

462 | Oktober 1985

SCHRIFTENREIHE SCHIFFBAU

W. Fricke

Untersuchungen zur Schwingfestigkeit von Längsspannstößen aus HP-Profilen

TUHH

Technische Universität Hamburg-Harburg

Untersuchung zur Schwingfestigkeit von Längsspanntößen aus HP-Profilen

W. Fricke, Hamburg, Technische Universität Hamburg-Harburg, 1985

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

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

Institut für Schiffbau der Universität Hamburg

Untersuchungen zur Schwingfestigkeit
von Längsspannstößen aus HP-Profilen

von

W. Fricke

IfS - Bericht 462

Hamburg, Oktober 1985

Inhalt

	Seite
1. Einführung	2
2. Vergleich der verschiedenen Profilstoßformen	4
2.1 Zielsetzung	4
2.2 Probenherstellung	5
2.3 Versuchsergebnisse	6
2.4 Zusätzliche Dehnungsmessungen und Berechnungen zur Variante 1	9
2.5 Zusätzliche Dehnungsmessungen und Berechnungen zur Variante 2	11
3. Schwingfestigkeit des Abschweißbloches	12
3.1 Zielsetzung	12
3.2 Probenherstellung und Versuchsdurchführung	12
3.3 Versuchsergebnisse	13
4. Schwingfestigkeit fehlerbehafteter Profilstöße	15
4.1 Zielsetzung	15
4.2 Probenherstellung und Versuchsdurchführung	15
4.3 Versuchsergebnisse	17
4.4 Bruchmechanische Berechnungen	18
5. Zusammenfassung	19
6. Literatur	21

Tabellen

Bilder

1. Einführung

In der Schiffskonstruktion wird das sogenannte Flachwulstprofil nach DIN 1019, auch Hollandprofil oder kurz HP-Profil genannt, vielfach zur Versteifung von Plattenfeldern eingesetzt. Als Vorteile sind besonders das Vorhandensein einer glatten Profilseite, die eine einfache Endbefestigung durch überlappte Verschweißung ermöglicht, und das im Vergleich zu L-Profilen bei Biegung günstige Mittragen des Obergurtes (Wulstes) sowie die günstigen Kippeigenschaften wegen der geringen Neigung zur Querbiegung hervorzuheben.

Im Längsverband eines Schiffes, wo die HP-Profile zumeist als Längsspannten im Boden und als -balken im Deck sowie bei manchen Schiffstypen auch an den Schiffsseiten verwendet werden, muß beachtet werden, daß infolge Seegang und wechselnder Glattwasserbelastung eine relativ hohe dynamische Beanspruchung auftritt, die zum Schwingbruch führen kann. Bei den Längsspannten sind die Profilstöße, d.h. die Verbindungen der einzelnen, in endlicher Länge angelieferten Profile, die kritischen Stellen. Diese werden bei der Schiffsfertigung in größeren Sektionen am Übergang zwischen den einzelnen Sektionen angeordnet.

Für die nachfolgenden Betrachtungen soll es nicht von Bedeutung sein, ob der Profilstoß in der gleichen Ebene wie der Plattenstoß liegt oder ob beide etwas versetzt angeordnet sind (Bild 1). In jedem Fall wird davon ausgegangen, daß sich am Profilstoß ein Abschweißloch für eine einwandfreie Verschweißung befindet. Zur Vermeidung von zu hohen Eigenspannungen und zur leichteren Anpassung wird i.a. beim Zusammenbau eine freie Dehnlänge bei der Kehlnahtverbindung zwischen Profil und Platte vorgesehen, die erst nach dem Verbinden der Profilen verschweißt wird.

Die Erfahrung mit gebauten Schiffen sowie Inspektionsberichte / 1 / zeigen, daß die Häufigkeit von Schäden an Längsspanntstößen sehr gering ist. Andererseits ist aufgrund der Bedingungen, unter denen die Verschweißung erfolgt (Bordmontage, z.T. über Kopf und schwer zugänglich), eine höhere Fehleranfälligkeit als an den vorgefertigten Bauteilen anzunehmen. Dies trifft besonders für die Spantwulste der sehr großen

HP-Profile zu, die eine Wulstfläche von bis zu 30 cm^2 besitzen und mit vielen Lagen verschweißt werden müssen. Erschwerend kommt hinzu, daß die Qualitätskontrolle der Schweißverbindung besonders im Wulstbereich schwierig und, da an Bord und z.T. schlecht zugänglich, sehr aufwendig ist.

Im Zusammenhang mit der offensichtlich vorhandenen Sicherheit ergeben sich einerseits Fragen nach der Größe tolerierbarer Fehler in Längsphantstößen und andererseits Überlegungen im Hinblick auf vereinfachte Konstruktionsformen.

Bei einer in / 2 / vorgeschlagenen alternativen Konstruktionsform wird der Wulst im Bereich der Verschweißung durch Brennschnitt entfernt (wie in Bild 2 oben dargestellt, jedoch mit $b \rightarrow 0$). Die in / 3 / veröffentlichte Untersuchung zur statischen Festigkeit dieser und anderer Konstruktionsformen hat allerdings gezeigt, daß bei Längsbelastung im geschwächten Profilstoß eine sehr hohe Spannung an der Brennschnittkante infolge Querbiegung auftritt, die etwa das Fünffache der Nennspannung vor dem Stoß erreicht. Eine derartig hohe Spannung, überdies noch vor dem Nahtübergang des Stoßes, läßt auf eine geringe Schwingfestigkeit schließen. Außerdem hat sich die Kippfestigkeit des geschwächten Stoßes als zu niedrig erwiesen / 4 /.

Zur Verbesserung der Stoßform durchgeführte Finite-Element-Rechnungen haben ergeben, daß die Querbiegespannungen nur bei einer Vergrößerung der Restwulstdicke b merklich abnehmen und daß die maximale Spannung auf das etwa Dreifache der Nennspannung reduziert werden kann, wenn b ungefähr der Stegdicke des Profils entspricht / 4 /. Der zu verschweißende Teil der Wulstfläche wird dabei je nach gewählter Profilstärke auf bis zu 30 % reduziert.

Eine weitere alternative Stoßform aus der Werksnorm / 5 / ist in Bild 2 unten dargestellt. Die Wulstfläche ist nicht verschweißt, dafür ist ein entsprechend starker Stoßriegel aufgesetzt. Diese Verbindung kann als statisch gleichwertig zur herkömmlichen Stoßform angesehen werden, sie enthält aber mehrere Kerbstellen, welche die Frage nach der Bewertung dieser Form im Hinblick auf Schwingfestigkeit aufwerfen.

Die vorliegende Arbeit soll zur Klärung der angesprochenen Probleme beitragen. Im nachfolgenden Abschnitt 2 wird eine Schwingfestigkeitsuntersuchung zu den beiden, in Bild 2 gezeigten alternativen Stoßformen sowie zu der herkömmlichen Bauform beschrieben. Als Ergänzung wird im Abschnitt 3 der Frage nach einer möglichen Anrißbildung am Abschweißloch nachgegangen, die bei einer Versagensbetrachtung des gesamten versteiften Plattenfeldes eine Rolle spielen kann. Im Abschnitt 4 stehen schließlich Untersuchungen zur Bewertung von inneren Fehlern im verschweißten Profilwulst im Vordergrund.

Die Arbeit ist im Rahmen des von der Deutschen Forschungsgemeinschaft dankenswerterweise geförderten Sonderforschungsbereiches 98 "Schifftechnik und Schiffbau" entstanden.

2. Vergleich der verschiedenen Profilstoßformen

2.1 Zielsetzung

Die Untersuchungen hatten das Ziel, die verschiedenen, in der Einführung beschriebenen Profilstoßformen im Hinblick auf ihre Festigkeit bei dynamischer Belastung zu vergleichen. Dabei sollten Versuche an kleineren Modellen durchgeführt werden, bei denen die Lebensdauer bis zum Entstehen eines definierten Anrisses ermittelt wird. Im Gesamtverband eines versteiften Plattenfeldes muß bei dem Vergleich ggf. die Rißfortschrittsphase berücksichtigt werden, die dort eine erhebliche Rolle spielen kann.

Die Versuche werden als Einstufenversuche auf einem einheitlichen Lasthorizont durchgeführt, so daß die ermittelten Lebensdauern direkt einander gegenübergestellt werden können. Zusätzliche Berechnungen mit Hilfe der Methode der finiten Elemente sollen zur Klärung von aufgefundenen Unterschieden und zur Verallgemeinerung der Ergebnisse dienen.

2.2 Probenherstellung und Versuchsdurchführung

Entsprechend den Möglichkeiten der zur Verfügung stehenden Prüfmaschine, einem Resonanzpulsler Bauart Schenck, wurde ein Profil HP 160 x 7 ausgewählt. Die Beplattung wurde durch einen relativ schmalen Flachstahl 50 x 8 nachgebildet.

Die Probenform mit den drei untersuchten Varianten des Profilstoßes ist in Bild 3 und in Bild 14 oben dargestellt. Der Profilwulst und der Flachstahl laufen in den Bereich der Spannbacken hinein, woraus sich übrigens die Breite des Flachstahls ergeben hatte.

Die Spannkraft wurde über Beilegbleche in die verstärkte Stegplatte des Profils übertragen. Die Probenlänge ergab sich aus der Forderung, daß bei der Variante 2 mit teilweise freigeschnittenem Wulst die gleichen Längsspannungen auftreten sollten wie in einem Plattenfeld mit durchlaufender Beplattung. Die Überprüfung erfolgte mit dem in Abschnitt 2.5 beschriebenen Finite-Element-Modell.

Zu jeder Variante wurde eine Serie von 7 bis 8 Proben gefertigt. Das Profil HP 160 x 7 bestand aus normalfestem Schiffbaustahl (Daten in Tabelle 1), der Flachstahl aus St 37.

Die Nahtvorbereitung erfolgte mit den in Bild 3 gegebenen Abmessungen in Anlehnung an die Werksnorm / 5 /. Bei der Variante 2 wurde für den im Stoßbereich verbleibenden Wulst (einschließlich Steg) eine Breite von 14 mm vorgegeben. Der Brennschnitt erfolgte von Hand. Bei den acht Versuchsproben variierte die ausgeführte Breite zwischen 12,1 und 16,0 mm, der Mittelwert lag bei 13,6 mm.

Die Schweißfolge beim Zusammenbau entsprach derjenigen eines üblichen Profilstoßes im versteiften Plattenfeld. Zuerst wurden die beiden Profilhälften mit dem Flachstahl verschweißt, davon ausgenommen blieb die freie Dehnlänge beiderseits des Stoßes von etwa 150 mm. Dieser Kehlnahtbereich wurde erst nach dem Verschweißen des Profilstoßes (mit einer Steigenaht) ausgeführt. Abschließend wurde bei der Variante 3 der Stoßriegel aufgesetzt. Durch entsprechendes Ausrichten vor dem

Verschweißen blieb bei allen Proben die Außermittigkeit mit 1 bis 2 mm in vertretbaren Grenzen.

Der für die drei Serien einheitliche Lasthorizont wurde aus Vorversuchen so gewählt, daß bei den verschiedenen Varianten jeweils eine Lebensdauer im Zeitfestigkeitsbereich erwartet werden konnte. Es wurde eine axiale Belastungsamplitude von 120 kN aufgebracht. Für das Grenzspannungsverhältnis wurde $R = -1$, d.h. eine reine Wechselbelastung gewählt. Im ungestörten Nennquerschnitt A_n vor dem Stoß lag die Ober- bzw. Unterspannung σ_o bzw. σ_u bei einem Wert von etwa $\pm 63 \text{ N/mm}^2$.

Das Erreichen einer definierten Anrißlänge wurde durch entsprechend aufgebrauchte, 30 mm lange Dehnungsmeßstreifen (DMS) kontrolliert, deren Durchtrennen entweder registriert wurde oder zum Abschalten des Resonanzpulsers führte.

An einzelnen Proben wurden zusätzliche Dehnungsmessungen zur Ermittlung des Spannungszustands vorgenommen, auf die in den Abschnitten 2.4 und 2.5 ausführlicher eingegangen wird.

2.3 Versuchsergebnisse

Die Ergebnisse der Schwingversuche sind in der Tabelle 2 zusammengefaßt. Wie daraus hervorgeht, hat die Aufmessung der einzelnen Proben etwas unterschiedliche Nennquerschnitte A_n ergeben. Dadurch schwankt die Schwingbreite $\Delta\sigma_n$ der Nennspannung etwas. Besonders bei der Variante 1 treten größere Abweichungen auf, so daß dort die ermittelten Anrißlebensdauern N_A auf einen einheitlichen Spannungshorizont umgerechnet wurden.

Die Anrißlebensdauer N_A ist bei den einzelnen Varianten unterschiedlich definiert. Bei den Proben der Variante 1 lag der erste Anriß am Übergang der Kehlnaht zur Platte (Punkt "P" in der Skizze zur Tabelle 2). Eine Ausnahme bildet die Probe 1.4, bei der zu diesem Zeitpunkt ein vorher nicht entdeckter Anriß an der Oberkante des Abschweißloches vorhanden war.

Nachdem der Riß in der Platte die Unterseite erreicht hatte, folgte ein schnelles einseitiges Rißwachstum zur Hinterkante des Plattenstreifens. Bei einigen Proben dauerte es anschließend recht lange, bis der Riß den Plattenstreifen ganz durchtrennt hatte, d.h. auch die Vorderkante erreicht hatte. Dieses hing offenbar mit zusätzlichen Biegespannungen in der angerissenen Probe zusammen.

Die Anrißlebensdauer N_A wurde deshalb nicht mit dem Durchtrennen des gesamten Plattenstreifens gleichgesetzt, wie dies ursprünglich beabsichtigt war, sondern mit der Rißausbreitung bis zur Hinterkante des Plattenstreifens, die praktisch gleichbedeutend mit dem Durchbrechen des Risses durch die Plattenunterseite ist.

Bei den Proben der Variante 2 entstand der Anriß an der Brennschnittkante des geschwächten Wulstes, und zwar entweder am Nahtübergang "N" zur Steigenaht des Profilstoßes oder an der konstruktiven Kerbe "K" beim Übergang des parallelen Teils der Brennschnittkante in den abgeschrägten Teil (vgl. Skizze zur Tabelle 2). Lediglich bei der Probe 2.2, die zur Überprüfung des Einflusses von Eigenspannungen spannungsarm gegläht worden war, lag der Anriß zwischen den genannten Kerben an einer Brennriefe "B". Als Anrißlebensdauer N_A wurde diejenige Lastwechselzahl definiert, bei welcher der Riß an der glatten Profilseite eine Länge von 25 mm erreicht hatte, d.h. der Wulst durchtrennt und der Steg gerade angerissen war.

Bei den Proben der Variante 3 wurden Anrisse an verschiedenen Stellen beobachtet. Einen Anriß am Nahtübergang "P" in der Platte zeigten die ersten beiden Proben, bei denen die Lebensdauer wie bei der Variante 1 definiert wurde. Bei den Proben 3.3 bis 3.5 wurde der erste Anriß am Nahtübergang "R" der umschweißten Enden des Stoßriegels beobachtet. Die Lebensdauer wurde hier wieder mit einer Rißlänge von 25 mm definiert, bei welcher der Profilwulst vollständig durchtrennt war. Bei den letzten beiden Proben der Serie entstand der Anriß am Stoß in Wulsthöhe (Punkt "S") infolge der Kerbe aus dem angeschrägten Wulst. Als Anrißlebensdauer N_A wurde diejenige Lastwechselzahl angesehen, bei welcher der Riß den Stoßriegel vollständig durchtrennt hatte. Die untere Rißfront hatte bis dahin im Steg die in der Tabelle 2 angegebene Länge l_c

erreicht.

