

Beanspruchung und Schwingfestigkeit
der Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht
von Stirnplattenverbindungen

T 2867

T 2867

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

Die Originalmanuskripte wurden reprotechnisch, jedoch nicht inhaltlich überarbeitet. Die Druckqualität hängt von der reprotechnischen Eignung des Originalmanuskriptes ab, das uns vom Autor bzw. von der Forschungsstelle zur Verfügung gestellt wurde.

Im Originalmanuskript enthaltene Farbvorlagen, wie z.B. Farbfotos, können nur in Grautönen wiedergegeben werden. Liegen dem Fraunhofer IRB Verlag die Originalabbildungen vor, können gegen Berechnung Farbkopien angefertigt werden. Richten Sie Ihre Anfrage bitte an die untenstehende Adresse.

© by Fraunhofer IRB Verlag

1999, ISBN 3-8167-5437-6

Vervielfältigung, auch auszugsweise,
nur mit ausdrücklicher Zustimmung des Verlages.

Fraunhofer IRB Verlag

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau

Postfach 80 04 69
70504 Stuttgart

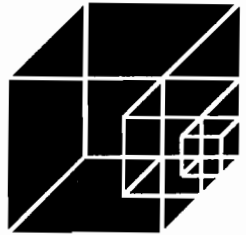
Nobelstraße 12
70569 Stuttgart

Telefon (07 11) 9 70 - 25 00

Telefax (07 11) 9 70 - 25 08

e-mail irb@irb.fhg.de

URL <http://www.irb.fhg.de>



Forschungsbericht

Schlußbericht zum Forschungsvorhaben

IV 1-5-637/91

„Beanspruchung und Schwingfestigkeit der Doppel-HY-Naht mit
Doppelkehlnaht von Stirnplattenverbindungen“

Forschende Stelle: Institut für Stahlbau
Universität Hannover
Appelstraße 9A
30167 Hannover

Leitung: Prof. Dr.-Ing. Peter Schaumann

Bearbeitung: Dipl.-Ing. Kathrin Schwarzer

Förderer: Deutsches Institut für Bautechnik
Kolonnenstraße 30
10829 Berlin

Berichtsumfang: 121 Seiten

Datum: 26.02.1999



Inhaltsverzeichnis

1	Veranlassung	1
2	Einleitung - Problemstellung	2
3	Formelzeichen	6
4	Stand der Normung - Literaturstudie	9
4.1	Konzepte des Ermüdungsfestigkeitsnachweises	9
4.2	Ermüdungsfestigkeit der untersuchten Schweißverbindung in den aktuellen Regelwerken	11
4.3	Sicherheitsfaktoren	15
4.4	Einfluß von Unregelmäßigkeiten der Schweißnahtgeometrie	16
5	Theoretische Grundlagen zur Spannungsermittlung am Stirnplattenstoß	18
5.1	Rechnerische Ermittlung der maßgebenden Nennspannung am Probekörper	18
5.2	Spannungskonzentration	20
5.3	Vorkrümmung der Stirnplatte	21
5.4	Bestimmung der Kerbspannungen nach dem Kerbspannungskonzept	22
6	Versuche - experimentelle Untersuchungen	26
6.1	Herstellung der Versuchskörper	26
6.1.1	Werkstoffe	26
6.1.2	Fertigung der Versuchskörper	30
6.1.3	Schweißnahtausführung	33
6.1.4	Geometrie der Versuchskörper, Beurteilung der Schweißnahtform	36
6.2	Versuchseinrichtungen	40
6.3	Spannungsermittlung am Versuchskörper unter statischen Lasten	43
6.4	Dauerschwingversuche	47
6.4.1	Allgemeines	47
6.4.2	Versuchsergebnisse	48
7	FEM - Analysen	51
7.1	Modellbildung	52
7.2	Parameterstudien	61



8	Auswertung der Ergebnisse	62
8.1	Spannungsermittlung am Versuchskörper	62
8.2	Dauerschwingversuche	71
8.2.1	Charakteristik des Bruchverlaufes	71
8.2.2	Ermittlung der Wöhlerlinien	74
8.3	FEM - Analysen	86
8.4	Ermittlung der Kerbwirkungszahlen	96
8.5	Ableitung der örtlich ertragbaren Werkstoffdauerfestigkeiten	98
9	Schlußfolgerungen, Zusammenfassung und Ausblick	100
10	Literatur	106
11	Verzeichnisse	110
11.1	Abbildungen	110
11.2	Diagramme	111
11.3	Tabellen	112
12	Anhang	114



Forschungsbericht

„Beanspruchung und Schwingfestigkeit der Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht von Stirnplattenverbindungen“

Druckfehlerberichtigung

In der Tabelle 25, Seite 99, lautet die für die Stirnplatten mit 30 mm Plattendicke ermittelte Kerbwirkungszahl $K_f = 2,69$.

	$\Delta \sigma_{c,50\%}$	K_f	$\Delta \sigma_{e,A50\%}$	$\Delta \sigma_{e,A97,7\%}$	T_s
	[N/mm ²]		[N/mm ²]	[N/mm ²]	
Olivier, Köttgen, Seeger /29,45/			352	260	1:1,48
Stimplatte 25 mm	111	2,87	319	267	1:1,25
Stimplatte 30 mm	106	2,69	286	239	1:1,25

Tabelle 25: Ermittlung der örtlichen Werkstoffdauerfestigkeiten im Vergleich mit Werten nach Olivier, Köttgen, Seeger / 29, 45 /



1 Veranlassung

Die Erforschung des Tragverhaltens von Stirnplattenverbindungen gehört zu den traditionellen Aufgabenfeldern des Instituts für Stahlbau der Universität Hannover. Vorhergehende Forschungsvorhaben widmeten sich schwerpunktmäßig der Ermüdungsfestigkeit der Schrauben in den Verbindungen. Bei diesen Untersuchungen stellte sich heraus, daß die Ermüdungsfestigkeit der Verbindung unter bestimmten Randbedingungen von den Beanspruchbarkeiten der Schweißnähte bestimmt wurden.

Daher wurde das Institut für Stahlbau der Universität Hannover mit Datum vom 26.04.1991 vom Deutschen Institut für Bautechnik (DIBt) beauftragt, das Forschungsvorhaben „Beanspruchung und Schwingfestigkeit der Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht von Stirnplattenverbindungen“ IV 1-5-637/91 durchzuführen.

In den Bearbeitungszeitraum fiel bedingt durch die Emeritierung des Antragstellers, Herrn em. Prof. Dr.-Ing. G. Lacher, der Amtswechsel in der Leitung des Instituts für Stahlbau. Die nicht zuletzt dadurch bedingte Verzögerung in der Bearbeitung wurde vom Auftraggeber mit großem Entgegenkommen mitgetragen. Die Unterzeichnenden bedanken sich ausdrücklich für die geistliche Zusammenarbeit.

Die Durchführung des Forschungsvorhabens wurde von zahlreichen Firmen und Personen unterstützt.

Unser Dank gilt

für die kostenlose Bereitstellung von Versuchskörpern:

- Krupp Stahlbau Hannover GmbH,
Herr Dipl.-Ing. Luft (ehem. Geschäftsführer)
- Peiner Umformtechnik, Peine
Herr Dr.-Ing. Maikowski
- Preussag Stahlhandel GmbH, Hannover
- Dillinger Hüttenwerke AG

für die Untersuchung zu den mechanisch technologischen Eigenschaften der Werkstoffe:

- Schweißtechnische Lehr- und Versuchsanstalt, Hannover

für die Erstellung der Feinschliffe:

- Institut für Fertigungstechnik und Spanende Werkzeugmaschinen, Universität Hannover
Frau Reckling-Wilkening.

Nicht zuletzt und im Besonderen gilt der Dank Herrn em. Prof. Dr.-Ing. G. Lacher, der als ehemaliger Leiter des Institutes für Stahlbau das Forschungsprojekt ins Leben rief und während seiner Amtszeit unterstützte.

Hannover, Februar 1999

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Peter Schaumann

Dipl.-Ing. Kathrin Schwarzer



2 Einleitung - Problemstellung

Seit Jahren ist das Tragverhalten von Stirnplattenverbindungen, insbesondere unter dynamischer Beanspruchung zur Ermittlung der Dauerfestigkeit, Gegenstand intensiver Forschung am Institut für Stahlbau der Universität Hannover / 1 – 13 / mit dem Ziel, diese im Stahlhochbau und vielen Bereichen des Maschinenbaus sehr wirtschaftliche und daher bevorzugte Verbindungsart auch für schwingend beanspruchte Konstruktionen wie Krane oder Kranbahnen verwertbar zu machen.

Im Mittelpunkt der Untersuchungen stand dabei bisher die hochfeste, voll vorgespannte Schraube 10.9 / 3 /, deren Beanspruchung unter Berücksichtigung der elastischen Verformungsfähigkeit der Stirnplatten zu ermitteln ist und die besonders im Überstandsbereich der Stirnplatten aus der Abstützwirkung hohe Zusatzkräfte erhält. Der Stirnplattenüberstand, doppelt symmetrisch ausgeführt, führte zu dem in Abbildung 1 dargestellten T-Modell, das auch den Schwingversuchen zugrunde gelegt wurde / 9 /.

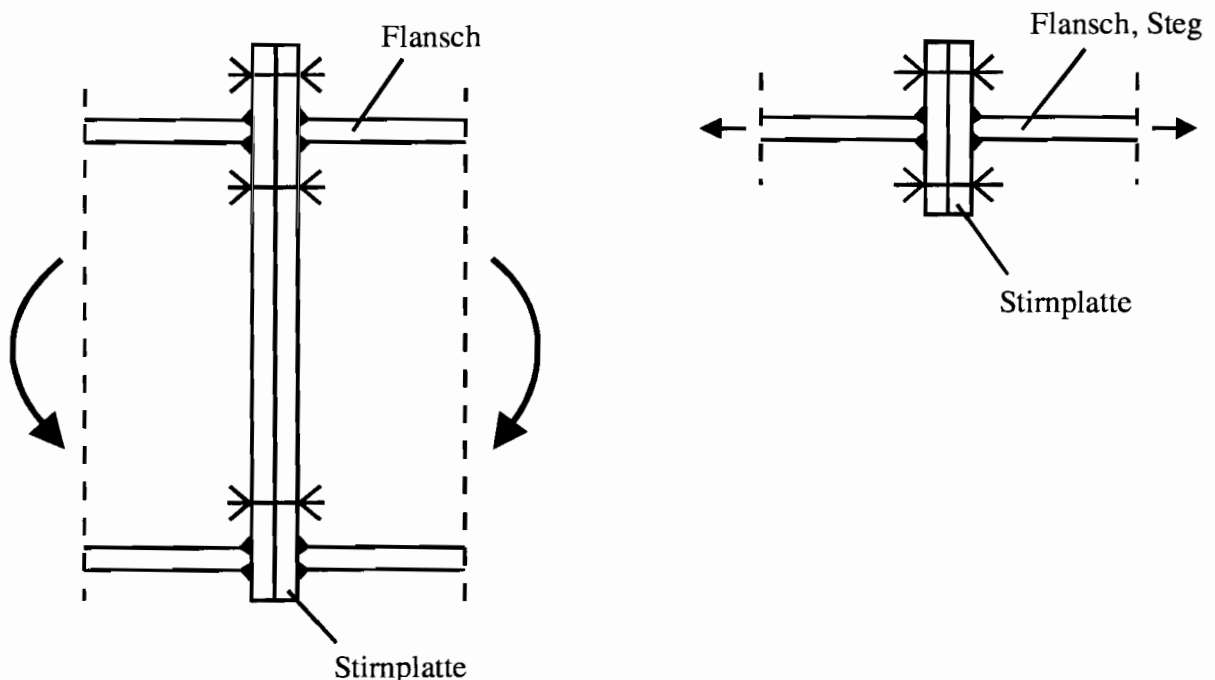


Abbildung 1: T-Modell der Stirnplatte

Es wurden neben Dauerschwingversuchen auch theoretische Berechnungen mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente durchgeführt unter Variation verschiedener Einflußparameter wie Stirnplattendicke, Schraubendurchmesser und Kontaktzone / 11 /.

Nun ist aber nicht nur die hochfeste Schraube 10.9 ein gefährdetes Verbindungselement, sondern ebenso die Schweißnaht zwischen Stirnplatte und Flansch oder Steg, die bei dynamischer Einwirkung so ausgeführt werden muß, daß der Kraftfluß ungestört, fließend und ohne scharfe Unterbrechungen oder Umlenkungen verläuft. Es liegt daher nahe, die Naht als Doppel-HV-Naht (K-Naht) mit Doppelkehlnaht vorzusehen, deren Fehlerfreiheit möglichst durch Röntgenaufnahmen zerstörungsfrei zu prüfen ist.



