

430 | Januar 1983

SCHRIFTENREIHE SCHIFFBAU

Prof. Dr.-Ing. H. Petershagen

Untersuchungen zum Einfluß schweißbedingter Fehler auf die Schwingfestigkeit von Schiffbauschweißverbindungen

TUHH

Technische Universität Hamburg-Harburg

Untersuchungen zum Einfluß schweißbedingter Fehler auf die Schwingfestigkeit von Schiffbauschweißverbindungen

H. Petershagen , Hamburg, Technische Universität Hamburg-Harburg, 1983

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

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

Institut für Schiffbau der Universität Hamburg

Untersuchungen zum Einfluß schweißbedingter Fehler
auf die Schwingfestigkeit von
Schiffbauschweißverbindungen

Prof. Dr.- Ing. H. Petershagen

IfS-Bericht Nr. 430

Hamburg, Januar 1983

Inhaltsverzeichnis

	<u>Seite</u>
1. Einleitung	2
2. Aufgabenstellung	3
3. Experimentelle Untersuchungen	4
3.1. Probenherstellung	4
3.2. Versuchsdurchführung	5
3.3. Versuchsauswertung	6
3.4. Versuchsergebnisse	6
4. Bruchmechanische Berechnungen	10
4.1. Berechnungsgrundlagen	10
4.2. Berechnungsergebnisse	10
5. Eigenspannungszustand	14
6. Folgerungen	16
Schrifttum	17
Tabellen 1 - 5	19 - 23
Bilder 1 - 11	24 - 32

1. Einleitung

In der Praxis der Fertigung auf den Werften tritt immer wieder der Fall ein, daß bei der zerstörungsfreien Prüfung von Schweißnähten Ungängen der Naht festgestellt werden. Hierbei handelt es sich um Poren, Schlackeneinschlüsse, Bindefehler oder Risse. Ihre Beseitigung ist besonders bei großen Blechdicken außerordentlich aufwendig. Andererseits können diese Fertigungsungängen vielfach unter Berücksichtigung der auf die Konstruktion im Schiffsbetrieb wirkenden Beanspruchungen belassen werden. Dies gilt vor allem bei statisch beanspruchten Bauteilen. Hier bewirkt die innere Ungänge der Naht eine Abminderung der Tragfähigkeit, die durch das Verhältnis der Fehlerfläche zum Gesamtquerschnitt der Naht abgeschätzt werden kann. Auf die Tragfähigkeit bei Schwingbeanspruchungen, wie sie durch Einwirkung des Seegangs oder durch antriebserregte Vibrationen auftreten können, haben Ungängen in der Schweißnaht einen wesentlich stärkeren Einfluß.

Eine Arbeitsgruppe im Verband der Deutschen Schiffbauindustrie hat einen Fertigungsstandard / 1 / erarbeitet. Hierin sind Grenzen für zulässige Abweichungen der Stahlkonstruktion von den theoretischen Abmessungen festgelegt, die mit Rücksicht auf Funktion, Festigkeit und Qualität in einzelnen Fällen noch zugelassen werden können. Es wird betont, daß die Abweichungen in der Regel geringer sein werden.

In diesem Fertigungsstandard sind auch Richtlinien für zulässige Ungängen in Schweißnähten enthalten (vgl. / 1 / S. 9 Ziffer 3.2.5). Als Beurteilungsmaßstab wird der Röntgenkatalog des IIW (International Institute of Welding), allerdings nicht in der neuesten Form, benutzt.

Die Arbeitsgruppe A6 "Schweißen im Schiffbau und in der Meerestechnik" des Deutschen Verbandes für Schweißtechnik (DVS)

hat die Frage des Einflusses der in / 1 / festgelegten Fertigungstoleranzen und -ungängen auf die Festigkeit aufgegriffen und Bewertungsvorschläge gemacht. Dabei zeigte sich an verschiedenen Stellen die Notwendigkeit einer besseren Absicherung.

Dies trifft auch für innere Ungängen in Stumpfnähten zu. Hier wurden von der Arbeitsgruppe die Bewertungsgruppen nach / 2 / zur Beurteilung herangezogen, zugleich jedoch zusätzliche Untersuchungen angeregt. Dieser Anregung folgend wurde vom Institut für Werkstofftechnik (IfW) der Hochschule der Bundeswehr Hamburg und vom Institut für Schiffbau (IfS) der Universität Hamburg ein Gemeinschaftsvorhaben durchgeführt. Finanziell wurde das Vorhaben von der Behörde für Wirtschaft, Verkehr und Landwirtschaft der Freien und Hansestadt Hamburg unterstützt, der an dieser Stelle für diese Unterstützung gedankt wird.

Dieser Bericht beschreibt den im IfS durchgeführten Teil der Untersuchungen.

2. Aufgabenstellung

Der einleitend dargestellten Problematik entsprechend war der Einfluß innerer Ungängen auf die Schwingfestigkeit stumpfgeschweißter Schiffbaustähle zu untersuchen. Während im Institut für Werkstofftechnik (IfW) eine größere Anzahl werftgeschweißter, innere Ungängen enthaltender Nähte untersucht wurde, umfaßten die Untersuchungen im IfS mehrere Serien laborgeschweißter Proben.

Dabei wurde insbesondere der Frage nachgegangen, in wie weit die im Versuch bestimmte Lebensdauer mit Hilfe bruchmechanischer Ansätze auch rechnerisch erfaßt werden kann.

Derartige Ansätze sind in der letzten Zeit in mehreren Merkblättern und Richtlinien / 3 /, / 4 / angegeben worden.

Eine rechnerische Überprüfung der Lebensdauer kann in konkreten Fällen, z.B. bei der Beurteilung von inneren Fehlern in Stumpfnähten an dickwandigen Offshore-Konstruktionen, von besonderem sicherheitstechnischem und wirtschaftlichem Interesse sein.

3. Experimentelle Untersuchungen

3.1 Probenherstellung

Die Untersuchungen wurden an stumpfgeschweißten Flachproben aus 19 mm dickem Schiffbaustahl Gütegrad A durchgeführt. Dazu wurden zunächst Bleche mit den Abmessungen 400 mm x 240 mm verschweißt. Diese Arbeiten wurden im LfW durchgeführt.

Maßgeblich für die Wahl von Fugenform und Schweißverfahren war die Forderung, einen möglichst gut reproduzierbaren inneren Fehler zu erzeugen.

Dazu wurde eine Fugenform nach Bild 1 verwendet, die durch mechanisches Bearbeiten erzeugt wurde.

Die Bleche wurden zunächst nach dem Unterpulver-Verfahren verschweißt.

Tabelle 1 enthält die Schweißdaten.

Es ergaben sich verhältnismäßig flache und gestreckte Fehler (Bild 2), die nach / 2 / als ungenügende Durchschweißung zu kennzeichnen sind.

Bild 3 zeigt die Durchstrahlungsaufnahme einer solchen Naht.

Aus den geschweißten Probeblechen wurden Flachproben mechanisch herausgearbeitet. Die Probenabmessungen sind aus Bild 4 ersichtlich.

Es zeigte sich jedoch, daß die Fehlerabmessungen dieser als Serie 1 bezeichneten Proben verhältnismäßig stark streuten. Die Probebleche für die weiteren Serien 2 bis 6 wurden daher lichtbogenhandgeschweißt. Die Schweißdaten gehen aus Tabelle 2 hervor. Bild 5 zeigt den so erzeugten Fehler im Bruchbild einer Schwingprobe, Bild 6 das Röntgenbild. Der Fehler ist kurz, hat jedoch in Richtung der Blechdicke eine verhältnismäßig große Ausdehnung. Er ist gleichfalls als ungenügende Durchschweißung zu bezeichnen.

Zu Vergleichszwecken wurde schließlich noch eine fehlerfreie Serie hergestellt (Serie 7). Die Schweißfolge entsprach derjenigen der Serien 2 bis 6. Die Proben der Serien 5 und 6 wurden vor der Versuchsdurchführung spannungsarm gegläht (ca. 45 min bei 650° C). Bei den Proben der Serie 6 wurde zusätzlich die Nahtüberhöhung blecheben abgeschliffen. Die Gründe für die Nachbehandlung werden bei der Darstellung der Versuchsergebnisse erläutert.

3.2 Versuchsdurchführung

Die Schwingversuche wurden auf einem Resonanzpulser Bauart Schenck mit einer Prüffrequenz von etwa 30 Hz an Luft durchgeführt. Die Proben wurden axial belastet.

Durch Dehnungsmessungen an einer Probe der Serie 7 sowie Aufmessungen an einer Reihe von Proben wurde der überlagerte Biegeanteil der Gesamtbeanspruchung bestimmt.

Die Versuche wurden als Einstufenversuche mit verschiedenen Spannungsamplituden und -verhältnissen durchgeführt.

