

425 | Oktober 1982

## SCHRIFTENREIHE SCHIFFBAU

W. Zwick

# Zum Schwingfestigkeitsverhalten von UP-, ES- und EG-geschweißten Stumpfnähten

**TUHH**

*Technische Universität Hamburg-Harburg*

## **Zum Schwingfestigkeitsverhalten von UP-,ES- und EG-geschweißten Stumpfnähten**

W. Zwick , Hamburg, Technische Universität Hamburg-Harburg, 1982

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

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

Institut für Schiffbau der Universität Hamburg

ZUM SCHWINGFESTIGKEITSVERHALTEN VON  
UP-, ES- UND EG-GESCHWEISSTEN STUMPFNÄHTEN

VON

W. ZWICK

IfS-Bericht Nr. 425

Hamburg, Oktober 1982

## Inhaltsangabe

1. Einleitung
2. Proben und Versuchseinrichtung
3. Versuchsaufwand und -durchführung
  - 3.1. Geometrische Aufmessungen
  - 3.2. Dehnungsmessungen
  - 3.3. Belastung
4. Auswertung
  - 4.1. Statisches Ersatzmodell zur Berechnung der Nennbeanspruchung am Ort des Risses und der DMS aufgrund fertigungsbedingter Vorverformungen
  - 4.2. Rechnerische Vorverformungen aus den Aufmessungen
  - 4.3. Berechnung der Formzahlen aus dem Nahtprofil nach NISHIDA / 3 /
  - 4.4. Vergleich des gemessenen Dehnungsmittelwertes mit der axialen Nennbeanspruchung
  - 4.5. Dehnungserhöhung durch Primärkerbwirkung am Meßort
  - 4.6. Vergleich der Biegebeanspruchung aus Messung und Rechnung am Meßort
  - 4.7. Schwingfestigkeitsverhalten der Serien
5. Zusammenfassung der Ergebnisse

Literaturverzeichnis

Tabellen 1 - 6

Tafel 1, 2

Abbildungen 1 - 19

Anhang Ia und b

## 1. Einleitung

Diese Arbeit ist als Ergänzung zu der 1974 veröffentlichten Untersuchung "Zur Frage des Schwingfestigkeitsverhaltens unterschiedlich geschweißter Verbindungen eines Schiffbaustahls bei ein- und mehrstufiger Belastung" / 1 / entstanden. Es wurden damals drei mechanisierte Schweißverfahren bezüglich Stumpfnahtschweißung untersucht, nämlich die Unterpulver-, die Elektroschlacke- und die Elektrogasschweißung.

Überraschend war damals das relativ schlechte Abschneiden der UP-Naht, obwohl anderes von der metallurgischen Seite her zu erwarten war. Da sich jedoch die damalige Auswertung lediglich auf die Auftragung über die Nennspannung aus der axialen Kraftamplitude beschränkte, wurde vermutet, daß die besonders großen Vorverformungen der UP-Proben in Verbindung mit den Probeneinspannbedingungen der Versuchsanlage hierfür verantwortlich sind.

Für diese Untersuchung stand glücklicherweise noch geschweißtes Probenmaterial aus der damaligen Fertigung zur Verfügung, so daß sich statistisch problemlos an die Ergebnisse aus / 1 / anknüpfen ließ.

Die Untersuchung wurde im Rahmen des von der Deutschen Forschungsgemeinschaft geförderten Sonderforschungsbereiches 98 "Schiffstechnik und Schiffbau" durchgeführt.

## 2. Proben und Versuchseinrichtung

Die Geometrie der Proben ist in Abbildung 1 dargestellt. Es handelt sich bei dem Grundwerkstoff um Schiffbaustahl Grad C. Die Werkstoff- und Schweißkenndaten sind in Tabelle 1 und 2 aufgeführt und / 1 / entnommen worden.

Die Proben wurden beidseitig mit einer freien Länge von  $l_f = 90$  mm zwischen den Backen der Prüfmaschine (Horizontal-Resonanzpulsator der Firma Schenk, Typ PHX, 600 kN, Baujahr 1969) fest eingespannt, siehe Abbildung 2.

### 3. Versuchsaufwand und -durchführung

#### 3.1. Geometrische Aufmessungen

Die Proben wurden bezüglich ihres Querschnitts nahe vor der zu erwartenden Reißausgangsseite und ihrer Vorverformungen mittels Dickentaster und Schieblehre ausgemessen, siehe Tabelle 1 und Abbildung 3.

Die Anrißseiten der verschiedenen Serien wurden aus einigen Vorversuchen ermittelt und dementsprechend mit Dehnungsmeßstreifen (DMS) bestückt, Abbildung 4. Dabei ist der Meßquerschnitt so dicht wie möglich an die Einbrandkerbe bzw. an den Nahtübergang herangelegt worden. Die Abstände  $e_1$ ,  $e_2$  vor der Naht und die relativen Abweichungen  $\Delta x$  vom Meßquerschnitt des gegenüberliegenden DMS sind in Tabelle 2 festgehalten worden.

Die Nahtgeometrie wurde aus der 10 : 1-Wiedergabe eines Overhead-Projektors von Silikonkautschukabdrücken des Nahtprofils vermessen, Tabelle 3. Es sind im einzelnen: die Nahtüberhöhung  $h_1$ , die Einbrandtiefe  $h_2$ , die Nahtbreite  $b_s$ , der Flankenwinkel  $\varphi$  und der Kerbradius des Nahtübergangs bzw. der Einbrandkerbe  $r$  aufgenommen worden, siehe Abbildung 5.

#### 3.2. Dehnungsmessungen

Die Werte für die statische Beanspruchung der Proben am Ort der DMS wurden aus mehreren Zyklen aus Nennoberlast und -unterlast ermittelt und in Tabelle 4 zusammengestellt.

Eine Dehnungsmessung während der dynamischen Belastung ist zum Vergleich nur mit einer Probe durchgeführt worden. Die statische und dynamische Messung stimmten gut überein, die Abweichung betrug für die Oberlast weniger als 2%.

### 3.3. Belastung

Um im Zeitfestigkeitsbereich zu bleiben, wurde die Belastung zu  $\sigma_a = \pm 120 \text{ N/mm}^2$  bei einem Grenzspannungsverhältnis  $R = -0.5$  gewählt. Dieses Grenzspannungsverhältnis trifft etwa die Verhältnisse der globalen Schiffsbelastung und steht in Übereinstimmung mit / 1 /. Die obere Nennspannung ergibt sich hieraus zu  $\sigma_o = 160 \text{ N/mm}^2$ , sie wird als Bezugsgröße gewählt.

## 4. Auswertung

### Einige Vorbemerkungen

Es ist wichtig, die verschiedenen Einflüsse der Beanspruchung auf die Zeitfestigkeit möglichst weitgehend zu trennen, um zu vergleichbaren Resultaten zu kommen.

HAIBACH untersucht in / 2 / eine Vielzahl von Schweißverbindungsformen, die er hinsichtlich Nenndehnungsniveau, Biegung, Primär- und Sekundärkerbwirkung analysiert. Dabei versteht er unter einer Primärkerbwirkung die Dehnungserhöhung aus konstruktiv (geometrisch) bedingten Kraftumlenkungen, dazu zählen auch die Nahterhöhungen. Den Begriff der Sekundärkerbwirkung benutzt er für die ursächlich durch Nahtwurzel, Nahtübergang oder Einbrandkerbe erzeugte Beanspruchungserhöhung in der Rißausgangszone, die jedoch meßtechnisch direkt nicht zu erfassen ist. Er kommt dabei zu dem Ergebnis, daß die Schweißverbindungen unter Beachtung der Primärkerbwirkung messungsmäßig (DMS) als auch rechnerisch auf der Basis der Dehnung ein einheitliches Verhalten zeigen.

Ein anderer Ansatz für die Ermittlung der maßgeblichen Beanspruchung ist die Bestimmung einer Formzahl  $\alpha_{\text{KNaht}}$ , die aus der Nahtgeometrie abgeleitet wird.

NISHIDA gibt hierzu in / 3 / eine Formel für ein vereinfachtes Schweißnahtprofil, mit der sich die Gesamtbeanspruchung berechnen läßt.

### 4.1. Statisches Ersatzmodell zur Berechnung der Nennbeanspruchung am Ort des Risses und der DMS aufgrund fertigungsbedingter Vorverformungen

Für die rechnerische Prognose über die Höhe der Nennbeanspruchung des Werkstoffes am Ort des Anrisses wird ein statisches Ersatzmodell benötigt. Es wurde nach Balkentheorie 1. und 2. Ordnung gerechnet.

Für die Berechnung wurden die Probenschenkel als ideal gerade und der Abknickpunkt (Vorverformung) auf Mitte Schweißnaht angenommen.

Die Berechnung nach Theorie 2. Ordnung wurde mit einer geschlossenen Lösung (inhomogene Differentialgleichung) durchgeführt und ist im Anhang Ia beschrieben.

Es zeigte sich, daß bei den gegebenen Probenabmessungen, Ein-  
spannverhältnissen und Prüflasten die elastische Verformung kleiner als 0.7% der Vorverformung ist. Aufgrund dessen wurde auf eine weitere Auswertung nach Theorie 2. Ordnung verzichtet.

Für die weitere Berechnung wurde ein erweitertes Modell nach Theorie 1. Ordnung unter Berücksichtigung des Kantenversatzes  $v$  und Vorverformung  $w$  entwickelt. Es wird im Anhang Ib beschrieben. Das Modell berücksichtigt nicht die Beanspruchungsänderungen durch die Schweißnahtüberhöhung; diese werden durch die Primärkerbwirkung erfaßt.

Da die Tragverhältnisse in den Spannbacken der Prüfmaschine rechnerisch nicht erfaßt werden können, mußte die rechnerische Probenlänge  $l_0$  im Versuch ermittelt werden. Die Vorverformung  $w$  entsprach der der UP-Serie. Das Ergebnis ist in Abbildung 6 dargestellt.

Die gemessene Dehnung der axialen Belastung wich hierbei um ca. 2% von der nominellen Dehnung ab.

Die DMS, die im Bereich der Spannbacken lagen, wiesen bei axialer Nulllast relativ hohe Zugdehnungen auf, die vermutlich aus der hohen Presskraft der Spannbacken resultierten.

Der gemittelte gemessene Dehnungsverlauf entsprach in seiner Steigung und Linearität sehr gut dem rechnerischen. Die tatsächlich gemessenen Randdehnungen beider Seiten zeigten einen nichtlinearen Verlauf der Biegedehnung über die Probenlänge, der jedoch nicht weiter untersucht wurde.

Aufgrund dieses Versuches wurde die rechnerische Probenlänge  $l_0$  für die vorliegende Probengeometrie zu  $l_0 = l_f + 2(1.15 \cdot s)$  bestimmt.

#### 4.2\_\_Rechnische\_Vorverformungen\_aus\_den\_Aufmessungen

Aus den in Abbildung 3 dargestellten Aufmaßen lassen sich unter der Bedingung, daß die Probenschenkel keine Krümmung aufweisen, die Vorverformungen mit folgenden Gleichungen berechnen:

Vorverformung des linken Schenkels  $(-\frac{l_0}{2} \leq x \leq 0)$ :

$$w_1(x) = C \frac{a_2 - a_1}{1 - l_{23}} \cdot l_0 \cdot (1 + 2 \frac{x}{l_0})$$

Vorverformung des rechten Schenkels  $(0 \leq x \leq \frac{l_0}{2})$ :

$$w_3(x) = -C \frac{a_4 - a_3}{1 - l_{23}} \cdot l_0 \cdot (1 - 2 \frac{x}{l_0})$$

$$\text{mit } C = \frac{1}{2} \left[ a_4 - a_1 - (a_4 - a_3 + a_2 - a_1) \frac{1 - l_0}{1 - l_{23}} \right].$$

Mit  $w_2 = w_1(0)$  und  $w_3 = w_3(0)$  ergibt sich die mittlere Vorverformung zu:

$$w = \frac{w_2 + w_3}{2} \quad \dots\dots (1)$$

und der Kantenversatz :

$$v = w_3 - w_2 \quad \dots\dots (2)$$

Die Vorverformungen sind in Tabelle 5 aufgelistet und wurden im Gaußschen Wahrscheinlichkeitsnetz ausgewertet. Die Meßpunkte sind in guter Näherung normalverteilt, siehe Abb. 7a und b. Die Größe der Vorverformung  $w$  ist bei dieser Dicke deutlich abhängig vom Schweißverfahren. Die Proben der UP-Serie zeigen im Mittel mit  $\bar{w} = 3.1\text{mm}$  die größten Vorverformungen. Es folgt die ES-Serie mit  $\bar{w} = 1.2\text{mm}$  und die EG-Serie mit  $\bar{w} = 0.08\text{mm}$ , wobei letztere bereits in der Größenordnung der erreichten Meßgenauigkeit liegt.

Die Streuung liegt bei allen Serien in der gleichen Größenordnung.

Der Betrag des Kantenversatzes  $v$  liegt bei allen Proben im zulässigen Bereich der Bewertungsgruppe AS nach DIN 8563, Teil 3; d.h., es lagen in dieser Hinsicht überdurchschnittlich gefertigte Proben vor. Allerdings waren die Proben unter werftüblichen Bedingungen geschweißt, so daß die Versuchsergebnisse trotzdem als repräsentativ für die Schweißverfahren anzusehen sind.

Um den Einfluß eines Meßfehlers auf die rechnerische Ermittlung der Nennbeanspruchung abschätzen zu können, wurden für alle Proben Fehlerrechnungen durchgeführt. Dazu wurde eine Maßabweichung  $\Delta a_2 = 0.1$  mm im Aufmaß  $a_2$  angenommen, weil das Ergebnis hier auf eine Änderung am empfindlichsten reagiert.

Die Ergebnisse dieser Rechnungen sind in der Tabelle 6 zusammengestellt.

Es ergeben sich dabei für einen Aufmeßfehler von 0.1 mm bezogen auf die Biegebeanspruchung für den Ort der DMS besonders bei den EG-geschweißten Proben mit ihren sehr kleinen Vorverformungen relativ große Veränderungen in der rechnerischen Zusatzbeanspruchung durch Biegung, die bis zu 68 % betragen.

Werden die Änderungen jedoch auf die jeweilige Gesamtbeanspruchung bezogen, ergeben sich lediglich bei allen drei Serien Abweichungen von unter 1 %. Das bedeutet, daß ein Aufmeßfehler von 0.1 mm sich unbedeutend auf die rechnerische Gesamtbeanspruchung niederschlagen würde.

