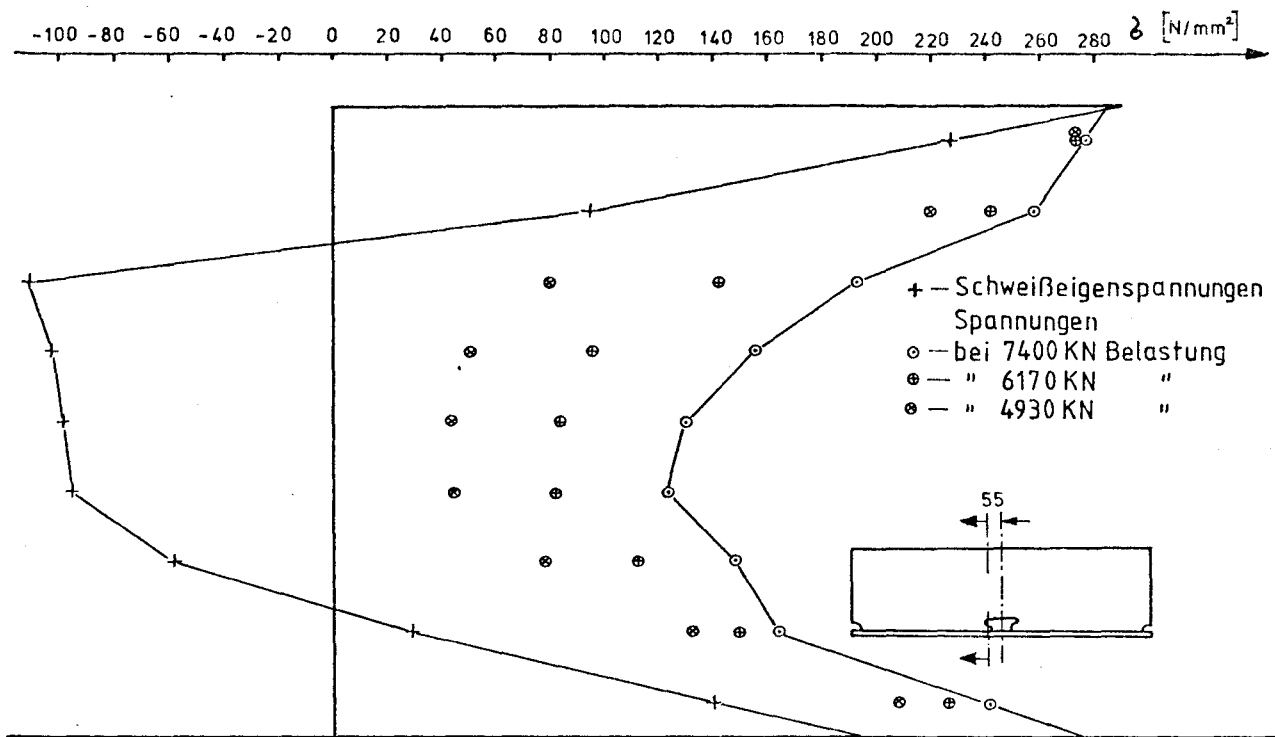
Restzugspannungen in Modellängsrichtung nach verschiedenen maximalen Lasten