Tabelle 3 gibt einen Überblick über die Versuchsparameter aller Serien. Sie enthält auch Angaben über den Ort des Anrisses.

3.3. Versuchsauswertung

Die Bruchspannungsspielzahlen aller Proben sind, nach Serien geordnet, in Tabelle 4 zusammengestellt. Die Tabelle enthält ferner die unter Annahme einer normalverteilten Lebensdauer bestimmten Spannungsspielzahlen für 90%, 50% und 10% Überlebenswahrscheinlichkeit sowie die als $T_N = N_{90} / N_{10}$ definierte Streuung.

Die Ergebnisse wurden im doppeltlogarithmischen Maßstab in Wöhlerdiagramme eingetragen (Bilder 7 bis 10). Mittelwert und Streuung sind in Balkenform dargestellt. Die Streuungen liegen mit 1 : 1,6 bis 1 : 2,3 in dem für Schweißverbindungen üblichen Bereich. Lediglich Serie 1 weist mit 1 : 5,5 eine erheblich höhere Streuung auf.

Diese große Streuung ist eine Folge der im Gegensatz zu den anderen Serien recht unterschiedlichen Fehlergrößen innerhalb der Serie. Die Fehlerabmessungen der Serie 1 sind in Tabelle 5 zusammengestellt. Die Tabelle enthält auch die durch Mittelwertbildung bestimmten Abmessungen des elliptischen Ersatzfehlers für diese Serie.

3.4. Versuchsergebnisse

Serie 7 : Bei dieser ohne inneren Fehler geschweißten Serie liegt der Bruchausgang im Bereich des Überganges von der Decklage der Schweißnaht zur Blechoberfläche.

Die Serie 7 ermöglicht damit einen Vergleich mit den Ergebnissen systematischer Auswertungen von Schwingfestigkeitsversuchen / 5 /. Im Bild 7 sind die Ergebnisse der Serie 7 dem Streuband für Stumpfnähte im geschweißten Zustand ($R = -1$) nach / 5 / gegenübergestellt. Die ertragbaren Spannungen der Serie 7 liegen etwa 23% unterhalb derjenigen des Streubandes nach / 5 /. Aufmessungen der Proben wie auch Dehnungsmessungen zeigten, daß Winkelschrumpfung und Kantenversatz der Proben vernachlässigbar klein waren. Die Ursache

für die niedrige Schwingfestigkeit der Serie 7 ist daher im wesentlichen in der herstellungsbedingten Nahtform zu suchen. Nähere Untersuchungen wurden hierzu jedoch nicht angestellt.

Serien 3 und 4 : Mit den Ergebnissen sollte die Zeitfestigkeitsgerade der fehlerbehafteten Verbindung festgestellt werden. Das Spannungsverhältnis $R = 0$ wurde gewählt, da es im Hinblick auf die vergleichenden bruchmechanischen Berechnungen Unabhängigkeit von Eigenspannungseinflüssen erwarten ließ.

Von Interesse ist die Einordnung der Ergebnisse in ein Streuband nach / 5 /. Ist eine solche Einordnung möglich, so läßt sich der innere Fehler mit konstruktiven Kerben vergleichen und in die Systematik nach / 6 / einordnen. Bild 8 zeigt das Streuband mit den Ergebnissen der Serien 3 und 4. Die Ergebnisse passen bei verhältnismäßig kleiner Streuung nur knapp in das Streuband. Eine Verbindungslinie der Werte für eine Überlebenswahrscheinlichkeit $p_{\bar{u}} = 50\%$ würde einen Exponenten $K = 6$ für die Zeitfestigkeitsgerade gegenüber $K = 3,75$ im einheitlichen Streuband ergeben. Es ist jedoch denkbar, daß der Spannungshorizont der Serie 3 schon im Übergangsbereich zur Dauerschwingfestigkeit liegt, sodaß der größere Betrag des Neigungsexponenten nur vorgetäuscht wird. Hier wären ergänzende Untersuchungen wünschenswert.

Die Ergebnisse wurden ferner mit den Schwingfestigkeiten für Schweißverbindungen der Kerbfälle K3 und K4 nach / 6 / verglichen (Bild 9). Dazu wurden aus den zulässigen Spannungsamplituden $\tilde{\sigma}_{Da}$ nach / 6 / unter Berücksichtigung eines Sicherheitsfaktors $\gamma = \frac{4}{3}$ sowie der Daten des einheitlichen Streubandes nach / 5 / die Streubänder für die Kerbfälle K3 und K4 entwickelt. Für das Spannungsverhältnis $R = 0$ wurden die Spannungsamplituden $\tilde{\sigma}_{Da}$ mit einem Faktor $\frac{5}{6}$ gemäß / 6 / aus den Werten für $R = -1$ umgerechnet.

Die Lebensdauern der Serien 3 und 4 liegen zwischen denen für die Kerbfälle K3 und K4. Nach dem bereits erwähnten Vorschlag der Arbeitsgruppe A6 des DVS wäre für querbeanspruchte Stumpfnähte in den Gurtungen des Schiffsrumpfes die

Bewertungsgruppe CS nach / 2 / zulässig. Diese läßt einzelne kurze Stellen mit ungenügender Durchschweißung zu.

Andererseits kann man davon ausgehen, daß im Längsverband des Schiffes konstruktive Kerben vorhanden sind, deren Wirkung etwa im Bereich der Kerbfälle K2 bis K3 nach / 6 / liegt. Danach wären die hier untersuchten Fehler in querbeanspruchten Stumpfnähten der Gurtung nicht mehr als "kurz" im Sinne von / 2 / zu bewerten. Hierauf wird bei der Beschreibung der Vergleichsrechnungen noch zurückzukommen sein.

Serie 2 : Diese Serie wurde mit etwa der gleichen Spannungsamplitude geprüft wie die Serie 3, jedoch bei einem Spannungsverhältnis $R = -1$. Die Ergebnisse im Vergleich zu den Streubändern für die Kerbfälle K3 und K4 zeigt Bild 10. Danach liegt die Serie 2 im Bereich K4.

Die Ergebnisse der Serie 2 wurden ferner auch in das Diagramm Bild 8 eingetragen. Sie liegen dicht an denen der Serie 3 und gehören mit Sicherheit mit diesen zusammen in ein Streuband. Daraus folgt, daß ein Einfluß des Spannungsverhältnisses R im vorliegenden Fall im Bereich $-1 \leq R \leq 0$ praktisch nicht vorhanden ist. Dies läßt auf verhältnismäßig hohe Eigenspannungen im maßgeblichen Bereich des Rißfortschrittes schließen.

Serie 5 : Um den zuletzt gezogenen Schluß noch weiter zu untermauern, wurde eine Reihe von Proben spannungsarm gegläht. Aus diesen Proben wurde zunächst die Serie 5 untersucht. Obwohl sich die Proben dieser Serie von denen der Serie 2 nur durch die Wärmenachbehandlung unterschieden, trat der Bruch nunmehr im Nahtübergang auf. Die Ergebnisse wurden daher in das Bild 7 eingezeichnet. Bezogen auf einen Neigungsexponenten K der Zeitfestigkeitsgeraden von 3,75 für $p_{\bar{u}} = 50\%$ liegen die ertragbaren Spannungen bei der Serie 5 noch 12% unter denen der Serie 7. Die besondere Nahtvorbereitung zum Erzeugen des inneren Fehlers kann dabei eine Rolle gespielt haben. Eine quantitative Erklärung wurde wie im Falle der Serie 7 nicht gesucht.

Serie 6 : Auch diese Serie stammt aus dem Vorrat spannungsarm geglühter Proben. Zusätzlich wurde jedoch die Stumpfnaht blecheben geschliffen, um einen Bruch vom inneren Fehler her zu erzwingen. Das Ergebnis zeigt das Bild 10.

Nimmt man wieder $K = 3,75$ als Neigungsexponenten der Zeitfestigkeitsgeraden an, so erhält man für die Serie 6 eine etwa 20% höhere ertragene Spannungsamplitude als für die Serie 2.

Wie die anschließend beschriebenen bruchmechanischen Berechnungen zeigen, hat bei einem in Dickenrichtung so ausgedehnten Fehler wie er hier vorliegt die Nahtüberhöhung einen merklichen Einfluß auf die Lebensdauer. Die Ergebnisse der Serie 6 wurden daher auf die Naht mit belassener Überhöhung umgerechnet. Die Einzelheiten der Berechnung sind im folgenden Abschnitt beschrieben.

Wie Bild 10 zeigt, liegen die umgerechneten Daten der Serie 6 im Bereich des Kerbfalles K3. Die Spannungsamplitude liegt um etwa 60% höher als die der Serie 2. Die Wärmenachbehandlung hat also die ertragene Spannung wesentlich erhöht. Diese Erhöhung zeigt, wie schon die weitgehende Unabhängigkeit der Schwingfestigkeit vom Spannungsverhältnis den maßgeblichen Einfluß des Eigenspannungszustandes auf das Verhalten der Proben.