Die aus einer statistischen Auswertung der Serien unter Annahme einer Lognormalverteilung ermittelten Lebensdauern N_{A10} , N_{A50} und N_{A90} für 10% -, 50% - und 90% - Überlebenswahrscheinlichkeit $p_{\bar{0}}$ sind ebenfalls in der Tabelle 2 angegeben. Die graphische Auftragung in Bild 4 zeigt die deutliche Unterlegenheit der Variante 2 mit geschwächtem Wulst. Bei der Variante 3 fällt der im Vergleich zur Variante 1 kleinere Mittelwert und die geringere Streuung auf. Der Grund dafür dürfte in der dreifachen Anzahl etwa gleichwertiger potentieller Anrißstellen liegen. Man kann diesen Effekt allgemein an der Verteilung der Lebensdauer von mehreren, in Reihe geschalteten Elementen im Vergleich zu einem einzelnen Element nachweisen. Die untere Grenze des Streubands liegt bei den Varianten 1 und 3 etwa in vergleichbarer Höhe.

Das Streuband der Variante 1 fügt sich gut in das 95% - Intervall aus / 6 / für 44 Proben mit kettengeschweißten Kehlnähten bzw. durch Abschweißlöcher unterbrochenen Kehlnähten ein, Bild 5 oben. Die zum Vergleich eingezeichneten Streubänder der in / 7 / untersuchten Ausschnitte mit elliptischer bzw. halbovaler Form liegen am unteren Rand des Streubands. Eine mögliche Ursache dafür liegt in der größeren Länge des ununterstützten Plattenstreifens unter dem Ausschnitt, wodurch sich örtlich zusätzliche Biegespannungen ausbilden können / 7 /, sowie am gewählten Grenzspannungsverhältnis $R = 0$.

Für eine mögliche Eingruppierung der Varianten 1 bis 3 in die Kerbfälle K0 bis K4 der DIN 15018 bzw. der Schiffbauvorschrift / 8 / sind in Bild 5 unten die Streubänder aus den Versuchen in ein Wöhlerdiagramm mit den Grenzlinien für die Kerbfälle K3 und K4 eingezeichnet. Die Grenzlinien sind aus den zulässigen Nennspannungen unter Berücksichtigung eines Sicherheitsfaktors $\nu = 4/3$ ermittelt worden und entsprechen nach DIN 15018 einer Überlebenswahrscheinlichkeit $p_{\bar{0}} = 90\%$.

Danach liegen die Varianten 1 und 3 zwischen den Kerbfällen K3 und K4. Der entsprechende Fall in der DIN 15018 mit der Ordnungsnummer 346 (durchlaufendes Teil, an das Längssteifen mit unterbrochener Doppelkehlnaht oder mit Ausschnittschweißung in Doppelkehlnaht Normalgüte

angeschweißt sind) ist dem Kerbfall K3 zugeordnet, jedoch liegen nach / 9 / einige der Literatur entnommene Versuchsergebnisse zu diesem Fall sowie das oben erwähnte Streuband aus / 6 / ebenfalls unterhalb der Grenzkurve für K3. Ein größeres Verhältnis zwischen der Plattendicke und der Dicke des Profilsteges, wie es in der Praxis oft anzutreffen ist, würde nach / 12 / zu einer geringeren örtlichen Spannung am Anrißort führen und wahrscheinlich günstigere Lebensdauern liefern. Die begrenzte Breite des Plattenstreifens dürfte die Versuchsergebnisse kaum beeinträchtigt haben, was im folgenden Abschnitt anhand der örtlichen Dehnung gezeigt wird.

Die Variante 2 ist nach Bild 5 unten schlechter als der Kerbfall K4 und somit für Schifflängsverbände wenig geeignet.

2.4 Zusätzliche Dehnungsmessungen und Berechnungen zur Variante 1

Bei einer Probe der Variante 1 wurden Dehnungsmessungen im Plattenbereich unterhalb des Abschweißloches vorgenommen. Zusätzlich wurden Finite-Element-Rechnungen durchgeführt, um

- a.) den Einfluß der endlichen Plattenbreite auf die örtliche Dehnung an der Anrißstelle zu untersuchen und
- b.) die Lebensdauer nach dem Konzept der örtlichen Dehnung abzuschätzen.

Das gewählte Finite-Element-Modell mit dem schmalen Plattenstreifen ist in Bild 6 dargestellt. Das Profil und der Flachstahl ist aus Plattenelementen nachgebildet worden, wobei die Elemente im Wulstbereich so bemessen wurden, daß die Querschnittswerte um die Quer- und Hochachse eingehalten wurden. Die Kehlnaht ist durch schräggestellte Plattenelemente idealisiert worden, eine Methode, die sich bei vorlaufenden Untersuchungen / 10 / zur Erfassung der Strukturspannungen (ohne Kerbwirkung des Nahtübergangs) als brauchbar erwiesen hat. Die gesamte Querschnittsfläche der Elemente im Nahtbereich wurde in Übereinstimmung mit der wirklich vorhandenen Fläche gewählt, damit dort keine zusätzlichen Kräfte aufgenommen werden. An den Enden des

Modells wurden Symmetriebedingungen angesetzt, wobei freie Querverschieblichkeit gewahrt blieb. Die Längsbelastung wurde in Form von vorgegebenen Endverschiebungen aufgebracht.

Zusätzlich wurde ein Modell mit einem 8-mal breiteren Plattenstreifen durch Anfügen weiterer Plattenelemente erstellt. Dabei wurde die Elementteilung in der Umgebung der Anrißstelle nicht verändert, so daß eine gute Vergleichsmöglichkeit der Ergebnisse gewahrt blieb.

In Bild 7 ist der Verlauf der Längsdehnung ϵ_x an der Plattenober- und -unterseite in einem Schnitt auf Stegmitte dargestellt. Bezogen sind die Werte auf die Nenndehnung ϵ_n im ungeschwächten Querschnitt vor dem Stoß. Auf der Symmetrielinie (Bild 7 links) ist ein deutlicher Unterschied zwischen den Ergebnissen bei einem breiten und schmalen Plattenstreifen zu erkennen. Zum Nahtübergang hin (Bild 7 rechts) reduziert sich die Differenz auf ca. 3 %. Die Spannungserhöhung durch die gewählte Plattenstreifenbreite ist danach vernachlässigbar klein.

Die an dem Dehnungsmeßstreifen kurz vor der Naht im Versuch ermittelte Dehnungsamplitude beträgt $\epsilon_a = 0,55 \%$ und ist etwa 1,8-mal so hoch wie die Nenndehnung. Rechnerisch ergibt sich ein ähnlich hoher Wert unmittelbar an der Kerbe. Extrapoliert man die zugehörige mittlere Lebensdauer aus den Versuchen ($N_{A50} = 828.860$ LW) mit einem Neigungsexponenten $k = -3,75$ auf den Beginn der Dauerfestigkeit $N_D = 2 \cdot 10^6$, dann erhält man eine dauerfest ertragbare, mittlere Dehnungsamplitude von

$$\epsilon_{D\alpha,50} = 0,44 \%. \quad (\text{eigene Versuche})$$

Für die ähnlichen Ausschnittformen in / 7 / wurde ein entsprechender Wert von 0,48 % für die elliptische Form und von 0,42 % für die halbovale Form gefunden. Etwas höher liegt der Wert

$$\epsilon_{D\alpha,50} = 0,58 \%. \quad (\text{aus / 11 /})$$

für einen 3 mm - DMS vor der Naht, der jedoch für querbeanspruchte Kehlnähte gilt.

Grundsätzlich scheint das Konzept der örtlichen Dehnungen für die untersuchte Konstruktionsform geeignet zu sein und eine Verallgemeinerung der Ergebnisse auf veränderte Abmessungen und Ausschnittformen zu ermöglichen.

2.5 Zusätzliche Dehnungsmessungen und Berechnungen zur Variante 2

Mit ähnlicher Zielsetzung wie für die Variante 1 wurden auch für die Variante 2, dem Profilstoß mit geschwächtem Profilwulst, Dehnungsmessungen und Finite-Element-Berechnungen durchgeführt. Da es hierbei mehr auf die Spannungen im oberen Stoßbereich ankam, wurde das Profil in isoparametrische Volumenelemente mit Zwischenknoten an den Elementkanten eingeteilt. Der Plattenstreifen wurde durch einfache Plattenelemente idealisiert, wobei die Kehlnaht nicht nachgebildet wurde. Ein sehr ähnliches Finite-Element-Modell hatte sich bereits bei den statischen Untersuchungen bewährt und ist in / 3 / beschrieben.

Wegen der Nahtüberhöhung im Stoßbereich wurden im Versuch die einachsigen Dehnungsmeßstreifen auf dem Profil etwa 20 mm von der Symmetrielinie entfernt angeordnet. Die ermittelten Spannungen in diesem Schnitt sowie in der Platte auf der Symmetrielinie sind in Bild 8 dargestellt, das im übrigen auch einen Eindruck von der gewählten Elementteilung vermittelt. Durch die Querbiegung des einseitig geschwächten Wulstes entstehen an der Brennschnittkante recht hohe Spannungen, die rechnerisch das etwa 3-fache der Nennspannung σ_n vor dem Stoß erreichen. Die im Versuch ermittelte Spannung war etwa 3,4-mal höher als die Nennspannung, allerdings betrug die Restdicke des Wulstes (einschließlich Stegdicke) nur 12,8 mm anstatt der vorgegebenen und rechnerisch eingesetzten 14 mm.

Betrachtet man das Dreifache der Nenndehnung als örtliche Dehnung, dann erhält man für den Versuch eine örtliche Dehnungsamplitude von $\epsilon_a = 0,91\%$. Extrapoliert man die zugehörige mittlere Anrißlebensdauer ($N_{A50} = 170.520$ LW) wieder mit einem Neigungsexponenten $k = -3,75$ auf den Beginn der Dauerfestigkeit $N_D = 2 \cdot 10^6$, dann ergibt sich eine dauerhaft ertragbare mittlere Dehnungsamplitude von

$$\varepsilon_{D\alpha,50} = 0,47 \% \quad (\text{eigene Versuche})$$

Für einen biegebeanspruchten Stumpfstoß ist nach / 11 / die mittlere, bei $N = 10^5$ Lastwechseln zeitfest ertragbare Nenndehnungsamplitude $\varepsilon_{\alpha} = 1,2 \%$. Dem würde ein auf $N_0 = 2 \cdot 10^6$ umgerechneter Wert von

$$\varepsilon_{D\alpha,50} = 0,54 \% \quad (\text{aus / 11 /})$$

entsprechen. Die bei den eigenen Versuchen ermittelte niedrigere ertragbare Dehnung ist sicherlich von denjenigen Proben negativ beeinflusst, die an dem Abknickpunkt der Brennschnittkante schon bei relativ niedriger Lastwechselzahl angerissen sind (Punkt "K" in Tabelle 2).

3. Schwingfestigkeit des Abschweißloches

3.1 Zielsetzung

Als Ergänzung zu den oben beschriebenen Untersuchungen sollen in diesem Abschnitt die Versuche zur Ermittlung der Anrißlebensdauer für das Abschweißloch beschrieben werden. Zwar hatte sich gezeigt, daß am Profilstoß der Kehlnahtauslauf am Ende des Abschweißloches eine geringere Schwingfestigkeit besitzt, jedoch scheint die Anrißlebensdauer am oberen Ausschnitttrand ähnlich hoch zu liegen, wie die Probe 1.4 der ersten Versuchsserie gezeigt hatte. Außerdem ist für eine Betrachtung des Rißfortschritts in der Platte das Anrißverhalten am Profilstoß von Bedeutung. Weil mit wachsender Rißlänge in der Platte die örtliche Beanspruchung am oberen Ausschnitttrand ansteigt, ist die Anrißlebensdauer besonders auch bei höherer Beanspruchung von Interesse.

3.2 Probenherstellung und Versuchsdurchführung

Der obere Bereich des Abschweißloches zeichnet sich a.) durch die halbkreisförmige Brennschnittkante und b.) durch den Übergang zur Schweißnaht des Profilstoßes aus. Hierdurch liegt eine zusätzliche Kerbwirkung vor, die bei einer starken Nahtüberhöhung beträchtlich sein kann. Der Kerbfaktor α_K aus dem halbkreisförmigen Ausschnitt

hängt hauptsächlich vom Verhältnis der Blechdicken zwischen der Platte t_p und dem Profilsteg t_s ab. Nach / 12 / ist bei einem Dickenverhältnis $t_p/t_s = 2 : 1$ der Kerbfaktor $\alpha_K = 2,35$. Bei $t_p/t_s = 1 : 2$ steigt dieser auf $\alpha_K = 2,75$. Für das FE-Modell nach Bild 6 mit $t_p/t_s = 1 : 1,14$ wurde ein Wert von $\alpha_K = 2,4$ bestimmt.

Die Schwingversuche wurden mit der in Bild 9 gezeigten Probenform durchgeführt. Auf halber Länge eines Flachstahls 120×8 wurden ein Stoß und zwei halbkreisförmige Ausschnitte angeordnet. Die Probenfertigung erfolgte in der Weise, daß nach der Nahtvorbereitung der eine Ausschnitt brenngeschnitten wurde und anschließend die Schweißverbindung als Steigenaht ausgeführt wurde, wodurch die typische Nahtform am Ausschnitttrand entstand. Der zweite, aus Symmetriegründen auf der Gegenseite angeordnete Ausschnitt wurde gefräst.

Zur Überwachung eines definierten Anrisses wurde auf der Wurzelseite ein 30 mm - DMS ca. 6 mm neben dem Ausschnitt angebracht. Dazu wurde örtlich die Überhöhung der Wurzelnaht abgearbeitet.

Bezüglich der Spannung im Nettoquerschnitt ergibt sich für die Probe nach / 13 / ein Kerbfaktor $\alpha_K = 1,54$, der auch bei einem Vorversuch meßtechnisch nachgewiesen wurde. Eine Übertragung der Ergebnisse auf die wirkliche Bauform mit zusätzlicher Platte dürfte über die örtliche Spannung bzw. Dehnung am Scheitelpunkt der Ausrundung möglich sein.

Insgesamt wurden zwei Versuchsserien zu je 8 bzw. 7 Proben hergestellt. Damit konnten die Schwingversuche mit dem Resonanzpulser auf zwei Lasthorizonten durchgeführt werden. Das Grenzspannungsverhältnis betrug $R = 0$. Für die beiden Horizonte wurde eine Oberlast von 90 kN bzw. 160 kN gewählt, was einer linear-elastischen örtlichen Spannung von 289 N/mm^2 bzw. 513 N/mm^2 entspricht.

3.3 Versuchsergebnisse

Die Ergebnisse der Schwingversuche sind in der Tabelle 3 aufgelistet. Die dort angegebene Schwingbreite $\Delta\sigma_n$ der Nennspannung bezieht sich auf den aufgemessenen Querschnitt A_n im Bereich der Ausschnitte (Net-

toquerschnitt).

Erwartet wurde der Anriß nach den Beobachtungen aus mehreren Vorversuchen am Nahtübergang im brenngeschnittenen Ausschnitt (Punkt "N" in der Skizze zur Tabelle 3). Die Lebensdauer bei einem definierten Anriß von 6 mm sollte am Durchtrennen des entsprechend angeordneten Dehnungsmeßstreifens registriert werden.

Bei der Mehrzahl der Proben verlief der Versuch in der erwarteten Weise. Bei zwei Proben der ersten Serie entstand jedoch ein Anriß an der Brennschnittkante (Punkt "B" in der Skizze zur Tabelle 3), und der Riß lief am Meßstreifen vorbei. Aus der registrierten Dehnungsänderung wurde die in der Tabelle 3 angegebene Anrißlebensdauer N_A abgeschätzt.

Bei den höherbelasteten Proben der Serie 2 traten Anrisse sowohl vom brenngeschnittenen als auch vom mechanisch bearbeiteten Ausschnitt auf. Die Anrißlebensdauer dieser beiden konkurrierenden Kerben ist bei hoher Last danach etwa gleich. In die weiteren Betrachtungen werden jedoch nur die vier Proben (2.2, 2.4, 2.5, 2.6) einbezogen, bei denen der Anriß von dem brenngeschnittenen Ausschnitt ausging.