Eine rechnerische Einbeziehung der Vorverformungen besonders bei Proben mit geringen Vorverformungen ist wegen des großen Aufmeßfehlereinflusses zwar nicht sinnvoll, aber dennoch unschädlich.

4.3. Berechnung der Formzahlen aus dem Nahtprofil  
nach NISHIDA / 3 /

Mit den aufgemessenen Werten aus Tabelle 3 lassen sich Formzahlen für den Nahtprofileinfluß nach NISHIDA / 3 / nach folgender Formel berechnen:

$$\alpha_k = 1 + f(\gamma) \cdot (\alpha_{90} - 1) \quad \dots (3)$$

wobei die Formzahl für einen Flankenwinkel von  $\gamma = 90^\circ$  aus:

$$\alpha_{90} = 1 + 0.19 (r/s)^{-0.69} \cdot \text{th} [(b_s + 3r)/s] \cdot \text{cth} [1 + 3 r/s] \cdot \text{th} [100 h_1/s]$$

und der Flankenwinkeleinfluß aus

$$f(\gamma) = \frac{1 - e^{-0.9 \sqrt{(s+h_1)/s} \cdot \gamma}}{1 - e^{-0.9 \sqrt{(s+h_1)/s} \cdot \pi/2}}$$

zu berechnen ist.

Die Auswertung der Formzahlen erfolgte logarithmisch im Wahrscheinlichkeitsnetz, Abbildung 8.

Es ist zu erkennen, daß die Streuung bei allen Serien ungefähr gleich ist; die Auswertung trifft gut den Charakter des Parameters.

Die sich ergebenden Mittelwerte liegen mit

$$\bar{\alpha}_{KUP} = 11.4 \quad \text{für die UP-Serie,}$$

$$\bar{\alpha}_{KES} = 6.1 \quad \text{für die ES-Serie und}$$

$$\bar{\alpha}_{KEG} = 15.8 \quad \text{für die EG-Serie}$$

weit über den vergleichbaren Werten aus der Literatur.

Zu den Proben der EG-Serie ist noch zu sagen, daß einer der vier Nahtübergänge jeder Probe, von dem aus übrigens ausnahmslos der Anriß erfolgte, mit Abstand das ungünstigste Nahtprofil aufwies, siehe Abbildung 9.

Die berechneten unverhältnismäßig hohen Formzahlen machten eine nähere Untersuchung nötig.

In Abbildung 10a und 10b sind die gemessenen Kerbradien im Wahrscheinlichkeitsnetz ausgewertet. Wie bei den Formzahlen lassen sich die Ergebnisse besser durch eine Log-Normalverteilung approximieren

Die Ergebnisse belegen zunächst die richtigen Tendenzen der berechneten Formzahlen. Ein Vergleich der Werte mit Ergebnissen anderer Untersuchungen ergibt, daß die eigenen gemessenen Radien teilweise bis zu einer Zehnerpotenz kleiner sind. NEITZEL gibt in / 4 / die in Abbildung 10a eingetragene Streugerade für Kerbradien handgeschweißter Nähte mit einem Mittelwert von  $\bar{r} = 1.6$  mm an. CAMEIRA / 5 / ermittelt einen Streubereich von  $r = 0.5$  bis 15 mm für seine unter Mischgas einseitig geschweißten Stumpfnahthproben, und bei HAIBACH / 2 / schwankt der anzusetzende Radius der Sekundärkerbe zwischen  $r = 0.5$  und 2.0 mm. Kerbradien der Größenordnung wie nach / 1 /, / 4 / und / 5 / ergäben allerdings sehr realistische Formzahlen ( $\alpha_k$  um 1.5). HAIBACH / 2 / ermittelte, daß die Formzahl maximal 1.65 und allgemein kleiner als 1.4 sein müßte. Die NEUBER-Formel  $\alpha_k = 1 + 2 \frac{h_2}{r}$ , die auch HAIBACH benutzte, läßt sich wegen der fehlenden Definition der Größe  $h_2$  für Stumpfnähte auf die Proben nicht anwenden.

Auf eine weitere Auswertung unter Einbeziehung der Formzahlen wird daher verzichtet, sie werden im folgenden nur noch zu Vergleichen untereinander herangezogen.

#### 4.4. Vergleich des gemessenen Dehnungsmittelwertes mit der axialen Nennbeanspruchung

Da die Proben in einem Schnitt nahe vor der Naht bestückt worden sind, ist zu erwarten, daß sich die gemessenen Dehnungen nicht nur aus Axialkraft und Biegung zusammensetzen, sondern auch Erhöhungen aus der Primärkerbwirkung der Naht (Kraftumlenkung) enthalten.

Dazu wurden die Verhältnisse  $\lg (\epsilon_m / \epsilon_{ax_0})$  in Abbildung 11 statistisch im Wahrscheinlichkeitsnetz ausgewertet, wobei die mittlere gemessene Dehnung aus:

$$\epsilon_m = \frac{\epsilon_1 + \epsilon_2}{2} \quad \text{und}$$

die Nenndehnung aus der axialen Belastung

$$\epsilon_{ax_0} = \frac{1}{E} \cdot \frac{P}{F} \quad \dots\dots (4)$$

berechnet wurde.

Die logarithmischen Mittelwerte aller drei Serien sind fast gleich. Im einzelnen ergeben sich für  $(\epsilon_m / \epsilon_{ax_0})_{50\%}$  die Werte:

UP	:	1.077
ES	:	1.086
EG	:	1.074 .

Die Streubreiten der ES- und EG-Serie sind wesentlich größer als die der UP-Serie; bezogen auf die obigen Mittelwerte ergeben sich daraus recht hohe Variationskoeffizienten:

UP	:	0.19
ES	:	0.76
EG	:	0.65

Ein F-Test deutet auf eine Grundgesamtheit aller Proben hin ( $f = 0.13 < F_{2,28,0.95} = 3.34$ ).

Das ließe eventuell den Schluß zu, daß alle untersuchten Proben hinsichtlich ihrer Primärkerbwirkung ähnlich sind. Daher wird vermutet, daß die großen Streubreiten weniger auf fertigungsbedingte, als vielmehr auf meßtechnische Einflüsse zurückzuführen sind.

Im folgenden Abschnitt soll versucht werden, anhand der geometrischen Anordnung der Dehnungsmeßstreifen diesen Punkt zu klären.

#### 4.5. Dehnungserhöhung durch Primärkerbwirkung am Meßort

Die relativen Abstände  $e_1$  und  $e_2$  der DMS von den Nahtübergängen weisen mehr oder weniger unterschiedliche Werte für beide Probenseiten aus. Dieses begründet sich aus dem seitlichen Versatz des Nahtprofils beider Seiten bzw. aus der Lageabweichung vom Sollmaß.

Da sich die Primärkerbwirkung auf den Meßort nicht nur durch das Nahtprofil, sondern auch durch den Abstand bestimmt, muß mit unterschiedlichen Dehnungserhöhungen auf beiden Seiten gerechnet werden.

Eine Ermittlung der Dehnungserhöhung auf der Rißseite kann aufgrund dessen nur unter gewissen Annahmen durchgeführt werden, was natürlich zu einer Verschlechterung der Genauigkeit der so durchgeführten Auswertung führt.

Allgemein können zunächst für die Randdehnungen folgende Gleichungen aufgestellt werden:

Für die Seite des Anrisses (Index: 1):

$$\epsilon_1 = \alpha_{ax1} \cdot \epsilon_{ax} + \alpha_{b1} \cdot \epsilon_{b1} \quad \dots\dots (5a)$$

und für die Gegenseite (Index: 2):

$$\epsilon_2 = \alpha_{ax2} \cdot \epsilon_{ax} - \alpha_{b2} \cdot \epsilon_{b2} \quad \dots\dots (5b)$$

- $\epsilon_{ax}$  = Dehnung aus Axialkraft
- $\epsilon_{b1}, \epsilon_{b2}$  = Randdehnung aus Biegung
- $\alpha_{ax1}, \alpha_{ax2}$  = Erhöhungsfaktor der Axialbeanspruchung aus der Primärkerbwirkung
- $\alpha_{b1}, \alpha_{b2}$  = Erhöhungsfaktor der Biegebeanspruchung aus der Primärkerbwirkung

Es wird nun angenommen, daß die mitgemessene Dehnung aus der Axialbelastung  $\epsilon_{ax}$  gleich der Nenndehnung  $\epsilon_{ax0}$  ist, also der Meßfehler vernachlässigbar ist.

Ferner kann für die Proben die Primärkerbwirkung der Axial- und Biegebeanspruchung annähernd gleichgesetzt werden.

NEUBER / 8 / gibt für flache Außenkerben die gleiche Spannungsfunktion für Zug und Biegung an.

Es kann also  $\alpha_{ax} = \alpha_b = \alpha$  gesetzt werden. Da bei den meisten Proben der Positionierungsfehler vernachlässigbar klein ist (siehe Tab. 2), wird auch der Biegeanteil aus Gleichung ( 5a ) und ( 5b ) gleichgesetzt und eliminiert ( $\epsilon_{b1} = \epsilon_{b2}$ ):

$$\frac{\epsilon_1}{\alpha_1} + \frac{\epsilon_2}{\alpha_2} = 2 \epsilon_{ax}.$$

Für den Erhöhungsfaktor der Anrißseite ergibt sich damit:

$$\alpha_1 = \frac{1}{2} \frac{\epsilon_1}{\epsilon_{ax}} \left[ 1 + \frac{\alpha_1}{\alpha_2} \cdot \frac{\epsilon_2}{\epsilon_1} \right] \dots\dots (6)$$

Hierin verbleibt zunächst noch das Verhältnis  $\frac{\alpha_1}{\alpha_2}$  als unbekannte Größe.

Zur näherungsweise Bestimmung dieses Verhältnisses wurde eine mittlere Kurve (Hyperbel) durch das Streuband ähnlicher Untersuchungen aus / 2 / gelegt, siehe Abbildung 12.

Sie läßt sich darstellen durch:

$$\alpha = 1 + \frac{1}{4 \cdot e} , \quad \dots\dots (7)$$

wobei  $e$  der Abstand der Meßstelle von dem Nahtübergang ist.

Der hyperbolische Verlauf wird durch Untersuchungen von COKER und LEVI / 6 / gestützt, Abbildung 13.

Das Verhältnis  $\frac{\alpha_1}{\alpha_2}$  läßt sich nun aus

$$\frac{\alpha_1}{\alpha_2} = \frac{1 + \frac{1}{4e_1}}{1 + \frac{1}{4e_2}}$$

bestimmen, wenn vorausgesetzt wird, daß die Schweißnähte beider Seiten ungefähr die gleiche Kerbwirkung hervorrufen.

Die Ergebnisse aus Gleichung (6) aufgetragen über dem Abstand vom Nahtübergang sind in Abbildung 14 dargestellt. Es ist die gleiche wie in HAIBACH / 2 / festgestellte Tendenz zu erkennen. Die Ergebnisse fügen sich gut in das von ihm aus Versuchen ermittelte Streuband ein. Die angenommene mittlere Kurve (Gleichung (7)) zur Berechnung der  $\frac{\alpha_1}{\alpha_2}$  - Verhältnisse stellt auch für die ermittelten Werte ungefähr das Mittel dar, so daß auf einen nächsten Iterationsschritt verzichtet werden kann.

Es konnte damit auch nachgewiesen werden, daß die erheblichen Streuungen bei der Auswertung der Messungen in Abschnitt 4.4 zum großen Teil auf die Meßstellenlage zurückzuführen sind.

#### 4.6. Vergleich der Biegebeanspruchung aus Messung und Rechnung am Meßort

Aus den vorhergehenden Betrachtungen des Abschnitts 4.5 und Gleichung (5a) kann der relative Biegeanteil mit folgender Gleichung ermittelt werden:

$$\frac{\epsilon_{b1}}{\epsilon_{ax}} = \frac{1}{\alpha_1} \cdot \frac{\epsilon_1}{\epsilon_{ax}} - 1 \quad \dots\dots (8)$$

Die Abbildung 15 zeigt die Ergebnisse dieser Gleichung denen aus der Rechnung nach Anhang Ib gegenübergestellt, siehe auch Tabelle 4. Auffällig ist der sehr große Streubereich der ES- und EG-Serie, der zum Teil sicher mit der wesentlich höheren Aufmeßfehlerempfindlichkeit (siehe Abschnitt 4.2) dieser Serien erklärt werden kann. Auch die Wiedergabe der Beanspruchung durch das hier verwendete Rechenmodell kann im Prinzip nicht befriedigen; die Abweichung bei der UP-Serie mit relativ großen Vorverformungen beträgt durchschnittlich ca. 30%.

Ob und inwieweit andere, nicht erfaßte Einflüsse die Biegung der Proben beeinflussen, konnte nicht geklärt werden. Fest steht jedoch, daß die vorhandene Aufmeßgenauigkeit für die sehr kleinen Vorverformungen der ES- und EG-geschweißten Proben zu gering war; hinzu kommt, daß gegen die Walzhaut gemessen wurde und die Proben zum Teil leichte Verdrehungen aufwiesen, die sich ebenfalls verfälschend auf die Ergebnisse niederschlugen.

#### 4.7. Schwingfestigkeitsverhalten der Serien

Aufgrund der vielseitigen möglichen Fehlereinflüsse wurde die Abhängigkeit der Lebensdauer von verschiedenen Beanspruchungsgrößen statistisch ausgewertet.

Zunächst wurden die Versuchsergebnisse denen aus / 1 /, aufgetragen über die ertragbare axiale Nenndehnung, im Wöhlerdiagramm gegenübergestellt, Abbildung 17a-c. Die Streuspannen ( $p_{\ddot{u}} = 10\% - 90\%$ ) wurden aus der grafischen Auswertung im Wahrscheinlichkeitsnetz Abbildung 16 ermittelt.

Man sieht, daß die Resultate bezüglich ihrer Mittelwerte zum Teil erheblich voneinander abweichen, obwohl die Proben aus einer Fertigung stammen. Ein  $\mathcal{F}$ -Test weist nur für die ES-Serie eine Grundgesamtheit aus. Auffällig ist jedoch der gleichgroße Streubereich zwischen  $p_{\ddot{u}} = 10\%$  und  $90\%$  Überlebenswahrscheinlichkeit der damaligen und der jetzigen Ergebnisse.

Da die Abweichung im Mittelwert in ihren Tendenzen bei der UP- und der EG-Serie gegensätzlich sind, können Systemfehler mit großer Wahrscheinlichkeit ausgeschlossen werden. Eine Klärung dieses Phänomens wurde nicht erreicht.