Serie 1 : Diese Serie nimmt insofern eine Sonderstellung ein, als sie abweichend von den anderen Serien flachere und längere Fehler aufweist. Allerdings streut die Fehlergröße ziemlich stark. Dies schlägt sich in der großen Streuung der Lebensdauern (Bild 10) nieder. Auch die Ergebnisse der Serie 1 liegen unterhalb des Streubandes für den Kerbfall K3.

4. Bruchmechanische Berechnungen

4.1 Berechnungsgrundlagen

Wie in / 3 / und / 4 / empfohlen, sollen die Lebensdauern mit Hilfe bruchmechanischer Methoden nachgerechnet werden. Benutzt wurde die Paris-Beziehung

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K_{\text{eff.}})^m$$

a Rißlänge

N Schwingspielzahl

ΔK_{eff} wirksamer Anteil des
Spannungsintensitätsfaktors

C,m Konstanten

Zum Zweck der Berechnung wurde der innere Fehler durch eine Ellipse ersetzt, deren Halbachsen den größten Abmessungen des Fehlers in Richtung der Blechdicke bzw. in Probenquerrichtung entsprechen.

An den Proben der Serie 1 wurden die Fehler einzeln aufgemessen (Tabelle 5). Für die Berechnung wurden die Mittelwerte der Fehlerabmessungen benutzt. Sie gehen gleichfalls aus Tabelle 5 hervor. Bei den Proben der weiteren Serien streuten die Fehlerabmessungen so wenig, daß sich eine rechnerische Mittelwertbildung erübrigte.

Die Abmessungen des elliptischen Ersatzfehlers wurden als Anfangsrißdaten in die Berechnung eingesetzt.

Der wirksame Spannungsintensitätsfaktor berechnet sich für einen elliptischen Innenriß in einer Platte mit endlichen Abmessungen wie folgt:

$$\Delta K_{\text{eff}} = \Delta \sigma_{\text{eff}} \sqrt{\pi \cdot a} \cdot f_{\text{geom.}}$$

$\Delta \sigma_{\text{eff}}$ wirksame Schwingbreite der Spannung

$f_{\text{geom.}}$ Geometriefaktor

Der Geometriefaktor $f_{\text{geom.}}$ wurde nach / 7 / bestimmt. Er setzt sich aus einer Korrektur für den elliptischen RiB im unbegrenzten Kontinuum sowie Korrekturen für die endlichen Probenabmessungen zusammen. Die erstgenannte Korrektur stimmt mit den in / 3 / und / 4 / gegebenen überein. Die Korrektur für endliche Abmessungen weicht dagegen von denen nach / 3 / und / 4 / ab. Die Gründe wurden nicht geklärt. Diese Korrektur hat allerdings auch keinen entscheidenden Einfluß auf das Ergebnis.

Die Konstanten C und m wurden aus der mittleren Geraden des in / 3 /, Bild 2-6 gegebenen Streubandes der RiBfortschrittssrate da/dN über dem Spannungsintensitätsfaktor ΔK bestimmt. Sie wurden mit Daten aus verschiedenen Quellen verglichen (Bild 11). Im hier interessierenden ΔK -Bereich von etwa 300 bis 650 N/mm^{3/2} streuen die RiBfortschrittssraten für gegebenes ΔK mit Ausnahme derjenigen nach / 8 / nicht allzu stark. Zu erwähnen ist, daß jeweils Mittelwerte von Streubändern oder auf eine Überlebenswahrscheinlichkeit $p_{\bar{u}} = 50\%$ bezogene Linien eingetragen wurden. Ein Vergleich zwischen Messung und Rechnung hat sich daher auf die meßtechnisch ermittelte Lebensdauer der jeweiligen Serie für eine Überlebenswahrscheinlichkeit $p_{\bar{u}} = 50\%$ zu beziehen. Die RiBfortschrittsberechnung wurde mittels eines für einen Taschenrechner TI-59 geschriebenen Programms durchgeführt. Die Rechnung erfolgt inkrementell mit vorgegebenen Schrittweiten für die RiBlänge a und konstantem Geometriefaktor $f_{\text{geom.}}$ für jedes Inkrement.

Als Ende der rechnerischen Lebensdauer wurde das Durchbrechen der Probenoberfläche durch den RiB angesehen. Dabei

wurde eine vorhandene Nahtüberhöhung berücksichtigt. Die Definition der Lebensdauer stimmt mit Beobachtungen während der Versuche überein, wonach die Restlebensdauer nach Erscheinen des Risses an der Probenoberfläche in allen Fällen klein war.

Ein Problem stellt das Festlegen des wirksamen Spannungsschlag $\Delta\sigma_{\text{eff}}$ dar. Hierzu wird auf die eingehenden Untersuchungen in / 11 / Bezug genommen.

Nach / 11 / läßt sich schreiben

$$\Delta\sigma_{\text{eff}} = U(R) \cdot \Delta\sigma$$

Setzt man $U(R) = \frac{1}{1-R}$, so ist unabhängig vom Spannungsverhältnis R im Bereich $-1 \leq R < 0$ der Zuganteil des Spannungszyklus wirksam. Auf die jeweils angenommenen Werte U wird bei der Erörterung der Ergebnisse der einzelnen Serien eingegangen.

4.2 Berechnungsergebnisse

Serien 3 und 4 : Bei diesen bei einem Lastspannungsverhältnis $R = 0$ gefahrenen Serien wäre nach / 11 / $U = 0,79$ einzusetzen. Es ist jedoch davon auszugehen, daß unter der Wirkung von Last- und Eigenspannungen das tatsächlich wirksame Spannungsverhältnis $R > 0$ ist. Dem entspricht ein höherer Wert für U . Gewählt wurde $U = 1$.

Das Verhältnis der berechneten zur gemessenen Lebensdauer ergab sich zu

$$N_{R50\%} / N_{M50\%} = 0,4 \quad \text{für Serie 3} \quad \text{und}$$

$$N_{R50\%} / N_{M50\%} = 1,1 \quad \text{für Serie 4.}$$

Die Unterschiede in der Übereinstimmung drücken die schon im Wöhlerdiagramm (Bild 8) beobachtete relative Lage der gemessenen Lebensdauer wiederum aus.

Eine Betrachtung des Einflusses von Änderungen der Eingangsdaten für die Berechnung ergibt folgendes:

Veränderung des Werkstoffparameters C ergibt eine umgekehrt proportionale Änderung der Lebensdauer. Die Berechnung reagiert auf die Wahl von C somit nicht allzu empfindlich.

Dagegen ergibt eine Änderung des Exponenten m um nur 1% eine Veränderung der errechneten Lebensdauer im vorliegenden ΔK -Bereich von fast 20%. Beachtet man jedoch, daß nach / 8 / und anderen Quellen C und m miteinander in einer empirischen Beziehung stehen, so ist das Ergebnis der Berechnung insgesamt von der Wahl dieser Parameter nicht allzu abhängig.

Eine Änderung der Anfangsabmessungen a_0 und c_0 des elliptischen Fehlers ergeben eine Änderung des Ergebnisses um etwa den doppelten Prozentsatz. Dies ist von Bedeutung bei der Erörterung der Frage, ob innere Fehler durch zerstörungsfreies Prüfen ausreichend genau erfaßt werden können, um über ihre Zulässigkeit anhand einer Rißfortschrittsberechnung zu entscheiden. Ohne auf diese Frage hier näher einzugehen, erscheint eine positive Einschätzung der Möglichkeiten in dieser Hinsicht durchaus denkbar.

Schließlich wird eine Veränderung der wirksamen Schwingbreite der Spannung betrachtet. Wird $\Delta \tilde{\sigma}_{\text{eff}}$ um einen Faktor K_S verändert, so ändert sich die berechnete Lebensdauer um $\frac{1}{K_S^m}$. Das bedeutet im vorliegenden Fall eine Veränderung des Rechenergebnisses um etwa den dreifachen Prozentsatz der Änderung von $\Delta \tilde{\sigma}_{\text{eff}}$. Der in etwa richtigen Wahl von $\Delta \tilde{\sigma}_{\text{eff}}$ kommt also eine durchaus erhebliche Bedeutung zu.

Serien 2 und 6 : Hier beträgt das Lastspannungsverhältnis $R = -1$.

Nach / 11 / würde dem ein Wert $U = 0,45$ entsprechen. Dies ergibt jedoch eine viel zu hohe rechnerische Lebensdauer ($N_R 50\% : N_M 50\% = 3,4$). Setzt man $U = 1$, so wird $N_R 50\% : N_M 50\% = 0,5$. Dies entspricht etwa dem Ergebnis der Serie 3. Es ist zu folgern, daß der Riß im wesentlichen

in einem Zugeigenspannungsfeld verläuft, das ein Rißschließen auch bei negativer Lastspannung verhindert.