Inhalt der aktuellen Untersuchungen ist die Ermittlung der Beanspruchung und Schwingfestigkeit der Schweißnaht zwischen Stirplatte und Flansch oder Steg des Stirplattenstoßes als zweites schwingbruchgefährdetes Verbindungselement neben der hochfesten Schraube.

Erste Spannungsmessungen nahe der Naht wurden am Institut für Stahlbau durchgeführt, nachdem bei Schwingversuchen zur hochfesten, voll vorgespannten Schraube 10.9 vorzeitige Nahtbrüche auftraten. An Stirplattenverbindungen unter Zugschwellbelastung war die Naht als K-Naht mit Doppelkehlnaht ausgeführt und auch hierfür nach DIN 4132 / 15 / ordnungsgemäß dimensioniert worden. Dennoch aufgetretene vorzeitige Nahtbrüche konnten aus der Spannungskonzentration durch die Schraubenanordnung (Spannungshügel) zusammen mit den niedrigeren zulässigen Spannungen nach DIN 15018 erklärt werden / 16 /.

In / 8 / wird über die Meßversuche berichtet, mit denen die Spannungsverteilung nahe der K-Schweißnaht, ausgeführt als K-Naht mit Doppelkehlnaht, am Anschluß des Zugflansches ermittelt wurde. Es ergaben sich Spannungshügel mit einem um maximal 80% höheren Spitzenwert als dem rechnerischen Mittelwert der Spannung. Die Ursache konnte in erster Linie mit einer punktförmigen Kontaktfläche im Stegbereich infolge belassenem Schweißverzug erklärt werden, was eine starke Einschnürung des Kraftflusses zur Folge hatte. Zum Anderen waren die Nahtbrüche eher erklärbar, wenn die gegenüber den zulässigen Spannungen nach DIN 4132 niedrigeren der DIN 15018 herangezogen werden.

Weiterhin wird in / 8 / bereits auf den dominierenden Formparameter hingewiesen. Der Einfluß der Kraftumlenkung und die daraus resultierende größere Kerbwirkung ist zu untersuchen.

Betrachtet man den Kraftfluß genauer, so zeigt sich, daß der für die K-Naht mit Doppelkehlnaht den Normen zugrunde liegende Kreuzstoß (Abbildung 2) im Falle des T-Modells (Abbildung 3) nicht zutreffend ist.

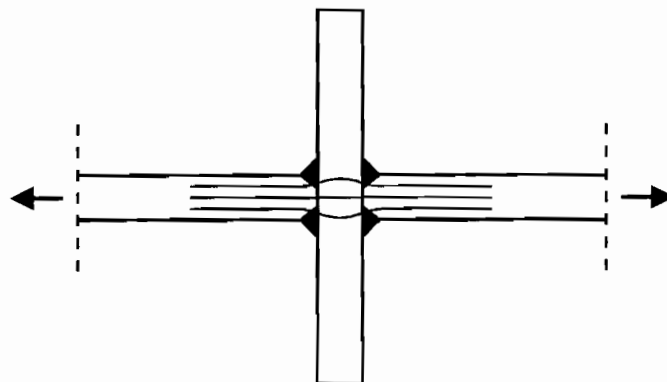


Abbildung 2: Kraftfluß im Kreuzstoß

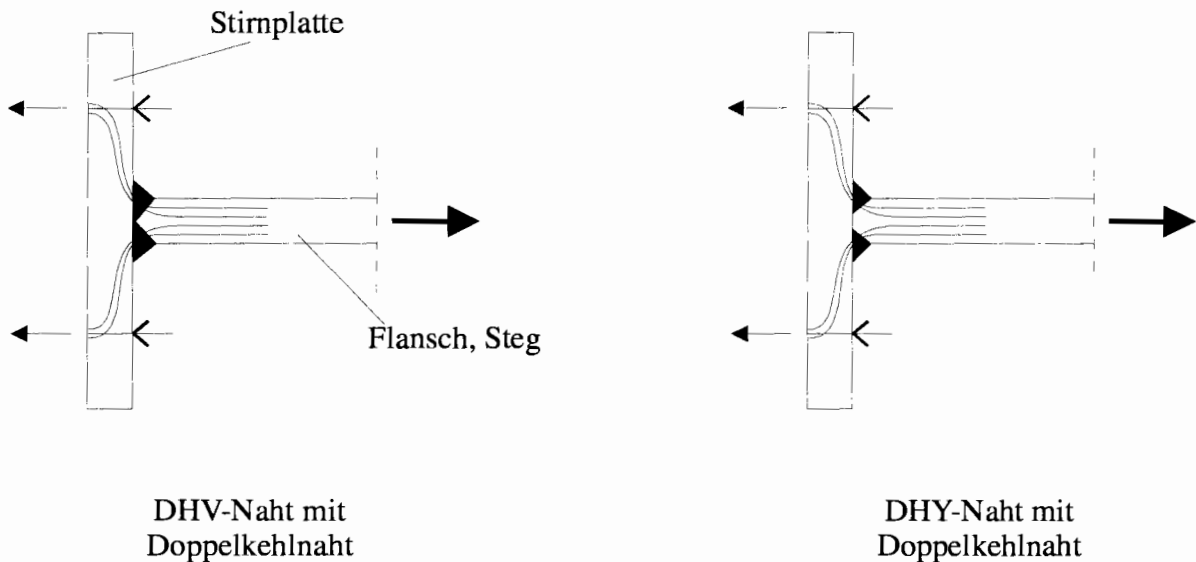


Abbildung 3: Kraftfluß im T-Stoß

Während nämlich beim Kreuzstoß der Kraftfluß direkt durch die Nähte geht und nur leicht durch die Materialverdickung im Bereich der Schweißnähte abgelenkt wird, erfährt er im Falle des T-Stoßes durch die Richtungsänderung um 90° eine Umlenkung mit einer Konzentration im Bereich der Kehlnähte. Die Richtungsänderung entlastet dabei den Bereich der Nahtwurzel, dem somit wahrscheinlich bei der Herstellung der Schweißnaht nicht mehr so viel Aufmerksamkeit zu widmen wäre. Fehler in der Nahtwurzel der Doppel-HV-Naht mit Doppelkehlnaht wie Schlackeneinflüsse würden daher beim T-Stoß nicht in dem gleichen Maße dauerschwingfestigkeitsmindernd sein wie beim Kreuzstoß, möglicherweise sogar ohne Einfluß bleiben. Dies wäre dann richtig, wenn die Stelle des Bruchgangs, die bei einem fehlerfrei geschweißten Kreuzstoß mit Doppel-HV-Naht und Doppelkehlnaht am Nahtübergang an der Einbrandgrenze erwartet wird / 18 /, dort auch beim T-Stoß verbleibt.

Insgesamt sind beim T-Stoß 3 Schwachstellen vorhanden:

1. Einbrandgrenze am Nahtübergang am Zugflansch mit der Beanspruchung aus Normalspannung
2. Einbrandgrenze am Nahtübergang an der Stirnplatte mit Beanspruchung aus Biegezug-Randspannung
3. Fehlstellen in der Nahtwurzel

Wenn die Fehlstelle in der Nahtwurzel nicht maßgebend wird, kann auch auf die aufwendige Doppel-HV-Naht (K-Naht) mit Doppelkehlnaht verzichtet werden und die leichter herzustellende wirtschaftlichere Doppel-HY-Naht (K-Stegnaht) mit Doppelkehlnaht angeordnet werden.

Derzeitig erfolgt im Eurocode 3 / 14 / die Einordnung des T-Stoßes mit Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht noch in der Kategorie „Tragende Schweißnähte“ in Kerbgruppe 36* Konstruktionsdetail 2 "Nichtdurchgeschweißte Naht- oder Kehlnahtverbindungen" aufgrund der nicht durchgeschweißten Wurzel. Eine Einstufung in Kerbgruppe 71 „Durchgeschweißte Naht“, wenn also sichergestellt wird, daß der Einfluß der Wurzelkerbe sekundär ist, würde für den T-Stoß mit Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht eine deutliche Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit ergeben.

Ziel dieser Untersuchungen ist daher die Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit des T-Stoßes einer Stirnplattenverbindung, wenn die Schweißnaht als Doppel-HY-Naht (K-Stegnaht) mit Doppel-



kehlnaht ausgeführt ist und die Einordnung der Ergebnisse in den Kerbfallkatalog nach Eurocode 3 / 14 /.

Es ist zu überprüfen, ob die grundsätzliche Minderbewertung des T-Stoßes mit Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht gegenüber dem mit Doppel-HV-Naht mit Doppelkehlnaht gerechtfertigt ist, da diese Einstufung vom Kreuzstoß ausgeht, der sich vom T-Stoß in der Art des Kraftflusses und seiner Umlenkung grundlegend unterscheidet. Es wird bezweifelt, daß eine einwandfreie Durchschweißung des Wurzelbereiches beim geschraubten T-Stoß für eine Erhöhung der Dauerschwingfestigkeit notwendig ist. Diesbezügliche Aussagen sind im Schrifttum bisher nicht zu finden.

Die Anwendung der Methode der Finiten- und Randelemente hat in den letzten Jahren die Möglichkeiten zur Festigkeitsberechnung metallischer Bauteile erweitert und zur Entwicklung örtlicher Konzepte zur Schwingfestigkeitsermittlung geschweißter Bauteile geführt, so daß zunehmend Überlegungen angestellt werden, wie über theoretisch ermittelte Spannungsspitzen im Kerbgrund eine Aussage zum Schwingfestigkeitsverhalten gemacht werden kann. Dabei stehen Konzepte im Vordergrund / 19, 20 /, die eine direkte Berechnung der Kerbwirkungszahl gestatten und auch den vorliegenden Fall der Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht (K-Stegnaht) behandelbar machen.

Zur Klärung der Problematik wurden einerseits Dauerschwingversuche zur Ermittlung der Wöhlerlinie für diese Verbindungsart und andererseits theoretische Berechnungen auf der Basis des Kerbspannungskonzeptes nach Radaj / 19 / durchgeführt, um verschiedene Einflußparameter variieren zu können.

In Weiterentwicklung des Konzeptes wurde von Olivier, Köttgen und Seeger / 45 / die Berechnung einer örtlichen Werkstoffdauerfestigkeit bei einer festen Vorgabe des Kerbkrümmungsradius von $\rho = 1 \text{ mm}$ möglich, die bei Zugschwellbeanspruchung ($R = 0$) etwa $\sigma_{eD} = 156 \text{ N/mm}^2$ bezogen auf die Spannungsamplitude beträgt. Hier ergeben sich Vergleichsmöglichkeiten.

Der Versuchskörper orientiert sich an dem T-Modell des Stirnplattenregelstoßes IH3A für das Profil HEA 240 / 17 /.

Der Vergleich dieser Versuchsergebnisse mit den im Wöhlerlinienkatalog / 18 / zusammengefaßten Ergebnissen aus dem Schrifttum für den Kreuzstoß mit Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht macht dann den Einfluß der Kraftumlenkung beim T-Stoß deutlich.