Das Streuband der ES- und EG-Serie aus / 1 /, bei der die Vorverformungen im Prinzip fast vernachlässigbar klein sind, liegt für höhere Lasten unterhalb des aus / 7 /, Fig.11 ermittelten Einheitsstreubandes, während die Versuche aus / 1 / der unteren Lasthorizonte und die eigenen sich gut einfügen. Die in / 1 / dargestellten Versuchsergebnisse der UP-Serie stimmen in ihrer Regressionsgeraden mit der Neigung  $K = 3.75$  des einheitlichen Streubandes nach / 7 / gut überein, jedoch um den Faktor 1.4 in der ertragbaren Nenndehnung niedriger. Die eigenen Versuchsergebnisse liegen dazu gesehen noch ungünstiger, so daß die Auswertung über der ertragbaren Nenndehnung aus der Axialbelastung  $\epsilon_{ax0}$  kein befriedigendes Ergebnis liefert.

Obwohl eine befriedigende Übereinstimmung zwischen Messung und Berechnung der zusätzlichen Biegebeanspruchung nicht erreicht werden konnte, siehe Abbildung 15, gibt die Rechnung zumindest die richtige Tendenz der Beanspruchung wieder.

Die Abbildung 18 zeigt die Versuchsergebnisse in Abhängigkeit der ertragbaren Nenndehnung  $\epsilon_{ORi\beta}$  mit Berücksichtigung der rechnerischen Biegebeanspruchung für den Ort des Anrisses und ihre Lage zum einheitlichen Streuband. Es zeigt sich hier gegenüber der Auftragung in Abbildungen 17a - c eine wesentliche Verbesserung in der Übereinstimmung mit dem Streuband.

Da unmittelbar vor dem Nahtübergang gemessen wurde, war hieraus auch die beste Übereinstimmung zu erwarten. Der zunächst für den Ort des DMS nach Gleichung 8 bestimmte Biegeanteil wurde mit dem Verhältnis aus den rechnerischen Biegedehnungen, entsprechend dem verwendeten Ersatzmodell, am Ort des Risses und des DMS' für den Anrißort umgerechnet.

$$\epsilon_{b_{\text{Ri}\beta}} = \epsilon_{b_{\text{DMS}}} \cdot \frac{\epsilon_{b_{\text{ORi}\beta}}}{\epsilon_{b_{\text{ODMS}}}}$$

Die nominelle ,aus der Messung ermittelte Gesamtbeanspruchung

$$\epsilon_{\text{Ri}\beta} = \epsilon_{\text{ax}_0} + \epsilon_{b_{\text{Ri}\beta}}$$

wurde im Wöhlerdiagramm Abbildung 19 zur Auftragung der Bruchlastwechsel benutzt.

Es zeigt sich, daß sich die Versuchspunkte aller drei Serien gut in das einheitliche Streuband nach / 7 / einfügen.

## 5. Zusammenfassung der Ergebnisse

Der Versuch, aus der Schweißnahtgeometrie eine Formzahl zu ermitteln, führte zu keinem brauchbaren Ergebnis. Die nach / 3 / berechneten Formzahlen lagen im Durchschnitt viel zu hoch. Es wurde festgestellt, daß die Größe des Kerbradiuses wesentlich zu diesem ungünstigen Ergebnis beitrug. Bei den diesbezüglichen Aufmessungen ergab sich jedoch die Schwierigkeit, den Kerbradius einer im spitzen Winkel in das Blech einlaufenden Nahtflanke zu bestimmen, denn die Mehrzahl der Proben besaß keine Einbrandkerbe. In diesen Fällen ging der Kerbradius gegen Null. Weitere Auswertungen in dieser Richtung wurden deshalb nicht mehr vorgenommen.

Ein anderer Punkt waren die Vorverformungen, deren Wirkung auf die Schwingfestigkeit es zu untersuchen galt. In / 1 / schnitt die UP-Schweißung bezüglich ihrer Schwingfestigkeit unerwartet schlecht ab. Es wurde damals vermutet, daß unter anderem die ungünstige Nahtform dazu beigetragen hat. Diese Vermutung kann aufgrund einer vergleichenden Betrachtung der nach / 3 / berechneten Formzahlen aller drei Serien nicht bestätigt werden, siehe Abbildung 7.

Der in Abschnitt 4.5. ermittelte Primärkerbeeinfluss auf die Messung steht in guter Übereinstimmung mit den Ergebnissen in / 2 /.

Die daraus abzuleitende Aussage ist, daß bei einer Messung der Werkstoffanstrengung als Möglichkeit für die Beurteilung der zu erwartenden Lebensdauer einer Verbindung der Meßabstand  $e$  vor dem Nahtübergang einen nicht zu vernachlässigenden Einfluß darstellt.

Außerdem lassen sich aus Abbildung 14 keine nennenswerten Unterschiede in der Primärkerbwirkung der drei Schweißverfahren erkennen.

Eine Gegenüberstellung der aus den Messungen ermittelten Biegeanteile mit denen aus den Vorverformungen berechneten zeigte nur mäßigen Erfolg. Neben den sehr großen Streubreiten bei der ES- und der EG-Serie lagen die gemessenen Werte im Durchschnitt deutlich höher als die berechneten.

Es wird vermutet, daß diese höheren Werte auf Eigenkrümmungen der Probenschenkel zurückzuführen sind, die bei dem statischen Ersatzmodell ja als ideal gerade angesehen wurden. Daß es sich hierbei um eine Störgröße handeln muß, die einen nichtlinearen Verlauf über die Schenkellänge haben muß, zeigt die Messung an einer Probe, siehe Abbildung 5. Ansonsten ergab sich eine sehr gute Übereinstimmung bezüglich Messung und Rechnung bei dieser Probe, die keine Nahtüberhöhung besaß.

Die Auswertung im Wöhlerdiagramm über die aus den Messungen ermittelten Gesamtnenndehnungen zeigt dann auch, wie zu erwarten war, die beste Übereinstimmung mit dem einheitlichen Streuband nach / 7 /, siehe Abbildung 19. Es ist anzunehmen, daß sich für die in Konstruktionen üblichen Verhältnisse und mit einem geeigneten Ersatzmodell, die wirklichen Beanspruchungsverhältnisse (ohne Berücksichtigung des Nahtprofileinflusses) gut annähern lassen. Dabei sollte wegen der wesentlich kleineren Biegesteifigkeit, im Gegensatz zu den Proben, die Theorie 2. Ordnung nicht außer Acht gelassen werden.

Aufgrund der guten Übereinstimmung mit dem einheitlichen Streuband und den annähernd gleichen Primärkerbwirkungen der mit verschiedenen Verfahren geschweißten Nähte kann durch eine statische Berechnung der Nennbeanspruchung unter Berücksichtigung der Vorverformungen und der elastischen Verformungen in Verbindung mit den Eckdaten aus dem Wöhlerlinienkatalog / 7 / die Lebensdauer für den konkreten Fall bestimmt werden.

Literaturverzeichnis

- / 1 / Petershagen, H.; Steffens, H.-D. und Knösel, H.:  
"Zur Frage des Schwingfestigkeitsverhaltens unterschiedlich geschweißter Verbindungen eines Schiffbaustahls bei ein- und mehrstufiger Belastung".  
Schweissen und Schneiden, Heft 4/1974
- / 2 / Haibach, E.:  
"Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung".  
Dissertation TH Hannover 1968, LBF-Bericht FB-77
- / 3 / Nishida, M.:  
"Stress Concentration"  
Morikita Publishing Co. Ltd. 1967, S. 632-636
- / 4 / Neitzel, M.:  
"Die Bewertung von Schweißfehlern im Dauerschwingversuch".  
Dissertation TH Hannover 1965
- / 5 / Cameira, G.:  
"Improvement of fatigue strength of butt welded joints of mild steel".  
Portuguese Welding, 3/79, S. 23-33
- / 6 / Coker, E.G. und Levi, R.:  
"The Stress Distribution in Fusion Joints".  
Proc. Inst. Mech. Engineers 120 (1931), S. 569-602
- / 7 / Olivier, R. und Ritter W.:  
"Wöhlerlinienkatalog für Schweißverbindungen aus Baustählen", Teil 1: Stumpfstoß  
DVS-Bericht Nr. 56/I
- / 8 / Neuber, H.:  
"Kerbspannungslehre"  
Springer-Verlag, 1958, 2. Auflage

Tabelle 1 Aufmessungen der Proben

Proben Nr.	Dicke	Breite	Länge	l <sub>23</sub> mm	Vorverformungsaufmaße				
	s	b	l		a <sub>1</sub>	a <sub>2</sub>	a <sub>3</sub>	a <sub>4</sub>	
	mm	mm	mm		mm	mm	mm	mm	
<u>UP - Serie</u>	1.01	23.4	25.0	350.0	38.0	23.0	16.7	16.1	23.4
	1.02	23.4	25.0			23.6	21.4	21.0	23.0
	1.03	23.3	25.0			22.9	16.5	16.1	23.0
	1.04	23.3	25.0			23.1	16.5	15.8	23.2
	1.05	23.3	25.0			23.1	16.8	15.8	23.2
	1.06	23.3	25.0			23.7	16.5	15.9	23.3
	1.07	23.4	25.0			23.1	16.7	16.3	23.3
	1.08	23.3	25.0			23.1	16.7	15.9	23.2
	1.18	23.3	25.0			-	-	-	-
<u>ES - Serie</u>	2.01	23.4	25.0	355.0	36.0	22.6	20.6	20.6	23.5
	2.02	23.3	25.0			23.2	20.5	21.3	23.6
	2.03	23.3	25.0			23.0	20.7	20.9	23.9
	2.04	23.4	25.0			23.4	20.7	21.1	23.8
	2.05	23.5	25.0			23.3	20.5	20.7	23.2
	2.06	23.4	25.0			23.2	20.5	21.0	23.5
	2.07	23.5	25.0			23.0	20.6	20.8	23.7
	2.08	23.4	25.0			23.4	20.4	21.1	23.5
	2.09	23.4	25.0			23.6	20.7	21.0	23.7
	2.10	23.4	25.0			23.5	20.2	21.4	23.7
	2.11	23.3	25.0			23.7	20.7	21.7	24.0
<u>EG - Serie</u>	3.01	23.4	25.0	355.0	27.0	23.4	23.5	23.8	24.0
	3.02	23.3	25.0			23.4	22.9	23.0	23.7
	3.03	23.3	25.0			23.4	23.2	23.1	23.5
	3.04	23.4	25.0			23.7	23.7	23.6	23.0
	3.05	23.3	25.0			-	-	-	-
	3.06	23.4	25.0			23.5	23.5	23.0	23.7
	3.07	23.3	25.0			23.7	23.5	23.6	23.8
	3.08	23.4	25.0			23.5	23.7	23.7	23.7
	3.09	23.4	25.0			23.6	23.9	23.6	24.0
	3.10	23.4	25.0			23.5	23.3	23.9	23.6
	3.11	23.3	25.0			24.0	23.9	24.0	23.7
	3.12	23.3	25.0			24.0	23.5	24.1	23.8
	3.13	23.3	25.0			24.0	24.2	23.8	23.9
	3.14	23.3	25.0			23.9	23.5	23.9	24.0
	3.15	23.3	25.0			23.5	23.2	23.6	23.5

Tabelle 2 Aufmessungen der Meß- und Anrißorte

Proben Nr.	Lage der Meßebe- bene bez.a.d.Ursprung		Abstände der DMS v.Nahtübergang		Lage des Anrisses bez.a.d.Ursprung
	$x_{DMS}$	$\Delta x_{1,2}$	$e_1$	$e_2$	$x_{Ri\beta}^{*)}$
	mm	mm	mm	mm	mm
1.01	19.6		5.0	2.0	14.6
1.02	-		-	-	15.4
1.03	-		-	-	13.3
1.04	22.0		6.4	3.5	15.6
1.05	20.7		7.0	3.5	13.7
1.06	22.3		5.1	4.0	17.2
1.07	19.9		6.8	3.5	13.1
1.08	20.9		6.1	2.0	14.8
1.18	18.1		4.6	-	13.5
2.01	-19.8		2.5	3.0	16.5
2.02	-19.8		2.5	2.5	16.3
2.03	19.6		3.0	3.0	-16.1
2.04	-18.5		2.0	3.0	16.8
2.05	-19.8	$\bar{+}0.2$	2.0	2.2	15.1
2.06	-18.0	$\bar{+}0.7$	2.0	3.0	16.3
2.07	-19.3	$\bar{+}0.7$	2.3	2.5	16.1
2.08	-23.0		2.0	7.0	-21.0
2.09	-19.6	$\bar{+}1.5$	3.3	3.0	15.6
2.10	-21.2	$\bar{+}0.2$	3.3	6.8	16.5
2.11	-20.1		2.0	6.0	15.9
3.01	-15.3		3.2	8.0	-12.1
3.02	-16.9		3.1	7.0	-13.8
3.03	-16.7		5.2	8.5	13.2
3.04	-15.9	$\bar{+}1.7$	6.0	6.0	10.1
3.05	-16.7		5.7	6.2	14.2
3.06	-17.2	$\bar{+}0.7$	3.0	5.0	11.3
3.07	-17.5		5.5	8.0	13.3
3.08	-18.5		3.5	6.5	10.9
3.09	-17.2		4.6	7.0	-12.6
3.10	17.9		4.7	7.0	13.2
3.11	-18.9		5.2	10.0	12.0
3.12	18.5		5.0	9.0	13.5
3.13	-18.6		5.2	8.6	12.7
3.14	14.5		3.0	5.8	-13.5
3.15	-16.6	$\bar{+}1.2$	2.5	4.8	-15.3

Vorzeichenregelung siehe Abbildung 6

\*) Anriß immer auf der Oberseite (Index: 1)

Tabelle 3 Nahtparameter

Proben Nr.	$b_s$	$h_1$	$h_2$	$r$ *)	$\gamma$	$\alpha_K$
	mm	mm	mm	mm	grd	-
1.01	35.7	3.8	0.0	0.05	37.0	40.2
1.02	34.4	4.5	0.0	0.05	31.0	40.6
1.03	33.5	4.2	0.0	0.25	29.0	14.0
1.04	35.4	4.5	0.0	1.00	39.0	5.7
1.05	41.0	4.5	0.0	0.50	33.0	9.2
1.06	33.2	4.5	0.0	0.50	38.0	8.6
1.07	40.3	4.0	0.0	0.15	37.0	19.8
1.08	42.0	5.0	0.0	0.55	38.0	8.4
2.01	34.4	1.9	0.05	0.60	26.0	8.4
2.02	33.9	2.2	0.0	1.45	28.0	4.8
2.03	33.7	2.2	0.0	1.40	27.0	4.9
2.04	33.2	2.2	0.0	0.40	23.0	10.9
2.05	33.5	2.3	0.0	0.55	26.0	8.8
2.06	33.6	1.9	0.12	0.15	23.0	20.7
2.07	34.1	2.2	0.0	0.60	25.0	8.4
2.08	34.5	1.9	0.52	2.40	26.0	3.6
2.09	33.3	2.0	0.0	0.75	25.0	7.3
2.10	35.0	2.2	0.20	1.40	26.0	5.0
2.11	34.8	1.9	0.50	1.75	26.0	4.3
3.01	25.5	2.3	0.45	0.25	70.0	11.0
3.02	26.1	3.0	0.0	0.30	47.0	10.7
3.03	25.3	2.6	0.0	0.05	45.0	34.6
3.04	18.0	2.1	0.0	0.05	35.0	29.9
3.05	25.0	2.5	0.0	0.05	62.0	32.2
3.06	24.7	2.8	0.1	0.10	59.0	20.3
3.07	24.0	3.0	0.0	0.05	78.0	29.6
3.08	23.8	2.4	0.0	0.15	44.0	16.4
3.09	26.0	3.2	0.0	0.90	21.0	6.1
3.10	26.4	4.0	0.0	0.05	54.0	33.4
3.11	26.1	3.3	0.0	0.50	57.0	7.5
3.12	25.8	3.2	0.0	0.70	33.0	6.7
3.13	25.7	3.4	0.0	0.05	56.0	32.9
3.14	26.4	2.7	0.0	0.15	60.0	16.1
3.15	26.4	2.4	0.2	0.10	81.0	19.5

\*) Der Tabellenwert  $r = 0.05$  mm bedeutet, daß der tatsächliche Radius gegen 0 geht und deshalb nicht meßbar war.