Um diese Folgerung zu stützen, wurden die Proben der Serie 6 spannungsarm gegläht und aus bereits dargelegten Gründen im Nahtbereich blecheben geschliffen.

Gerechnet wurde mit $U = 0,5$. Es wurde also Rißschließen im gesamten Druckbereich angenommen. Die Berechnung ergibt $N_R 50\% / N_M 50\% = 1,1$. Die Ergebnisse der Serien 2 und 6 bestätigen also eindeutig den Einfluß der Eigenspannungen auf den Rißfortschritt.

Schließlich wurde eine Berechnung für den angenommenen Fall belassener Mahtüberhöhung angestellt. Das Meßergebnis wurde mittels der Berechnungsergebnisse auf diesen Fall umgerechnet. Das Ergebnis ist bereits früher diskutiert.

Serie 1 : Auch hier ist das Lastspannungsverhältnis $R = -1$.

Die Berechnung wurde mit dem mittleren elliptischen Ersatzfehler durchgeführt. Im Gegensatz zur Serie 2 ergibt sich mit $U = 0,5$ ein Berechnungsergebnis, das mit $N_R 50\% / N_M 50\% = 1,2$ gut mit dem Meßergebnis übereinstimmt.

Auch wenn man diese Übereinstimmung wegen der recht großen Streuung nicht überbewerten sollte, so zeigt das Ergebnis doch, daß in wesentlichen Bereichen des Rißfortschritts Rißschließen stattgefunden haben muß.

5. Eigenspannungszustand

Die Meß- und Rechenergebnisse haben deutlich den Einfluß des Eigenspannungszustandes gezeigt.

Eigenspannungsmessungen waren im Rahmen dieses Vorhabens nicht möglich. Ergebnisse aus der Literatur, z.B. aus / 12 /

können jedoch herangezogen werden, um die eigenen Ergebnisse zumindest qualitativ zu stützen.

In / 12 / sind CT (compact tension) Proben aus 20 und 40 mm dickem Stahl E 36 untersucht worden. Die Proben waren stumpfnahtgeschweißt und zum Teil unter Bedingungen spannungsarm geglüht, die denen des hier beschriebenen Vorhabens ähnlich sind.

Im geschweißten Zustand weisen die Schweißnähte an der Oberfläche hohe Zugeigenspannungen, im Inneren entsprechend der Gleichgewichtsbedingung Druckeigenspannungen auf.

Die spannungsarm geglühten Proben erwiesen sich als nahezu eigenspannungsfrei. Der Rißfortschritt im Bereich der Schweißnaht war in diesen Proben praktisch gleich dem im Grundwerkstoff.

Im geschweißten Zustand erwies sich der Rißfortschritt als erheblich vom Eigenspannungszustand abhängig. Es war möglich, diesen Einfluß durch geeignete Bestimmung eines wirksamen Spannungsintensitätsfaktors ΔK_{eff} zu erfassen.

6. Folgerungen

Das Schwingfestigkeitsverhalten stumpfgeschweißter Proben mit inneren Fehlern erwies sich als stark abhängig vom Eigenspannungszustand in den Bereichen der Schweißnaht, in denen der Rißfortschritt im wesentlichen abläuft. In den äußeren Bereichen der Naht sind Zugeigenspannungen, im Inneren jedoch Druckeigenspannungen zu erwarten. Daher spielt nicht nur die Länge des Fehlers, sondern auch seine Ausdehnung in Dickenrichtung der Schweißnaht eine wesentliche Rolle.

Eine Zuordnung der fehlerhaften Naht zu den Kerbfällen nach DIN 15018 / 6 / erscheint möglich. Es wäre jedoch noch durch weitere Versuche zu klären, ob die Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden derjenigen des einheitlichen Streubandes für Schweißverbindungen entspricht. Eine bruchmechanische Berechnung in Anlehnung an das DVS-Merkblatt 2401 / 3 / ergab ermutigende Ergebnisse, obwohl die Bruchflächen eine recht unregelmäßige Struktur aufwiesen.

Weitere Untersuchungen sind wünschenswert, um den Einfluß der Eigenspannungen eingehender zu erfassen. Ferner sollte die Fehlergröße variiert und Lastfolgen mit nichtkonstanter Spannungsamplitude einbezogen werden.

Vorgesehen ist ferner die bruchmechanische Nachrechnung von Schwingversuchen, die an werftgeschweißten Proben mit inneren Fehlern im Institut für Werkstofftechnik der Hochschule der Bundeswehr Hamburg durchgeführt worden sind.

- / 1 / Fertigungsstandard des Deutschen Schiffbaus,
Verband der Deutschen Schiffbauindustrie,
August 1977
- / 2 / DIN 8563, Teil 3
Sicherung der Güte von Schweißarbeiten -
Schmelzschweißverbindungen an Stahl, Anforderungen,
Bewertungsgruppen
Januar 1979
- / 3 / Deutscher Verband für Schweißtechnik,
Merkblatt 2401 "Bruchmechanische Bewertung von
Fehlern in Schweißverbindungen" Teil 1
"Grundlagen und Vorgehensweise"
Oktober 1982
- / 4 / "Guidance on some methods for the derivation
of acceptance levels for defects in fusion welded
joints"
British Standards Institution Published Document
PD 6493 : 1980
- / 5 / R. Olivier und W. Ritter
Wöhlerlinienkatalog für Schweißverbindungen aus
Baustählen, Teil 1 : Stumpfstoß
Deutscher Verband für Schweißtechnik e.V.
Bericht Band 56/I, 1979
- / 6 / DIN 15018 - Krane, Grundsätze für Stahltragwerke,
Berechnung
April 1974
- / 7 / D. Radaj
Geometriekorrektur zur Spannungsintensität
an elliptischen Rissen
Schweißen und Schneiden, Heft 10/1977 S. 398/402

- / 8 / K. Kobayashi et al.
Prediction of Crack Propagation Life in Axial
Loading Fatigue of Structural Steels
International Institute of Welding (IIW)
Doc. No. XIII-888-78
- / 9 / Det Norske Veritas
Rules for the Design, Construction and
Inspection of Offshore Structures 1977,
Appendix C : Steel Structures
- / 10 / T. Bokalrud and A. Karlsen
Control of Fatigue Failure in Ship
Hulls by Ultrasonic Inspection
Norwegian Maritime Research Vol. 10/1982
No.1 ,pp 9/15
- / 11 / S.J. Maddox et al
An Investigation of the Influence of applied
Stress Ratio on Fatigue Crack Propagation
in Structural Steels
International Institute of Welding (IIW)
Doc. No. XIII-973-80
- / 12 / M. Truchon, H.P. Lieurade, C. Putot
A study of fatigue crack propagation
in E 36 steel welded joints
International Institute of Welding (IIW)
Doc. No. XIII-1056-82

T a b e l l e 1 , Unterpulverschweißung

Schweißdraht	S 2 Mo	Durchmesser 5 mm
Schweißpulver	13 SAX 7 (Ok Flux 10/80 Fa. Esab)	nach DIN 8557
Schweißparameter	750A ; 34 V ; 40 cm/min	

T a b e l l e 2 , Handschweißung

Lage Bezeichnung	Anzahl	Elektrode		Stromstärke [A]
		Typ	Durchmesser	
Wurzellage	1	Gricon 3t (Prima) Messer Griesheim	2.5 mm	80 ÷ 100
Zwischenlage	3 ÷ 4	Gricon 3t (Prima) Messer Griesheim	3.25 mm	140 ÷ 150
Decklage	1	HERA Magna 5410S Klöckner-Krupp	4.0 mm	230

T a b e l l e 3

Serie	Proben-Zustand	Spannungs- amplitude $\sigma_a^*) [N/mm^2]$	Spannungs- verhältnis R	Bruchausgang
1	wie geschweißt	104	-1	innerer Fehler
2	wie geschweißt	63	-1	innerer Fehler
3	wie geschweißt	58	0	innerer Fehler
4	wie geschweißt	82	0	innerer Fehler
5	spannungsarm geglüht	105	-1	Nahtübergang
6	spannungsarm geglüht, geschliffen	105	-1	innerer Fehler
7	wie geschweißt	151	-1	Nahtübergang

*) bezogen auf den
Prüfquerschnitt
außerhalb der
Schweißnaht

T a b e l l e 4

Serie 1

Probe Nr.	Bruchspannungs- spielzahl N [LW]	
1.1	277 600	N ₁₀ = 886 400 LW
1.2	133 300	N ₅₀ = 368 900 LW
1.3	656 300	N ₉₀ = 157 700 LW
1.4	472 500	
1.5	325 800	T _N = N ₉₀ / N ₁₀ = 1 : 5,5
1.6	674 300	