3 Formelzeichen

γ_{FF}	Teilsicherheitsbeiwert für die Ermüdungsbelastungen
γ_{Mf}	Teilsicherheitsbeiwert für die Ermüdungsfestigkeit
γ_f	Abminderungsfaktor für die die Rauigkeit der walzplattierten Oberfläche
σ_{max}	größter Wert der Spannungsschwingbreite in einem Spannungszyklus
σ_{min}	kleinster Wert der Spannungsschwingbreite in einem Spannungszyklus
σ_v	Vergleichsspannung
σ_1, σ_2	Hauptspannung
σ_{nz}	Zugnennspannung
σ_{nb}	Biegeennspannung
$\Delta\sigma$	Nennspannungsschwingbreite (für Längsspannungen)
$\Delta\sigma_D$	Dauerfestigkeit
$\Delta\sigma_R$	Ermüdungsfestigkeit (für Längsspannungen)
$\Delta\sigma_C$	Grenzwert der Ermüdungsfestigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Spannungsspielen (für Längsspannungen)
$\Delta\sigma_L$	Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit (für Längsspannungen)
$\sigma_A, \sigma_{A,50\%}$	Schwingfestigkeitskennwert nach / 18 /, Spannungsamplitude bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{u}} = 50 \%$
$\Delta\sigma_{A,50\%}$	Schwingfestigkeitskennwert nach / 18 /, Spannungsschwingbreite bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{u}} = 50 \%$
$\Delta\sigma_{D,exp}$	experimentell ermittelte Bauteildauerfestigkeit.
$\Delta\sigma_{A,exp}$	Bezugswert der experimentell ermittelten Bauteildauerfestigkeit
$\Delta\sigma_{ai}$	Spannungsschwingbreite des Einzelversuches
$\Delta\sigma_{a,50\%}$	die Spannungsschwingbreite an der Mittellinie der Streubandes
$\Delta\sigma_{k max}$	Kerbhöchstspannung an der fiktiv gerundeten Kerbe
$\Delta\sigma_{e,D}$	örtliche Werkstoffdauerfestigkeit
$\Delta\sigma_{e,a}$	dauerfest ertragene örtliche Spannungsschwingbreite
$\Delta\sigma_{e,A50\%}$	örtliche Werkstoffdauerfestigkeit bei $N = 2 \cdot 10^6$ Lastspielen und einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{u}} = 50 \%$
R	Spannungsverhältnis
$\Delta\tau$	Nennspannungsschwingbreite (für Schubspannungen)
$\Delta\tau_C$	Grenzwert der Ermüdungsfestigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Spannungsspielen (für Schubspannungen)



m, k	Neigung der Ermüdungsfestigkeitskurve (Werte $m = 3$ und/oder 5)
n_i	Anzahl der Spannungsspiele der Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_i$
N	Anzahl (oder gesamte Anzahl) der Spannungsspiele
N_i	Anzahl der Spannungsspiele der Spannungsschwingbreite, die Ermüdungsversagen erzeugen
N_C	Anzahl der Spannungsspiele, bei der der Grenzwert der Ermüdungsfestigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Spannungsspielen definiert ist
N_D	Anzahl der Spannungsspiele, bei der die Dauerfestigkeit definiert ist ($5 \cdot 10^6$ Spannungsspiele)
N_L	Anzahl der Spannungsspiele, bei der der Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit definiert ist ($1 \cdot 10^8$)
N_m	Mittelwert der logarithmierten Bruch-Schwingspielzahlen
\log	Logarithmus zur Basis 10
$P_{o,m,u}$	Prüflast, Oberlast, Mittellast, Unterlast
$P_{\bar{u}}$	Überlebenswahrscheinlichkeit
s	Standardabweichung
T_N	Streuspanne bezüglich der Lastspielzahl
T_S	Streuspanne bezüglich der Spannung
ρ	Kerbradius
ρ^*	Ersatzstrukturlänge
ρ_f	fiktiven Kerbkrümmungsradius
s	Mikrostützwirkungsfaktor
K_t	($\equiv \alpha_k$) Kerbformzahl
K_f	($\equiv \beta_k$) Kerbwirkungszahl
$K_{t,\rho=1\text{mm}}$	elastische Formzahl für realen Kerbradius $\rho = 1 \text{ mm}$ (= Kerbwirkungszahl K_f)

Geometrie der Probe

a	Nahtdicke der Kehlnaht
b	Breite
d	Stirnplattendicke
h_1, h_2	Schenkellänge der Kehlnaht
t	Zugblechdicke
\bar{u}	Nahtüberhöhung
w_1, w_r	Wurzelmaß der Schraubenlöcher



- ϕ Winkelabweichung des Anschlusses (Soll 90°)
- φ Nahtanstiegswinkel



4 Stand der Normung - Literaturstudie

4.1 Konzepte des Ermüdungsfestigkeitsnachweises

Einen guten Überblick über die Verfahren zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit geben Radaj in / 19, 21, 22 /, Haibach in / 23, 24 /, Hobbacher in / 25, 26 / und Seeger in / 27 /.

Das herkömmliche Verfahren des Betriebsfestigkeitsnachweises in den aktuellen Normen beinhaltet den Nennspannungsnachweis für in Abhängigkeit von Stoß-, Naht-, Beanspruchungsart und Fertigungsgüte in unterschiedlichen Kerbklassen einzuordnende Schweißverbindungen. Die den Klassen zugeordneten ertragbaren Grundwerkstoffnennspannungen wurden bisher ausschließlich auf der Grundlage von Ergebnissen von Ermüdungsversuchen üblicher Schweißverbindungen gewonnen.

Für eine wirklichkeitsnahe Erfassung des Ermüdungsverhaltens ist es notwendig, den eigentlichen Ermüdungsvorgang über das lokale Materialverhalten und die örtliche Beanspruchung zu betrachten.

Im allgemeinen ist die Spannungsverteilung in der Nähe von Kerben nicht linear. Problematisch ist, an einem Bauteil mit komplizierten Geometrie- und Lagerungsbedingungen zwischen Nenn-, Struktur- und Kerbspannungen zu unterscheiden, die einzelnen Anteile, ermittelt durch Berechnung oder Messung, voneinander zu trennen.

Zuerst seien die grundsätzlichen Merkmale und Voraussetzungen für verschiedene aktuelle Konzepte des Betriebsfestigkeitsnachweises genannt und in Zusammenhang mit dem hier behandelten Detail diskutiert:

Nennspannungskonzept

In / 22 / wird dieses Konzept treffend als „globales Konzept“ bezeichnet. Die Berechnung der Nennspannungen erfolgt nach den bekannten Regeln der linear-elastischen technischen Mechanik (z.B. Balkenbiegetheorie). Dabei sind Effekte aus der makrogeometrischen Bauteilgestalt (große Ausschnitte, Angriff von Einzellasten, usw.) zu berücksichtigen. Für komplizierte Fälle wird die Berechnung mit der Finite-Element-Methode empfohlen. Bei der Messung von Nennspannungen am Bauteil ist darauf zu achten, daß die Dehnmeßstreifen in Bereichen angebracht werden, in denen Spannungskonzentrationen infolge Kerbwirkung ausgeschlossen werden können.

Bei der Berechnung der Nennspannung einer Schweißverbindung sind alle bruchgefährdeten Stellen wie Nahtquerschnitt und Übergangsquerschnitt im Bauteil in Abhängigkeit der einwirkenden Beanspruchung zu untersuchen, wenn nicht mit Sicherheit eine bestimmte Stelle als maßgebend für das Detail festgestellt wird. Im hier vorliegenden Fall waren das die Schweißnahtübergänge zur Stirnplatte und zum Zugblech und die Nahtwurzel. Der Bezug auf die Nennspannung als Maß der auftretenden Beanspruchung hat den Vorteil, daß der Berechnungsaufwand relativ gering ist. Die nach vereinfachten Gleichgewichtsbetrachtungen über den Nennquerschnitt ermittelte gleichmäßig oder linear verteilte Spannung unterliegt allerdings Ungenauigkeiten, die sich aus nicht berücksichtigten Ausmittigkeiten oder der Anwendung der Balkentheorie anstatt der Scheiben-, Platten, oder Schalentheorie ergeben. Anzustreben ist daher eine möglichst gute Annäherung zwischen tatsächlicher und berechneter Nennspannungsverteilung.



Lokale Konzepte

Strukturspannungskonzept

Das ursprünglich im Behälterbau und in der Offshoretechnik für Schweißverbindungen an Rohrknöten entwickelte Strukturspannungskonzept enthält bereits spannungserhöhende Effekte aus dem konstruktiven Detail, aber nicht die nichtlineare Spannungsspitze infolge der Kerbe am Schweißnahtübergang. Für die Ermittlung der Strukturspannung an der Stelle des vermuteten Rißinitiierung existieren im allgemeinen noch keine analytischen Methoden. Es wird die Anwendung der Finiten-Element-Methode empfohlen, wobei mögliche Unregelmäßigkeiten der Schweißverbindung zu berücksichtigen sind. Für die experimentelle Bestimmung der Strukturspannung mittels Dehnmeßstreifen ist auch hier auf den Ausschluß von nichtlinearen Effekten der Kerbe zu achten, aus zwei oder drei Meßpunkten vor dem Nahtübergang wird auf die Strukturspannung der Kerbe extrapoliert. Die in / 25 / angegebenen Empfehlungen zur rechnerischen und experimentellen Ermittlung der Strukturspannungen sind maßgeblich auf die Berechnung von Rohrkonstruktionen ausgerichtet.

Kerbspannungskonzept

Das Kerbspannungskonzept geht aus von der Beanspruchung im Kerbgrund des Nahtübergangs oder der Wurzel einer Schweißverbindung, wobei ein linear-elastisches Materialverhalten vorausgesetzt wird. Die reale unregelmäßige Kerbform wird dabei durch eine effektive ersetzt und so die Abschätzung der Mikrostützwirkung an scharfen Übergängen nach dem Ansatz von Neuber / 28 / erfaßt. Durch die fiktive Ausrundung der kritischen Stellen im Querschnittsmodell ergibt sich eine wirksame einachsige Kerbspannung, die bezogen auf die Nennspannung durch eine Kerbwirkungszahl ausgedrückt werden kann. Für den Baustahl hat sich ein effektiver Kerbradius von $\rho = 1$ mm als gute Näherung der realen Verhältnisse ergeben und stellt hier z.B. in der Wurzelkerbe den ungünstigsten Fall dar. Gegebenenfalls kann der Radius bei Kenntnis der lokalen Geometrie vergrößert werden. Für bekannte Verbindungsformen existieren Formeln und Diagramme zur Ermittlung der Kerbwirkungszahlen. Üblich ist die Berechnung mit Finiten-Element- oder Boundary-Element-Methoden. In / 22 / ist eine prinzipielle Vorgehensweise der Methode nach Radaj zusammengefaßt. Das Verfahren ist für die Anwendung auf das hier untersuchte Konstruktionsdetail in Abschnitt 5.4 ausführlicher beschrieben.

Die Weiterentwicklung des Konzeptes nach Olivier, Köttgen und Seeger / 29, 30 / geht unabhängig von der tatsächlichen Kerbform von einer festen Vorgabe des Kerbkrümmungsradius von $\rho = 1$ mm aus. Die Vermessung realer Kerbradien zeigen Streuungen von $\rho = 0$ mm bis 3 mm. Mit der experimentell ermittelten Bauteildauerfestigkeit und der so berechneten Kerbformzahl, kann eine örtliche, effektive Kerbdauerfestigkeit abgeleitet werden.

Als vorteilhaft erweist sich das Kerbspannungskonzept für die Beurteilung verschiedener Formparameter einer Schweißverbindung bezüglich ihrer Ermüdungswirksamkeit.

Eine Messung der Kerbspannungen ist bisher kaum möglich. Die Applikation von Dehnungsmeßstreifen in den meist kleinen Radien der Nahtübergangskerben erweist sich auch bei minimalen Meßlängen als problematisch und ist bei Wurzelkerben ausgeschlossen.

Zur Vervollständigung der Kerbbeanspruchungskonzepte sei das Kerbdehnungskonzept hier nur genannt.



Bruchmechanikkonzept

Eine Weiterführung des Kerbspannungskonzeptes ist der bruchmechanische Sicherheitsnachweis. Die Rißbruchmechanik bewertet, ausgehend von der Spannungsintensität am Rißende, Rißvorgänge in Schweißverbindungen (Rißeinleitung, stabile Rißvergrößerung, instabiler Restbruch) und kann so auch eine Aussage über Versagenssicherheit und Lebensdauer des geschweißten Bauteils machen.

Die Anwendung lokaler Konzepte, Festigkeitsnachweise die von lokalen Beanspruchungen ausgehen, ist bereits Gegenstand aktueller Vorschriften und Empfehlungen (EKS-Empfehlungen / 31 /, Empfehlungen des International Institut of Welding (IIW-Empfehlungen) / 25 /, Eurocode 3 / 14 /).

4.2 Ermüdungsfestigkeit der untersuchten Schweißverbindung in den aktuellen Regelwerken

Die Ermüdungsfestigkeitskurven für Schweißkonstruktionen der aktuellen Regelwerke (EKS-Empfehlungen / 31 /, Empfehlungen des International Institut of Welding (IIW-Empfehlungen) / 25 /, Eurocode 3 / 14 /) sind als Schema paralleler Zeitfestigkeitslinien dargestellt. Die wesentlichsten Merkmale sind:

- 95 % Fraktile der Ergebnisse von Ermüdungsversuchen mit konstanten Spannungsschwingbreiten, die im doppellogarithmischen Maßstab $\Delta\sigma$ -N als Gerade mit der Neigung $m = 3$ für $\Delta\sigma$ und $m = 5$ für $\Delta\tau$ und der Dauerfestigkeit bei $5 \cdot 10^6$ Lastwechseln angegeben sind.
- Bezugswert für die Klassifizierung von Kerbfällen ist der Kennwert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln, wobei ein Raster paralleler $\Delta\sigma$ -N-Linien mit einem konstanten Abstand vorgegeben ist.
- Bei vorgegebener Kerbfallzuordnung beschreiben die Ermüdungsfestigkeitskurven eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{u}} = 97,7 \%$, basierend auf der üblichen Absicherung der Mittelwerte mit der zweifachen Standardabweichung.