Die ermittelten Anrißlebensdauern N_A sind in Bild 10 oben in Abhängigkeit von der Schwingbreite $\Delta\sigma_n$ der Nennspannung im Nettoquerschnitt aufgetragen. Für die Serie 1 ergibt sich ein recht schmales Streuband. Die Ergebnisse für die höherbelastete Serie 2, die wegen der geringen Probenzahl keiner statistischen Auswertung unterzogen wurde, liegen etwas links von der eingezeichneten mittleren Wöhlerlinie mit dem Neigungsexponenten $k = -3,75$. Der Grund dafür wird darin gesehen, daß in der Serie 2 diejenigen Proben mit höherer Anrißlebensdauer der Brennschnittkante fehlen, weil sie an dem gefrästen Ausschnitt angerissen sind.

Im Bild 10 unten ist die Anrißlebensdauer des Abschweißloches mit derjenigen der Variante 1 verglichen. Dabei wurde die Nennspannung für das Abschweißloch mit Hilfe der Kerbfaktoren α_K auf die Verhältnisse im Profilstoß der Variante 1 umgerechnet, wodurch die gleiche örtliche Spannung am Scheitelpunkt des Abschweißloches angenommen wird.

Wegen des unterschiedlichen Grenzspannungsverhältnisses R wurde außerdem die Schwingbreite der Nennspannung mit dem üblicherweise verwendeten Faktor $6/5$ / 8 / auf das Verhältnis $R = -1$ umgerechnet.

Der Vergleich in Bild 10 unten zeigt eine nur geringfügig höhere Schwingfestigkeit des Abschweißloches gegenüber dem Nahtübergang zur Platte in der Variante 1. Nach den Versuchen zur Variante 1 wurde ein größerer Unterschied erwartet. Offenbar haben günstige Eigenspannungen in den Proben zur Variante 1 einen frühen Anriß am Abschweißloch verhindert.

4. Schwingfestigkeit fehlerbehafteter Profilstöße

4.1 Zielsetzung

Entsprechend der eingangs beschriebenen Problemstellung hatte die Untersuchung das Ziel, die Schwingfestigkeit von Profilstößen mit inneren Fehlern zu ermitteln. Die Fehler sollten sich im Wulst der HP-Profile befinden, wo eine zerstörungsfreie Prüfung sowohl mit Durchstrahlung als auch mit Ultraschall besonders schwierig ist.

Die Untersuchungen sind als Ergänzung bereits durchgeführter / 14 / und derzeit laufender Versuche / 15 / zur Schwingfestigkeit von fehlerbehafteten Stumpfnähten anzusehen und dienen zur Klärung der Frage, inwieweit die Ergebnisse auch auf andere Querschnittsformen wie den hier betrachteten Spantwulsten übertragbar sind. Zur Verallgemeinerung der Ergebnisse wird versucht, die im Experiment bestimmte Lebensdauer mit Hilfe bruchmechanischer Ansätze rechnerisch zu erfassen.

4.2 Probenherstellung und Versuchsdurchführung

Für die Untersuchungen wurde ein Profil HP 200 x 9 ausgewählt, dessen Wulstfläche für das Einbringen eines Fehlers als ausreichend groß angesehen wurde.

Die gewählte Probenform ist aus Bild 11 ersichtlich. Der untere Teil des Profilsteges wurde abgearbeitet, so daß ein Prüfquerschnitt mit einer Höhe von 80 mm verblieb. Zur Einspannung hin wurde ein etwas breiterer Steg belassen. Dort wurde sowohl der Steg als auch der Wulst mechanisch abgearbeitet, damit die Probenenden über entsprechend gestaltete Zwischenbleche in die Prüfmaschine eingespannt werden konnten. Es hat sich gezeigt, daß die Schwingfestigkeit dieser Probenenden ausreichend hoch war, um Versuche mit inneren Fehlern im Prüfquerschnitt durchzuführen. Allerdings traten bei nicht vorhandenen oder sehr kleinen inneren Fehlern überwiegend Brüche an der Einspannung auf.

Die Form der Nahtvorbereitung auf halber Probenlänge wurde der Werksnorm / 16 / entnommen. Die X-Form in Wulsthöhe ermöglichte es, durch eine entsprechende Gestaltung mit vorspringenden Bereichen einen Fehler durch ungenügende Durchschweißung zu erzeugen (Bild 11 unten und Bild 14 unten). Dabei erfolgte die Schweißung in der üblichen Weise von Hand als Steigenaht (Schweißdaten in Tabelle 1). Die rechteckigen, aufeinanderstoßenden Flächen wurden durch den Einbrand etwas verkleinert und in ihrer Form verändert. Die dadurch erzeugten Fehler entsprachen einem Innenriß mit relativ scharfen Rändern, wobei vereinzelt Schlackeneinschlüsse an einer oder zwei Seiten auftraten.

Um einen Anriß von außen zu unterbinden, wurde die Nahtüberhöhung im Stoßbereich abgeschliffen. Einige Vertiefungen am Nahtübergang wurden belassen, weil sonst der Prüfquerschnitt zu stark geschwächt worden wäre. Dies führte bei manchen, sehr klein geratenen inneren Fehlern ($< 4 \times 4$ mm) zum Anriß von außen.

Einen Anriß von innen zeigten insgesamt 12 Proben, deren Fehlerabmessungen in Tabelle 4 aufgelistet sind. Die Abmessungen variierten von $3,0 \times 5,0$ mm² (Probe 1.7) bis $9,5 \times 9,5$ mm² (Probe 2.2). Außerdem ergaben sich unterschiedliche Fehlerpositionen innerhalb des Wulstquerschnittes. Die Abstände h_1 , h_2 und h_3 zu den Wulsträndern sind ebenfalls in der Tabelle 4 angegeben.

Die Schwingversuche wurden wiederum auf dem Resonanzpulser mit einer Prüffrequenz von etwa 30 Hz durchgeführt. Es wurde eine axiale Bela-

stung mit konstanter Lastamplitude aufgebracht.

Die Serie 1 mit insgesamt neun Proben wurde im Zug-Schwellbereich bei einem Grenzspannungsverhältnis $R = 0$ untersucht. Die Oberspannung σ_0 betrug bei den ersten acht Proben 172 N/mm^2 und bei der 9. Probe (unbeabsichtigt) 266 N/mm^2 .

Die zweite Serie mit den restlichen drei Proben wurde bei verschieden hoher Wechselbelastung mit $R = -1$ untersucht. Diese Versuche sind als Tastversuche zur Überprüfung des R-Einflusses anzusehen.

4.3 Versuchsergebnisse

Die Lastwechselzahl N bis zum Bruch ist für die einzelnen Proben ebenfalls in der Tabelle 4 aufgelistet sowie in Bild 12 in Abhängigkeit von der Schwingbreite der Nennspannung $\Delta\sigma$ im doppeltlogarithmischen Netz aufgetragen. Die Lebensdauer ist dabei praktisch identisch mit derjenigen Lastwechselzahl, bei der die Bruchfläche einen Rand des Profiwulstes erreichte, denn die anschließende Restlebensdauer hatte sich als sehr kurz erwiesen.

Aus den Ergebnissen in Bild 12 sind zwei Punkte bemerkenswert:

- a.) Die auf einem konstanten Lasthorizont mit $R = 0$ untersuchten Proben 1.1 bis 1.8 ergeben ein sehr breites Streuband mit einem Streufaktor $T_N = N_{10} / N_{90} = 10,3$ zwischen der 10% - und 90% - Überlebenswahrscheinlichkeit. Diese für Schwingversuche ungewöhnlich hohe Streuung hängt offenbar damit zusammen, daß Proben mit sehr unterschiedlichen inneren Fehlern zu einer Serie zusammengefaßt worden sind. Außerdem spielen die Lage des Fehlers und sicherlich auch die Eigenspannungen in der Schweißnaht eine bedeutende Rolle.
- b.) Die drei Proben der Serie 2, die mit einem Grenzspannungsverhältnis $R = -1$ untersucht wurden, zeigen einen deutlichen Einfluß des Grenzspannungsverhältnisses, der im Gegensatz zu den Ergebnissen in / 14 / steht. Möglicherweise ist die relativ geringe Fehlergröße bei den hier untersuchten Profiwulsten dafür verantwortlich, wodurch

der Riß über einen Teil der Lebensdauer in einem Druckeigenspannungsfeld verläuft und dabei Rißschließen auftritt.

Ähnlich wie bei den in / 14 / untersuchten inneren Fehlern in Stumpfnähten liegt die "Kerbschärfe" der hier betrachteten Fehler zwischen den Kerbfällen K3 und K4 entsprechend der Klassierung in der DIN 15018 und in den Schiffbauvorschriften / 8 /. Aussagekräftiger ist jedoch eine bruchmechanische Betrachtung, auf die im folgenden Abschnitt eingegangen wird.

Erwähnenswert ist noch die Richtung, in der sich der Riß vornehmlich ausgebreitet hat. In der Tabelle 4 ist jeweils der Rand angegeben, an dem der Riß die Oberfläche erreicht hat (1 = glatte Seite bzw. Mallkante des Profils, 2 = Oberseite des Profilwulstes, 3 = schräge Unterseite des Profilwulstes). Bei jeweils etwa der Hälfte der Proben der Serie 1 (R = 0) erreichte der Riß zuerst die Oberseite (2) des Profils bzw. die schräge Unterseite (3) des Profilwulstes, wobei ein Rißwachstum auch zu den anderen Seiten hin zu erkennen war. Bei der Serie 2 (R = -1) erweiterte sich der Riß dagegen in erster Linie zur glatten Seite (1) des Profils, die auch zuerst erreicht wurde, sowie ein wenig zur Oberseite (2) des Profilwulstes. Eine mögliche Erklärung wird in dem Eigenspannungsfeld in der Schweißnaht gesehen.

4.4 Bruchmechanische Berechnungen

Die Lebensdauer der einzelnen Proben ist mit Hilfe der PARIS-Gleichung

$$da/dN = C \cdot (\Delta K)^m$$

nachgerechnet worden. Dabei ist da/dN die Änderung der Rißlänge a mit der Lastspielzahl N . Die Konstanten C und m wurden aus der mittleren Geraden des in / 17 /, Bild 2-6, gegebenen Streubandes für Stähle bestimmt:

$$C = 1,6 \cdot 10^{-12} \text{ [N; mm]}; \quad m = 2,72$$

Der Spannungsintensitätsfaktor ΔK wurde für einen ellipischen Ersatz-

fehler mit den in / 18 / angegebenen Geometriefaktoren ermittelt. Für die Halbachsen des Ersatzfehlers wurden die größten Abmessungen des Fehlers parallel und senkrecht zu demjenigen Rand angesetzt, der bei der Rißausbreitung im Versuch zuerst erreicht wurde. Nur für diesen Rand wurde im übrigen ein Randeinfluß auf ΔK berücksichtigt, der überdies erst im letzten Drittel der rechnerischen Lebensdauer wirksam wurde.

Die mit Rißerweiterungsschritten von $\Delta a = 1$ mm inkrementell durchgeführte Berechnung ergab die in Tabelle 4 rechts aufgelisteten Lebensdauern bis zum Durchstoßen des im Versuch zuerst erreichten Randes. In Bild 13 sind die rechnerischen Lebensdauern der ersten acht Proben der Serie 1 denjenigen aus dem Versuch gegenübergestellt. Dabei zeigt sich, daß

- a.) die rechnerische Streuung, die sich nur aus der Fehlergröße und -lage ergibt, bereits sehr groß ist und
- b.) daß die bruchmechanische Berechnung für eine sichere Lebensdauerabschätzung offenbar geeignet ist, denn die unteren Bereiche des Streubandes, z.B. die 90 % - Überlebenswahrscheinlichkeit, liegen relativ dicht beieinander. Die Übereinstimmung wäre wohl noch besser, wenn in der Berechnung die Streuung der Rißfortschrittsparameter C und m oder deren Mindestwerte berücksichtigt worden wären.

Bei den Proben der Serie 2, die mit einem Grenzspannungsverhältnis von $R = -1$ untersucht wurden, ergibt sich rechnerisch nur dann eine Lebensdauer von der im Versuch ermittelten Größenordnung, wenn beim Spannungsintensitätsfaktor lediglich der Zuganteil der Spannung als wirksame Schwingbreite ΔK_{eff} für die Rißerweiterung angesetzt wird (vgl. Ergebnisse in Tabelle 4).

5. Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurden experimentelle und rechnerische Untersuchungen zur Schwingfestigkeit von mehreren Varianten eines Längs-
spanntstoßes aus HP-Profilen beschrieben. Neben der üblichen Bauform

mit voller Wulstverschweißung wurde als zweite Variante ein Profilstoß mit geschwächtem Wulst und als dritte Variante ein Stoß mit unverschweißtem Wulst und zusätzlich aufgesetztem Stoßriegel untersucht.

Die auf einem einheitlichen Lasthorizont durchgeführten Schwingversuche zeigten bei der ersten und dritten Variante etwa gleich hohe Anrißlebensdauern, die zwischen den Kerbfällen K3 und K4 nach der Klassierung der DIN 15018 einzustufen sind. Die Anrißstelle liegt beim Nahtübergang zur Platte am Rande des Abschweißloches sowie bei der dritten Variante auch am Auslauf des Stoßriegels sowie an der Kerbe infolge des unverschweißten Wulstes. Die Schwingfestigkeit des oberen Bereiches des Abschweißloches liegt etwas höher, wie zusätzliche Versuche zeigten. Die zweite Variante mit geschwächtem Wulst besitzt dagegen eine deutlich niedrigere Anrißlebensdauer und ist für Schiffslängsverbände wenig geeignet.

Mit den örtlichen Dehnungen kurz vor dem Nahtübergang, die aus Dehnungsmessungen und linearen Finite-Element-Rechnungen ermittelt wurden, lassen sich weitere Varianten nach dem Konzept der örtlichen Dehnungen rechnerisch untersuchen.

Abschließend wurden Schwingversuche an Profilstößen mit inneren Fehlern im Wulstbereich durchgeführt. Dabei streute die Lebensdauer sehr stark, was u.a. auf die verschiedenen Fehlergrößen und -lagen zurückzuführen war. Die zusätzlich mit der PARIS-Gleichung ermittelten Lebensdauern zeigten, daß eine sichere rechnerische Abschätzung möglich ist, insbesondere wenn die Streuung der Rißfortschrittsparameter berücksichtigt wird.

Der in den Versuchen festgestellte Einfluß des Grenzspannungsverhältnisses R kann durch Einführung einer effektiven Schwankungsbreite des Spannungsintensitätsfaktors berücksichtigt werden. Zu diesem Problembereich liegen jedoch zu wenige Versuchsergebnisse vor. Abgesicherte Aussagen hierzu können die ähnlichen, an Stumpfstößen durchgeführten Untersuchungen / 15 / liefern.

6. Literatur

- / 1 / YOUSHAU, R.: Nondestructive Inspection of Longitudinal Stiffener Butt Welds in Commercial Vessels. Ship Structure Committee, Report No. 295/1980.

- / 2 / SCHÖNFELDT, H.: Offshore-Bauwerke - Fertigung und Stahlwerkstoffe. Handbuch der Werften, XV. Band, Schiffahrtsverlag "Hansa", C. Schroedter & Co., Hamburg 1980.

- / 3 / FRICKE, W.: Festigkeitsuntersuchungen an fertigungsgünstig gestalteten Längsspannstößen aus HP-Profilen. FDS-Bericht 115/1981, Forschungszentrum des Deutschen Schiffbaus, Hamburg 1981.

- / 4 / NN.: Teilprojekt 16: Zuverlässigkeit der Schiffskonstruktion. Arbeitsbericht des Sonderforschungsbereiches 98 "Schiffstechnik und Schiffbau", Hannover-Hamburg 1983.