Tabelle 4      Gemessene und rechnerische Dehnungen

Proben Nr.	Gemessene Dehnungen		Nenndehnung aus: $\frac{1}{E} \cdot \frac{P}{F}$ $\epsilon_{axo}$	Rechnerische Dehnungen für den Meßort		Anrißort $\epsilon_{briß}$
	$\epsilon_1$	$\epsilon_2$		oben $\epsilon_{b1}$	unten $\epsilon_{b2}$	
	$\times 10^{-4} \quad [ \% ]$					
1.01	1074	563	759	178	-178	228
1.02	-	-	759	-	-	78
1.03	-	-	762	-	-	221
1.04	1040	568	762	163	-163	230
1.05	1087	553	762	193	-193	269
1.06	1026	608	762	156	-156	210
1.07	987	681	759	159	-159	223
1.08	1174	600	762	178	-178	242
1.18	933	-	762	-	-	-
2.01	995	731	759	42	- 42	64
2.02	876	819	762	98	- 98	5
2.03	1028	721	762	46	- 46	72
2.04	1040	638	759	81	- 81	37
2.05	878	789	756	63	- 65	78
2.06	1046	671	759	85	- 91	28
2.07	908	721	756	59	- 64	54
2.08	742	714	759	81	- 81	90
2.09	864	740	759	68	- 80	48
2.10	1085	540	759	119	-122	-18
2.11	774	687	762	112	-112	- 6
3.01	929	752	759	19	-19	21
3.02	888	765	762	19	-19	22
3.03	789	864	762	- 1	1	16
3.04	746	850	759	-11	10	- 5
3.05	-	-	762	-	-	-
3.06	741	767	759	-26	27	52
3.07	938	807	762	11	-11	- 2
3.08	661	901	759	- 3	3	- 2
3.09	800	895	759	-21	21	-24
3.10	732	803	759	-40	40	-46
3.11	907	740	762	6	- 6	7
3.12	745	949	762	-38	50	-44
3.13	779	935	762	-26	26	29
3.14	928	815	762	-23	23	37
3.15	902	703	762	29	-31	32

Tabelle 5 Rechnerische Vorverformungen aus Aufmessungen

Proben Nr.	Vorverformungen			Versatz
	w <sub>2</sub>	w <sub>3</sub>	w	v
	mm	mm	mm	mm
1.01	2.76	3.48	3.12	0.72
1.02	0.78	1.15	0.96	0.38
1.03	2.83	3.29	3.06	0.46
1.04	2.81	3.61	3.21	0.80
1.05	2.57	3.71	3.14	1.13
1.06	3.03	3.66	3.35	0.62
1.07	2.83	3.31	3.07	0.47
1.08	2.69	3.59	3.14	0.91
2.01	1.05	1.15	1.10	0.10
2.02	1.54	0.70	1.12	-0.85
2.03	1.25	1.13	1.19	-0.12
2.04	1.41	1.01	1.21	-0.40
2.05	1.31	1.07	1.19	-0.23
2.06	1.43	0.90	1.17	-0.52
2.07	1.26	1.12	1.19	-0.14
2.08	1.59	0.83	1.21	-0.77
2.09	1.42	1.09	1.26	-0.32
2.10	1.91	0.60	1.26	-1.31
2.11	1.73	0.65	1.19	-1.08
3.01	0.16	-0.12	0.02	-0.28
3.02	0.30	0.22	0.26	-0.08
3.03	0.07	0.19	0.13	0.12
3.04	-0.16	-0.11	-0.13	0.05
3.05	-	-	-	-
3.06	-0.13	0.43	0.15	0.56
3.07	0.14	0.04	0.09	-0.10
3.08	-0.05	-0.04	-0.04	0.02
3.09	-0.16	0.20	0.02	0.36
3.10	0.30	-0.34	-0.02	-0.64
3.11	0.02	-0.11	-0.04	-0.13
3.12	0.38	-0.29	0.04	-0.67
3.13	-0.23	0.19	-0.02	0.43
3.14	0.32	-0.10	0.11	-0.43
3.15	0.26	-0.17	0.04	-0.43

Tabelle 6 Rechnerischer Einfluß eines Aufmeßfehlers

Proben Nr.	Ein Aufmeßfehler von 0.1 mm im Aufmaß a <sub>2</sub> bewirkt an den Orten der DMS folgende Veränderungen der			
	Biegung		Gesamtbeanspruchung	
	$\frac{\epsilon_{b1a1} - 1}{\epsilon_{b1}} \cdot 100$	$\frac{\epsilon_{b2a1} - 1}{\epsilon_{b2}} \cdot 100$	$\frac{\epsilon_{ax0} + \epsilon_{b1a1} - 1}{\epsilon_{ax0} + \epsilon_{b1}} \cdot 100$	$\frac{\epsilon_{ax0} + \epsilon_{b2a1} - 1}{\epsilon_{ax0} + \epsilon_{b2}} \cdot 100$
	%	%	%	%
1.01	2.2	2.2	0.4	-0.7
1.02	-	-	-	-
1.03	-	-	-	-
1.04	2.1	2.1	0.4	-0.6
1.05	1.9	1.9	0.4	-0.6
1.06	2.1	2.1	0.4	-0.5
1.07	2.4	2.4	0.4	-0.6
1.08	2.0	2.0	0.4	-0.6
1.18	-	-	0.6	-
2.01	-13.9	-13.9	-0.7	0.8
2.02	- 6.0	- 6.0	-0.7	0.9
2.03	8.6	8.6	0.5	-0.5
2.04	- 7.8	- 7.8	-0.8	0.9
2.05	- 9.0	- 9.0	-0.7	0.8
2.06	- 7.3	- 7.4	-0.7	1.0
2.07	- 9.7	- 9.8	-0.7	0.9
2.08	- 5.8	- 5.8	-0.6	0.7
2.09	- 7.9	- 8.1	-0.6	0.9
2.10	- 4.4	- 4.4	-0.6	0.9
2.11	- 5.1	- 5.1	-0.7	0.9
3.01	-37.6	-37.6	-0.9	1.0
3.02	-36.0	-36.0	-0.9	0.9
3.03	*	*	-0.9	0.9
3.04	69.1	67.7	-1.0	0.8
3.05	-	-	-	-
3.06	24.0	25.0	-0.9	0.9
3.07	-62.1	-62.1	-0.9	0.9
3.08	203.0	203.0	-0.8	0.8
3.09	31.3	31.3	-0.9	0.8
3.10	-10.4	-10.4	0.6	-0.5
3.11	*	*	-0.8	0.8
3.12	-10.7	-12.7	0.6	-0.8
3.13	23.4	23.4	-0.8	0.8
3.14	-22.0	-22.0	0.7	-0.6
3.15	-23.5	-22.4	-0.8	1.0

\* : Nicht definiert, da Vorzeichenwechsel der Beanspruchung

Verfahren	Unterpulverschweißen <sup>1)</sup>	Elektroschlackeschweißen	Elektrogasschweißen						
Fugenvorbereitung (Brennschneiden)									
Schweißstromquelle	Gleichrichter	Transformator	Gleichrichter						
Schweißzusatz	Drahtelektrode S 2, 4 mm Durchmesser	Drahtelektrode S 2, 3 mm Durchmesser	Falzdrahtelektrode, 2 mm Durchmesser						
Schweißpulver bzw. Schutzgas	9 by 595 DIN 8557	japanisches Pulver	Kohlendioxid, 25 l/min						
Raupe bzw. Lage	Schweißparameter								
	Arbeitsspannung V	Schweißstrom A	Schweißgeschwindigkeit cm/min	Arbeitsspannung V	Schweißstrom A	Schweißgeschwindigkeit cm/min	Arbeitsspannung V	Schweißstrom A	Schweißgeschwindigkeit cm/min
1	22...24	425	32,2	34...36	350...360	2	29...31	510...535	4,6
2	27...28	575	31,1	—	—	—	—	—	—
3	28...28,5	710	34,6	—	—	—	—	—	—
4	31	730	34,6	—	—	—	—	—	—
5	30	730	32,1	—	—	—	—	—	—
6	34...35	720	32,5	—	—	—	—	—	—

<sup>1)</sup> Wurzel (zwei Lagen) lichtbogenhandgeschweißt (erste Lage: Stabelektrode Ti VIII s/234/25, 4 mm Kernstabdurchmesser, 175 A, 28 V; zweite Lage: Stabelektrode Kb IX s, 5 mm Kernstabdurchmesser, 210 A, 26 V).

Tafel 1 Schweißtechnische Daten

Probe	mechanisch-technologische Güterwerte			
	0,2-Grenze $\sigma_{0,2}$ N/mm <sup>2</sup>	Zugfestigkeit $\sigma_B$ N/mm <sup>2</sup>	Streckgrenzenverhältnis $\sigma_{0,2}/\sigma_B$	Bruchlage
Grundwerkstoff (Oberfläche unbearbeitet)	308	452	0,681	—
Elektroschlackeschweißverbindung (Nahtüberhöhung abgearbeitet)	282	467	0,605	Grundwerkstoff
Elektrogasschweißverbindung (Nahtüberhöhung abgearbeitet)	358	463	0,773	Grundwerkstoff
Unterpulverschweißverbindung (Nahtüberhöhung abgearbeitet)	369	475	0,777	Grundwerkstoff

Tafel 2 Werkstoffkennwerte

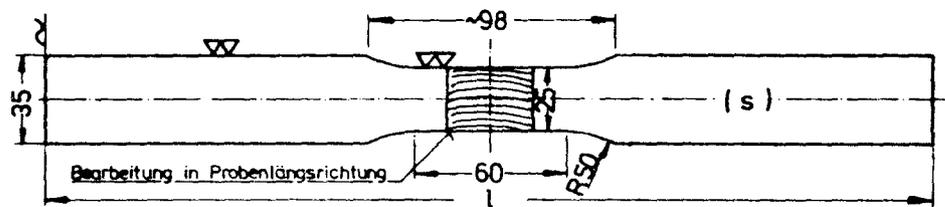


Abb. 1 Probengeometrie

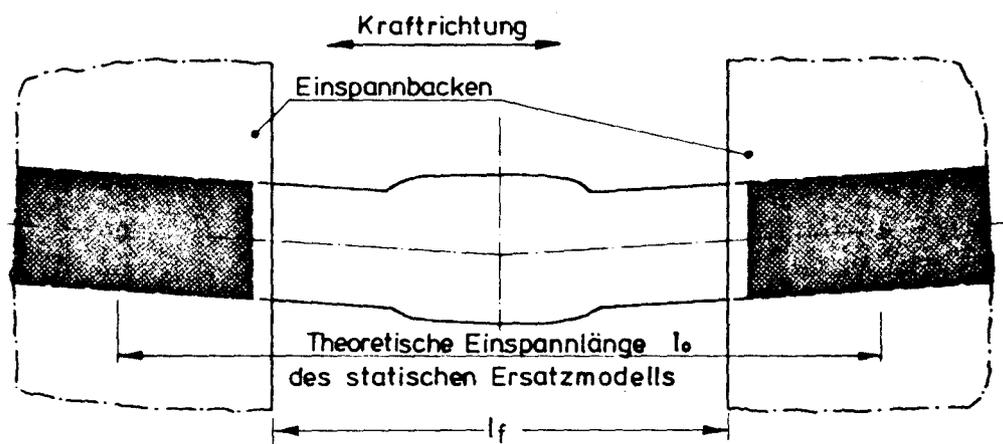


Abb. 2 Einspannung der Proben

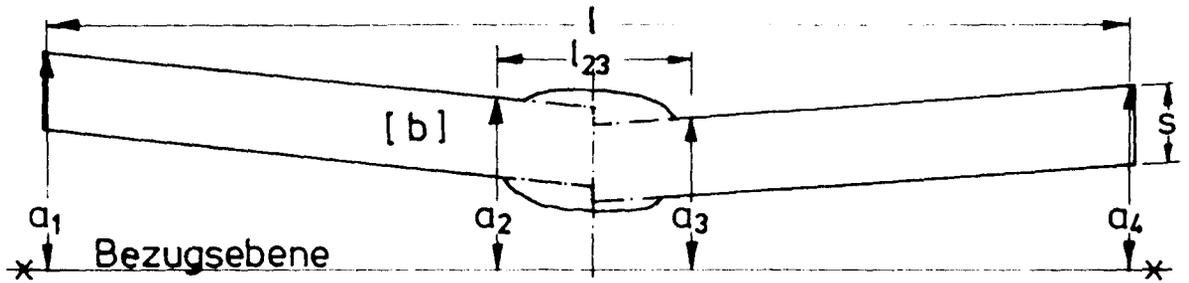


Abb. 3 Probenaufmessungen

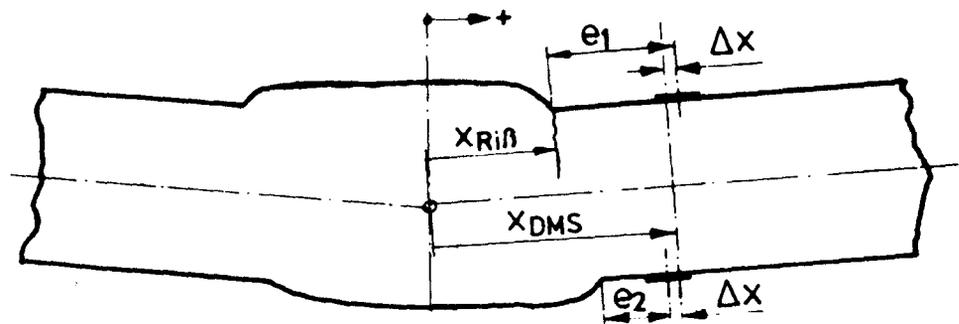
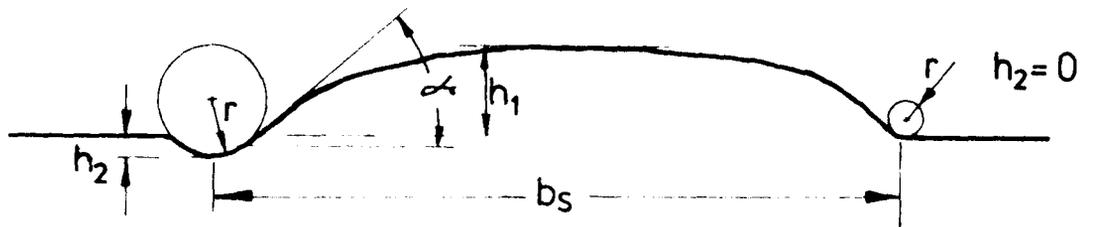