In den aktuellen Regelwerken wird der T-Stoß zum Teil unterschiedlich eingestuft. Die drei möglichen Versagensarten der hier untersuchten Schweißverbindung bezüglich des erwarteten Bruchausgangs (Schweißnahtübergänge, Wurzelkerbe) werden wie folgt definiert und in Abbildung 4 dargestellt:

1. Übergang Schweißnaht - Stirnplatte: Nachweis am Nahtübergang für Biegung in der Stirnplatte,
2. Übergang Schweißnaht - Zugblech: Nachweis am Nahtübergang für Zug im Zugblech,
3. Nahtwurzel: Nachweis Nahtwurzel durch Nahtquerschnitt für Zug im Nahtquerschnitt.

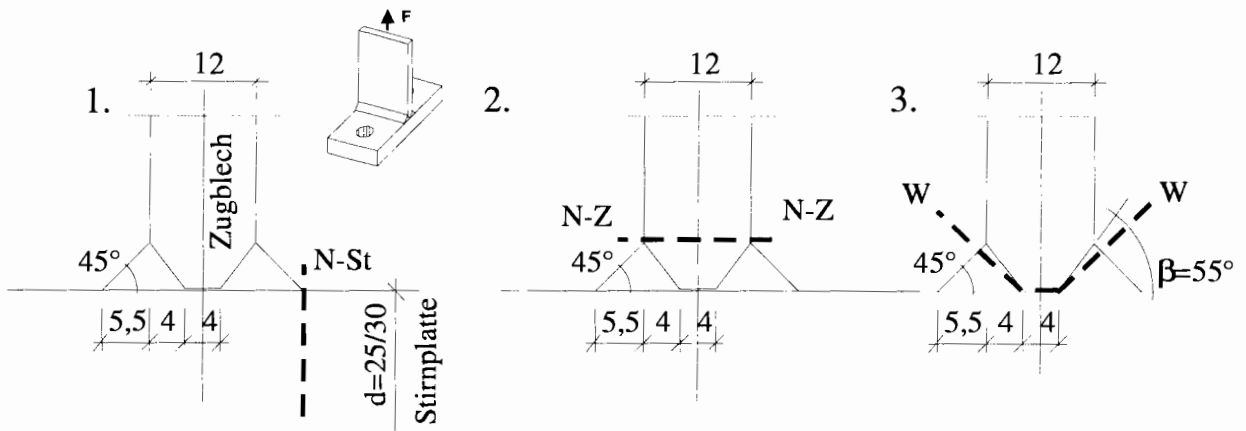


Abbildung 4: Maßgebende Schnitte für die Berechnung der Nennspannungen am T-Stoß

Im Wöhlerlinienkatalog / 18 / wird als Bezugsnennspannung bei Wurzelriß auch bei nicht durchgeschweißten Verbindungen die Spannung im Zugblechquerschnitt angegeben. Über die tatsächliche Nennspannung im Nahtquerschnitt wird damit keine Aussage gemacht.

Eurocode 3 / 14 / und EKS-Empfehlungen / 31 /

Die Einstufung des in der vorliegenden Arbeit untersuchten T-Stoßes erfolgt in Abhängigkeit von der betrachteten Stelle in der Schweißverbindung derzeit in der Kategorie „Tragende Schweißnähte“ unter „Verbindungen von sich kreuzenden Tragelementen“ Konstruktionsdetail 2 (Tab. 9.8.5 / 14 /), dargestellt in Abbildung 5, in der Kerbgruppe 36* infolge der nicht durchgeschweißten Nahtwurzel. Der Nachweis ist unter Ansatz der Spannungsschwingbreite im Nahtquerschnitt zu führen.

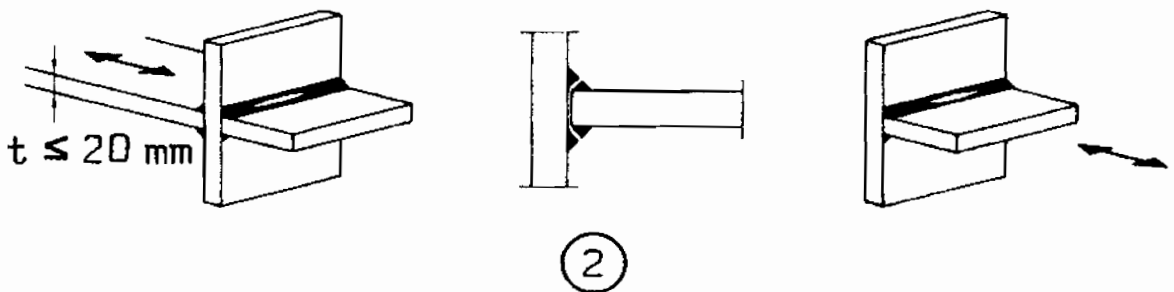


Abbildung 5: Konstruktionsdetail 2 in „Verbindungen von sich kreuzenden Tragelementen“
 Eurocode 3 / 14 / Kerbgruppe 36*

Zum Nachweis gegen Anriß am Nahtübergang, dargestellt ist hier in Abbildung 6 Konstruktionsdetail 1 (Tab. 9.8.5 / 14 /) der Anriß im gezogenen Blech, ist die Kerbgruppe 71 zugelassen.

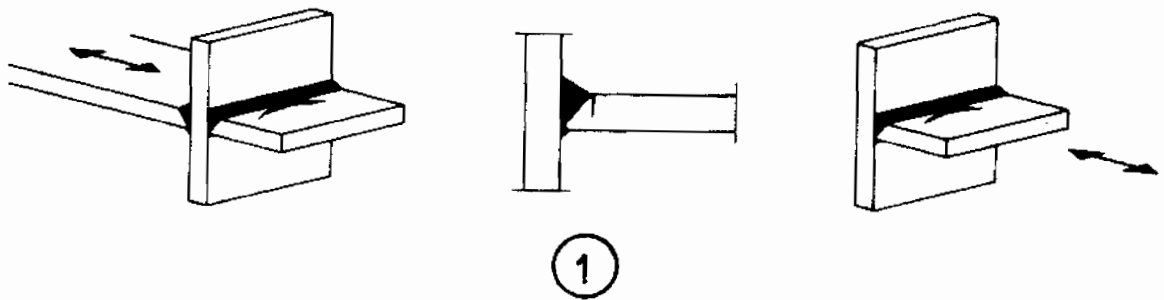


Abbildung 6: Konstruktionsdetail 1 in „Verbindungen von sich kreuzenden Tragelementen“ Eurocode 3 / 14 / Kerbgruppe 71

Für den Anriß in der biegebeanspruchten Stirnplatte wird an dieser Stelle kein Vorschlag gemacht. Hier könnte das in Abbildung 7 dargestellte Konstruktionsdetail 3 der Kategorie „Nichttragende Schweißnähte“ unter „Quernähte“ (Tab. 9.8.4 / 14 /) mit der Kerbgruppe 80 unterstellt werden, das allerdings den Sachverhalt bezüglich der Beanspruchung der Verbindung nicht exakt wiedergibt. Kerbgruppe 80 gilt bis zu einer Dicke des unbelasteten Bleches, im vorliegenden Fall das Zugblech, von $t = 12$ mm. Sonst ist Kerbgruppe 71 anzuwenden. Bei Stahltürmen von Windkraftanlagen wird diese Einstufung z.B. verwendet beim Nachweis der Ermüdungsfestigkeit der Schweißverbindung (HV-Naht) zwischen dem biegebeanspruchten Fußflansch und der Turmwand.

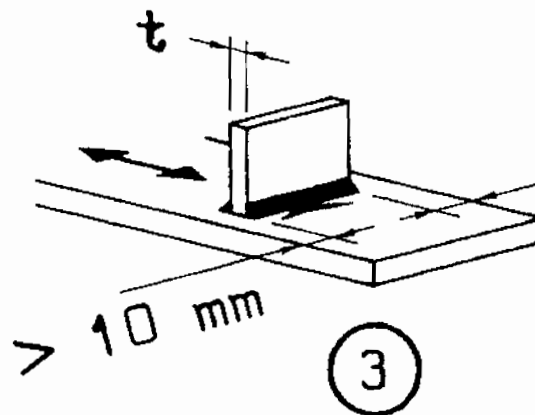


Abbildung 7: Konstruktionsdetail 3 in „Nichttragende Schweißnähte“ Eurocode 3 / 14 / Kerbgruppe 80 bzw. 71

Empfehlungen des International Institut of Welding (IIW-Empfehlungen) / 25 /

Es erfolgt hier die Schwingfestigkeitsbewertung des Details als „Kreuzstöße und / oder T-Stöße“ nur unter der Voraussetzung einer durchgeschweißten Naht durch Einstufung in die Schwingfestigkeitsklasse (FAT) 71 (Nr. 412) für den Anriß am Nahtübergang des belasteten Bleches. Nicht oder teilweise durchgeschweißte Nähte mit Blechriß dürfen noch in Schwingfestigkeitsklasse 63 (Nr. 413), siehe Abbildung 8, eingestuft werden. Nähte mit Wurzelriß, Kehlnaht aber auch K-Naht, sind mit der Einstufung in die Schwingfestigkeitsklasse 45



(Nr. 414) etwas günstiger bewertet als im Eurocode 3. Der Nachweis ist wiederum mit der Spannungsschwingbreite im Querschnitt der Schweißnaht zu führen.

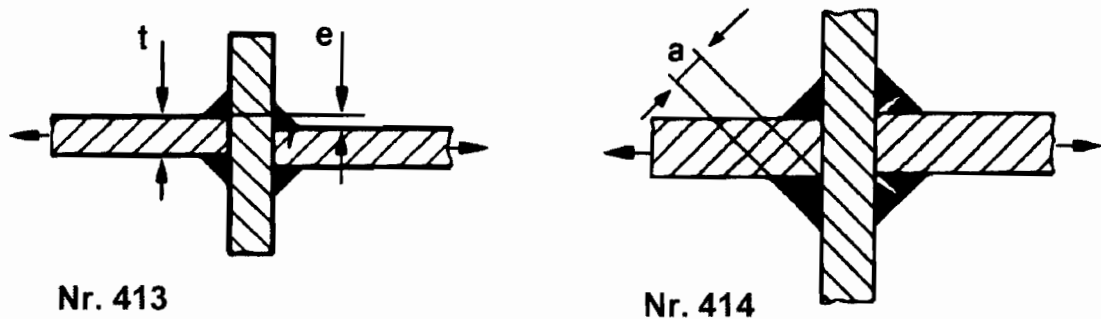


Abbildung 8: Konstruktionsdetails Nr. 413 und Nr. 414 in „Kreuzstöße und / oder T-Stöße“
IIW-Empfehlungen / 25 /

Für den Riß im Nahtübergang zur Stirnplatte wird die Anwendung des Details Nr. 511 „Unbelastete Anschweißteile“, dargestellt in Abbildung 9, vorgeschlagen. Für den Anschluß mit Kehlnähten kann Schwingfestigkeitsklasse (FAT) 80 angesetzt werden. Ist das unbelastete Blech, im vorliegenden Fall des T-Stoßes das Zugblech, dicker als das Grundblech, dann gilt auch hier nur Schwingfestigkeitsklasse (FAT) 71.

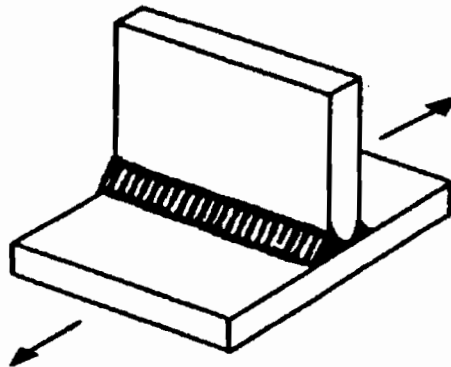


Abbildung 9: Konstruktionsdetail Nr. 511 in „Unbelastete Anschweißteile“ IIW-
Empfehlungen / 25 /

Die Abminderung der Ermüdungsfestigkeit bei Blechdicken über 25 mm ist zu berücksichtigen.

Zum Vergleich der Ergebnisse mit den entsprechenden Werten für die Kreuzstoß mit Doppel-HY-Naht und Doppelkehlnaht bzw. mit Doppel-HV-Naht mit Doppelkehlnaht des Wöhlerlinienkataloges / 18 / wird hier die diesbezügliche Einstufung ergänzt.