- / 5 / NN.: Stöße von Flachwulstprofilen. Normblätter der Firma BLOHM & VOSS A.G., Hamburg 1979.

- / 6 / GURNEY, T.R.; MADDOX, S.J.: A Re-Analysis of Fatigue-Data for Welded Joints in Steel. Rep. E/44/72, The Welding Institute, Abington, Cambridge 1972.

- / 7 / PAETZOLD, H.: Schwingfestigkeitsverhalten ausgewählter Details aus der Schiffskonstruktion. FDS-Bericht 159/1985, Forschungszentrum des Deutschen Schiffbaus, Hamburg 1985.

- / 8 / GERMANISCHER LLOYD: Vorschriften für Klassifikation und Bau von stählernen Seeschiffen. Selbstverlag Hamburg, 1982.

- / 9 / NOWAK, B.; SAAL, H.; SEEGER, T.: Ein Vorschlag zur Schwingfestigkeitsbemessung von Bauteilen aus hochfesten Baustählen. Der Stahlbau 44 (1975), S. 257 - 268 und 306 - 313.

- / 10 / PETERSHAGEN, H.; PAETZOLD, H.: Untersuchungen zur Bewertung schweißtechnischer Gestaltungsformen im Schiffbau. FDS-Bericht 142/1983, Forschungszentrum des Deutschen Schiffbaus, Hamburg 1983.
- / 11 / HAIBACH, E.: Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung. Laboratorium für Betriebsfestigkeit, Bericht FB-77, Darmstadt 1968.
- / 12 / MATOBA, M.; KAWASAKI, T.; FUJII, T.; YAMAUCHI, T.: Evaluation of Fatigue Strength of Welded Steel Structures, Hull's Members, Hollow Section Joints, Piping and Vessel Joints. IIW-XIII-1082-83, International Institute of Welding, 1983.
- / 13 / PETERSON, R.E.: Stress Concentration Design Factors. J. Wiley & Sons, New York 1953.
- / 14 / PETERSHAGEN, H.: Untersuchungen zum Einfluß schweißbedingter Fehler auf die Schwingfestigkeit von Schiffbauschweißverbindungen. Schiff und Hafen, Heft 10, 1983, S. 82 - 86.
- / 15 / PETERSHAGEN, H.: Untersuchungen zur Bewertung innerer Fehler in Stumpfnähten an Schiffbaustählen. FDS-Bericht (in Vorbereitung), Forschungszentrum des Deutschen Schiffbaus, Hamburg 1985.
- / 16 / NN.: Vorläufige Werksnorm, Ausgabe 1975. Thyssen Nordseewerke GmbH, Emden 1975.
- / 17 / DEUTSCHER VERBAND FÜR SCHWEISSTECHNIK: Merkblatt 2401 "Bruchmechanische Bewertung von Fehlern in Schweißverbindungen", Teil 1 "Grundlagen und Vorgehensweise". Oktober 1982.
- / 18 / RADAJ, D.: Geometriekorrektur zur Spannungsintensität an elliptischen Rissen. Schweißen und Schneiden, Heft 10/1977, S. 398 - 402.

Werkstoffdaten der HP-Profile

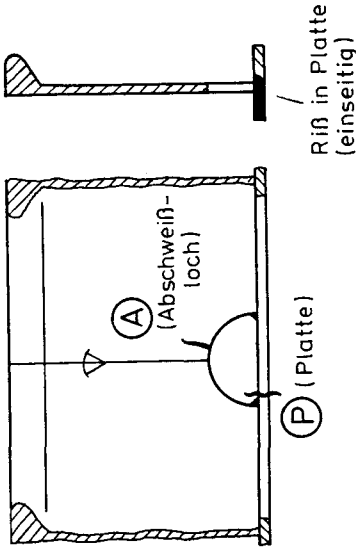
Profil	Gütegrad (Zertifikat)	Ergebnis des Zugversuchs			chemische Zusammensetzung				
		Streck- grenze [N/mm ²]	Zug- festigkeit [N/mm ²]	Bruch- dehnung [%]	C	Si	Mn	P	S
HP 160 x 7	normalfest, Grad A (Lloyds Register of Shipping)	307	479	33	0.14	0.15	0.62	0.027	0.012
HP 200 x 9	normalfest, Grad A (Register der UdSSR)	300	477	31	0.17	0.08	0.88	0.013	0.013

Daten zur Handschweißung

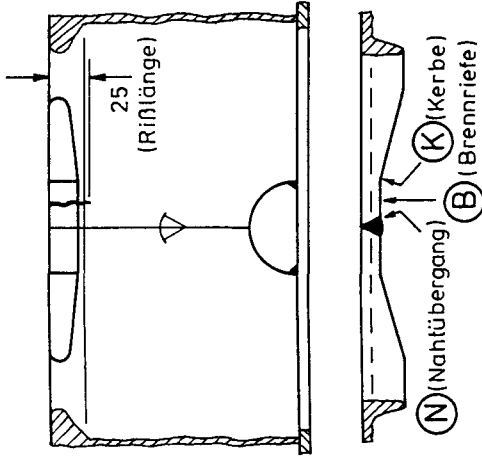
Schweißung	Typ	E l e k t r o d e Bezeichnung DIN 1913		Durchmesser	Stromstärke
Profilstoß (Wurzellage)	Stabilend P (Arcos)	E 43 33 AR	7	2.50	80 - 110 A
	Navalend (Arcos)	E 43 22 R(c)	3	3.25	90 - 130 A
Verbindung Profil- platte (Kehlnaht)	Navalend (Arcos)	E 43 22 R(c)	3	4.00	130 - 180 A

Tabelle 1: Daten zum Werkstoff und zur Handschweißung

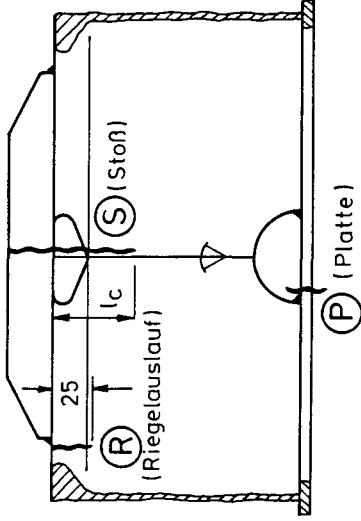
Variante 1



Variante 2



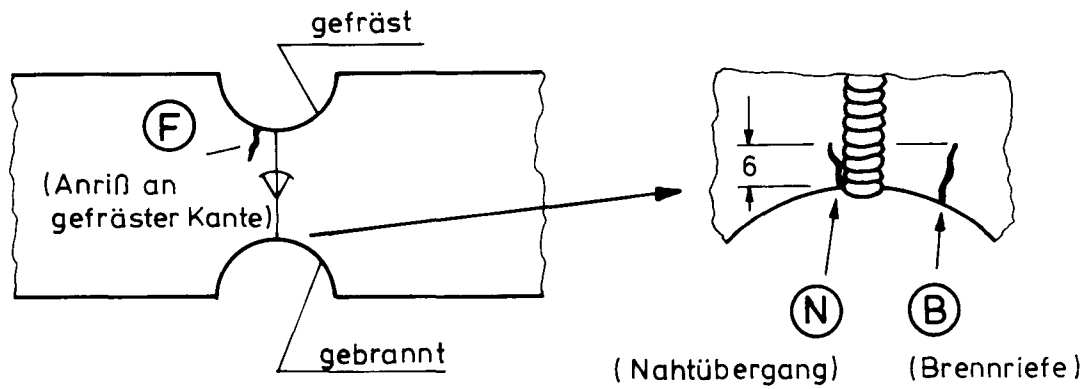
Variante 3



Probe Nr.	Brutto-quer-schnitt A_n [cm ²]	Schwing-breite $\Delta\sigma_n$ [N/mm ²]	Anriß-lebens-dauer N_A [LW]	Anriß-ort (s.o.)	Probe Nr.	Brutto-quer-schnitt A_n [cm ²]	Schwing-breite $\Delta\sigma_n$ [N/mm ²]	Anriß-lebens-dauer N_A [LW]	Anriß-ort (s.o.)	Probe Nr.	Brutto-quer-schnitt A_n [cm ²]	Schwing-breite $\Delta\sigma_n$ [N/mm ²]	Anriß-lebens-dauer N_A [LW]	Anriß-ort (s.o.)
1.1	18.4 (127)	130	416000 (455000) ¹⁾	P	2.1	19.0	127	343500	N	3.1	19.0	126	628000	P
1.2	18.6 (127)	129	521000 (552000) ¹⁾	P	2.2	18.9	127	184800	B	3.2	18.9	127	595000	P
1.3	18.5 (127)	130	1422000 (1552000) ¹⁾	P	2.3	18.8	127	200500	N	3.3	19.0	127	623000	R
1.4	18.6 (127)	129	771000 (818000) ¹⁾	P(A) ²⁾	2.4	19.0	126	140000	N	3.4	19.0	126	447000	R
1.5	19.0	126	1025000	P	2.5	18.9	127	175100	K	3.5	18.9	127	480400	R
1.6	19.1	126	1025000	P	2.6	19.0	126	174100	N	3.6	18.9	127	670000	S
1.7	18.4 (127)	130	735000 (802000) ¹⁾	P	2.7	19.0	127	94000	K	3.7	18.9	127	946000	S
1.1 - 1.7			$N_{A10} = 1465160$ $N_{A50} = 828860$ $N_{A90} = 468900$		2.8	19.1	126	140000	K	(3.6:1c = 50 mm; 3.7:1c = 35 mm)				
					2.1 - 2.8			$N_{A10} = 279800$ $N_{A50} = 170520$ $N_{A90} = 103920$		3.1 - 3.7			$N_{A10} = 849870$ $N_{A50} = 610650$ $N_{A90} = 438770$	

¹⁾ Mit Neigungsexponent $k = -3.75$ auf $\Delta\sigma = 127$ N/mm² umgerechnet ²⁾ Erster RiB offenbar vom Abschweißloch ausgegangen

Tabelle 2: Schwingfestigkeitsversuche zu den Varianten des Profilstoßes



Probe Nr.	Nettoquerschnitt A_n [cm ²]	Schwingbreite $\Delta\sigma_n$ [N/mm ²]	Anrißlebensdauer N_A [LW]	Lebensdauer N [LW]	Anrißort (s.o.)
1.1	4.8	(208 190)	309 700 434 900 ¹⁾	-	N
1.2	4.8	186	357 700	496 000	N
1.3	4.7	193	684 100	968 400	N
1.4	4.8	189	647 200	729 500	N
1.5	4.7	191	~440 000 ²⁾	463 000	B ²⁾
1.6	4.7	191	~870 000 ²⁾	1 020 800	B ²⁾
1.7	4.8	189	406 400	455 400	N
1.8	4.7	191	357 700	496 000	N
1.1 - 1.8 : $N_{A10} = 776 400$; $N_{A50} = 498 800$; $N_{A90} = 320 500$					
2.1	4.7	339	-	46 400	F
2.2	4.7	343	33 200	42 900	N
2.3	4.5	357	-	59 200	F
2.4	4.7	339	61 400	62 700 ³⁾	N
2.5	4.8	334	24 500	29 000	N
2.6	4.6	351	15 400	20 500	N
2.7	4.7	337	-	20 300	F

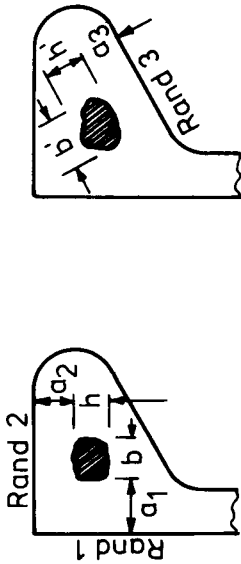
¹⁾ Mit Neigungsexponent $k = - 3.75$ auf $\Delta\sigma_n = 190$ N/mm² umgerechnet.

²⁾ Riß an DMS vorbeigelaufen.

³⁾ Kurze Restlebensdauer, weil Anriß von beiden Seiten entstand.

Tabelle 3: Schwingfestigkeitsversuche zum Abschweißloch

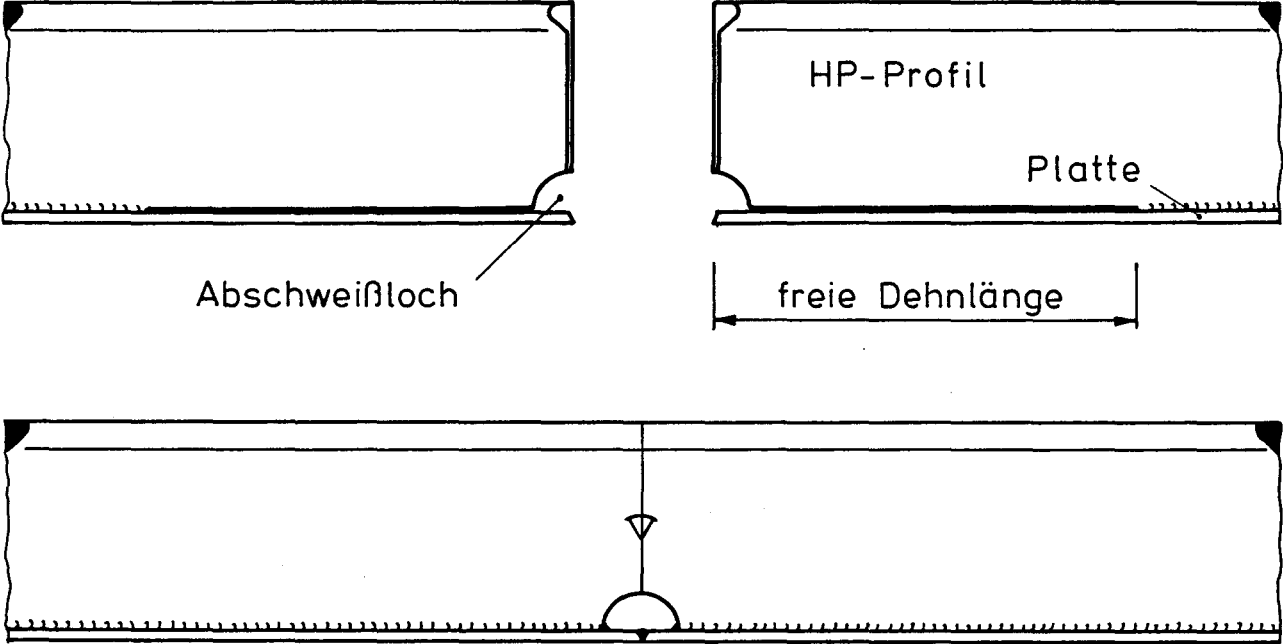
Zur Fehlergeometrie:



Probe Nr.	Fehlergeometrie						Versuchsergebnisse			Berechnung	
	b x h [mm]	b' x h' [mm]	a ₁ [mm]	a ₂ [mm]	a ₃ [mm]	σ_u/σ_o [N/mm ²]	Lebens- dauer N	Riß zuerst bei Rand:	$\Delta\sigma_{eff}$ [N/mm ²]	Lebens- dauer N	
1.1	6.5 x 7.5	7.0 x 8.0	13.0	8.5	7.0	0/172	141 400	2	172	228 600	
1.2	5.5 x 7.0	8.0 x 6.0	13.0	7.5	9.5	0/172	839 000	3	172	226 800	
1.3	8.5 x 8.0	10.0 x 9.5	12.0	8.0	5.5	0/172	305 200	3	172	121 500	
1.4	7.0 x 8.0	8.0 x 10.0	12.0	9.0	5.5	0/172	148 400	3	172	144 400	
1.5	9.0 x 6.5	10.0 x 10.0	11.0	9.0	6.5	0/172	827 500	2	172	203 700	
1.6	8.5 x 8.0	9.5 x 9.0	10.0	9.5	6.0	0/172	92 700	3	172	137 900	
1.7	3.0 x 5.0	4.0 x 4.5	9.0	8.5	11.0	0/172	626 600	3	172	368 500	
1.8	4.0 x 5.0	4.5 x 5.0	11.0	8.0	11.0	0/172	294 500	2	172	323 100	
1.9	4.0 x 4.5	4.0 x 4.5	10.5	8.5	10.5	0/266	37 000	2	266	102 900	
1.1 - 1.8	Versuch: N ₁₀ = 978 500; N ₅₀ = 305 600; N ₉₀ = 95 400; Berechnung: N ₁₀ = 345 800; N ₅₀ = 202 900; N ₉₀ = 119 100										
2.1	7.0 x 6.0	9.5 x 8.5	10.5	9.0	8.0	-94/+94	1 291 800	1	94	1 377 400	
2.2	9.5 x 9.5	8.5 x 7.0	8.0	10.5	9.0	-102/+102	2 342 100	1	102	664 000	
2.3	4.5 x 6.0	4.5 x 5.0	11.0	9.5	10.5	-148/+148	126 900	1	148	457 600	