Abb. 4 Anordnung der Dehnungsmeßstreifen



- $b_s$  : Breite des Schweißnahtprofils
- $h_1$  : Überhöhung
- $h_2$  : Einbrandtiefe
- $r$  : Radius der Einbrandkerbe  
bzw. des Nahtübergangs
- $\alpha$  : Flankenwinkel

Abb. 5 Schweißnahtgeometrie

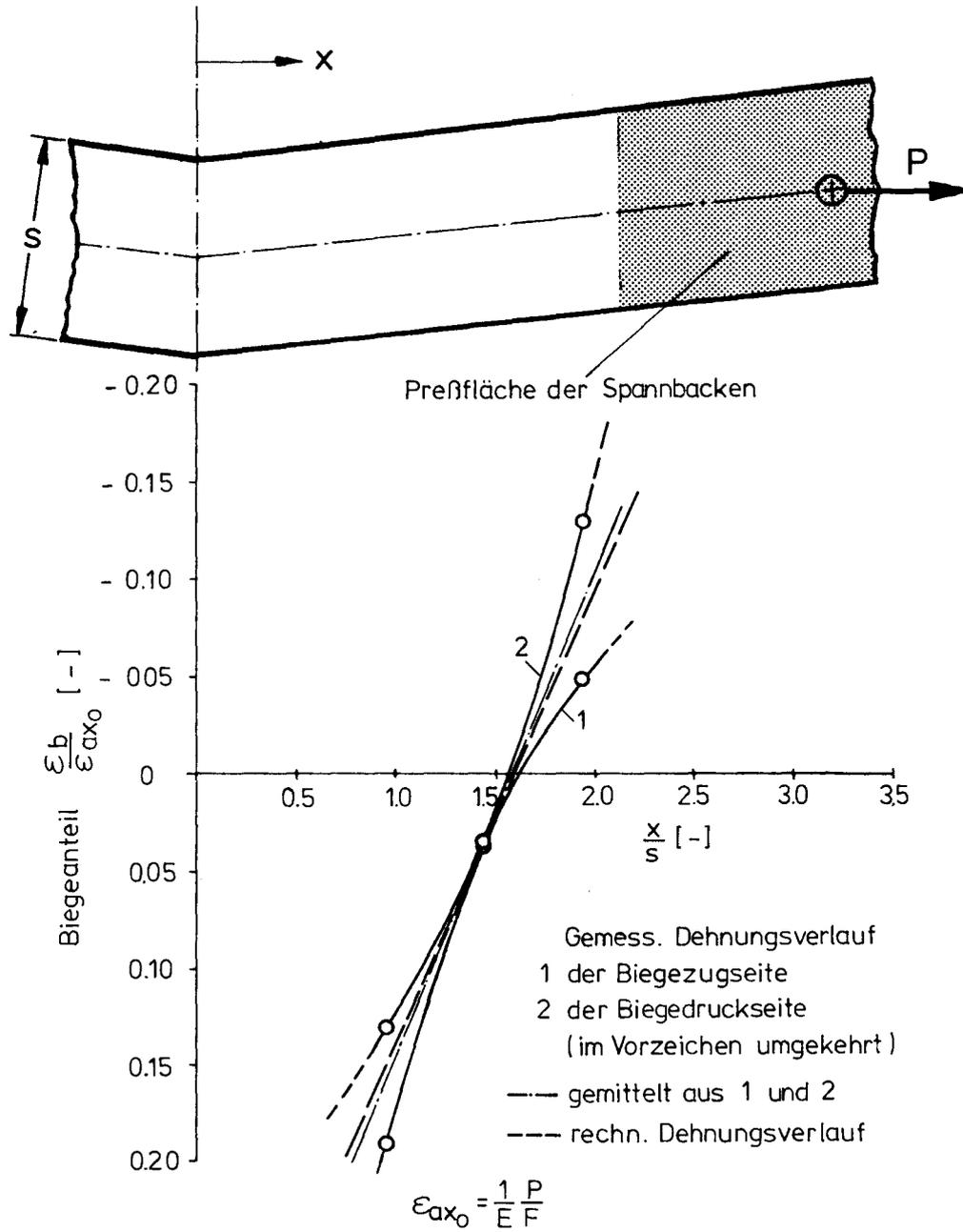


Abb. 6

Ermittlung der theoretischen Einspannlänge aus gemessenem Dehnungsverlauf

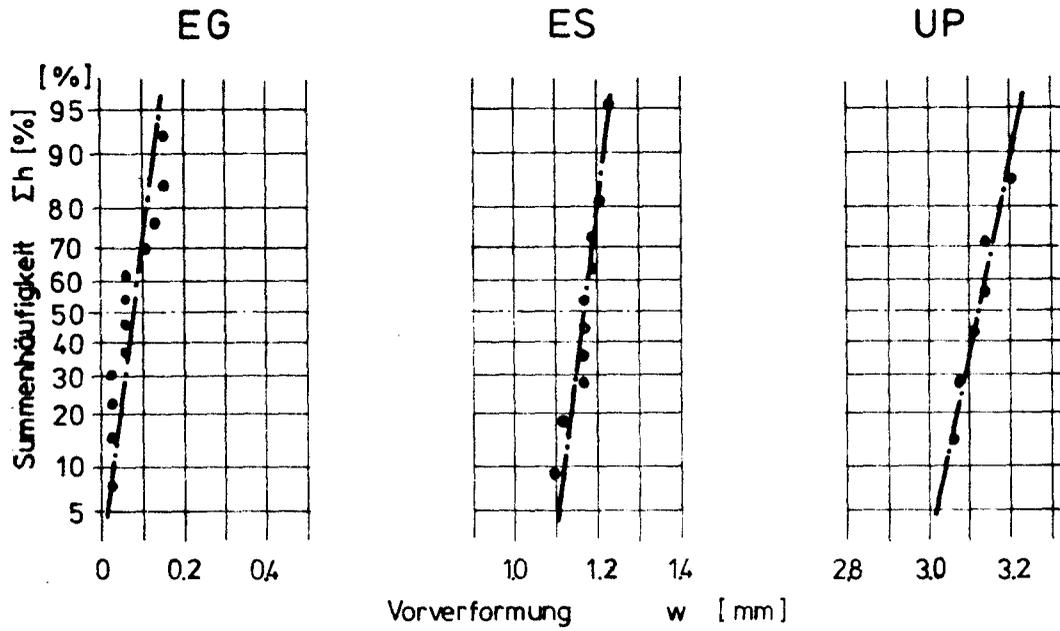


Abb. 7a Statistische Auswertung der Vorverformung w

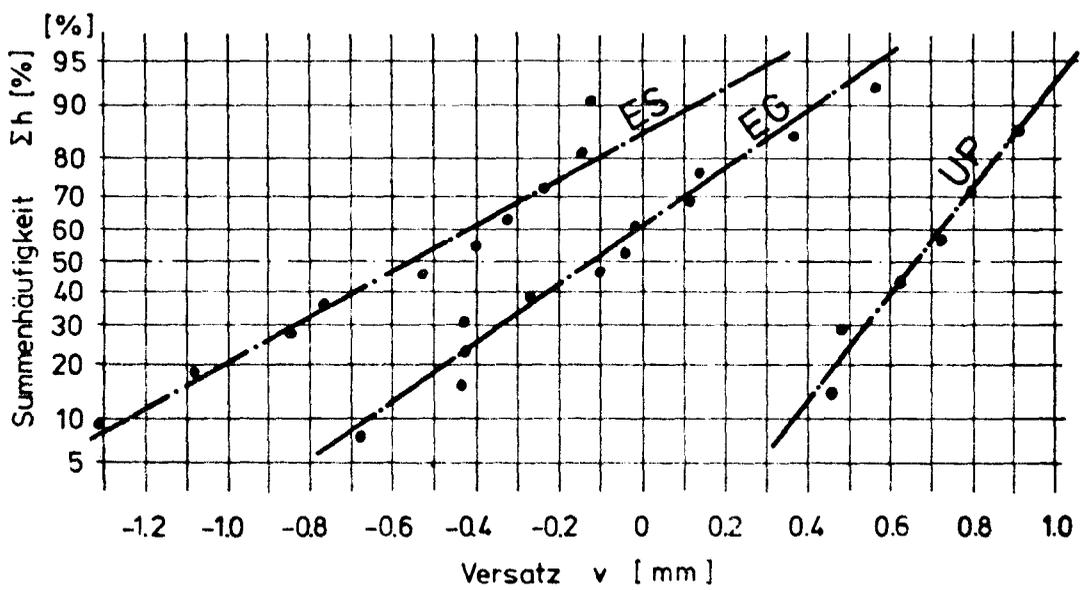


Abb. 7b Statistische Auswertung des Kantenversatzes v

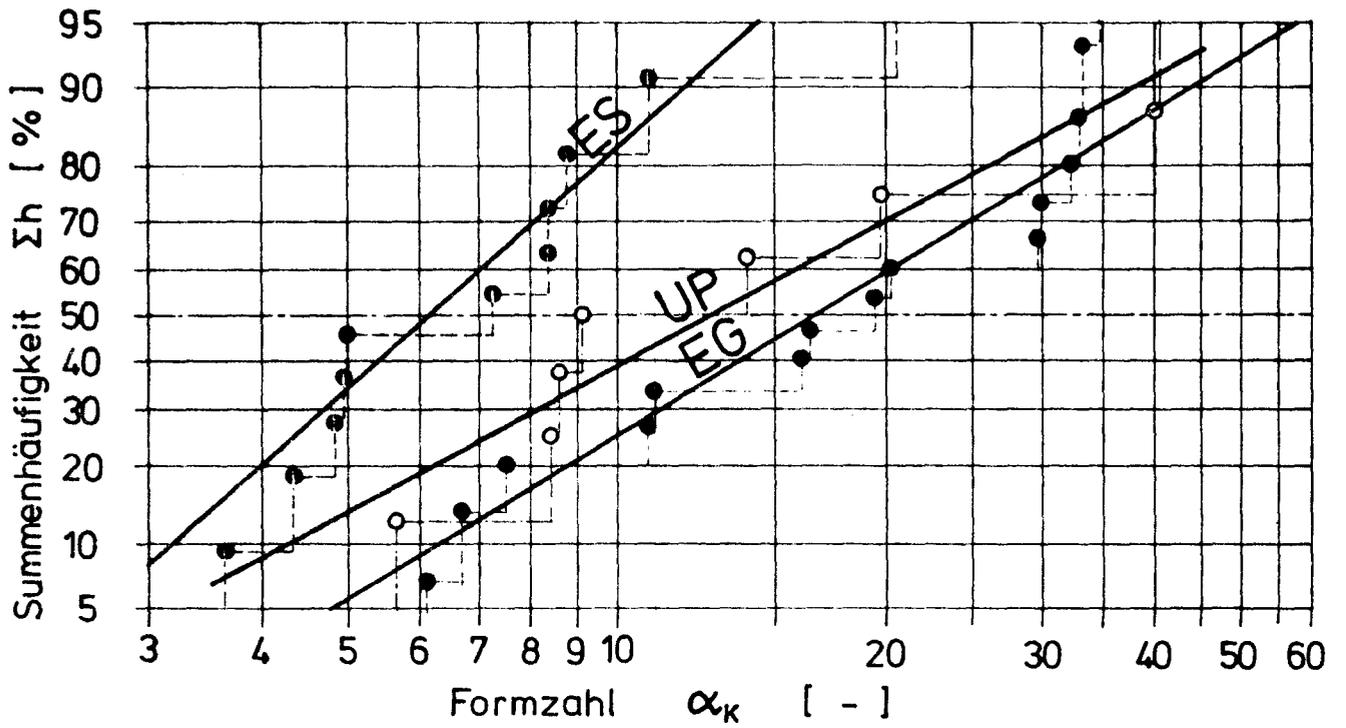


Abb. 8 Formzahl  $\alpha_K$  berechnet nach NISHIDA /3/

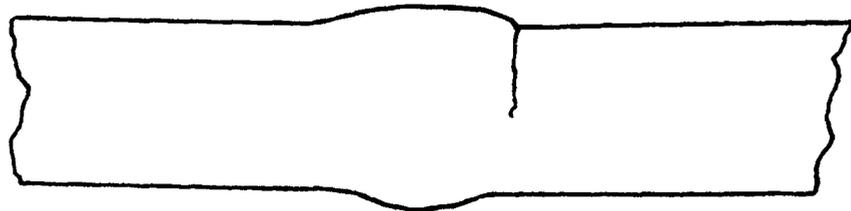


Abb. 9 Querschnitt einer typischen Probe der EG-Serie  
(Anriss am geometrisch ungünstigsten Nahtübergang)