Wöhlerlinienkatalog / 18 /

Im Wöhlerlinienkatalog erfolgt die Darstellung der Ergebnisse aus Ermüdungsversuchen durch das einheitliche Wöhlerlinienstreuband im doppellogarithmischen Netz mit Streubandgrenzen für die Überlebenswahrscheinlichkeiten 10 %, 50 % und 90 %. Kennzeichnender



Wert ist der Wöhlerlinien-Stützwert σ_A , die Spannungsamplitude (halbe Spannungsschwingbreite) bei einer Schwingzahl von $N = 2 \cdot 10^6$, abgelesen an der Mittellinie des Streubandes mit der Neigung $k = 3,75$ für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_u = 50 \%$. Das einheitliche Streuband ist bei $2 \cdot 10^6$ Schwingspielen durch eine Streuspanne von $T_S = 1:1,5$ gekennzeichnet.

Die Spannungen beziehen sich beim Kreuzstoß mit Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht ausschließlich auf den Querschnitt des Zugbleches, auch wenn der Schwingbruch in den der Auswertung zugrunde liegenden Versuchen bevorzugt von der Wurzel ausging. Brüche im Nahtübergang zum Zugblech wurden nur vereinzelt festgestellt. Beim im Schweißzustand belassenen Kreuzstoß mit Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht für $R = 0$ beträgt die Spannungsamplitude bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 50% $\sigma_{A,50\%} = 50 \text{ N/mm}^2$, was einer Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma_{A,50\%} = 100 \text{ N/mm}^2$ entspricht. Beim Kreuzstoß mit Doppel-HV-Naht mit Doppelkehlnaht für $R = 0$ ist der Schwingfestigkeitskennwert als Spannungsamplitude mit $\sigma_{A,50\%} = 67 \text{ N/mm}^2$ angegeben, die Spannungsschwingbreite ist dann $\Delta\sigma_{A,50\%} = 134 \text{ N/mm}^2$. Hier beginnt der Riß üblicherweise am Nahtübergang zum Zugblech.

4.3 Sicherheitsfaktoren

Die Dimensionierung von Bauteilen hat auf eine angemessene Überlebenswahrscheinlichkeit zu erfolgen. Beim Ermüdungsnachweis ist in der Regel die Frage nach der Schadenstoleranz und der Überprüfbarkeit der Tragwerksteile zu stellen. Kann ein beginnender Riß durch regelmäßige Überwachung rechtzeitig festgestellt werden, so dürfen die Sicherheitsfaktoren entsprechend niedrig angesetzt werden. Die folgende Tabelle nach Eurocode 3 / 14 / gibt einen Überblick über die Teilsicherheitsbeiwerte γ_{Mf} für den Nachweis der Ermüdungsfestigkeit.

Überprüfung und Zugänglichkeit	Schadenstolerante Bauteile	Nicht-schadenstolerante Bauteile
Regelmäßige Überprüfung und Unterhaltung Zugängliche Kerbfälle	1,00	1,25
Regelmäßige Überprüfung und Unterhaltung Schlechte Zugänglichkeit	1,15	1,35

Tabelle 1: Teilsicherheitsbeiwert γ_{Mf} für den Nachweis der Ermüdungsfestigkeit nach Eurocode 3 / 14 /

Im vorliegenden Fall kann eine bruchkritische Kerbstelle am Übergang Stirnplatte Schweißnaht aufgrund guter Zugänglichkeit günstiger eingestuft werden als eine Wurzelkerbe, die sich aufgrund ihrer Unzugänglichkeit einer regelmäßigen Überprüfung entzieht.



4.4 Einfluß von Unregelmäßigkeiten der Schweißnahtgeometrie

Fertigungsbedingte Abweichungen von der Idealform der Schweißverbindungen können die Ermüdungsfestigkeit beeinflussen. Zur Bewertung von Imperfektionen wird zwischen verschiedenen Merkmalen und deren Effekten auf den Ermüdungswiderstand unterschieden. So können räumliche und ebene innere Imperfektionen, Abweichungen der Nahtform, wie Nahtüberhöhungen, Einbrandkerben oder auch Imperfektionen der Bauteilgeometrie, wie Kantenversatz, bezüglich ihrer Kerbwirkung abgeschätzt werden.

Grenzwerte zur Bewertung von Unregelmäßigkeiten an Schweißverbindungen enthält DIN EN 25817 / 32 /. Im Merkblatt DVS 0703 / 33 / werden zusätzlich Ursachen und Abhilfemaßnahmen für Fehler angegeben und Empfehlungen zur Anwendung von praxisüblichen Meßwerkzeugen gegeben. Zur Beurteilung und Einstufung der Schweißnähte in die drei Bewertungsgruppen B, C und D (hohe, mittlere und niedrige Anforderungen) werden Kriterien oder Formeln zur rechnerischen Ermittlung von Anforderungen angegeben. Die Empfehlungen zur Auswahl der Bewertungsgruppen nach DIN EN 25817 und ISO 5817 für Stumpfnähte und Kehlnähte an Stahl im Merkblatt DVS 0705 / 34 / können darüber hinaus Aufschluß über die Einordnung geschweißter Bauteile unter nicht ruhender Beanspruchung in die Schwingfestigkeitsklassen nach IIW-Empfehlungen / 25 / geben. Verschiedene Imperfektionsarten wie Formabweichungen, räumliche und ebene Diskontinuitäten werden hier in Bezug auf die Schwingfestigkeit klassifiziert.

Vorschläge für die Berechnung von Schweißverbindungen bei statischer und schwingender Beanspruchung unter Berücksichtigung von Bewertungsgruppen nach DIN EN 25817 / 32 / für den gesetzlich nicht geregelten Bereich enthält eine Veröffentlichung von Neumann / 35 /. Speziell für dynamisch, nicht vorwiegend ruhend beanspruchte Stumpf- und Kehlnähte werden bei der Zuordnung zu Schwingfestigkeitsklassen Sonderbestimmungen von Grenzwerten für Unregelmäßigkeiten eingearbeitet, um für Schweißnähte gegebenenfalls eine Einstufung in höhere Schwingfestigkeitsklassen zu gestatten. In / 36 / werden diesbezüglich Empfehlungen zur Einstufung einiger geschweißter Konstruktionen ergänzt.

Die Abhängigkeit des Schwingfestigkeitsverhaltens geschweißter Verbindungen von der konstruktiven Gestalt und der Einfluß von Unregelmäßigkeiten wurde vielfach untersucht und beschrieben. Es werden hier einige Arbeiten genannt, die in Bezug auf die vorliegende Verbindungsart von Interesse sind.

In / 37 / wird der Einfluß von Einbrandkerben auf die Schwingfestigkeit von Stumpfnähten mittels numerischer Methoden untersucht und die Ergebnisse mit den Empfehlungen des IIW verglichen. Unter Variation verschiedener Geometrieparameter, die die Naht und die Einbrandkerbe beschreiben, wurden auf der Basis des Kerbspannungskonzeptes nach Radaj Näherungsformeln für Kerbwirkungszahlen ermittelt. Dabei konnte der überwiegende Einfluß der Kerbtiefe und des Kerbgrundradius bei Stumpfnähten dokumentiert werden.

In diesem Zusammenhang ist die Arbeit über den Kreuzstoß in Sondergüte von Drescher und Ruge / 38 / zu erwähnen. Ziel der Untersuchung war hier, die Dauerschwingfestigkeit des Kreuzstoßes in Sondergüte auf die des Stumpfstoßes in Sondergüte anzuheben. Dazu mußte ein möglichst kerbfreier Übergang von der Stegoberfläche zum verdickten Nahtabschnitt in Normalgüte geschaffen werden. Die Gestaltung der Querschnittsübergänge an den Nahtanfängen sollte so optimiert werden, daß kein nachteiliger Gestalteinfluß auf die Dauerfestigkeit mehr auftritt.

Mit der Möglichkeit der Erhöhung der Schwingfestigkeit durch eine geeignete Schweißreihenfolge und eine Nachbehandlung der Nahtoberfläche beschäftigt sich die Arbeit von Weinreich / 39 /. Es werden Ermüdungsversuche an X-förmigen Rohrkonstruktionen sowie an T-Stücken aus



vergütetem Stahl E 460 geschildert, die zu dem Ergebnis führten, daß die Wahl der Schweißreihenfolge, Nahtübergänge werden geschweißt bevor die Naht gefüllt wird, eine günstigere Nahtform bezüglich Höhe und Verteilung der Spannungen an den Nahtübergängen zur Folge hat. Gleiches gilt auch für verschiedene Formen der Oberflächenbehandlung, bei der wie z.B. durch Strahlen Druckeigenspannungen in die Nahtoberfläche eingebracht werden.

Zur rechnerische Beurteilung der imperfekten Nahtgeometrie auf der Basis örtlicher Konzepte werden in / 40 / von Anthes, Köttgen und Seeger Näherungsformeln für die Ermittlung von Kerbformzahlen K_t für Stumpfstoße und Doppel-T-Stöße mit Wurzelspalt im Sinne von Kreuzstößen unter Normal- und Biegemomentenbeanspruchung vorgestellt. Die Kerbformzahlen beziehen sich auf die Nennspannungen des ungekerbten lastführenden Blechs. Die Untersuchung der beiden Nahtformen zeigte einen starken Einfluß der auf den Kerbradius bezogenen Blechdicke und des Nahtanstiegswinkels auf K_t , beim Doppel-T-Stoß wurden zusätzlich Nahtdicke und Wurzelspaltbreite als Nahtgeometrieparameter eingeführt. In Fortsetzung der in / 40 / gewonnenen Erkenntnisse wird in / 41 / die Dauerfestigkeit aus der Kerbformzahl einer in den Kerbbereichen ideal ausgerundeten Schweißverbindung anhand eines Kerbwirkungsmodells abgeschätzt und Versuchsergebnissen gegenübergestellt. Die Untersuchung bezog sich wiederum auf die in / 40 / betrachteten Schweißverbindungen, wobei nun eine quantitative Aussage über die Einflüsse der Nahtgeometrieparameter getroffen wird. Es bietet sich die Möglichkeit, die verschiedenen Einflußgrößen Blechdicke, Nahtanstiegswinkel, Nahtdicke und Länge des Wurzelspaltes und damit die Wirkung der kritischen Kerbbereiche für die Ausbildung der erforderlichen Schweißnahtgeometrie der vorgestellten Verbindungsart optimal aufeinander abzustimmen.

Einen Überblick über verschiedene Imperfektionsarten und deren Einfluß auf die Dauerschwingfestigkeit bei Aluminium-Schweißverbindungen sowie eine Darstellung analytischer Lebensdauerabschätzungen auf der Basis von Kerbspannungskonzepten geben Kosteaš und Ondra in / 42 /.



5 Theoretische Grundlagen zur Spannungsermittlung am Stirnplattenstoß

Im Hinblick auf eine zutreffende Lebensdauervorhersage der geschweißten Konstruktion in der Entwurfsphase kommt der rechnerischen Ermittlung und Bewertung der Beanspruchungen eine besondere Bedeutung zu.

Die geschraubte Stirnplattenverbindung birgt aufgrund ihrer Lastabtragung einige Besonderheiten bei der Ermittlung der maßgebenden Nennspannung an der Stelle der maximalen Beanspruchung. Die üblicherweise gleichmäßige Lasteinleitung über die gesamte Breite des Zugflansches geht über in eine punktförmige bzw. stark konzentrierte Beanspruchung des Anschlusses durch die Schraubverbindung. Ist es beim Tragsicherheitsnachweis von Stirnplattenverbindungen unter ruhender Belastung gestattet, unter Heranziehung der plastischen Reserven das Mittragen der ganzen Plattenbreite oder Teilen davon zu unterstellen, so ist dieses unter nicht ruhender Belastung nicht mehr zulässig. Vielmehr ist hier ein rein elastisches Verhalten anzunehmen und unter Berücksichtigung der zweiachsigen Lastabtragung infolge der beschriebenen Spannungskonzentration Ort und Größe der maximalen Spannung im rißgefährdeten Bereich zu ermitteln. Betrachtet man weitergehend die verschiedenen Lagerungsbedingungen, resultierend aus der schweißbedingten Vorkrümmung der Stirnplatte oder der zusätzlichen Abstützung durch den Steg des Trägers im inneren Schraubenbereich, und die Wirkung der daraus resultierenden Abstützkräfte auf die Spannungsverteilung in der Platte, erscheint es um so wichtiger, diese Einflüsse zu quantifizieren, um Bemessungsempfehlungen für einen sicheren Ermüdungsfestigkeitsnachweis zu finden. Nicht zuletzt sind dabei ermüdungswirksame Imperfektionen der Schweißverbindungen in bestimmten Grenzen zu halten. Denkbar wäre speziell für diese Verbindungsart eine Aussage über die Größe des zulässigen Schweißverzuges oder der Winkelabweichung im Rahmen der Regelwerke.