Serie 2

Probe Nr.	N [LW]	
2.1	916 200	N ₁₀ = 1158 800 LW
2.2	1288 900	N ₅₀ = 800 400 LW
2.3	747 400	N ₉₀ = 552 800 LW
2.4	616 900	
2.5	760 100	T _N = 1 : 2,1
2.6	635 400	

Serie 3

Probe Nr.	N [LW]	
3.1	1153 600	N ₁₀ = 1598 600 LW
3.2	1094 000	N ₅₀ = 1251 500 LW
3.3	1091 200	N ₉₀ = 979 800 LW
3.4	1641 500	
3.5	1573 000	T _N = 1 : 1,6
3.6	1080 600	

Serie 4

Probe Nr.	N [LW]	
4.1	233 500	N ₁₀ = 222 600 LW
4.2	137 200	N ₅₀ = 157 200 LW
4.3	158 900	N ₉₀ = 111 000 LW
4.4	158 500	
4.5	119 000	T _N = 1 : 2,0

T a b e l l e 4

(Fortsetzung)

Serie 5

Probe Nr.	N [LW]			
5.1	520 000	N ₁₀	= 717 100	LW
5.2	321 800	N ₅₀	= 472 400	LW
5.3	476 000	N ₉₀	= 311 200	LW
5.4	497 700			
5.5	761 800	T _N	= 1 : 2,3	
5.6	368 100			

Serie 6

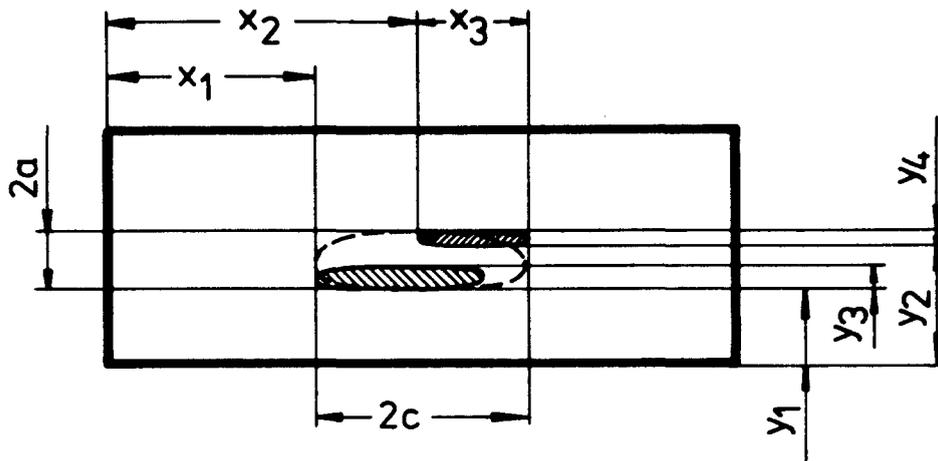
Probe Nr.	N [LW]			
6.1	300 800	N ₁₀	= 296 600	LW
6.2	231 100	N ₅₀	= 197 600	LW
6.3	126 500	N ₉₀	= 131 700	LW
6.4	147 000			
6.5	215 600			
6.6.	187 600	T _N	= 1 : 2,3	
6.7	225 300			

Serie 7

Probe Nr.	N [LW]			
7.1	251 100	N ₁₀	= 364 100	LW
7.2	258 200	N ₅₀	= 226 600	LW
7.3	157 100	N ₉₀	= 141 000	LW
7.4	379 000			
7.5	137 300			
7.6	273 700			
7.7	285 200	T _N	= 1 : 2,6	
7.8	168 100			

Tabelle 5

Fehlerabmessungen der Serie 1



Probe Nr.	x_1 [mm]	x_2 [mm]	x_3 [mm]	x_4 [mm]	y_1 [mm]	y_2 [mm]	y_3 [mm]	y_4 [mm]
1.1	15.0	19.6	14.1	5.2	6.5	11.5	4.0	3.5
1.2	12.0	22.1	19.3	6.6	8.8	14.4	5.0	3.8
1.3	13.5	18.2	14.8	12.0	7.3	14.9	5.1	3.3
1.4 *	16.7	-	9.2	-	8.4	-	2.9	-
1.5	8.6	15.3	14.9	13.2	8.1	13.8	4.9	4.8
1.6	10.8	19.1	13.1	5.8	8.2	13.2	2.8	3.6

* nur ein Fehler, bei Mittelwertbildung nicht berücksichtigt

Elliptischer Ersatzfehler:

$$2c = \frac{1}{n} \sum_n (x_{2n} + x_{3n} - x_{1n}) = 15.5 \text{ mm}$$

$$2a = \frac{1}{n} \sum_n (y_{2n} + y_{3n} - y_{1n}) = 9.6 \text{ mm}$$

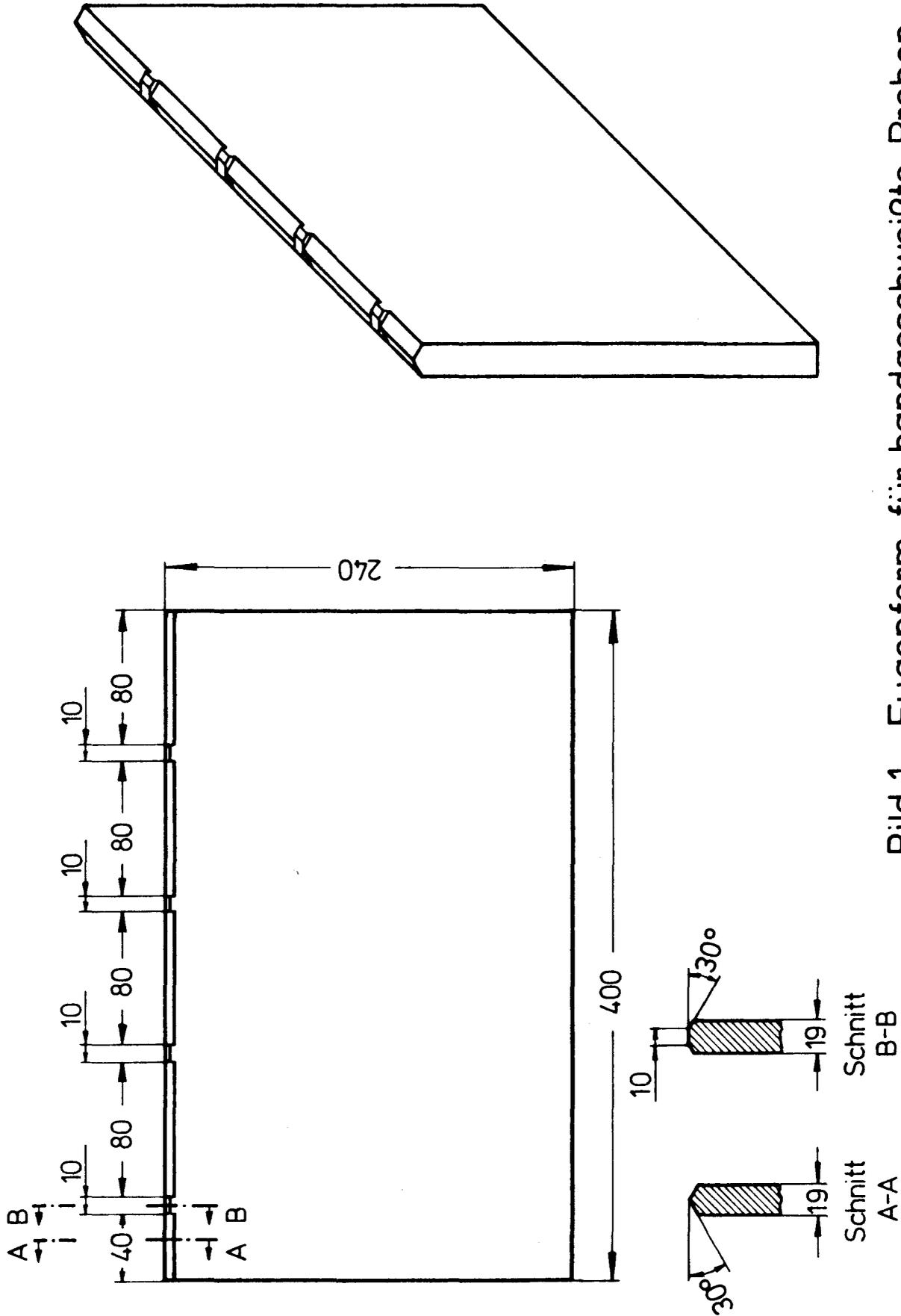


Bild 1 Fugenform für handgeschweißte Proben

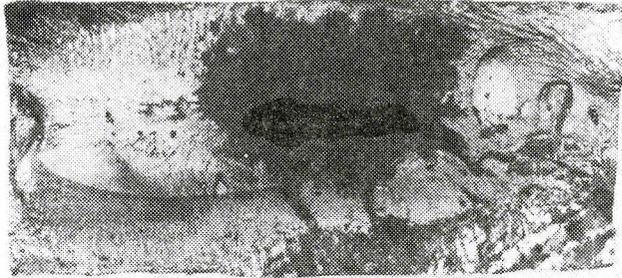


Bild 2

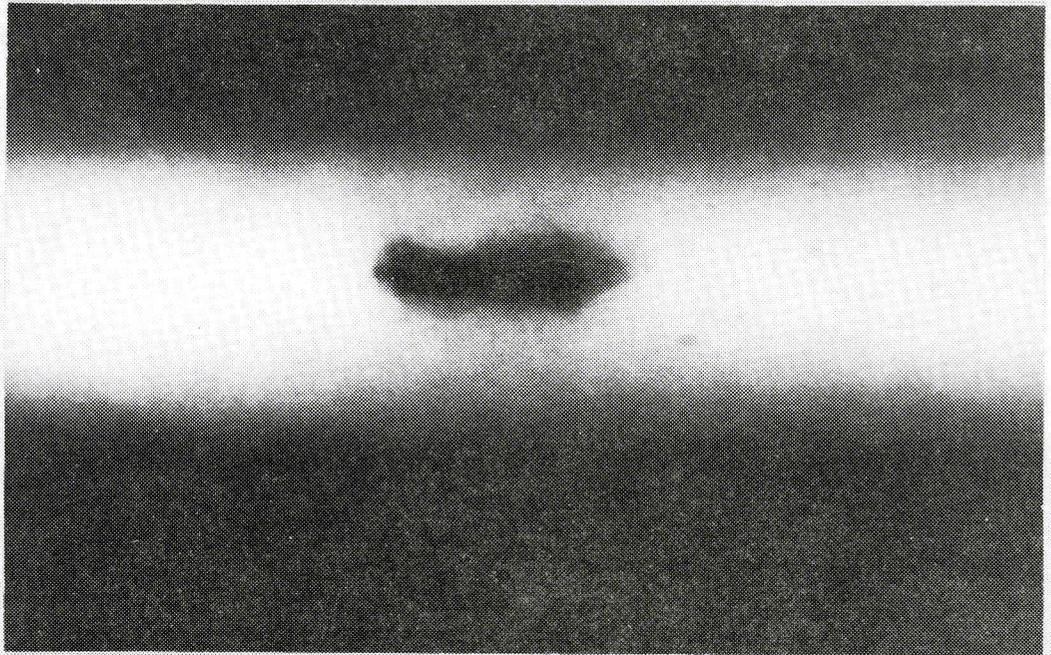
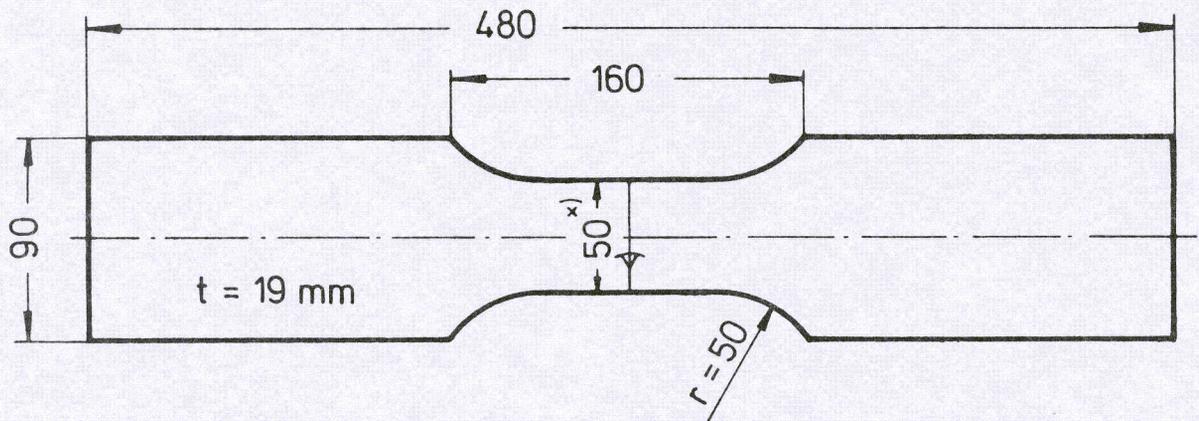