Tabelle 4: Schwingfestigkeitsversuche zu den Profilstößen mit inneren Fehlern

Profilstoß und Plattenstoß in einer Ebene:



Profilstoß und Plattenstoß versetzt:

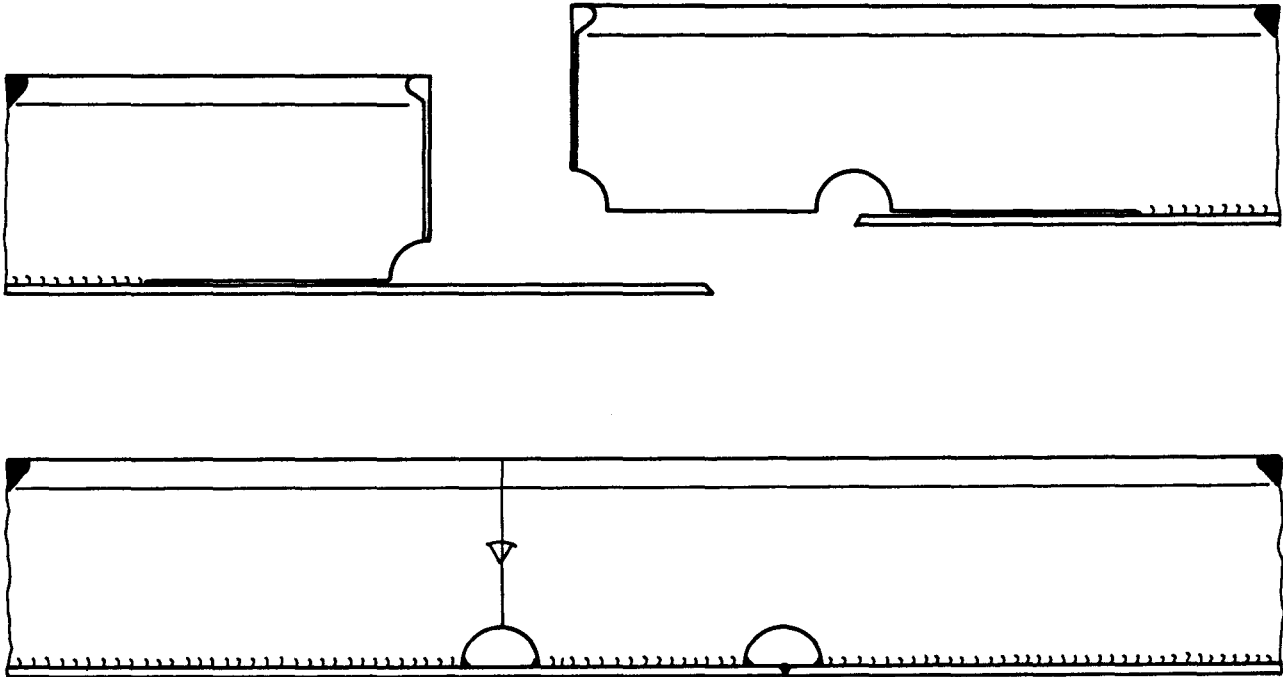


Bild 1 : Profil- und Plattenstoß (übliche Bauweisen)

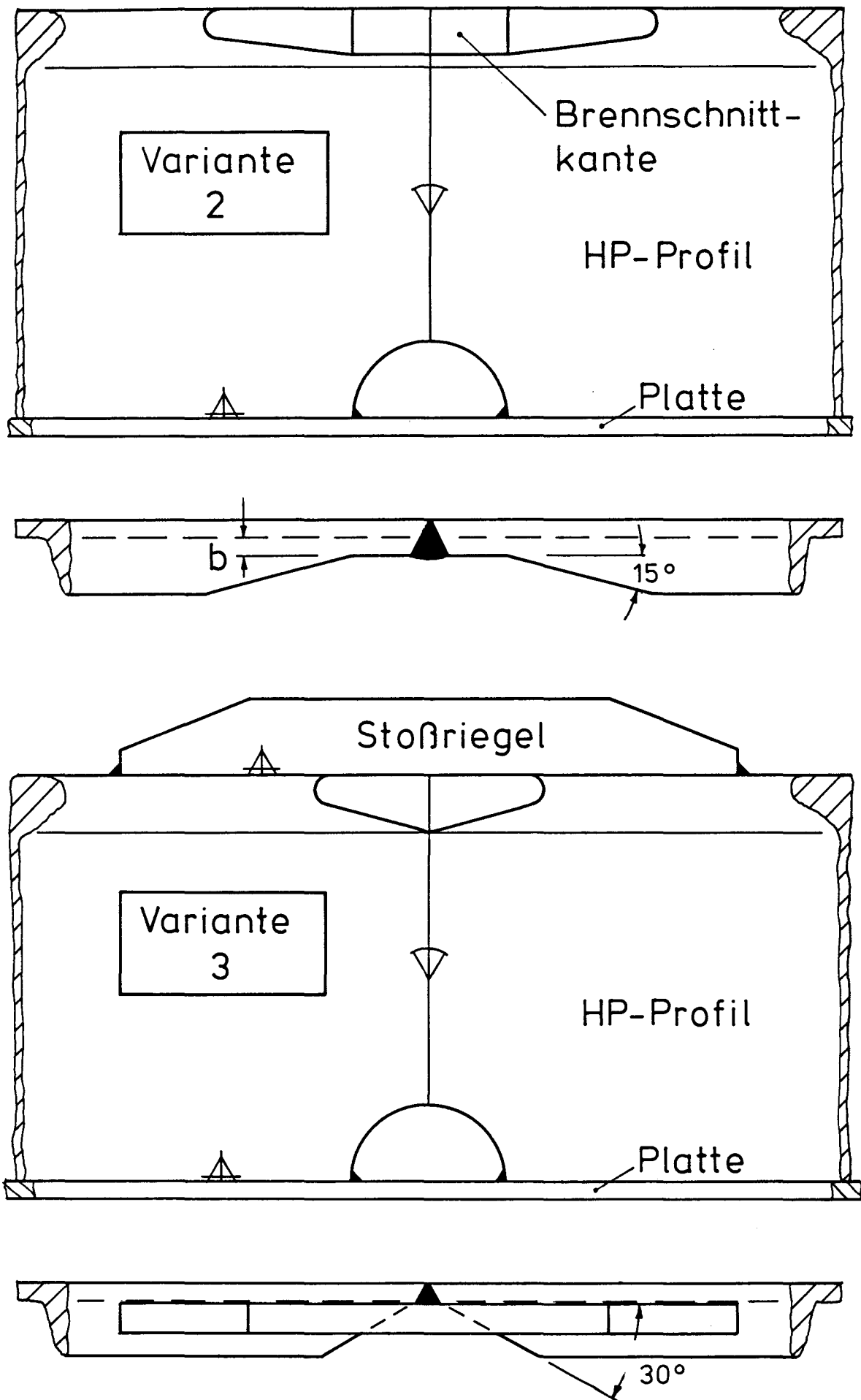
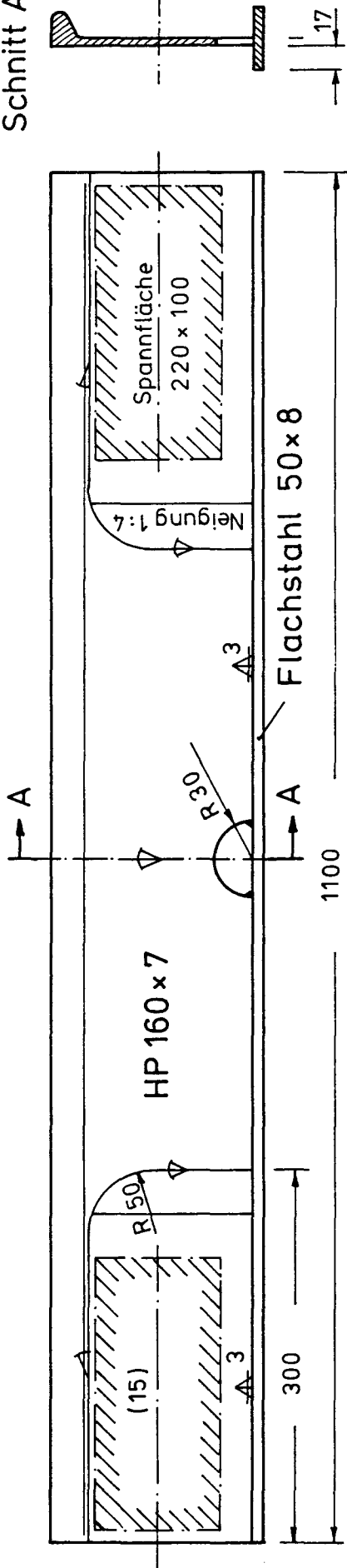
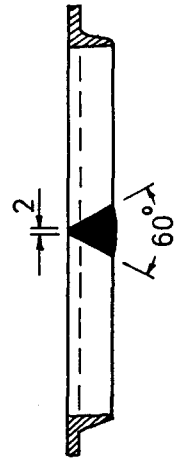
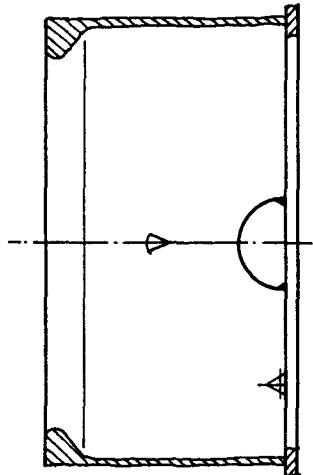


Bild 2 : Varianten des Profilstoßes

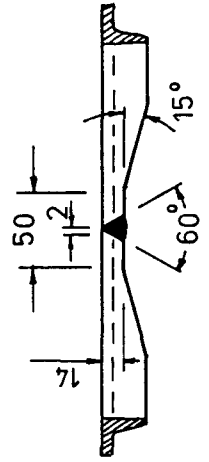
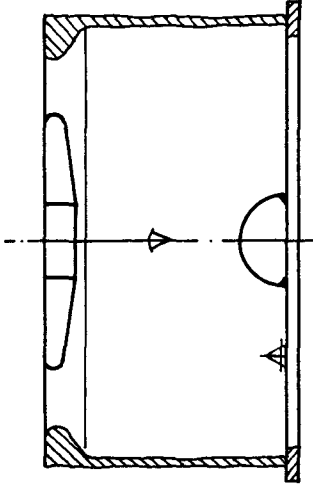
Schnitt A-A:



Variante 1



Variante 2



Variante 3

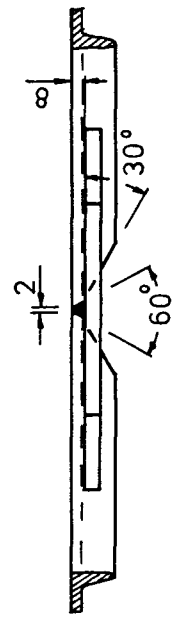
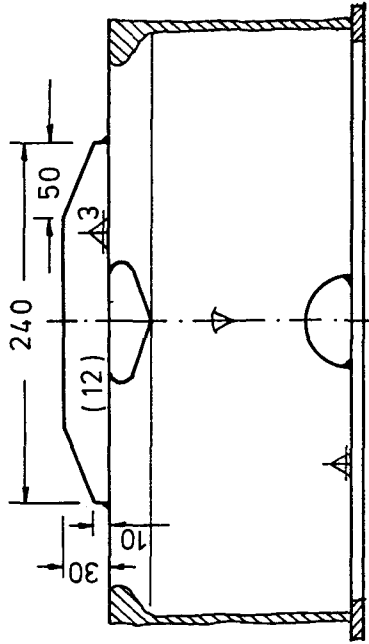
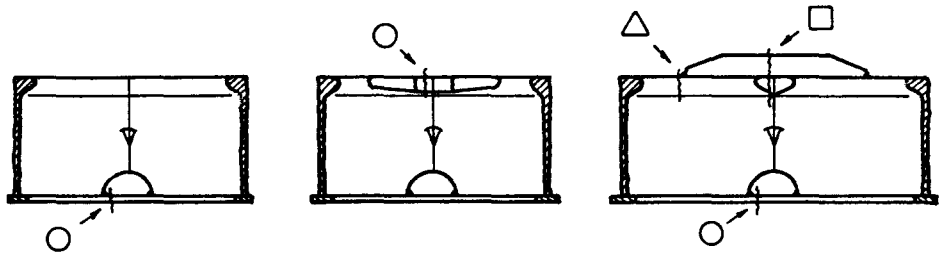


Bild 3 : Probenformen für die Schwingfestigkeitsversuche zu den Varianten des Profilstoßes



Nennspannungsamplitude: $\sigma_a = 63 \text{ N/mm}^2$
 Grenzspannungsverhältnis: $R = -1$