5.1 *Rechnerische Ermittlung der maßgebenden Nennspannung am Probekörper*

Zur Klärung des Spannungsverlaufes im Probekörper unter Versuchsbedingungen sind die zur Prüflast zugehörigen Spannungen an der Schweißnaht zu ermitteln und eine Aussage über die Größe der Spannungskonzentration zu machen.

Spannungen infolge Ermüdungsbelastungen sind durch eine elastische Berechnung zu bestimmen, plastische Umlagerungen sind dabei unzulässig.

Als Spannung im kritischen Querschnitt ist für den Fall der Rißbildung am Nahtübergang die Hauptspannung am Nahtübergang anzusetzen. Dabei wird unter der Annahme vom Ebenbleiben der Querschnitte die einfache Elastizitätstheorie verwendet (siehe Abbildung 10). Auswirkungen lokaler Spannungsspitzen durch das Nahtprofil werden dabei vernachlässigt.

Im Falle eines Versagens der Kehle wird wie bei der statischen Bemessung die vektorielle Summe aus den Spannungen der Schweißkehle am Ort der höchsten Spannung längs der Naht betrachtet.

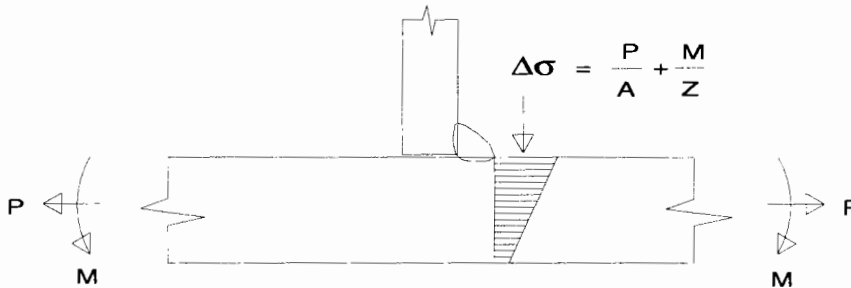


Abbildung 10: Bemessungswert der Spannung bei Rißausbreitung im Grundwerkstoff

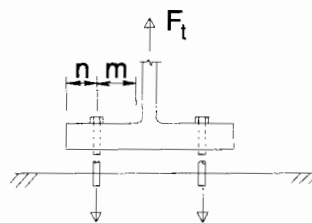
Entsprechend den Geometriedaten der Probekörper wurde die im Versuch wirksame Nennspannung ermittelt. Aufgrund der praktisch nicht exakten Schweißnahtform waren bei gleicher Last geringfügige Spannungsunterschiede im direkten Bereich der Schweißnahtkerbe zu berücksichtigen.

Bei der üblichen Berechnung nach Balkentheorie ergaben sich die folgenden Grenzbetrachtungen. Die Berechnung wurde hier beispielhaft für das Modell mit einer Breite von $b = 100 \text{ mm}$, der Stirnplattendicke von 30 mm bei einer Prüflast im ersten Niveau von $P_o = 234 \text{ kN}$ durchgeführt.

Das elastische Widerstandsmoment der Stirnplatte ist:

$$w = \frac{d^2 \cdot b}{6} = \frac{30^2 \cdot 100}{6} = 15000 \text{ mm}^3 = 15 \text{ cm}^3.$$

Das am Schweißnahtbeginn wirksame Plattenbiegemoment und die dadurch in diesem Bereich zu erwartenden Spannungen lassen sich in Anlehnung an die Bemessung mit dem Modell des „Äquivalenten T-Stummels“ nach Eurocode 3 Annex J Kapitel J.3.3 / 14 / durch folgende Randbedingungen eingrenzen.



Modus 3: Schraubenversagen

Abbildung 11: Beanspruchung der Stirnplatte: Modus 3 nach Eurocode 3 / 14 /

Der Hebelarm m ist dabei der Abstand zwischen Schraubenachse und Schweißnahtkerbe (aus den gemessenen Geometriedaten der Probekörper).

$$d = 30 \text{ mm} \quad m = 42 \text{ mm}$$

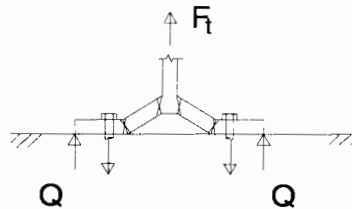
$$M = \frac{P_o}{2} \cdot m = \frac{243 \cdot 10^3}{2} \cdot 42 = 5,103 \cdot 10^6 \text{ Nmm}$$

Aus dem so berechneten Biegemoment ergibt sich die Nennspannung am Schweißnahtbeginn zu



$$\sigma_{el} = \frac{M}{w} = \frac{5,103 \cdot 10^6}{15000} = 340,2 \text{ N/mm}^2 \text{ als obere Schranke.}$$

Der maximale Wert des Biegemomentes ergibt sich im ungünstigsten Fall, d.h. wenn keine Abstützkräfte die äußeren Plattenränder stützen und keine Einspannwirkung im Bereich der Schraubenachse unterstellt wird. Diese ist jedoch vorhanden und mindert das auftretende Biegemoment an der Schweißnahtkerbe ab.



Modus 1: Alleiniges Flanschfließen

Abbildung 12: Beanspruchung der Stirnplatte: Modus 1 nach / 14 /

Modus 1 beinhaltet Plattenbiegung im Bereich der Schrauben und am Beginn der Schweißnaht. Der Parameter m ist hier wieder der Abstand zwischen Schraubenachse und Schweißnahtbeginn.

$$M = \frac{P_o}{4} \cdot m = \frac{243 \cdot 10^3}{4} \cdot 42 = 2,552 \cdot 10^6 \text{ Nmm}$$

$$\sigma_{el} = \frac{M}{w} = \frac{2,552 \cdot 10^6}{15000} = 170,1 \text{ N/mm}^2$$

Dieser Wert der Nennspannung setzt wiederum eine volle Einspannung der Platte durch die Schraubverbindung voraus und ist damit als untere Schranke zu verstehen. Realistisch ist hier in Verbindung mit der Federwirkung der Schraubverbindung eine elastische Einspannung anzunehmen, so daß das Biegemoment einen Zwischenwert annimmt.

Verschiedene Berechnungsmodelle unter Variation von Lage und Größe der Kontaktzone und der damit verbundenen Kräfte wurden in / 4 / diskutiert.

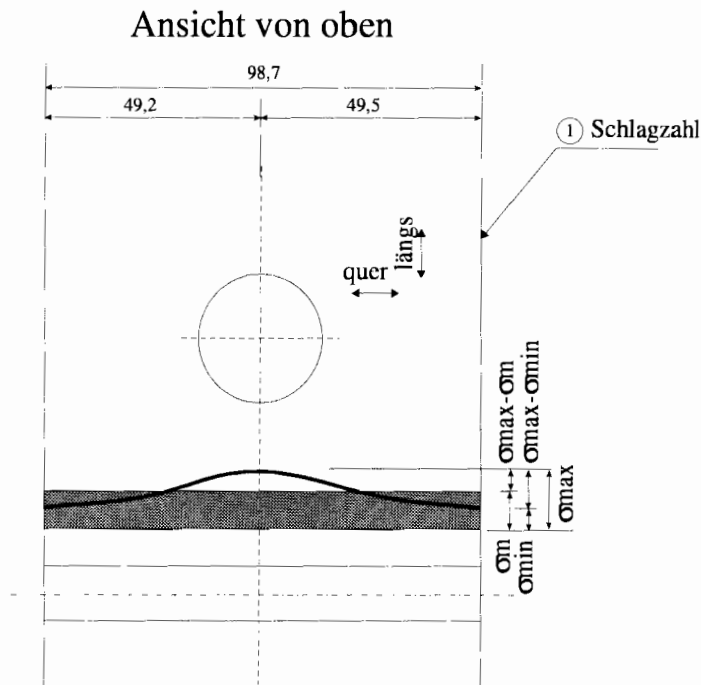
Zur Klärung der maßgebenden Nennspannung erfolgte hier die Spannungsmessung am Probekörper mittels Dehnmeßstreifen in Verbindung mit einer Berechnung des Modells mittels der Finiten Element Methode. Anhand der vorher gemessenen Geometriedaten wurde dann für jede Probe die tatsächlich am Anriß wirksame Spannung errechnet.

5.2 Spannungskonzentration

Wie von Lacher / 8 / ausgeführt, entsteht aus der diskontinuierlichen Schraubenanordnung bei Stirnplattenverbindungen im engeren Schraubenbereich ein Spannungshügel in den an der Verbindung beteiligten Querschnitten. Diese Spannungskonzentration führt zu Spannungsspitzen, die bei der Nahtbemessung berücksichtigt werden müssen. Es war daher notwendig, an einem Versuchskörper Spannungsmessungen durchzuführen und zwar sowohl an der Stirnplatte, als auch am Zugflansch, um über die Größe der Spannungsspitzen im jeweiligen Nahtbereich eine Aussage machen zu können. Die Nahtbemessung kann dann über die Spannung erfolgen, die mit



Hilfe der Dehnungsmeßstreifen als Größtwert des Spannungshügels aus der Schraube gemessen und auf den Nahtübergang extrapoliert wurde.



Die Anwendung der üblichen Bemessungsregeln für den Tragsicherheitsnachweis einer Stirnplattenverbindung unter ruhender Beanspruchung im Bezug auf die Definition einer mittragenden Plattenbreite birgt Unsicherheiten bei der Abschätzung der tatsächlichen Spannungsspitze. Bei Erreichen der Fließgrenze in den maximal beanspruchten Bereichen erfolgt eine plastische Umlagerung der Spannungen. Da eine Plastizierung bei dynamischer Beanspruchung auszuschließen ist, muß die Charakteristik des elastischen Spannungsverlaufes möglichst genau vorhergesagt werden. Hierbei sind Lagerungsbedingungen, Vorkrümmung der Stirnplatte, Geometrie des Schraubenbildes und Eigenspannungszustand zu berücksichtigen.

5.3 Vorkrümmung der Stirnplatte

Die Vorkrümmung der Stirnplatte ist bei der Berechnung der Nennspannungen von entscheidender Bedeutung. Bei konvexen Stirnplatten mit Mittenkontakt ist der Kraftfluß ähnlich dem des Kreuzstoßes zu erwarten. Damit könnte in diesem Falle die Naht in vergleichbarer Weise kerbfähig sein wie beim Kreuzstoß. Bei ideal ebenen Stirnplatten, wie auch bei konkaven mit Randkontakt, kommt dagegen der veränderte Kraftfluß zum tragen, so daß dieser Fall Gegenstand der Untersuchungen ist.

Der Einfluß der Lage der Kontaktzone auf die Höhe der Schraubenspannung bei Stirnplattenstößen wurde eingehend untersucht und beschrieben / 3, 4, 11 /. Im Eurocode 3 Abschnitt 6.5.9 / 14/ werden Angaben zur Berücksichtigung der Abstützkräfte bei der Bemessung der Verbindungsteile gemacht.



Der Einfluß der Abstützkräfte läßt sich an den folgenden drei Bildern für unterschiedlich verformte Stirnplatten (konvex, plan, konkav) verdeutlichen.

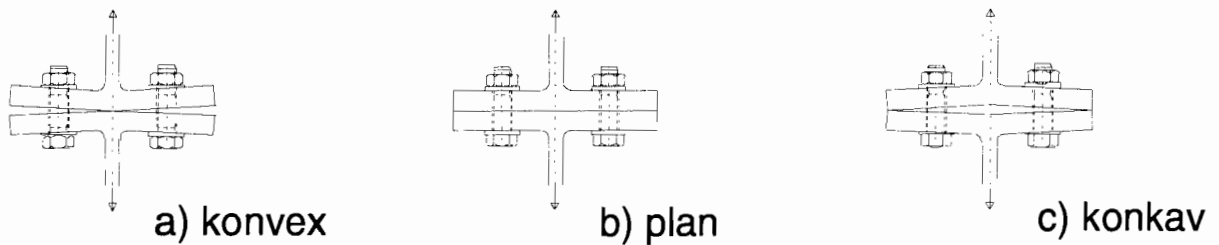


Abbildung 14: Lage der Kontaktzone für unterschiedlich vorverformte Stirnplatten (konvex, plan, konkav)

In der Praxis einer geschweißten Stirnplattenverbindung muß davon ausgegangen werden, daß keine Planparallelität der Platten wie in Abbildung 14 b) vorliegt. Vielmehr ist durch den Verzug beim Schweißen der Platte mit einer konvexen Verformung im Sinne der Abbildung 14 a) und dadurch mit Mittenkontakt zu rechnen. Sind die Platten vor dem Schweißen vorverformt worden, um diesem Effekt entgegenzuwirken, kann eine konkave Form mit Randkontakt, wie in Abbildung 14 c) dargestellt, erzielt werden.