1 - Gerade aus Mittelwert und Streuung nach / 4 /

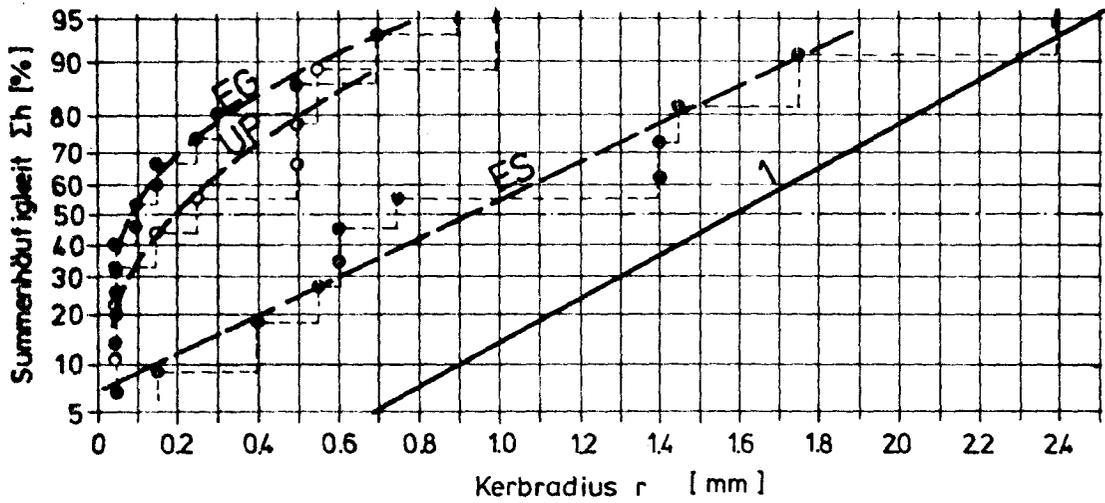


Abb. 10a Radius des Nahtüberganges bzw. der Einbrandkerbe ausgewertet im Normalverteilungsnetz

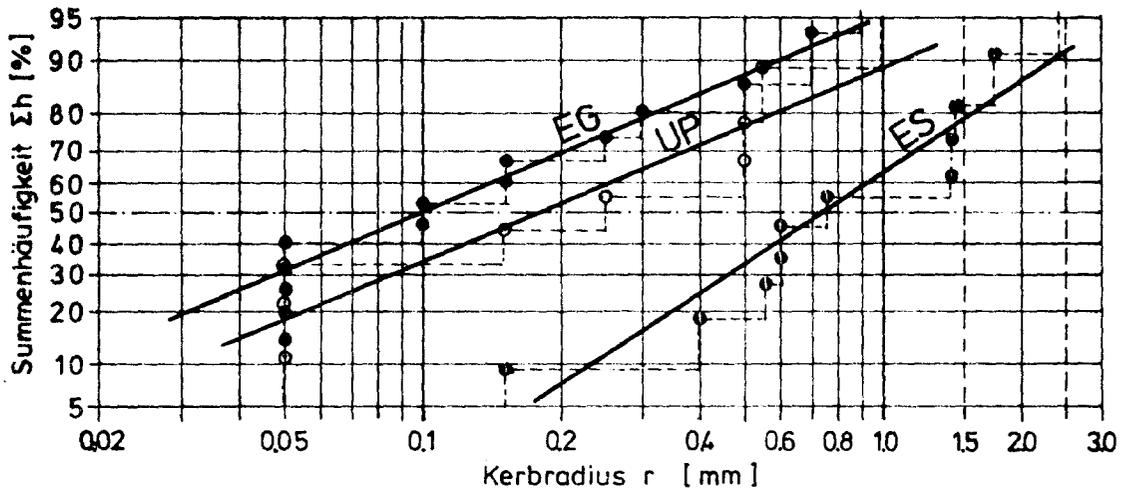


Abb. 10b Radius des Nahtüberganges logarithmisch aufgetragen

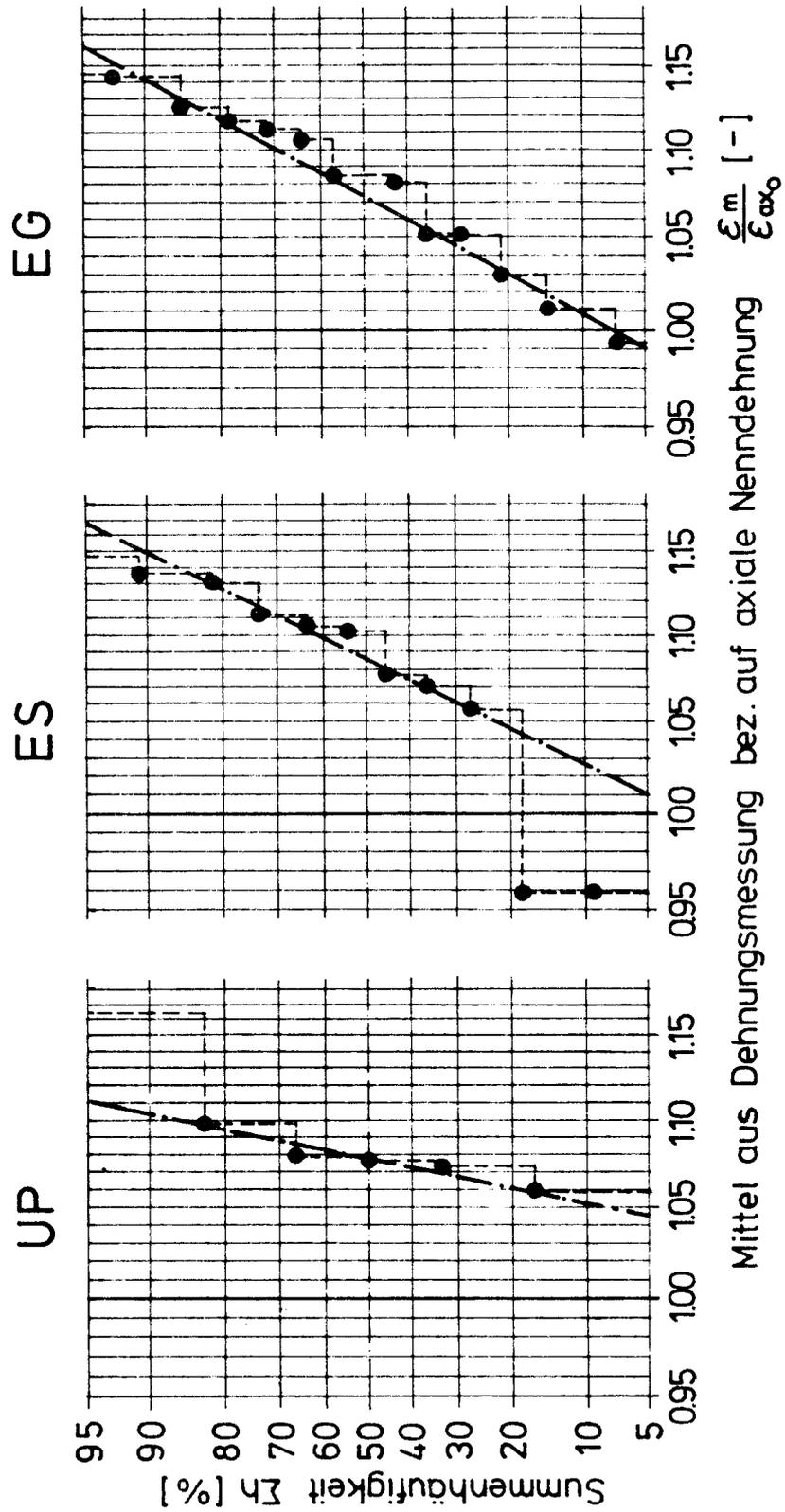


Abb. 11 Verhältnis des Mittelwertes der gemessenen Dehnungen zur Nenndehnung logarithmisch im Normalverteilungsnetz ausgewertet.

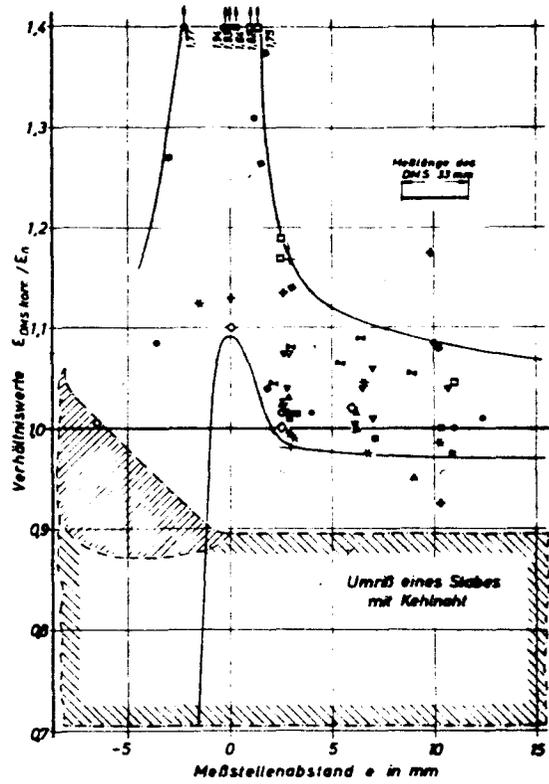


Abb. 12 Gemessene Dehnungserhöhung vor der Naht (entnommen aus / 2 /)

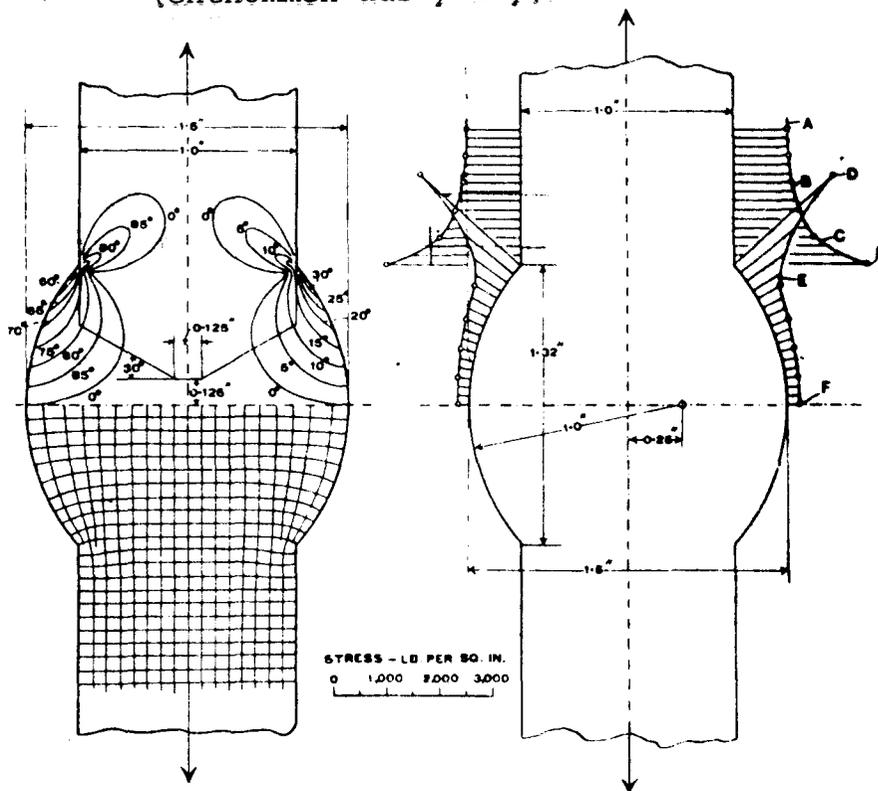


Abb. 13 Spannungsoptische Untersuchung eines Stumpfnahmodells (entnommen aus / 6 /)