Abb.86 a



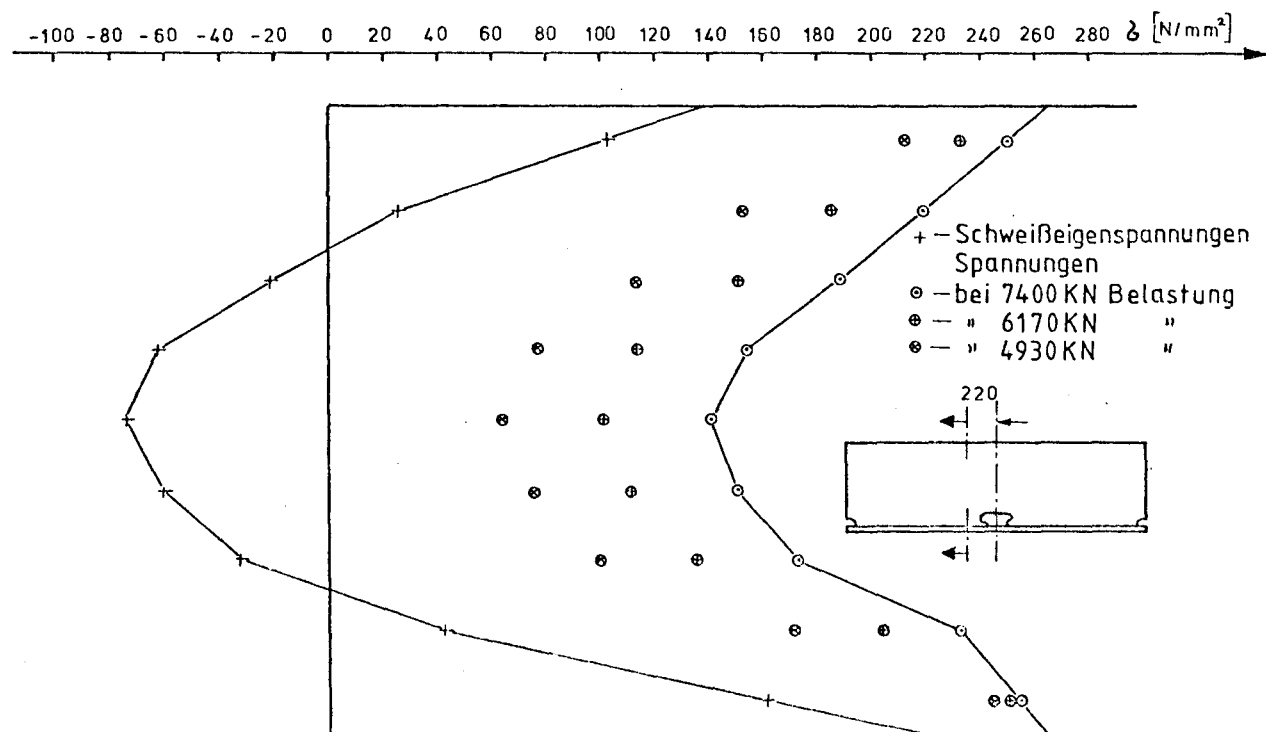
Restzugspannungen in Modellängsrichtung nach verschiedenen maximalen Lasten