Bild 3



^{x)} Serie 7 40 mm

Bild 4 Probenform

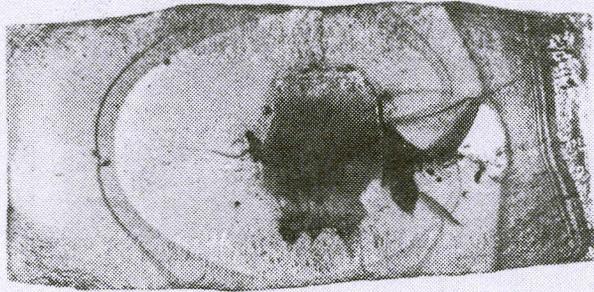


Bild 5

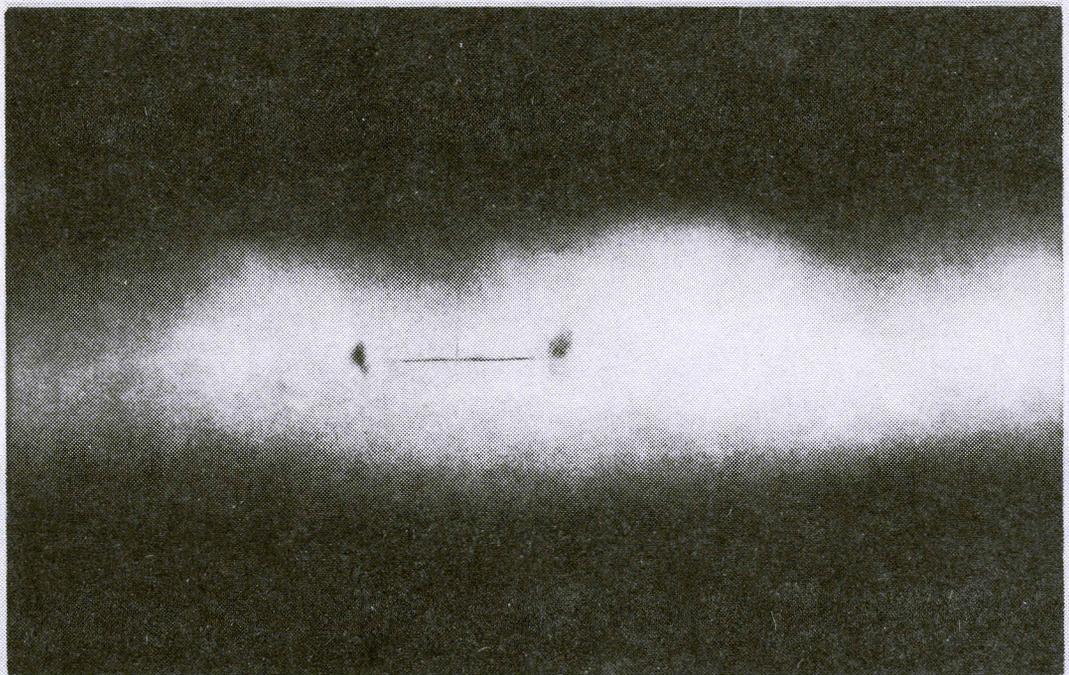


Bild 6

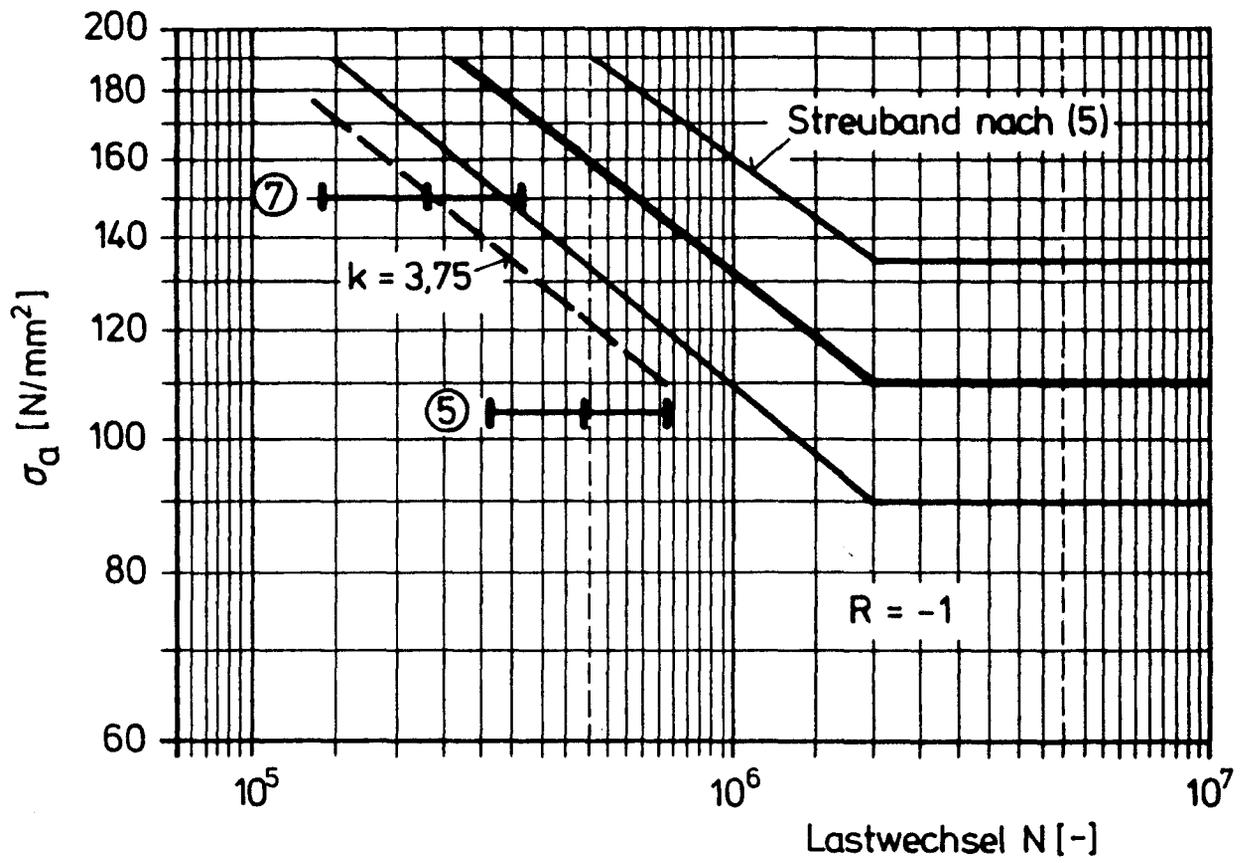


Bild 7