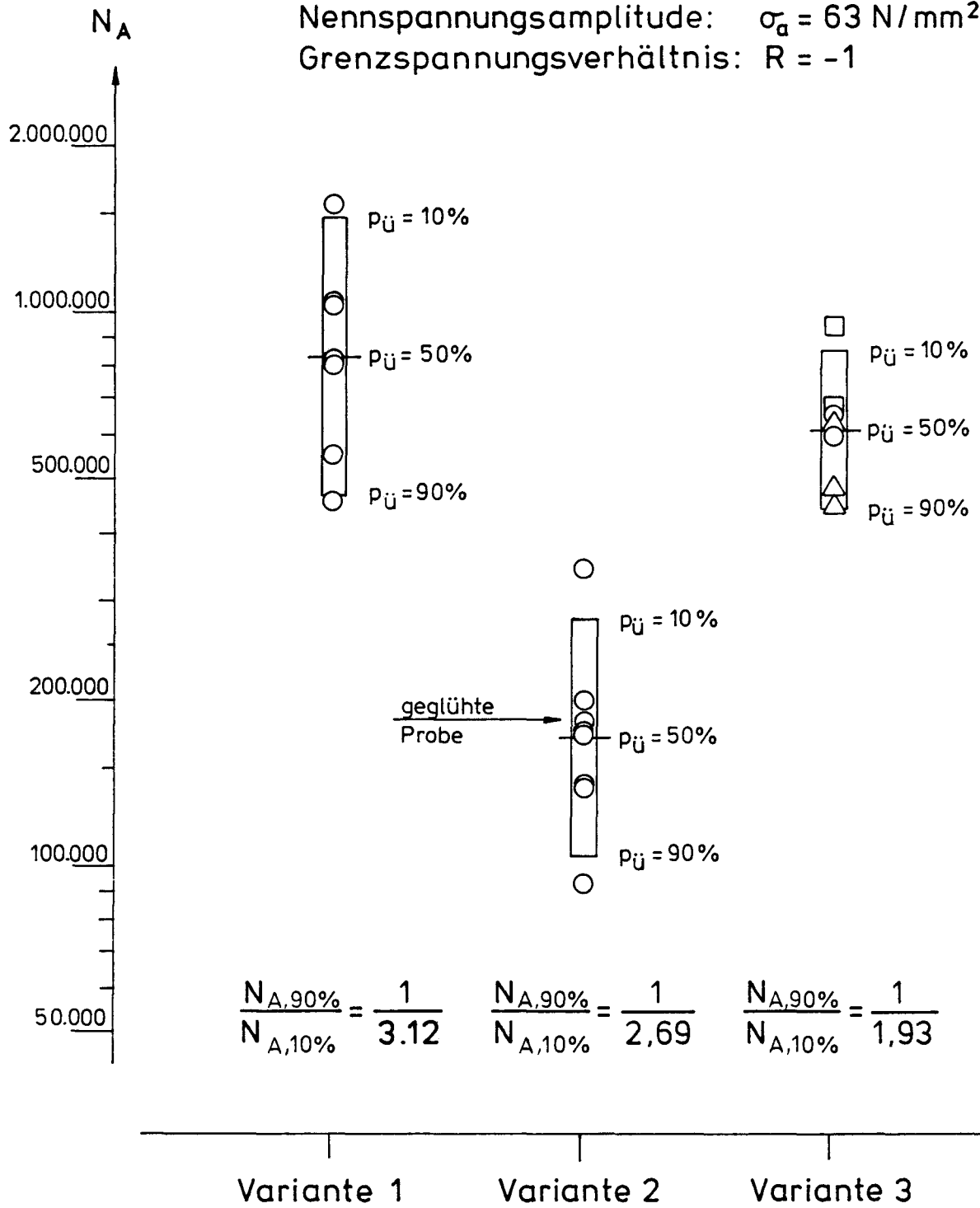


Bild 4 : Anrißlebensdauer N_A der drei Varianten des Profilstoßes

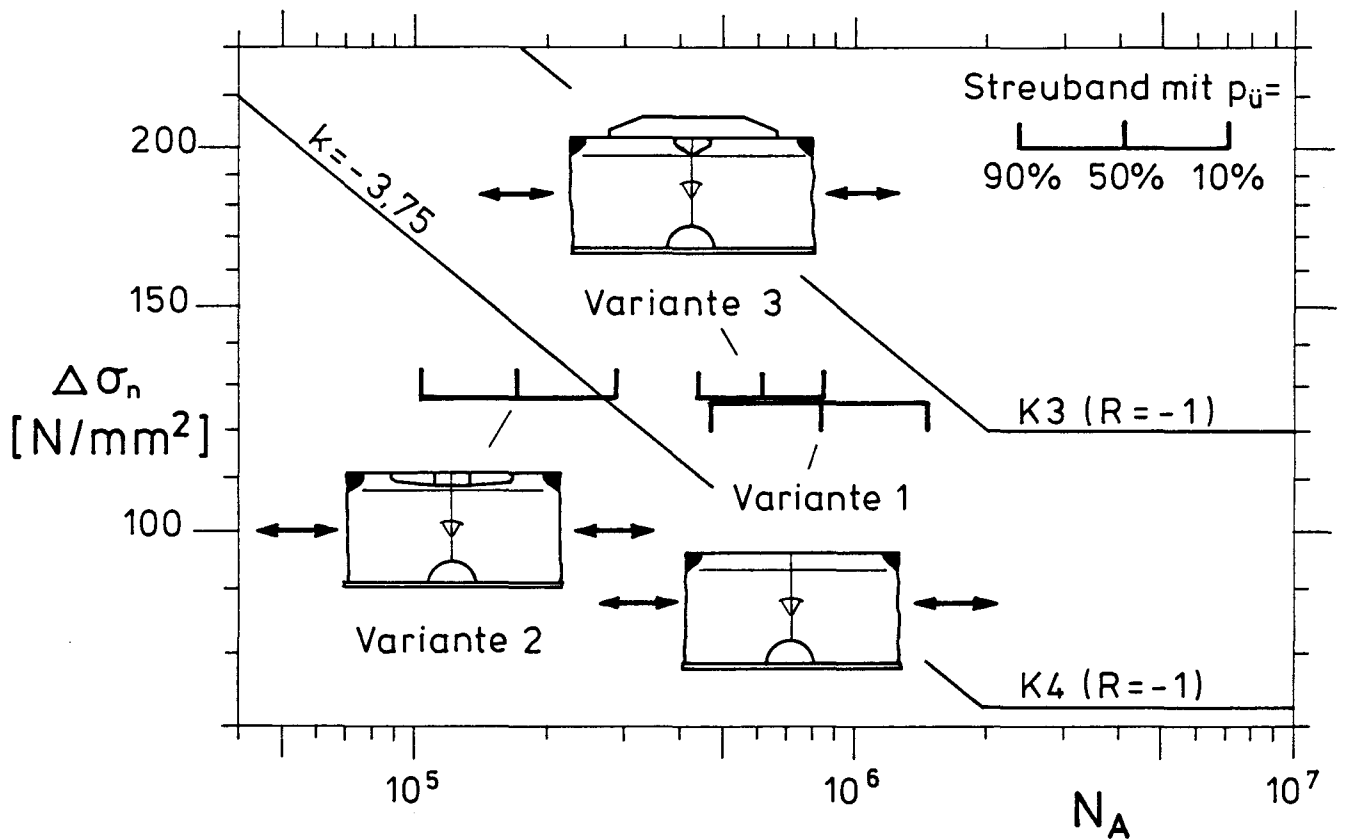
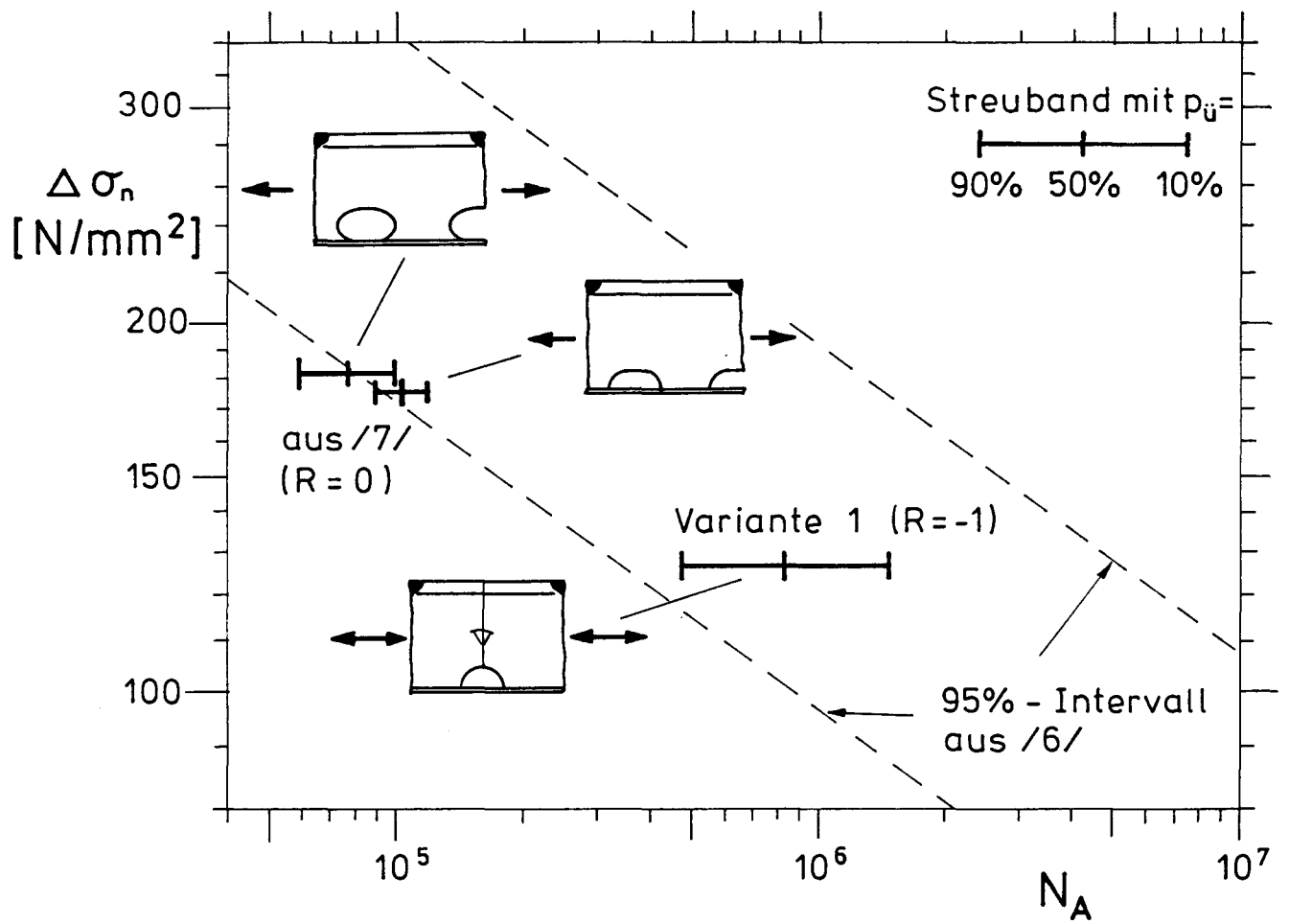


Bild 5 : Anrißlebensdauer N_A im Vergleich mit ähnlichen Bauformen (oben) und mit den Kerbfällen K3 und K4 nach DIN 15018

Elementtyp: SAPIV - Plattenelement (3 - 4 Knoten)

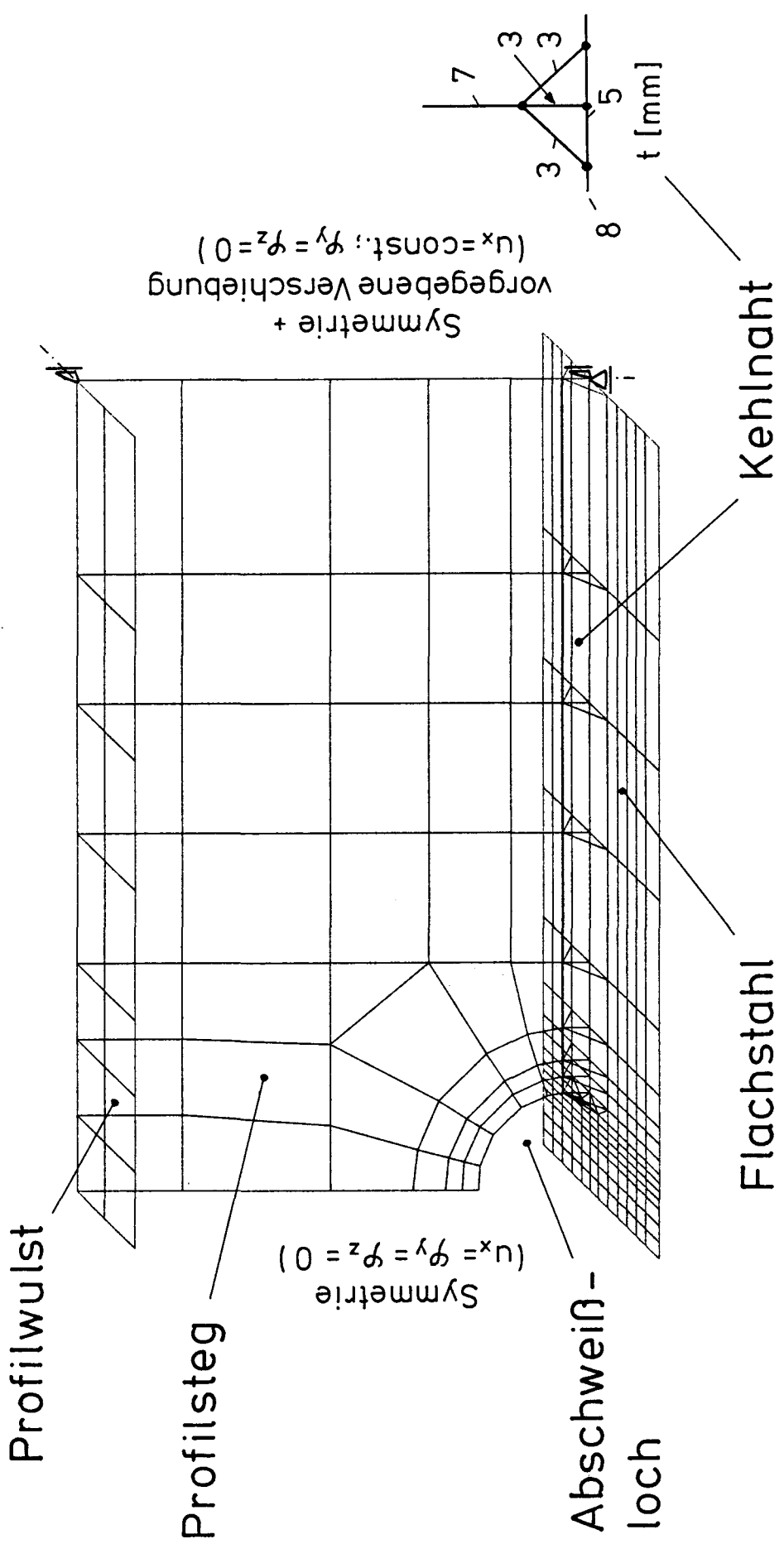
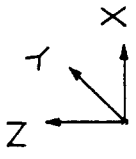