Abb.85b



Spannungen in Modellängsrichtung bei
verschiedenen Belastungen

Abb.86b



Spannungen in Modellängsrichtung bei
verschiedenen Belastungen

Abb. 87a

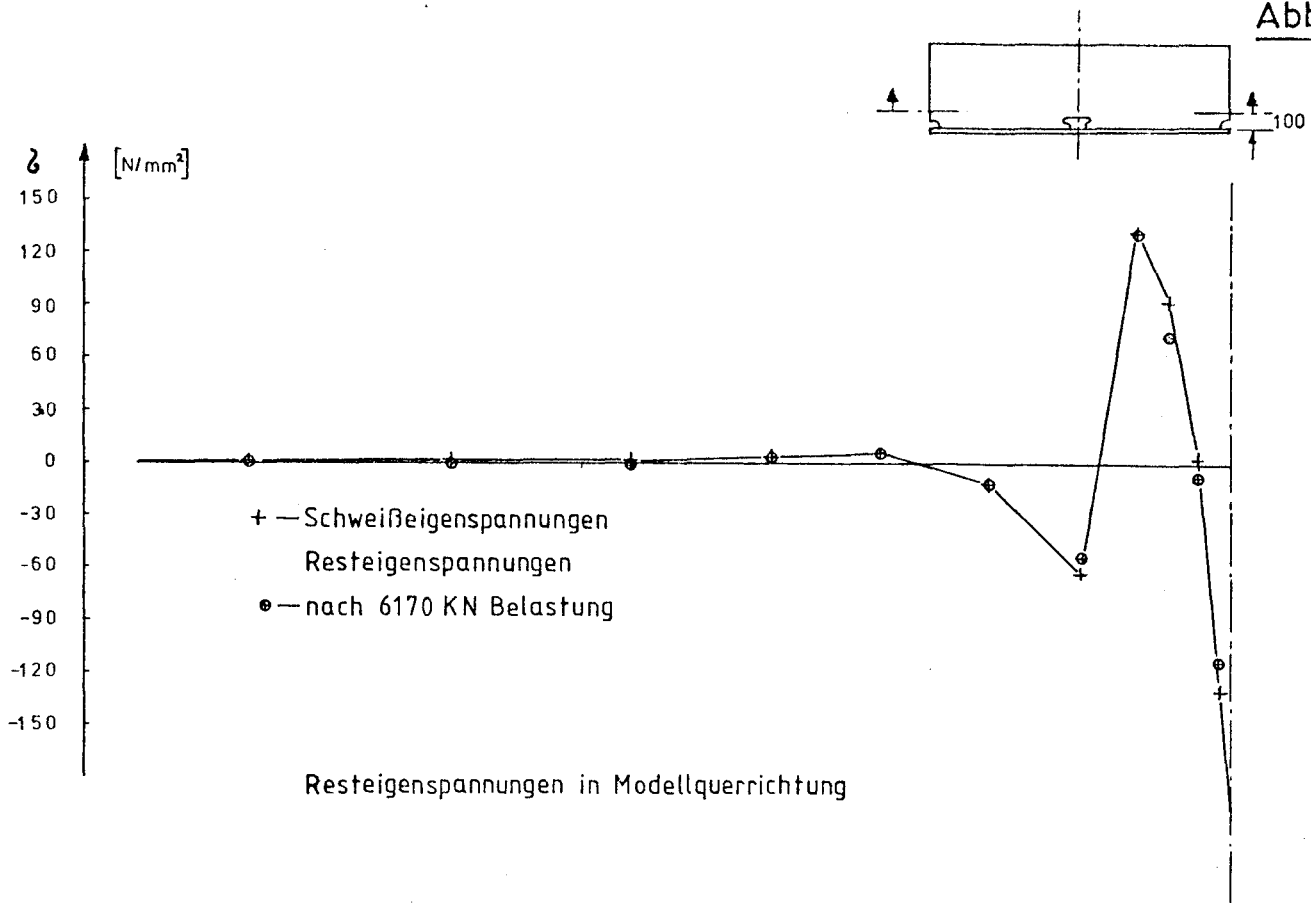