In beiden Fällen können die Platten beim Anziehen der Schrauben in ihre Ideallage beigezogen werden, sofern die Stirnplattendicke nicht zu groß ist. Allerdings darf nur für den Tragsicherheitsnachweis eines ruhend beanspruchten Stirnplattenanschlusses nach Eurocode 3 Annex J / 14 / das Flanschfließen als Versagenskriterium zugrundegelegt werden.

Da auf diese Weise eine Vorspannung auf die Stirnplatte aufgebracht wird, die die Größe des Plattenbiegemomentes und damit die Höhe der Nennspannung im Bereich der Schweißnahtkerbe beeinflusst, ist der Einfluß der Lage der Kontaktzone beim Nachweis der Ermüdungsfestigkeit prinzipiell zu berücksichtigen. Es wird deutlich, daß die konvexe Stirnplatte eine Zugvorspannung an der Plattenoberfläche zur Folge hätte. Durch die erhöhte Nennspannung sinkt die Ermüdungsfestigkeit der Verbindung. Dagegen hat die konkave Ausführung der Stirnplatte durch die aufgebrachte Druckvorspannung eine ermüdungsfestigkeitserhöhende Wirkung.

Um in den durchgeführten Versuchen vergleichbare Ergebnissen zu erzielen, mußten entweder völlig identische Lagerungsbedingungen geschaffen oder die Wirkung der Abstützkräfte ausgeschaltet werden. Der Aufwand für das planparallele Schleifen der Stirnplatten war aufgrund der Menge der Proben nicht vertretbar. Es wurde deshalb eine kontrollierte Kontaktzone im Bereich der Schrauben durch zwischen den Stirnplatten angeordnete Unterlegscheiben geschaffen (Abbildung 25). Ein Mitten- oder Randkontakt konnte somit ausgeschlossen werden.

5.4 Bestimmung der Kerbspannungen nach dem Kerbspannungskonzept

An dieser Stelle soll ausführlicher auf das von Radaj u.a. in / 19 / und / 21 / umfassend dargestellte Kerbspannungskonzept zur rechnerischen Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit von Schweißnähten eingegangen werden, da es als Berechnungsgrundlage des zu untersuchenden T-Stoßes verwendet wurde.



Das Verfahren dient der direkten rechnerischen Ermittlung der Kerbwirkungszahl $K_f (\equiv \beta_k)$ von Schweißverbindungen, in Abhängigkeit von Form, Belastung und Lagerung unter Berücksichtigung der Neuberschen Mikrostützwirkung scharfer Kerben.

Radaj erläuterte in / 43 / die Vorgehensweise bei der Berechnung der Kerbwirkung einer Schweißverbindung am Beispiel eines I-Trägers mit Quersteife. In / 44 / werden am Beispiel eines geschweißten Rohrknotens die aktuellen Entwicklungen der lokalen Konzepte vorgestellt und Fragen der Konzeptanwendung diskutiert.

Für die FE-Strukturanalyse wird das Tragwerk (Grobstruktur) durch ein FE-Modell aus Stab- und Flächenelementen simuliert, wobei die Schweißverbindungen durch Stoßlinien ersetzt werden. Die Ermittlung der Strukturspannungen erfolgt ohne die Kerbwirkung. Daran anschließend werden die Schweißverbindungen als räumliche Kerbgebilde (Feinstruktur) unter Ansatz der Strukturspannung als äußere Kraft an dem fiktiv gerundeten Querschnittsmodell berechnet. Die BE-Methode wird dabei auf die ebenen Schnittkonturen in Richtung der Hauptspannungen des FE-Modells angewendet.

Als Ergebnis der Berechnung ergeben sich die Kerbformzahlen $K_t (\equiv \alpha_k)$ der Nahtübergänge und der Nahtwurzel und, bei einer fiktiven Ausrundung der Kerben mit dem Radius $\rho_f = 1 \text{ mm}$ nach dem Neuberschen Stützwirkungskonzept, die Kerbwirkungszahlen K_f .

Weiterhin wird bei dieser Methode die Rauigkeit der walzplattierten Oberfläche mit einem Abminderungsfaktor $\gamma_r \approx 0,89$ berücksichtigt, die Mehrachsigkeit des Spannungszustandes im Kerbgrund durch die von-Mises-Hypothese.

Für die Kerbspannungsberechnung ergibt sich die Notwendigkeit, die Eingangsparameter so genau und praxisnah zu bestimmen, daß eine quantitativ befriedigende Aussage über die Kerbwirkung getroffen werden kann.

Der Berechnung ist die "Istform" der Naht zugrundezulegen, da einerseits die "Nennform" meist sehr stark von der "Istform" abweicht, und andererseits die scharfen Ecken am Nahtübergang und der Schlitz der Wurzel die Berechnung unter Annahme des elastischen Modells unmöglich machen. Eine Kerbe mit dem Rundungsradius $\rho = 0 \text{ mm}$ hat eine Unstetigkeitsstelle mit unendlich hoher Kerbspannung zur Folge.

Bei der Beschreibung der Nahtform ist zwischen der Rauigkeit und Formabweichungen am Nahtübergang und an der -wurzel, die in der gleichen Größenordnung liegen, zu unterscheiden. Dies gelingt mit der Einführung einer materialabhängigen Ersatzstrukturlänge ρ^* , die erst Oberflächenunengenauigkeiten ab etwa $0,1 \cdot \rho^*_{\min}$ als kerbwirksam definiert.

Um bei der Berechnung des fiktiven Kerbspannungshöchstwertes die elastische Mikrostützwirkung hinsichtlich der Dauerfestigkeit zu erfassen, sind die Kerben an den Nahtübergängen und an der Wurzel mit dem fiktiven Kerbkrümmungsradius ρ_f auszurunden. Dabei wird der tatsächliche Kerbkrümmungsradius ρ um die Ersatzstrukturlänge $s \cdot \rho^*$ vergrößert. Im Einzelnen ist im ungünstigsten Fall $\rho = 0 \text{ mm}$ zu setzen, die Ersatzstrukturlänge wird bei stahlgußähnlichem Material im Schweißnahtbereich mit $\rho^* = 0,4 \text{ mm}$ abgeschätzt, und der Mikrostützwirkungsfaktor s kann im zu betrachtenden Fall mit $s = 2,5$ (Gestaltänderungsenergiehypothese, Zug, ebener Formänderungszustand) angegeben werden, so daß das ebene Modell der Schweißverbindung für die Berechnung mit dem fiktiven Kerbkrümmungsradius von

$$\rho_f = \rho + s \cdot \rho^* = 1 \text{ mm}$$



an Nahtübergängen und Wurzel auszurunden ist (vgl. Tab. 16 / 19 /).

Radaj hat in / 19 Bild 160 / die Kerbwirkungszahlen einiger Grundformen querbeanspruchter Schweißverbindungen zusammengestellt. Die Berechnung erfolgte mit der Boundary Element Methode an idealisierten, zweidimensionalen Modellen mit einheitlichen Geometrieverhältnissen, wie z.B. gleichen Blech- und Nahtdicken und festen Schlitzlängen im Wurzelbereich. Die kerbgefährdeten Stellen wurden mit dem beschriebenen Kerbradius von $\rho_f = 1 \text{ mm}$ ausgerundet. Die biegebeanspruchten Querstäbe der Modelle waren gelenkig gelagert.

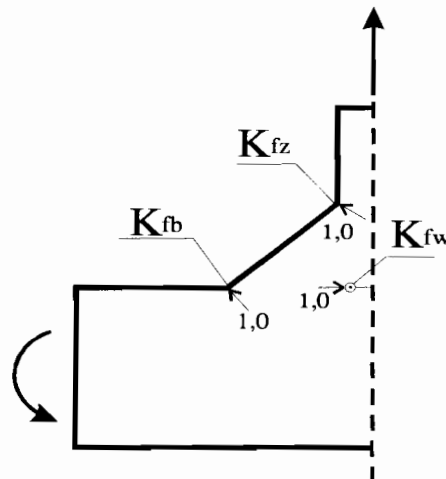


Abbildung 15: Konturmodell des T-Stoßes nach / 19 /

Das in dieser Arbeit mit der FE-Methode zu untersuchende T-Modell ist prinzipiell in Abbildung 15 dargestellt. Durch die systematische Variation verschiedener Formparameter, wie im vorliegenden Fall Stirnplattendicke, Schlitzlänge und Nahtüberhöhung, wird deren Einfluß auf die Kerbwirkung bestimmbar.

Die Kerbwirkungszahl K_f wird als Quotient aus Kerbhöchstspannung an der fiktiv gerundeten Kerbe $\bar{\sigma}_{k \max}$ und der Zugnennspannung σ_{nz} bzw. der Biegezugspannung σ_{nb} ermittelt.

$$K_{fz} = \frac{\bar{\sigma}_{k \max}}{\sigma_{nz}} ; \quad K_{fb} = \frac{\bar{\sigma}_{k \max}}{\sigma_{nb}}$$

Auf der Basis von Schwingfestigkeitsversuchen und theoretischen Berechnungen lieferten Seeger, Olivier und Köttgen in / 29, 30, 45 / ein anwendungsorientiertes Verfahren zur Bemessung und zum Nachweis der Schwingfestigkeit der dort betrachteten T- und Y-Schweißverbindungen nach dem örtlichen Konzept unter verschiedenen Lastfällen, Nahtformen, Nahtausführungen und Blechdickenvarianten. Die Anwendung des Konzeptes unter Berücksichtigung verschiedener Parameter wurde in / 46 / und / 47 / am Beispiel eines Schadensfalls an der Großen Windkraftanlage GROWIAN erörtert.

Hierbei wird unabhängig von der tatsächlichen Kerbform von einer festen Vorgabe des Kerbradius von $\rho = 1 \text{ mm}$ ausgegangen. Befunde zur Nahtgeometrie zeigen eine starke Streuung des Kerbradius zwischen 0 mm und 3 mm. Die Berechnung der elastischen Rand- und Kerbspannungen erfolgte mit der Boundary Element Methode.

Aus den berechneten Kerbspannungshöchstwerten werden die Kerbformzahlen ermittelt und unter Berücksichtigung der experimentell bestimmten Dauerfestigkeiten örtlich dauerhaft ertrag-



bare Werkstofffestigkeiten abgeleitet. Mit dem Werkstoffkennwert wird die Dauerfestigkeit des Werkstoffes im bruchbestimmenden Kerbgrund beschrieben.

In / 48 / diskutierten Seeger und Amstutz den derzeitigen Stand verschiedener Ansätze der örtlichen Konzepte zur Ermittlung der Betriebsfestigkeit geschweißter Verbindungen und skizzierten Lösungswege für bestehende Widersprüche.

Nach dem Konzept der örtlichen elastischen Beanspruchungen, wird die dauerhaft ertragene örtliche Spannungsschwingbreite definiert zu

$$\Delta\sigma_{e,a} = \Delta\sigma_D \cdot K_t$$

mit $\Delta\sigma_D$ als Dauerfestigkeit des Werkstoffes mit polierter Oberfläche und der Formzahl K_t . Daraus läßt sich die gegenüber der elastischen Kerbspannung reduzierte ermüdungswirksame Kerbspannung aus der Dauerfestigkeit des Werkstoffes mit polierter Oberfläche und der Kerbwirkungszahl ableiten.

Bei Ansatz des realen Kerbradius $\rho = 1$ mm (als Mittelwert bei Streuungen von 0 bis 3 mm) nach Olivier wird

$$\Delta\sigma_{e,D} = \Delta\sigma_{D,exp} \cdot K_f = \Delta\sigma_{D,exp} \cdot K_{t,\rho=1mm}$$

Hierin bedeuten $\Delta\sigma_{e,D}$ Dauerfestigkeit des Werkstoffelements, $K_{t,\rho=1mm}$ elastische Formzahl für realen Kerbradius $\rho = 1$ mm (= Kerbwirkungszahl K_f), $\Delta\sigma_{D,exp}$ experimentell ermittelte Bauteildauerfestigkeit.

Der Bezugswert bei $N = 2 \cdot 10^6$ Lastspielen und einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{u}} = 50$ % ist dann $\Delta\sigma_{e,A50\%}$ mit der zugehörigen Bauteildauerfestigkeit $\Delta\sigma_{A,exp}$, nach Eurocode 3 der experimentell ermittelte Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$.