Bild 6 : Finite - Element - Modell zur Variante 1

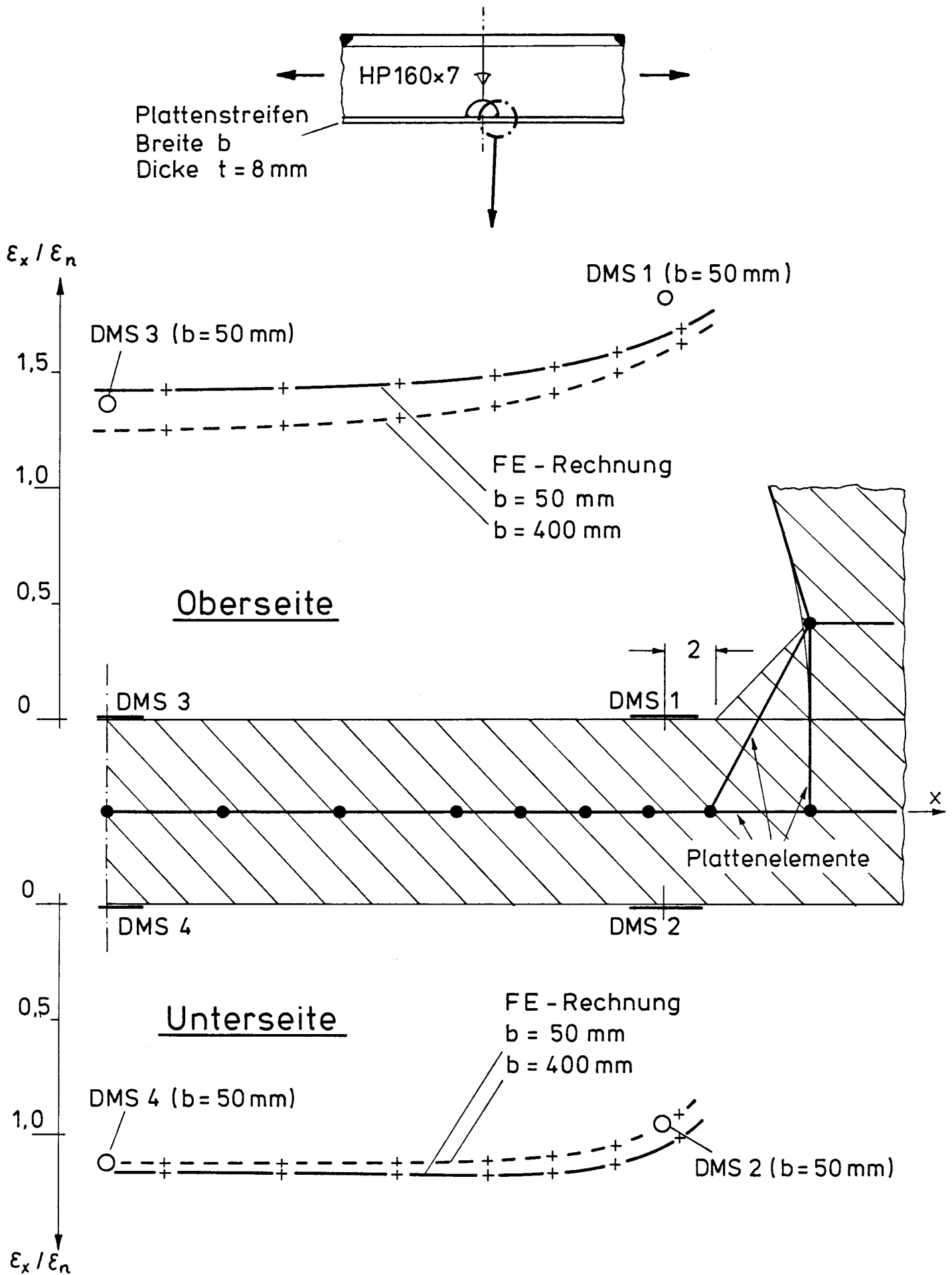
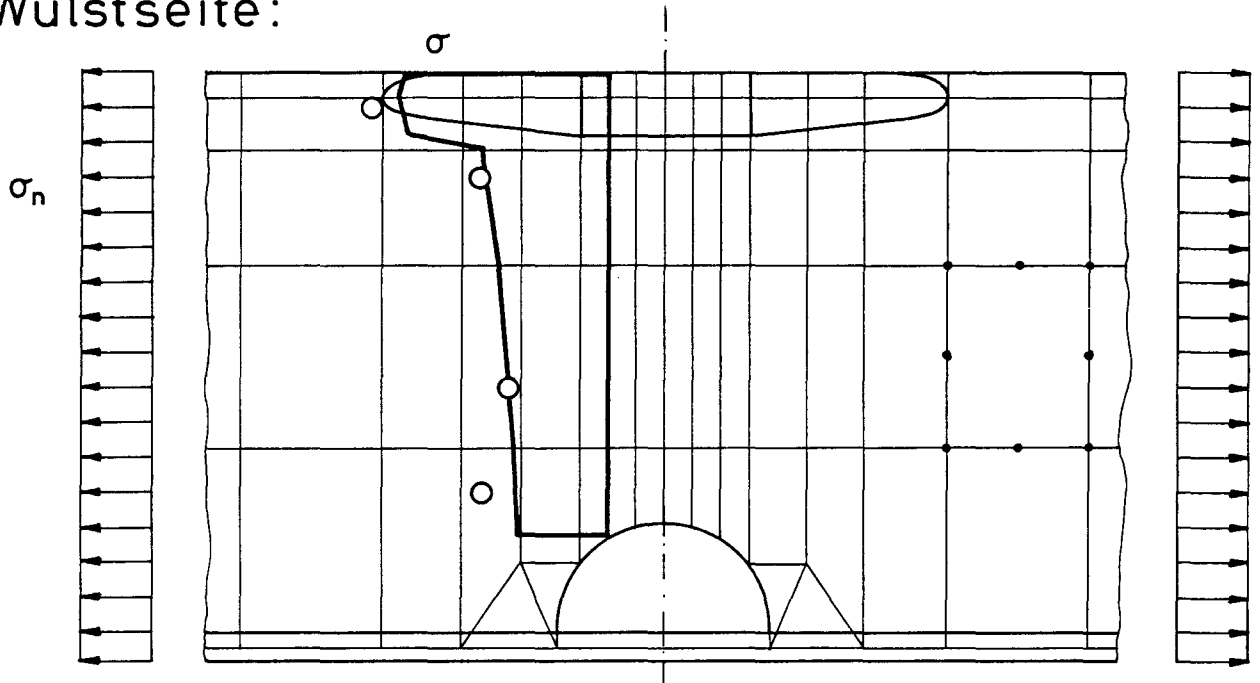
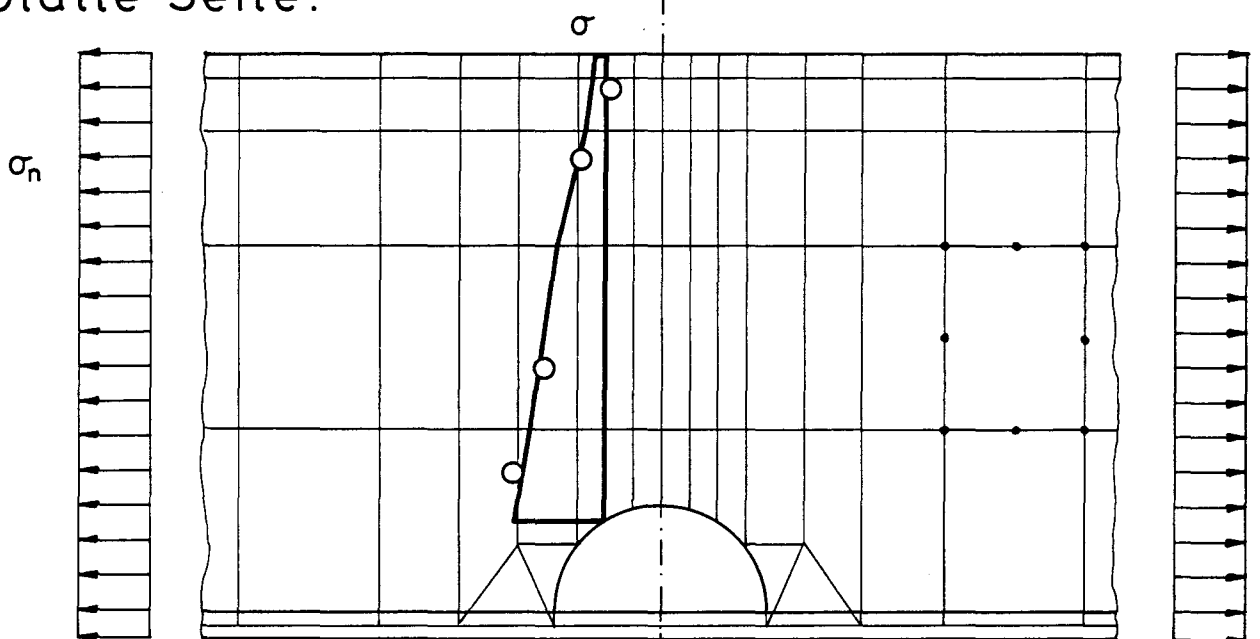


Bild 7 : Dehnungsverlauf in der Platte unter dem Abschweißblock

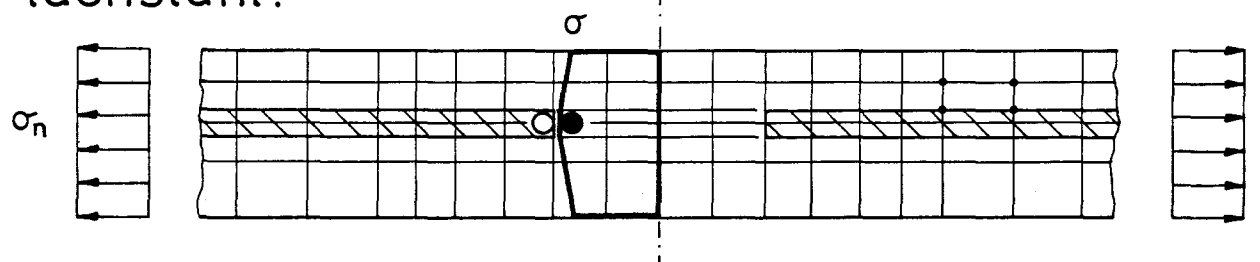
Wulstseite:



Glatte Seite:



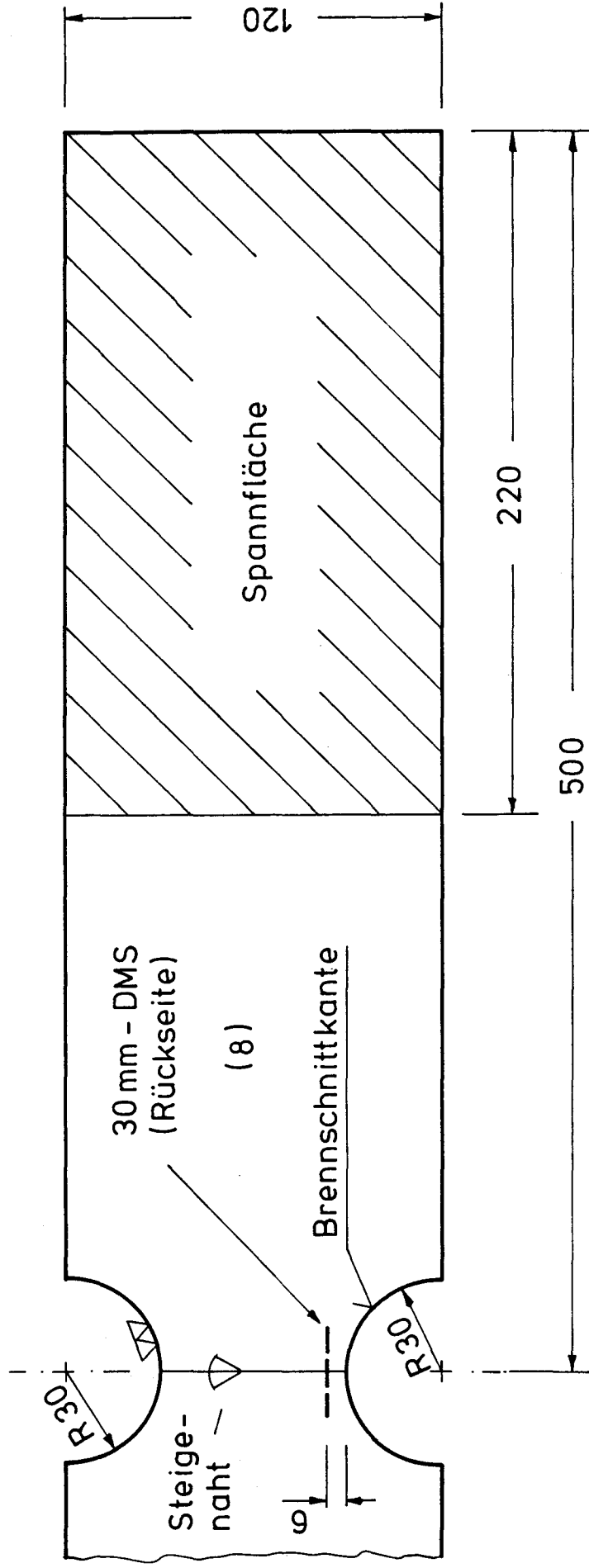
Flachstahl:



- Finite-Element-Rechnung
- ● DMS-Messung (Ober- und Unterseite)

Bild 8 : Spannungsverlauf im Stoßbereich der Variante 2

Seitenansicht:



Nahtvorbereitung

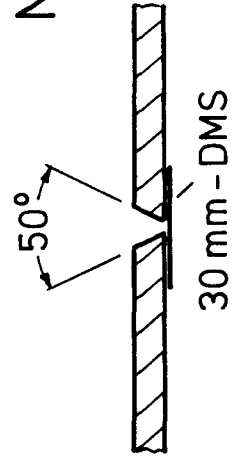


Bild 9 : Probenform für die Schwingfestigkeitsversuche zum Abschweißloch

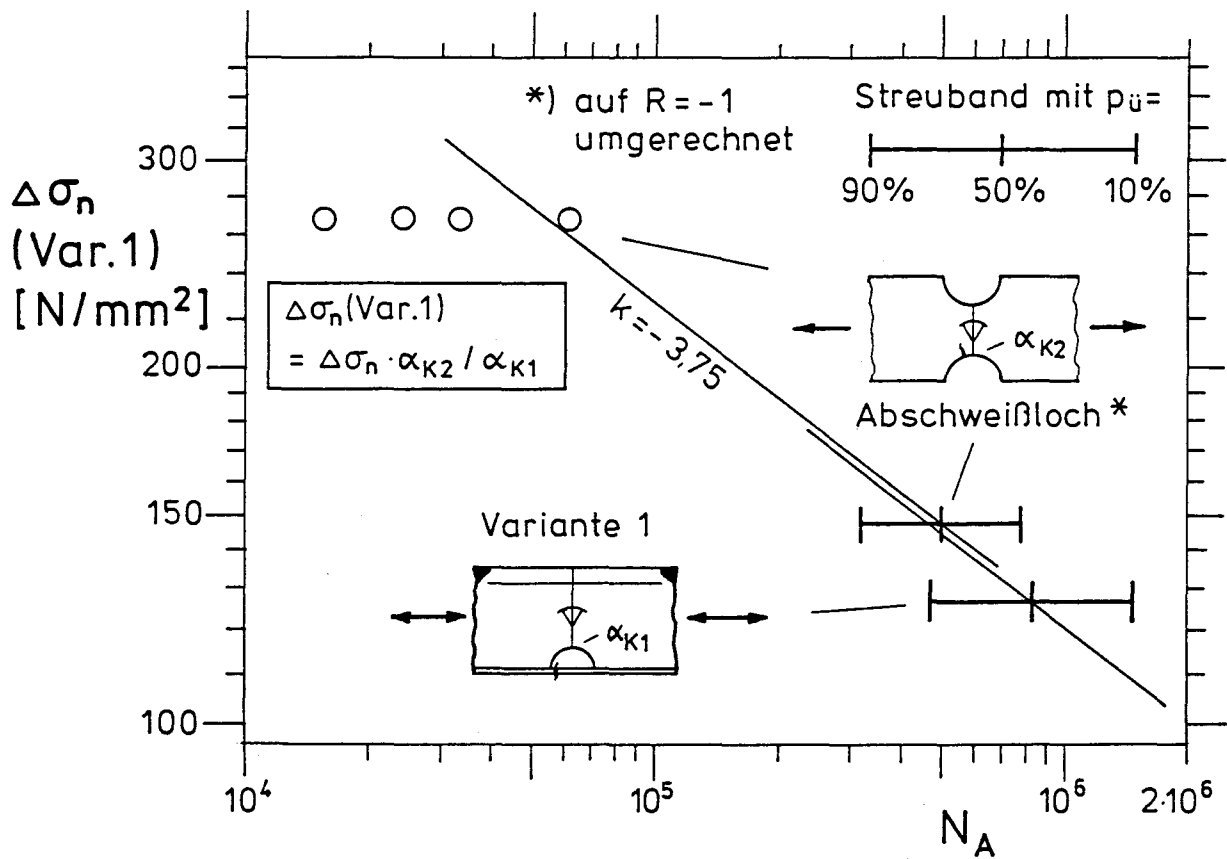
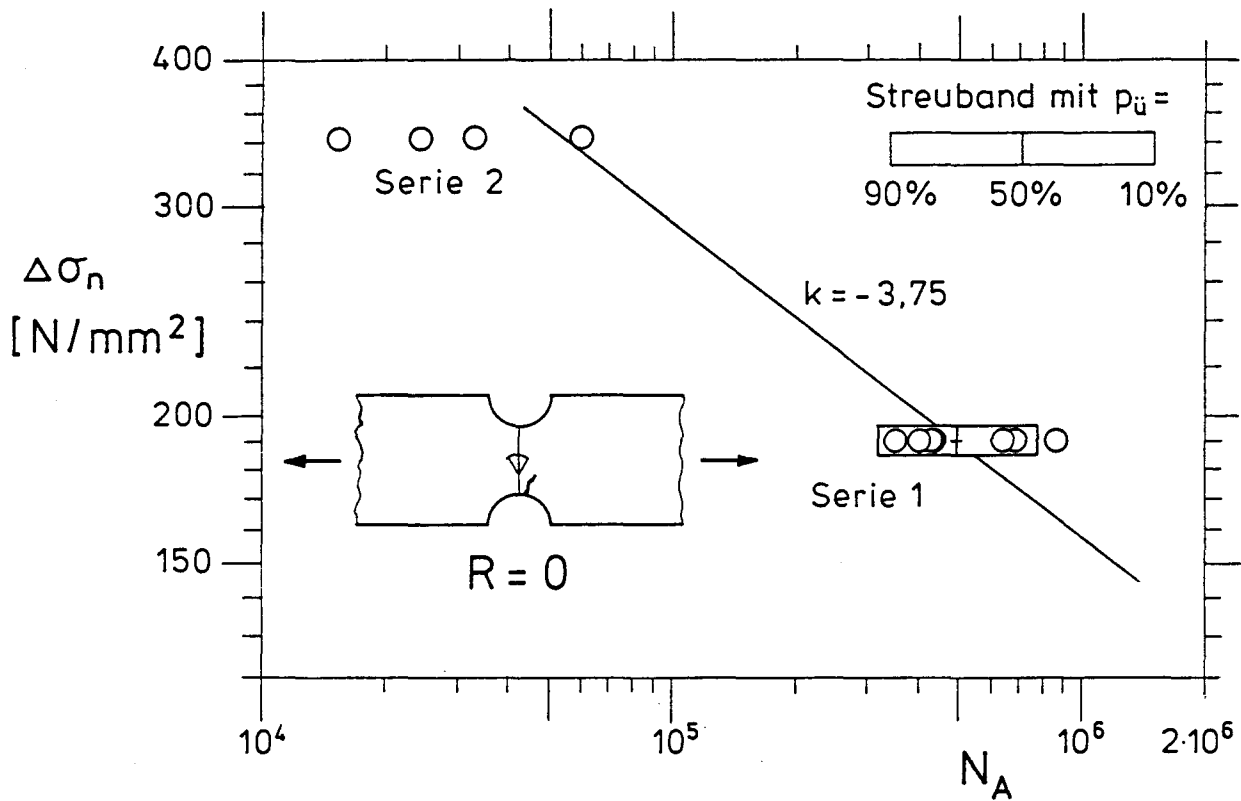