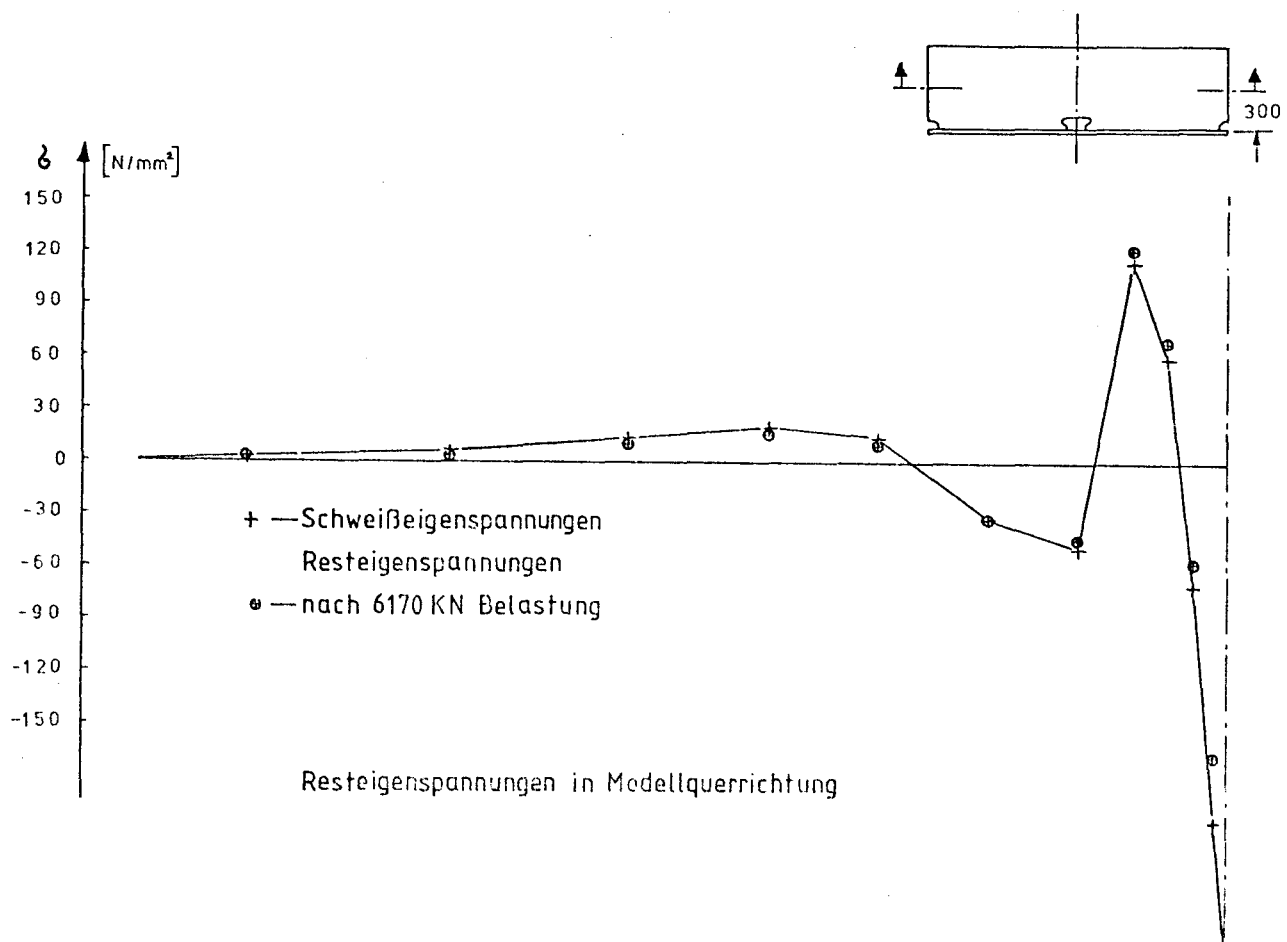
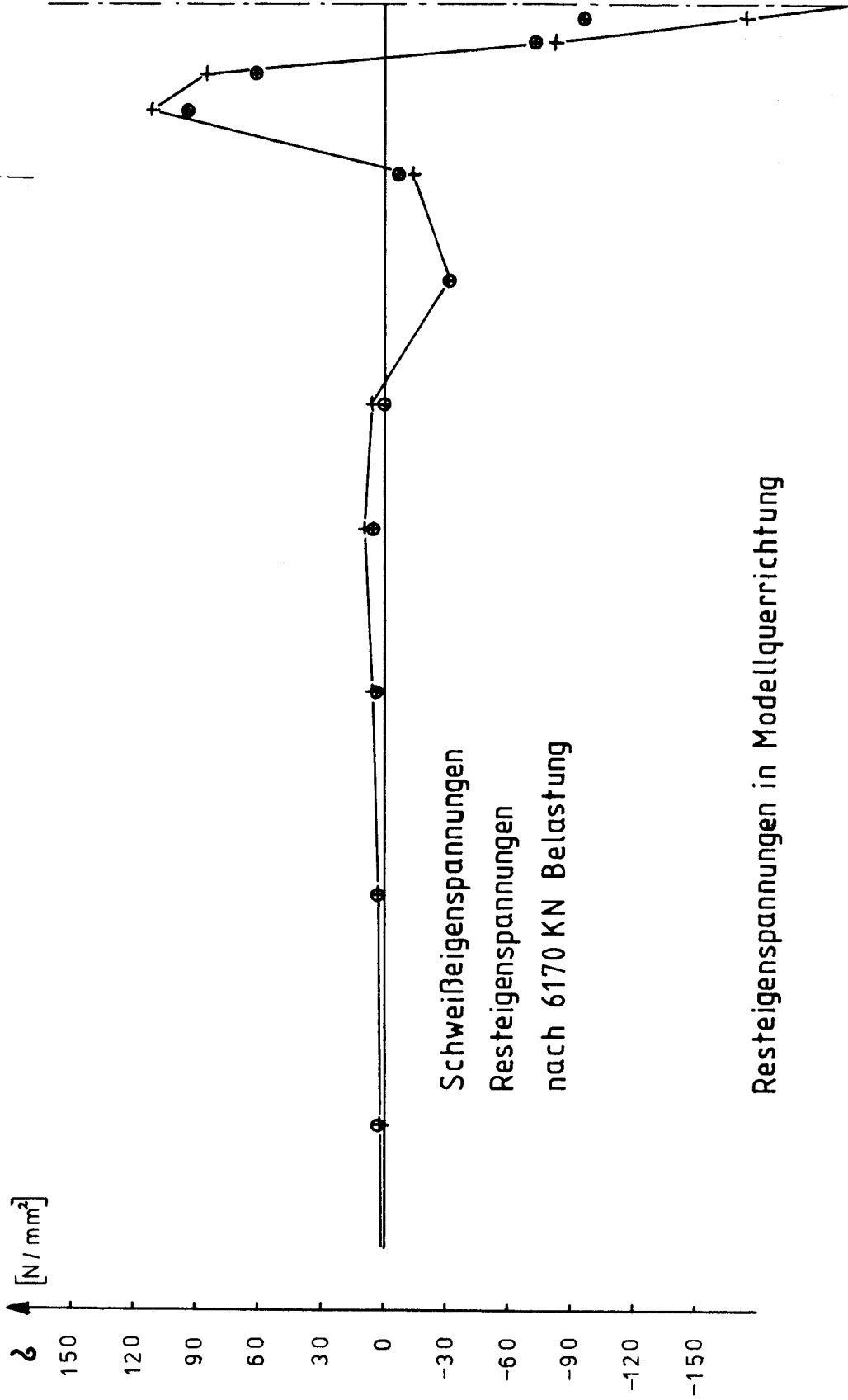
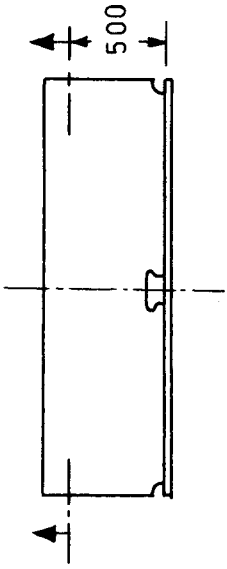


Abb. 87b





Resteigenspannungen in Modellquerrichtung