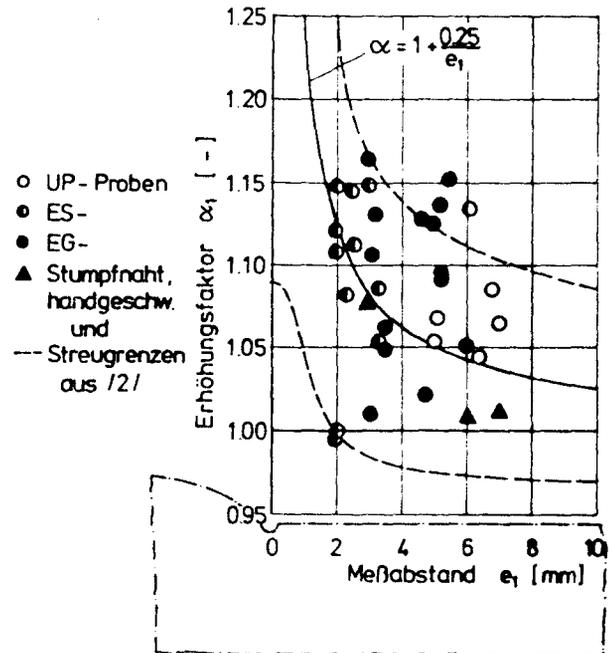


Abb. 14 Dehnungserhöhung am Meßort vor dem Anriß

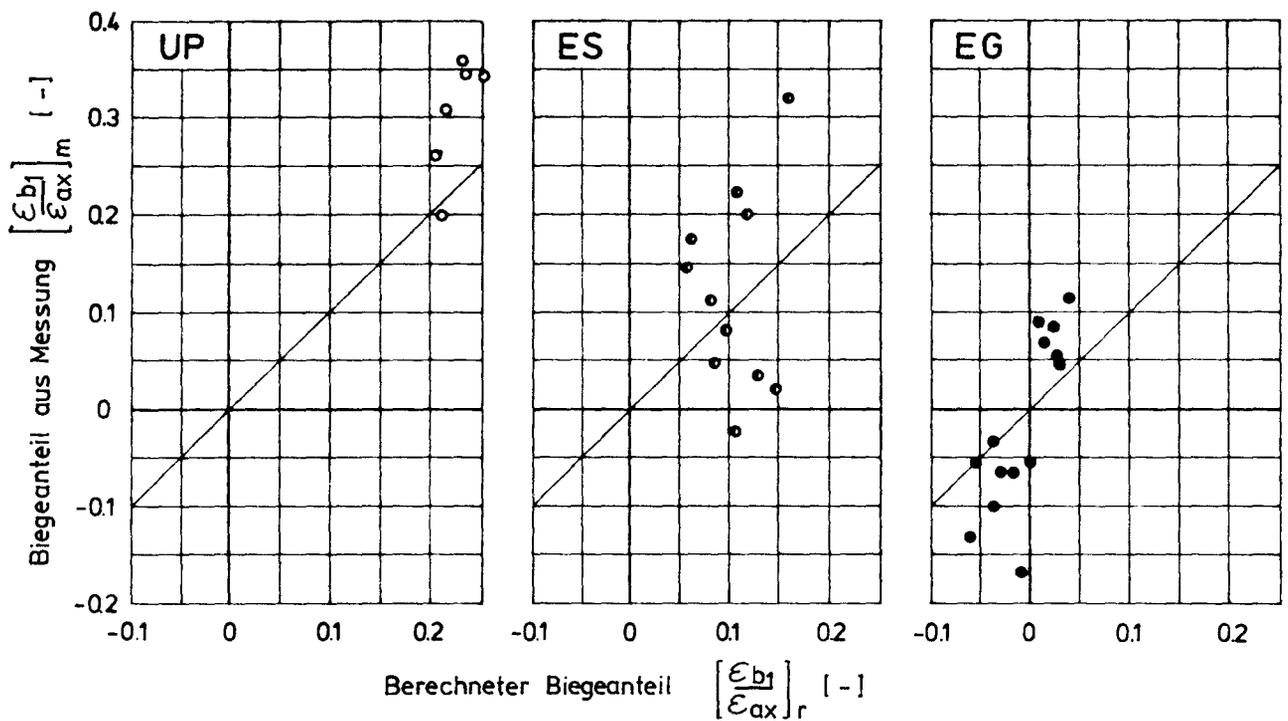


Abb. 15 Gegenüberstellung der Biegeanteile aus Messung und Rechnung

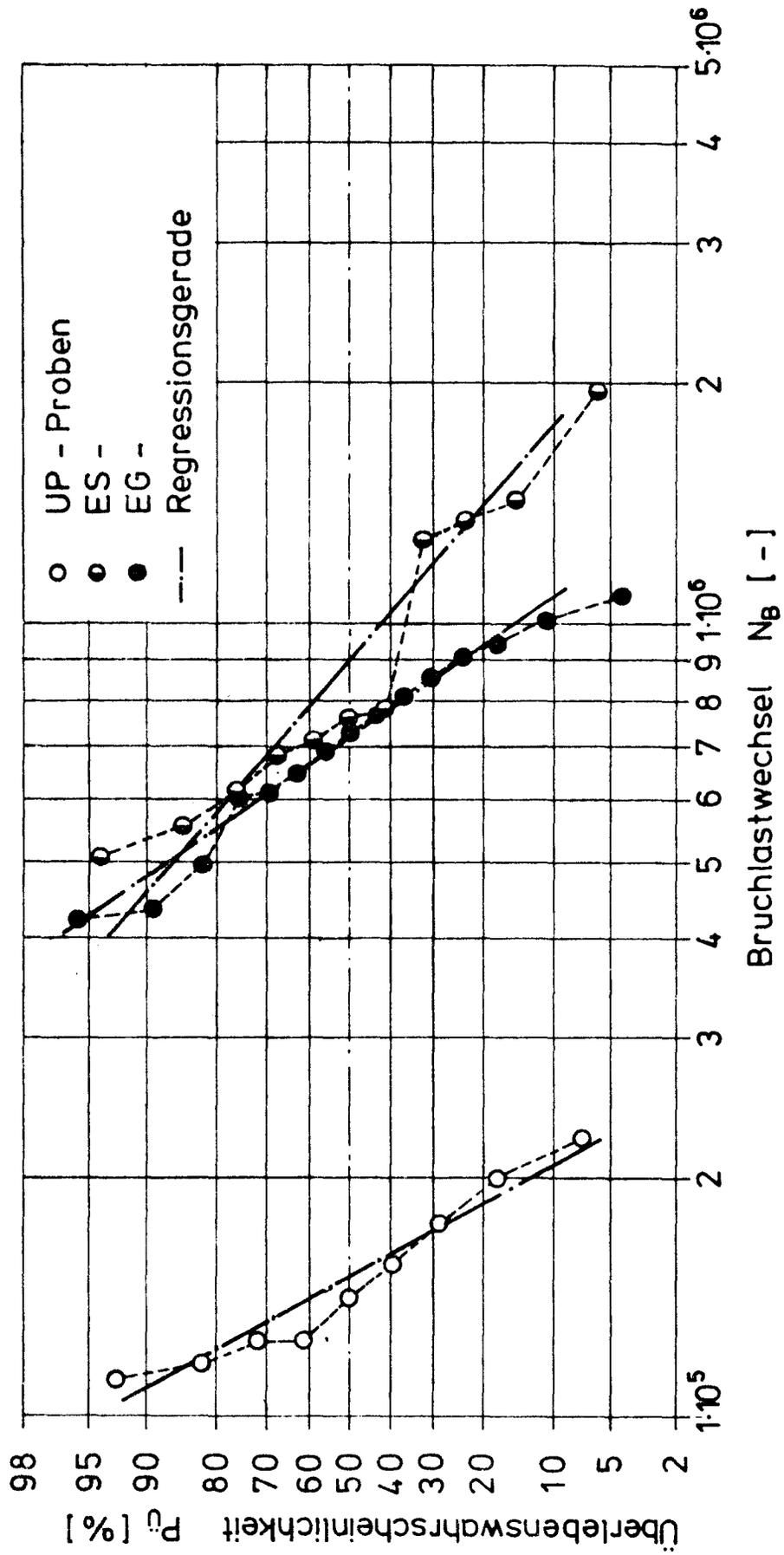


Abb. 16 Statistische Auswertung der Bruchlastwechsel im Wahrscheinlichkeitsnetz  
mit  $P_u = \frac{3i-1}{3n+1}$

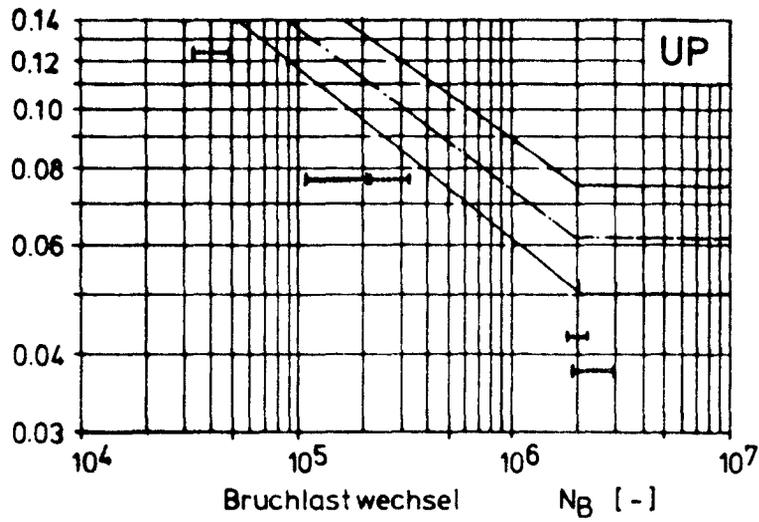


Abb. 17a

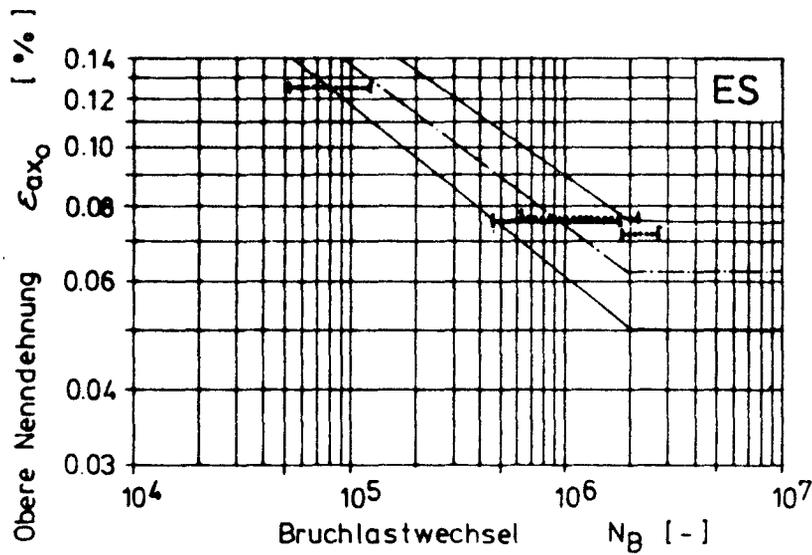


Abb. 17b

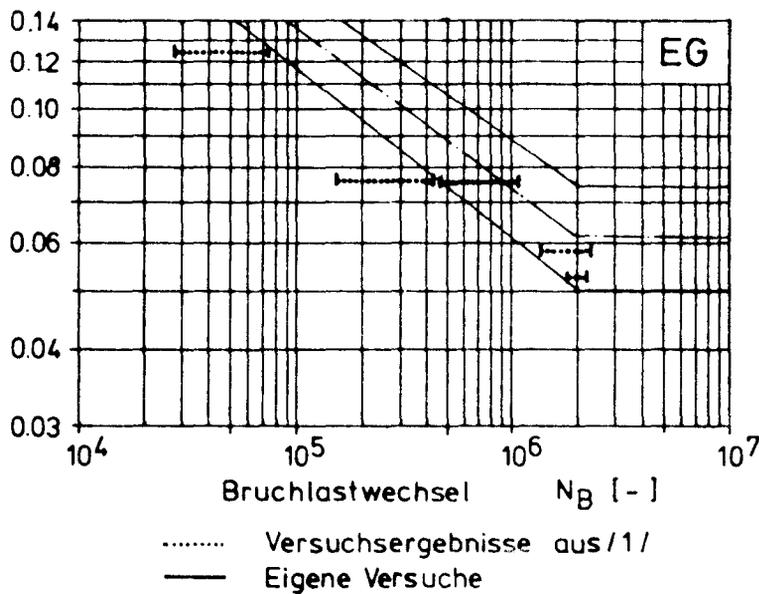


Abb. 17c

Vergleich der Versuchsergebnisse aus / 1 / und der eigenen mit dem einheitlichen Streuband nach / 6 /

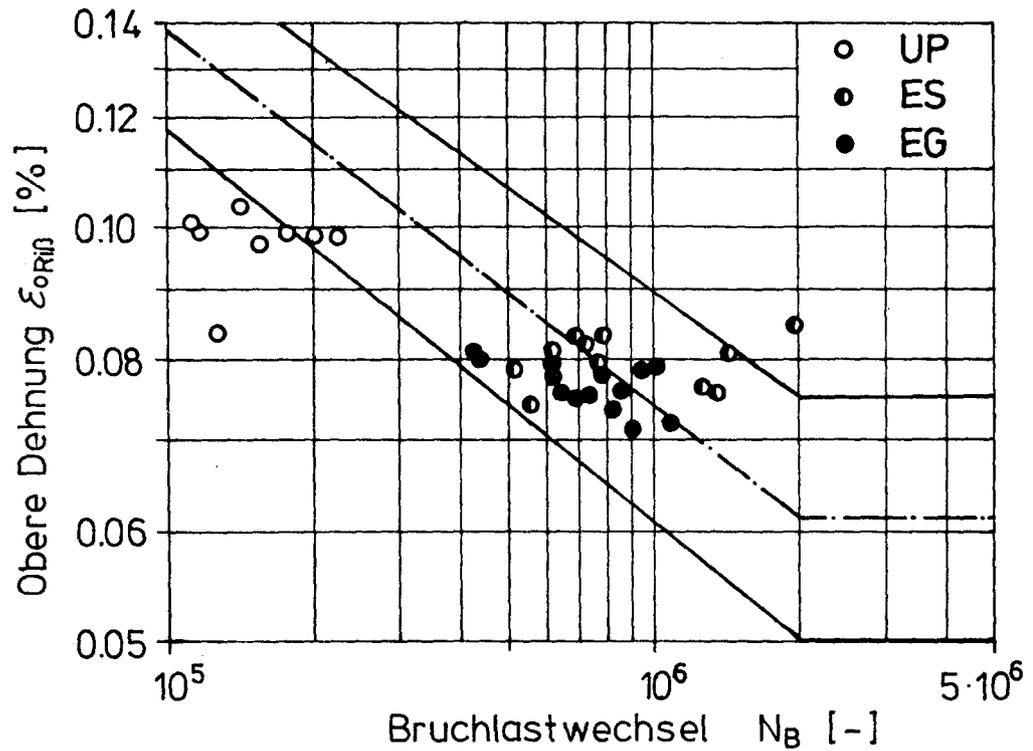


Abb. 18

Ertragbare Nenndehnung am Ort des Anrisses mit Berücksichtigung der Vorverformungen berechnet nach Theorie 1. Ordnung (Ersatzmodell Anhang Ib)

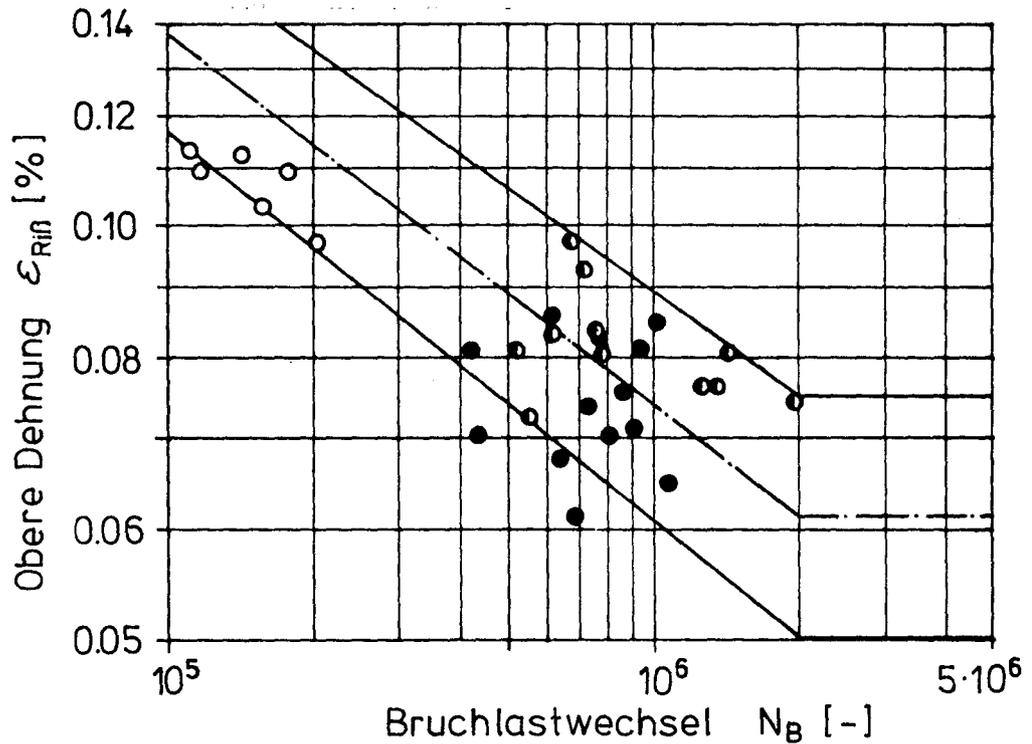


Abb. 19

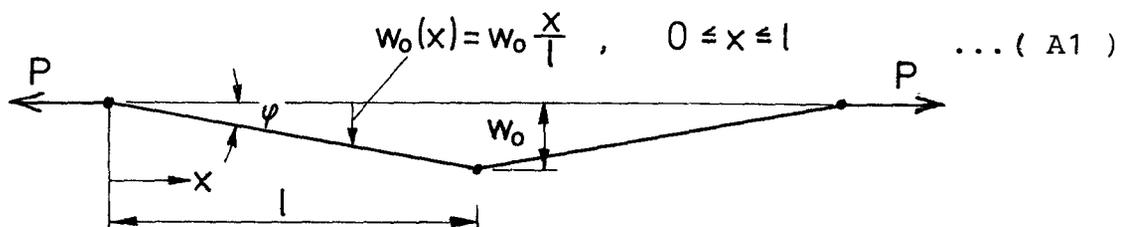
Ertragbare Dehnung für den Ort des Anrisses ermittelt aus den Ergebnissen der Dehnungsmessung

A N H A N G I a

Berechnung der vorverformten Proben nach Theorie 2. Ordnung.