Bild 10 : Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche zum Abschweißloch (oben) und Vergleich mit der Variante 1 (unten)

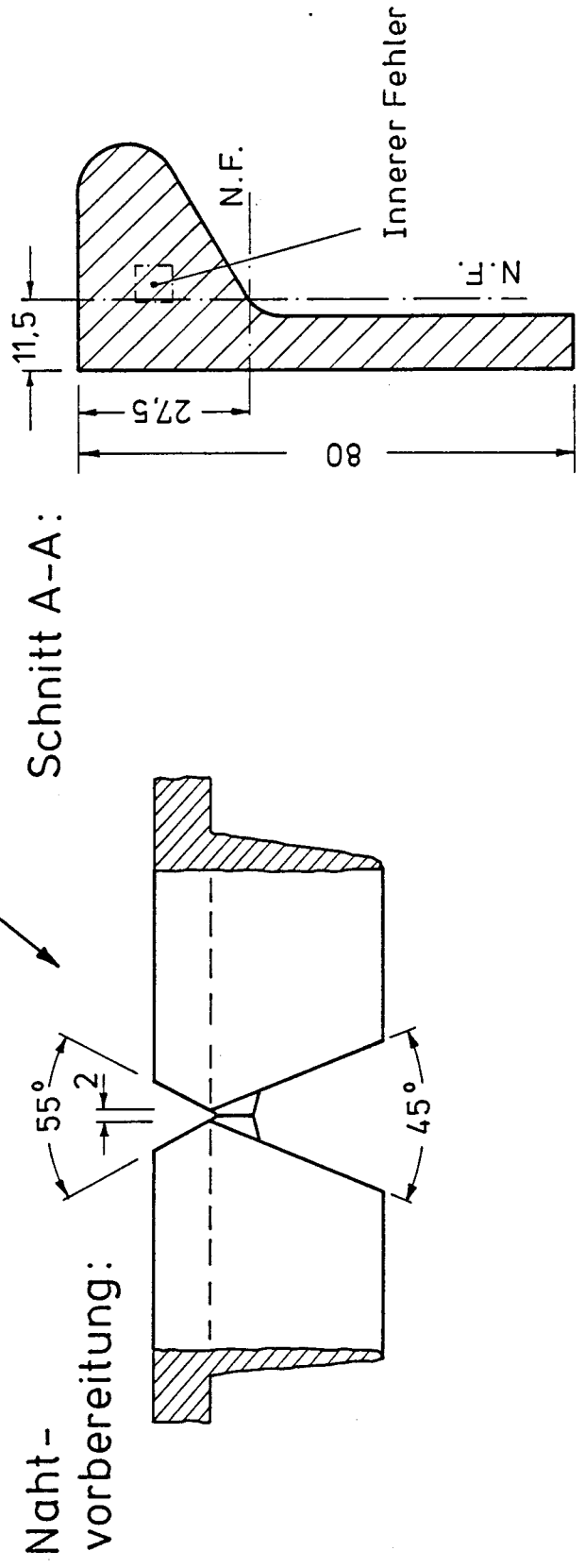
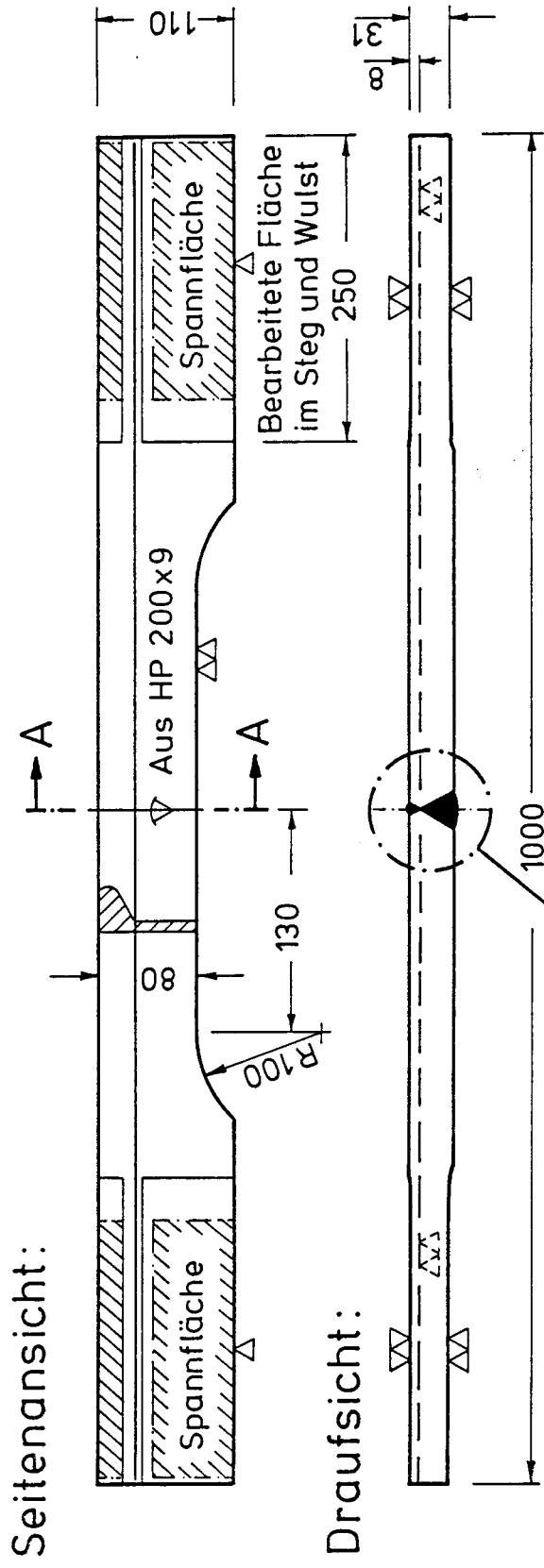


Bild 11 : Probenform für die Schwingfestigkeitsversuche zu den Profilstößen mit inneren Fehlern

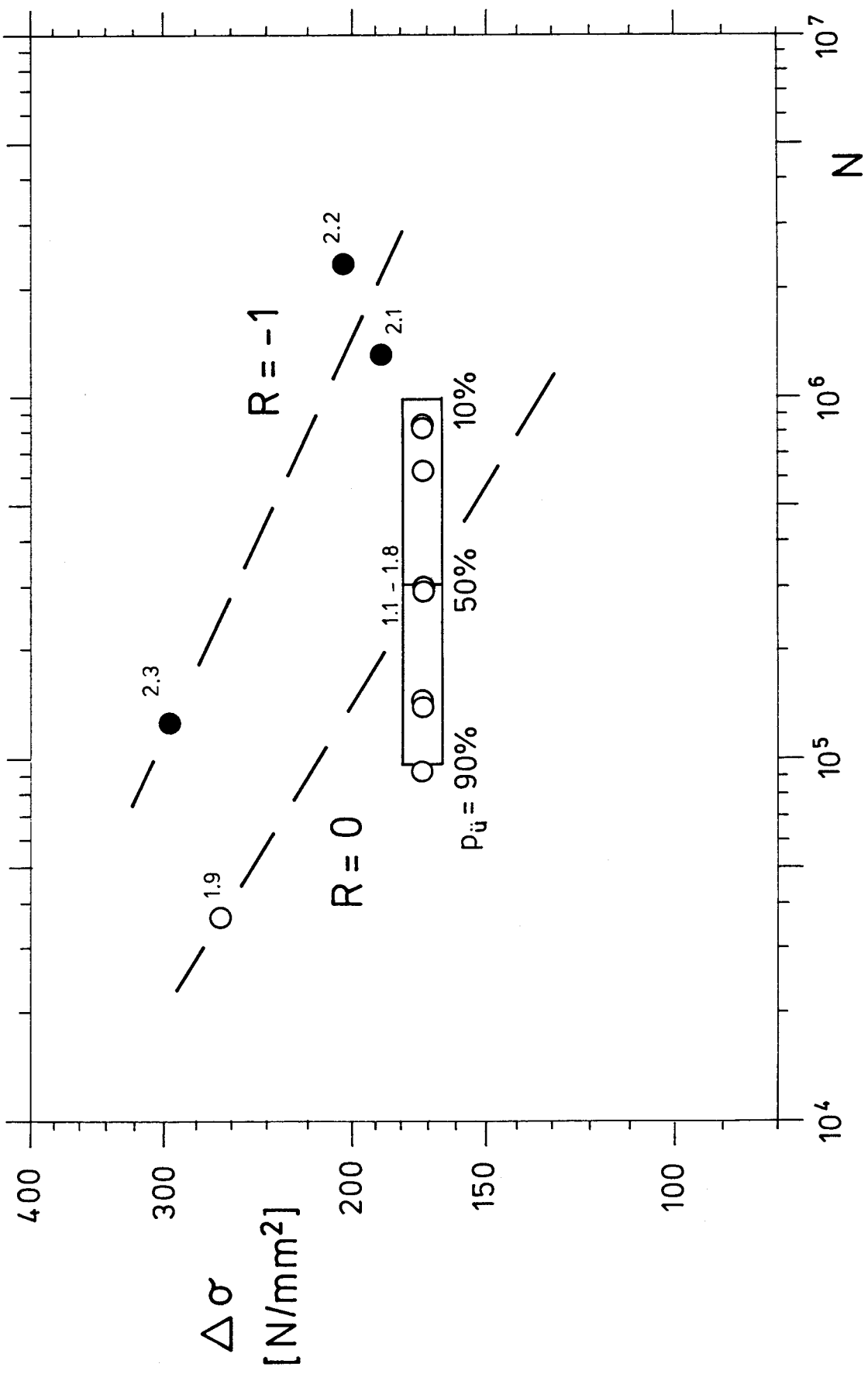
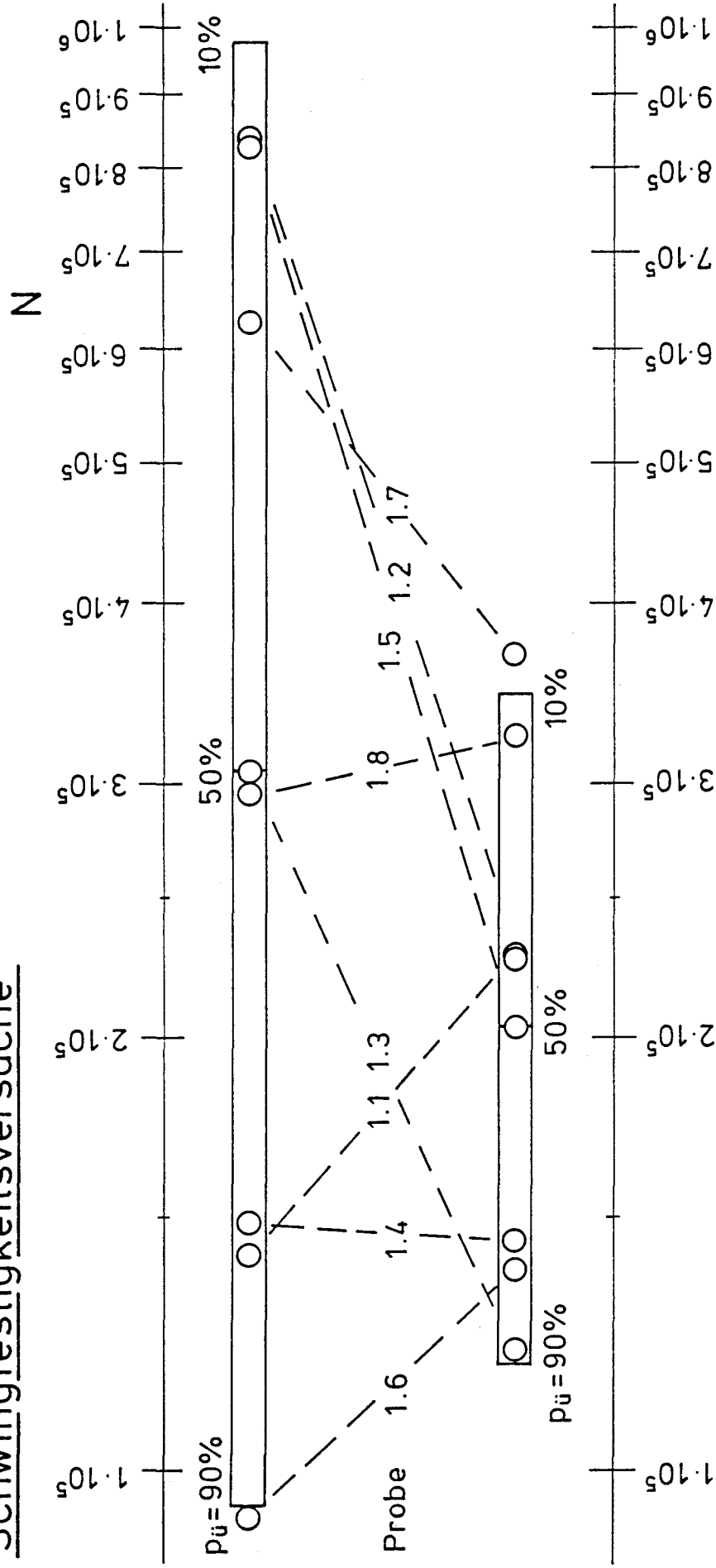


Bild 12 : Ermittelte Lebensdauer N der Profilstöße mit inneren Fehlern

Schwingfestigkeitsversuche



Rißfortschrittsberechnungen

Bild 13 : Vergleich der experimentell und rechnerisch ermittelten Lebensdauer N der Profilstöße 1.1 - 1.8 mit inneren Fehlern



Bild 14 : Schwingfestigkeitsversuch zu einem Profilstoß der Variante 1 (oben) und Probe mit inneren Fehlern (unten)