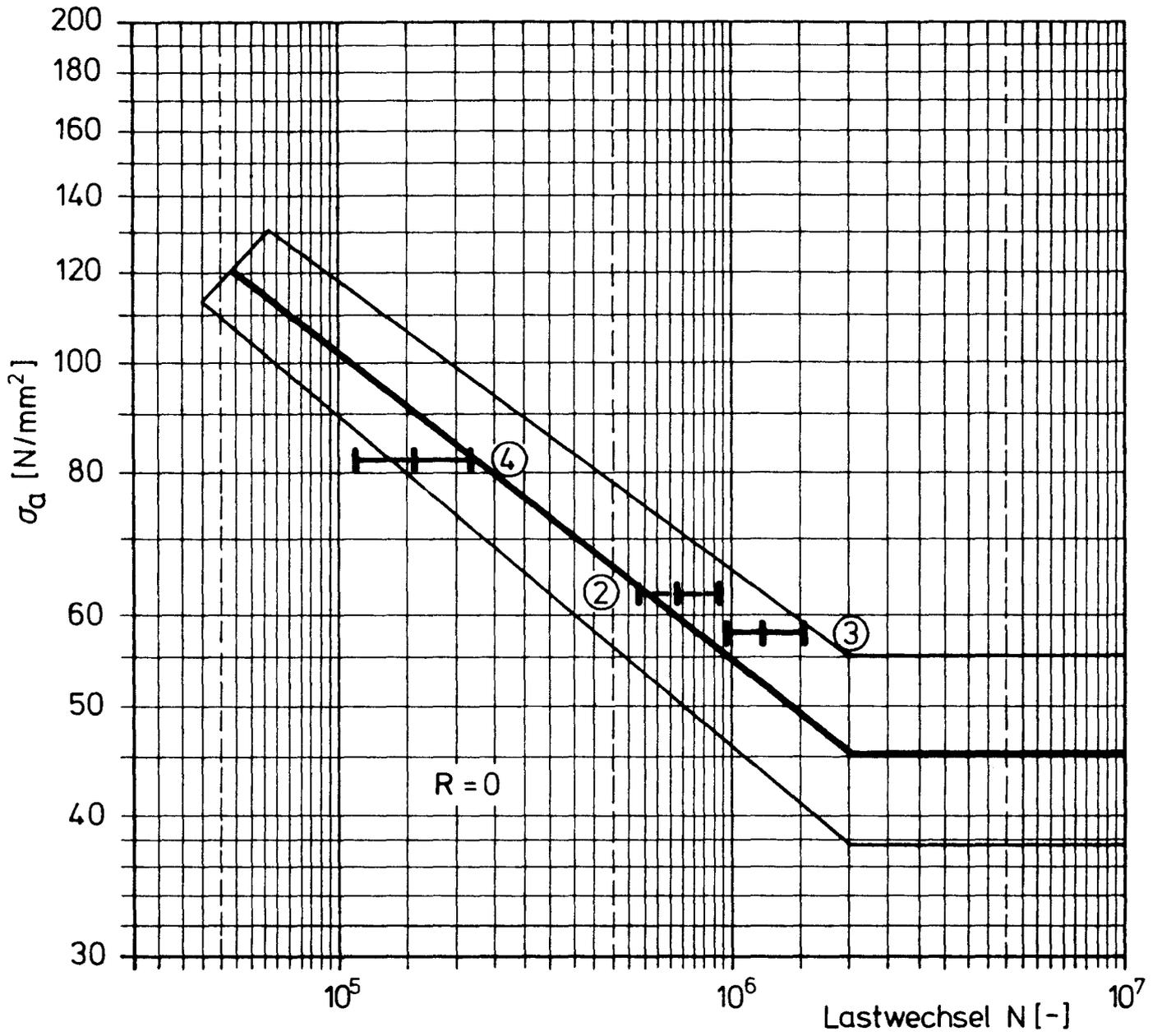


Bild 8

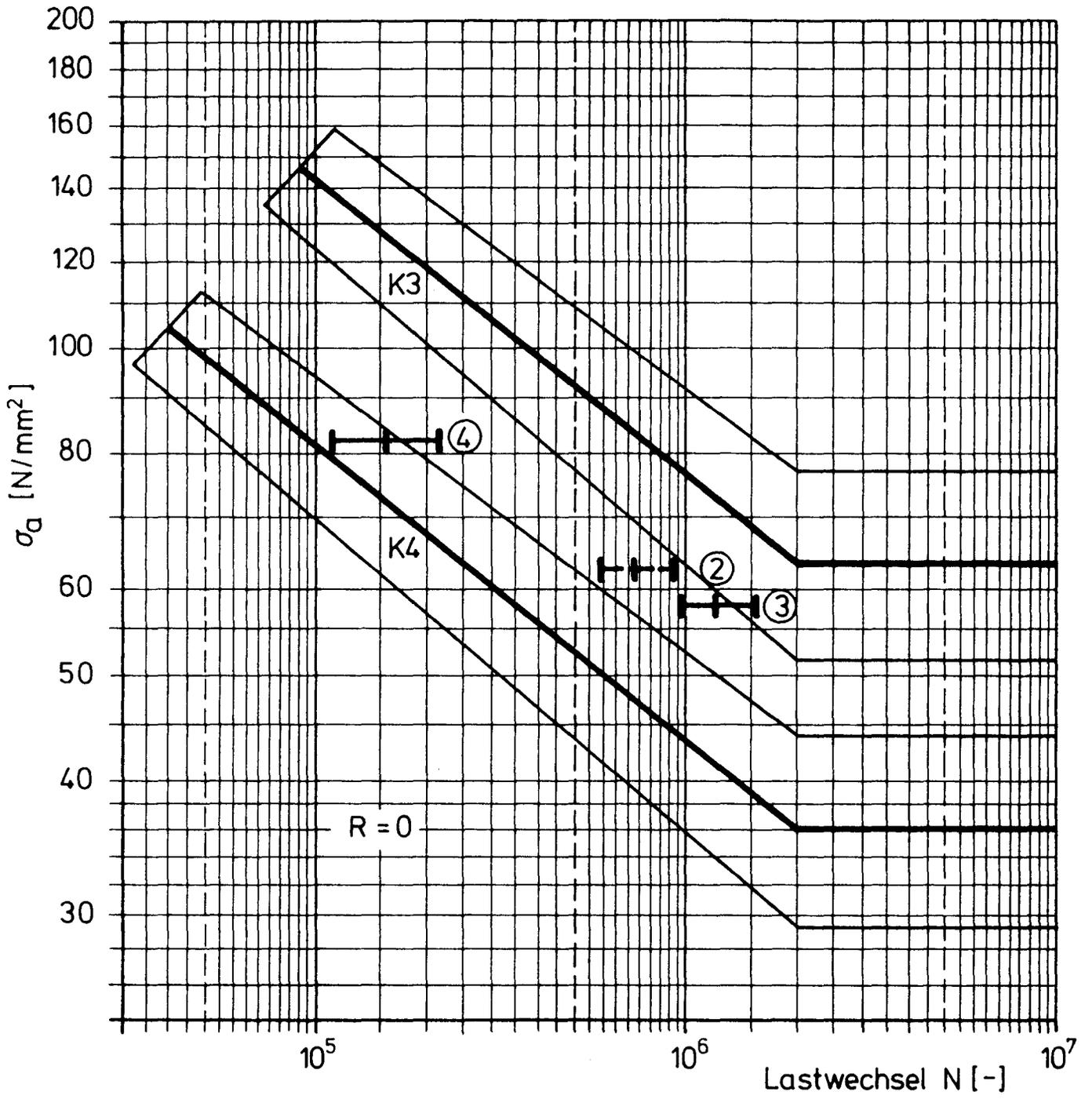


Bild 9

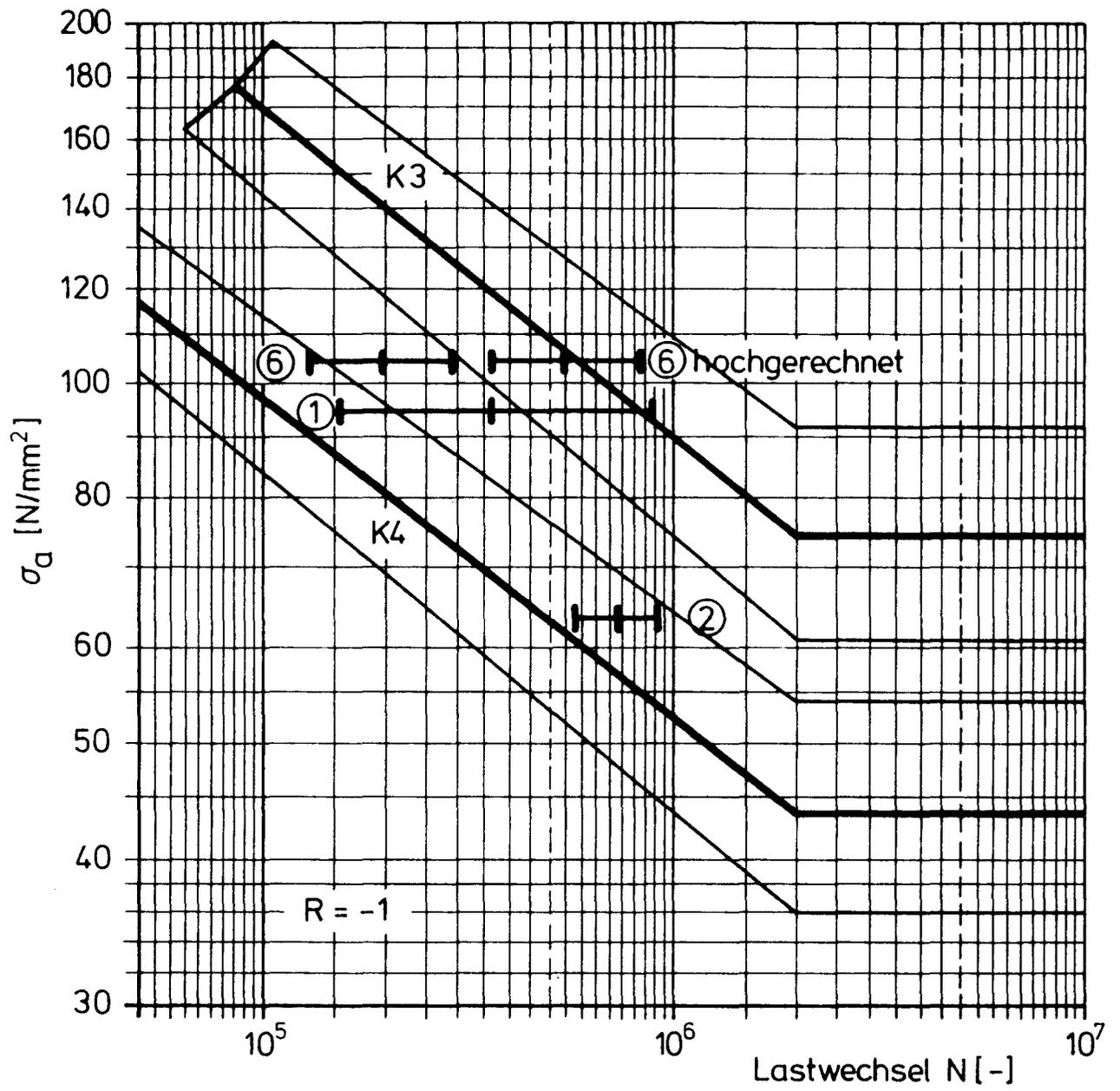


Bild 10

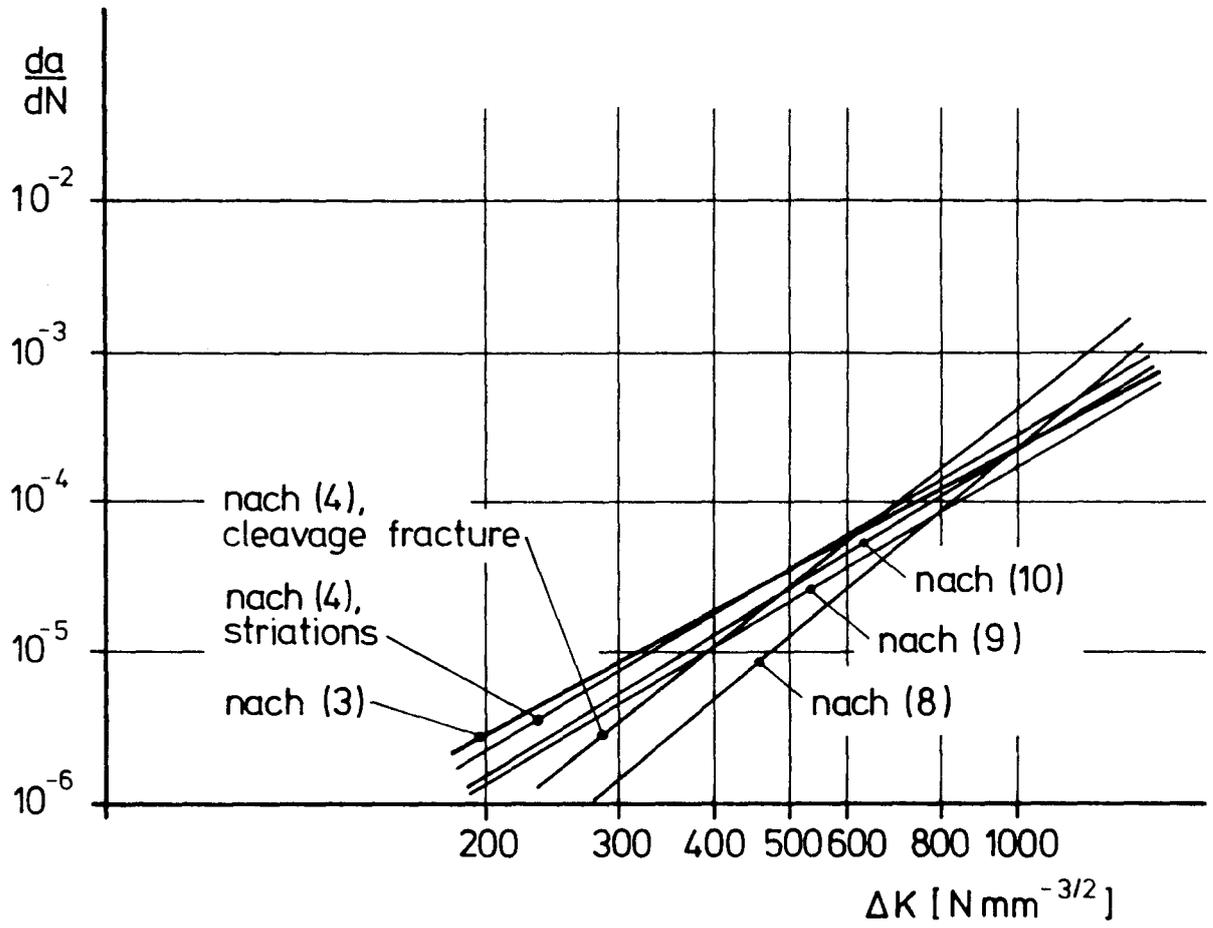


Bild 11