Es wird angenommen, daß die Probenschenkel ideal gerade sind. Die Vorverformung läßt sich durch die folgende Gleichung beschreiben:

Ersatzmodell



Die allgemeine Herleitung aus den Gleichgewichtsbetrachtungen an einem Balkenelement ergibt die folgende inhomogene Differentialgleichung:

$$w''(x) - \alpha^2 w''(x) = \alpha^2 \left[ \frac{q(x)}{P} + w_0''(x) \right] \quad \dots ( A2 )$$

mit  $\alpha^2 = \frac{P}{EJ}$ .

Da in diesem Fall die 2. Ableitung der Vorverformung

$w_0''(x) = 0$  ist und auf das System keine äußere Streckenlast aufgebracht wird ( $q(x) = 0$ ), liegt hier der Sonderfall einer homogenen DGL vor:

$$w''(x) - \alpha^2 w''(x) = 0$$

Die allgemeine Lösung der DGL lautet:

$$w(x) = A \sinh \alpha x + B \cosh \alpha x + C \alpha x + D \quad \dots (A3)$$

Die Randbedingungen für das vorliegende Ersatzmodell unter Ausnutzung der Symmetrie lauten:

1.  $w(0) = 0$ ,
2.  $w'(0) = 0$ ,
3.  $w'(l) = 0$ ,
4.  $w''(l) = -\frac{Q(l)}{EJ}$

mit  $Q(l) = -P \frac{w_0 + w(l)}{l}$ .

Daraus ergeben sich die Koeffizienten zu:

$$D = \frac{w_0}{2} \frac{1}{\frac{\theta \sinh \theta}{\cosh \theta - 1} - 1}$$

$$C = -\frac{\sinh \theta}{\cosh \theta - 1} D$$

$$B = -D \quad \text{und}$$

$$A = -C \quad \text{mit} \quad \theta = \alpha l = \sqrt{\frac{P}{EJ}} l.$$

Durch Einsetzen dieser Koeffizienten in Gl. (A3) läßt sich die Biegelinie durch die Gleichung

$$w(x) = \frac{1}{2} w_0 \frac{\sinh \theta (\sinh \alpha x - \alpha x) - (\cosh \theta - 1)(\cosh \alpha x - 1)}{\theta \sinh \theta - (\cosh \theta - 1)}$$

darstellen.

Hieraus die Verformung und das Biegemoment

$$w(l) = \frac{1}{2} w_0 (\eta - 1)$$

$$M(l) = -\frac{1}{2} P w_0 \eta$$

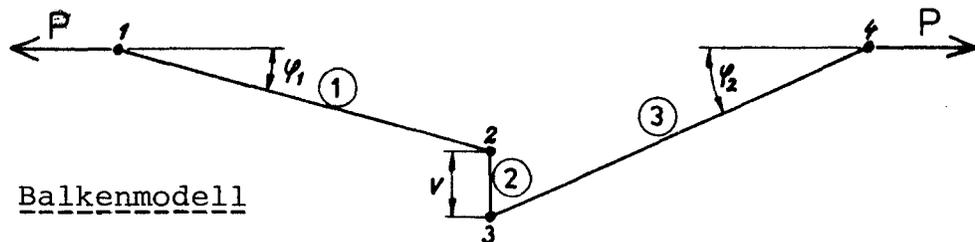
$$\text{mit} \quad \eta = \frac{1}{\frac{\theta \sinh \theta}{\cosh \theta - 1} - 1}$$

wobei  $-\frac{1}{2} P w_0$  das Moment nach Theorie 1. Ordnung ist.

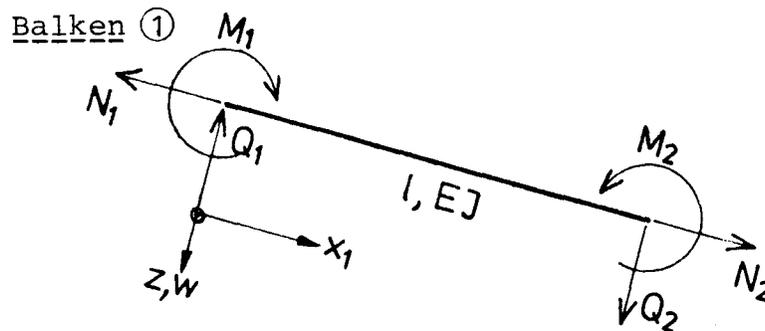
Angewandt auf die Probenabmessungen und die Einspannverhältnisse im Versuch ergibt sich für die maximale Oberlast eine elastische Reduzierung der Vorverformung um 0.7%. Die daraus resultierende Verminderung des Moments beträgt 1.4%.

AN H A N G I b

Berechnung der vorverformten Proben nach Theorie 1. Ordnung mit Berücksichtigung des Kantenversatzes.



Es werden zunächst die einzelnen Balken betrachtet.



Gleichgewichtsbedingungen:

$$\sum Q = 0 = Q_2 - Q_1$$

$$\sum M = 0 = M_2 - M_1 - Q_1 l$$

daraus ergibt sich

$$Q_1 = Q_2 = \frac{1}{l} (M_2 - M_1) \quad \dots (A4)$$

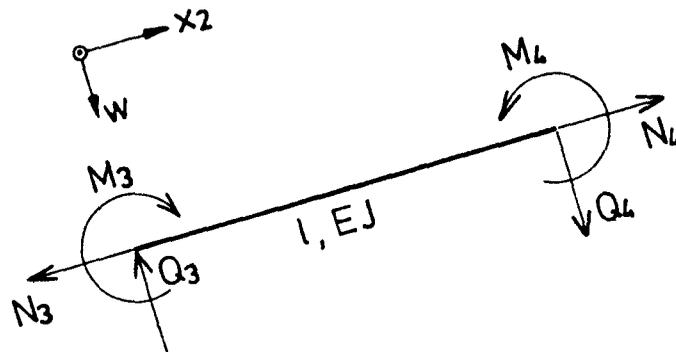
$$M_{(x_1)} = M_1 + Q_1 x_1 = M_1 + \frac{x_1}{l} (M_2 - M_1) \quad \dots (A5)$$

Absenkung und Verdrehung am Knoten 2:

$$w_{(x_1=l)} = \frac{Q_2 l^3}{3EJ} - \frac{M_2 l^2}{2EJ} = -\frac{l^2}{6EJ} (2M_1 + M_2) \quad \dots (A6)$$

$$w'_{(x_1=l)} = -\frac{Q_2 l^2}{2EJ} + \frac{M_2 l}{EJ} = \frac{l}{2EJ} (M_1 + M_2) \quad \dots (A7)$$

Balken ③



Gleichgewichtsbedingungen:

$$\begin{aligned} \sum Q &= 0 = Q_4 - Q_3 \\ \sum_j M &= 0 = M_3 - M_4 + Q_4 l \end{aligned}$$

es ergibt sich wiederum

$$Q_3 = Q_4 = \frac{1}{l} (M_4 - M_3) = P \sin \varphi_2 \quad \dots (A8)$$

$$M_{(x_2)} = M_3 + \frac{x_2}{l} (M_4 - M_3) \quad \dots (A9)$$

Absenkung und Verdrehung am Knoten 3:

$$w_{(x_2=0)} = -\frac{Q_3 l^3}{3EJ} - \frac{M_3 l^2}{2EJ} = -\frac{l^2}{6EJ} (M_3 + 2M_4) \quad \dots (A10)$$

$$w'_{(x_2=0)} = -\frac{Q_3 l^2}{2EJ} - \frac{M_3 l}{EJ} = -\frac{l}{2EJ} (M_3 + M_4) \quad \dots (A11)$$

Für die Berechnung der Biegemomentenverläufe von Balken ① und ③ müssen die vier Momente an den Knoten 1 - 4 bestimmt werden.

Die Verformungsbedingungen an den Knoten 2 und 3 lauten:

$$1. w_{(x_1=l)} = w_{(x_2=0)} ,$$

zusammen mit Gl. (A6) und (A10) ergibt sich

$$2M_1 + M_2 - M_3 - 2M_4 = 0 \quad \dots (A12)$$

$$2. w'_{(x_1=l)} = w'_{(x_2=0)} ,$$

zusammen mit Gl. (A7) und (A11) erhält man die Gleichung

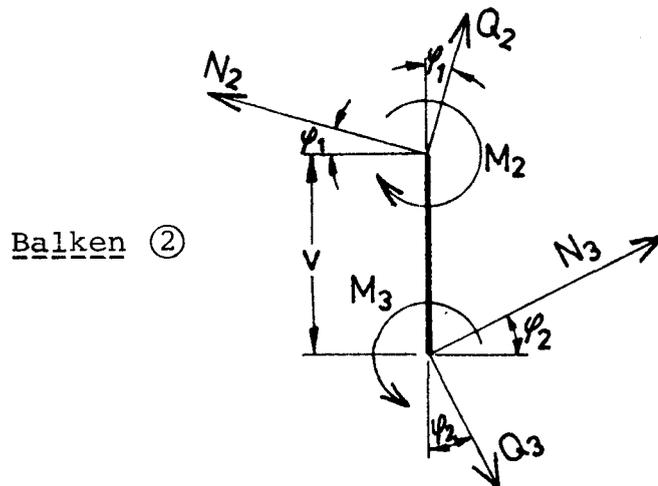
$$M_1 + M_2 + M_3 + M_4 = 0 \quad \dots (A13)$$

Kräfte am Balken 2:

Die Beziehungen zwischen Normal- und Querkraft und der äußeren Kraft  $P$  am Knoten 1 und 4 lauten:

$$N_1 \cos \varphi_1 - Q_1 \sin \varphi_1 = P$$

$$N_4 \cos \varphi_2 + Q_4 \sin \varphi_2 = P$$



Die Gleichgewichtsbedingungen für den Balken ② folgen aus

$$N_2 = N_1, \quad Q_2 = Q_1 \quad \text{und} \quad N_3 = N_4, \quad Q_3 = Q_4 \quad :$$

$$\Sigma H = N_2 \cos \varphi_1 - Q_2 \sin \varphi_1 - N_3 \cos \varphi_2 - Q_3 \sin \varphi_2 = 0 \quad \dots (A14)$$

$$N_2 \cos \varphi_1 - Q_2 \sin \varphi_1 = P \quad \dots (A15)$$

$$\Sigma V = N_2 \sin \varphi_1 + Q_2 \cos \varphi_1 + N_3 \sin \varphi_2 - Q_3 \cos \varphi_2 = 0 \quad \dots (A16)$$

$$\Sigma M = M_2 - M_3 - (N_2 \cos \varphi_1 - Q_2 \sin \varphi_1) v = M_2 - M_3 - P v \quad \dots (A17)$$

Der Versatz  $v$  läßt sich aus folgender Gleichung berechnen:

$$v = l (\sin \varphi_2 - \sin \varphi_1) \quad \dots (A18)$$

Aus (A17) und (A18) folgt:

$$M_2 - M_3 = P l (\sin \varphi_2 - \sin \varphi_1) \quad \dots (A19)$$

und aus (A14) - (A16), (A4) und (A8) ergibt sich:

$$(M_1 - M_2) \cos \varphi_1 - (M_3 - M_4) \cos \varphi_2 = P l (\sin \varphi_1 \cos \varphi_1 + \sin \varphi_2 \cos \varphi_2) \quad \dots (A20)$$

Die Biegemomente  $M_1 - M_4$  werden aus den Gl. ( A12 ), ( A13 ), ( A19 ) und ( A20 ) mit der Vereinfachung für kleine Winkel  $\cos \varphi_{1,2} \approx 1$  abgeleitet:

$$M_1 = \frac{1}{2} Pl \sin \varphi_1$$

$$M_2 = -\frac{1}{4} Pl (3 \sin \varphi_1 - \sin \varphi_2)$$

$$M_3 = \frac{1}{4} Pl (\sin \varphi_1 - 3 \sin \varphi_2)$$

$$M_4 = \frac{1}{2} Pl \sin \varphi_2$$

Die Hauptparameter der Vorverformung  $w$  und  $v$  lassen sich aus den jeweiligen Vorverformungen der Balken ① und ③ bei  $x_1 = l$  bzw.  $x_2 = 0$  bestimmen:

$$\text{Mittlere Vorverformung } w = \frac{w_2 + w_3}{2} = \frac{1}{2} (\sin \varphi_1 + \sin \varphi_2)$$

$$\text{Kantenversatz } v = w_3 - w_2 = l (\sin \varphi_2 - \sin \varphi_1)$$

Die obigen Momentengleichungen lassen sich damit in die Form bringen:

$$M_1 = \frac{1}{2} P (w - \frac{v}{2})$$

$$M_2 = -\frac{1}{2} P (w - v)$$

$$M_3 = -\frac{1}{2} P (w + v)$$

$$M_4 = \frac{1}{2} P (w + \frac{v}{2})$$

Das Moment an jeder beliebigen Stelle läßt sich für Balken ① aus:

$$M_{\textcircled{1}}(x) = -\frac{1}{2}P \left[ \left(1 + 2\frac{x}{l}\right)w - \left(1 + \frac{3}{2}\frac{x}{l}\right)v \right] \quad -l \leq x \leq 0$$

und für Balken ③ aus:

$$M_{\textcircled{3}}(x) = -\frac{1}{2}P \left[ \left(1 - 2\frac{x}{l}\right)w + \left(1 - \frac{3}{2}\frac{x}{l}\right)v \right] \quad 0 \leq x \leq l$$

wobei ein neuer Ursprung für  $x$  bei  $x_1 = l$  bzw.  $x_2 = 0$  gewählt wird.