Aufgrund der durchgeführten Versuche wird das Spannungsverhältnis $R = 0$ betrachtet. Andere Spannungsverhältnisse sollen hier nicht weiter verfolgt werden.



6 Versuche - experimentelle Untersuchungen

Das Ziel des Forschungsprogramms war die Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit des T-Stoßes mit Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht mittels Dauerschwingversuchen.

Der Versuchskörper orientierte sich an dem T-Modell des Stirnplattenregelstoßes IH3A für das Profil HEA 240. Die Abmessungen sind in Abbildung 16 dargestellt.

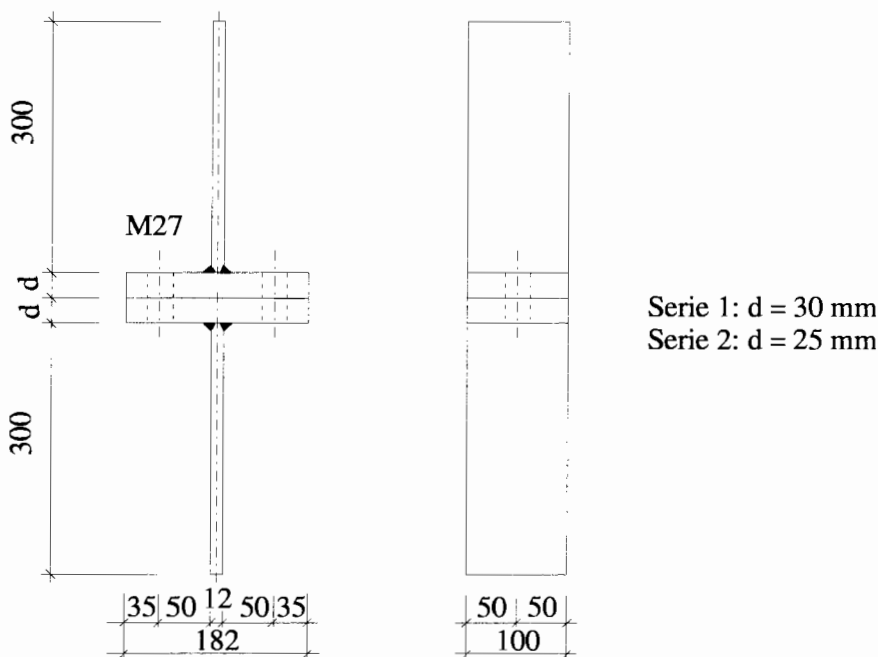


Abbildung 16: Abmessungen des T-Modells in Anlehnung an den Stirnplattenregelstoß IH3A für das Profil HEA 240 / 17 /

Um eine Aussage über die Dauerschwingfestigkeit des T-Stoßes mit Doppel-HY-Naht und Doppelkehlnaht machen zu können, sollte die vollständige Wöhlerlinie für ein Nennspannungsverhältnis von $R = 0$ (Zugschwellbereich) ermittelt werden. Die Versuchskörper waren im Schweißzustand belassen. Die Wöhlergerade wurde ermittelt aus sechs Versuchen auf zwei verschiedenen Niveaus im Zeitfestigkeitsbereich sowie aus 2×6 Versuchen im Dauerfestigkeitsbereich, somit waren je Wöhlerlinie 24 Versuche notwendig.

Es war weiterhin zu klären, ob der Bruchbeginn grundsätzlich am Auslauf der Naht entweder zum Zugblech oder zur Stirnplatte hin auftritt, oder ob die Wöhlerlinie für beide Fälle zu ermitteln wäre.

6.1 Herstellung der Versuchskörper

6.1.1 Werkstoffe

Grundmaterial der Proben beider Serien waren gewalzte Bleche aus St 52-3 mit 12 mm, 25 mm und 30 mm Dicke. Um ein Versagen der Versuchskörper infolge Terrassenbruch auszuschließen, wurden für die Stirnplatten Bleche mit der Güteklasse Z-35 nach DAST Ri 014 / 49 / verwendet.



Terrassenbruchgefährdet ist zwar eher der Kreuzstoß durch die ausschließliche Beanspruchung in Dickenrichtung der Platte, doch auch hier kann ein derartiges Versagen nicht mit Sicherheit ausgeschlossen werden.

Für die erste Versuchsserie mit Stirnplatten der Dicke 30 mm wurden folgende Bleche von der Preussag Stahlhandel GmbH, Hannover, zur Verfügung gestellt:

- Blech 30 mm Werkstoff: St 52-3 / S 355 J2G3, DIN 17100 / DIN EN 10025/93
- Blech 12 mm Werkstoff: St 52-3 DIN 17100

Die Prüfzeugnisse zur Materialgüte (Tabelle 2) und der chemischen Zusammensetzung (Tabelle 6) des verwendeten Materials liegen vor.

	Zugversuch			Kerbschlagversuch			
	R_{eff} [N/mm ²]	R_m [N/mm ²]	A5 [%]	KV [J] bei –20°C Prüftemperatur			
	Streckgrenze	Zugfestigkeit	Bruchdehnung	1	2	3	Mittel
Soll	345	490-630	20				≥27
Bl 30	377	524	32	172	169	188	176
Bl 12	426	567	29	155	150	123	143

Tabelle 2: Mechanische Eigenschaften der in der ersten Versuchsserie verwendeten Bleche

Nach den Abnahmeprüfzeugnissen gemäß 3.1.C DIN 50049 / DIN EN 10204 für Grobblech 12 mm und 3.1.B DIN 50049 / DIN EN 10204 für Grobblech 30 mm erfüllen sämtliche Bleche die Anforderungen der einschlägigen Normen.

Der Prüfbericht zur mechanisch-technologischen Untersuchung (Z-35-Prüfung) der Schweißtechnischen Lehr- und Versuchsanstalt Hannover liegt vor. Der Zugversuch nach SEL 096-88 ergab folgende Werte:

Sollwert der Brucheinschnürung					35
Kleinster zulässiger Einzelwert					25
Proben-Nr.:	do [mm]	du [mm]	So [mm]	Su [mm]	Z [%]
1	10,1	7,9	80,8	48,99	39
2	10,0	7,7	78,5	49,37	38
3	10,0	7,6	78,5	45,34	42

Tabelle 3: Ergebnisse der mechanisch-technologischen Untersuchung (Z-35-Prüfung) der Stirnplatten 30 mm



Für die zweite Versuchsserie mit Stirnplatten der Dicke 25 mm wurden folgende Bleche von der AG der Dillinger Hüttenwerke zur Verfügung gestellt:

- Blech 25 mm Werkstoff: St 52-3 / S 355 J2G3, DIN 17100 / DIN EN 10025/94
- Blech 12 mm Werkstoff: St 52-3/ S 355 J2G3, DIN 17100 / DIN EN 10025/94

Die Prüfzeugnisse zur Materialgüte (Tabelle 4) und der chemischen Zusammensetzung (Tabelle 6) des verwendeten Materials liegen vor.

Nach den Abnahmeprüfzeugnissen gemäß 3.1.C DIN 50049 / DIN EN 10204 für Grobblech 12 mm und 3.1.C DIN 50049 / DIN EN 10204 für Grobblech 25 mm erfüllen sämtliche Bleche die Anforderungen der einschlägigen Normen.

	Zugversuch			Kerbschlagversuch			
	R_{eh} [N/mm ²]	R_m [N/mm ²]	A5 [%]	KV [J] bei -20°C Prüftemperatur			
	Streckgrenze	Zugfestigkeit	Bruchdehnung	1	2	3	Mittel
Soll	345	490-630	20				≥27
Bl 25	476	608	28,6	252	260	256	256
Bl 12	413	559	33,7	235	118	124	159

Tabelle 4: Mechanische Eigenschaften der in der zweiten Versuchsserie verwendeten Bleche

Der Prüfbericht zur mechanisch-technologischen Untersuchung (Z-35-Prüfung) der Schweißtechnischen Lehr- und Versuchsanstalt Hannover liegt vor. Der Zugversuch nach EN 10164, Tabelle 1 ergab folgende Werte:

Sollwert der Brucheinschnürung					35
Kleinster zulässiger Einzelwert					25
Proben-Nr.:	do [mm]	du [mm]	So [mm]	Su [mm]	Z [%]
1	6,0	3,8	28,26	11,3	60
21	6,0	4,0	28,26	12,6	55
3	6,0	3,8	28,26	11,3	60

Tabelle 5: Ergebnisse der mechanisch-technologischen Untersuchung (Z-35-Prüfung) der Stirnplatten 25 mm



	Chemische Zusammensetzung [%]															
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	V	Nb	N	Cu	Ti	CE-02	LB-55
Bl30	0,158	0,292	1,450	0,013	0,006	0,040	0,010	0,040	0,033	0,007	0,004	0,004	0,050	0,003		
Bl12	0,150	0,430	1,500	0,017	0,007	0,040	0,020	0,050	0,032	0,010	0,000	0,004	0,030			
Bl25	0,167	0,466	1,560	0,015	0,001	0,051	0,014	0,058	0,053	0,001	0,020		0,024	0,009	0,45	0,147
Bl12	0,123	0,518	1,530	0,010	0,001	0,031	0,021	0,061	0,052	0,001	0,001		0,030	0,008	0,39	0,143

CE-02 = $C + (Mn/6) + (Cr + Mo + V)/5 + (Ni + Cu)/15$
 LB-55 = $Cu + Mo + Ni + Cr$

Tabelle 6: Chemische Zusammensetzung der im Versuchsprogramm verwendeten Bleche

Für die Verbindung der Probekörper wurden hochfeste Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 nach DIN 6914 verwendet. Im folgenden sind die von der Peiner Umformtechnik GmbH, Peine, zur Verfügung gestellten Garnituren aufgeführt:

- Schwarze Schrauben HV M 27 Festigkeitsklasse 10.9 nach DIN 6914, Klemmlänge L = 65 mm, Schraubenlänge l = 105 mm
- Schwarze Schrauben HV M 27 Festigkeitsklasse 10.9 nach DIN 6914, Klemmlänge L = 70 mm, Schraubenlänge l = 110 mm
- Sechskantmuttern mit großer Schlüsselweite für hochfeste Schrauben M 27 nach DIN 6915
- hochfeste runde Unterlegscheiben M 27 nach DIN 6916

Ein Abnahmeprüfzeugnis gemäß DIN 50049 (EN 10204) – 3.1.B zur Materialgüte und chemischen Zusammensetzung der verwendeten Schrauben liegt vor.

Artikel	HV-Schrauben DIN 6914/10.9		
Pos.Nr./Stück	01/150 – Serie 02, Auftrag 74946	02/20 – Serie 08, Auftrag 81467	
Kennzeichnung	M 27 x 105/ PEINER HV 10.9	M 27 x 110/ PEINER HV 10.9	
Mechanische Eigenschaften			
Schrägzugversuch Rm [N/mm ²]	Ist	1137	1140
	Soll	min. 1040	min. 1040
Härte [HV 2,94 N]	Ist	362 ...372	349 ... 370
	Soll	max. 390	max. 390
Wärmebehandlung	890°C/Öl, 520°C/Öl		890°C/Öl, 480°C/Öl
Werkstoff	41Cr4		41CrB4

Tabelle 7: Mechanische Eigenschaften der im Versuchsprogramm verwendeten hochfesten Schrauben 10.9



Chemische Zusammensetzung [%]													
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	B	Ti	Cu	Schmelze-Nr.
M 27 x 105	0,43	0,1	0,74	0,004	0,006	1,07	0,014		0,027				32522
M 27 x 110	0,301	0,082	0,747	0,012	0,011	1,069	0,008	0,043	0,033	0,003	0,041	0,048	709371

Tabelle 8: Chemische Zusammensetzung der im Versuchsprogramm verwendeten hochfesten Schrauben 10.9

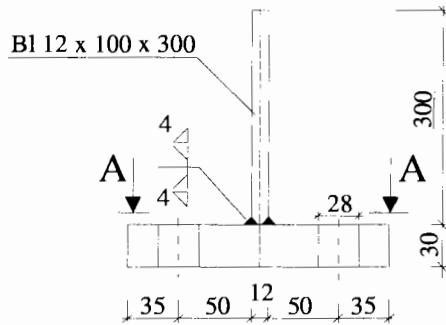
6.1.2 Fertigung der Versuchskörper

Die Fertigung aller Versuchskörper erfolgte in der Firma Krupp Stahlbau Hannover GmbH. Es wurden neben den T-Proben auch I-Proben mit beidseitigen Stirnplatten angefertigt. Auf diese Weise war es möglich, bei der Kombination von zwei T-Proben mit einem I-Probe vier Schweißnähte gleichzeitig zu prüfen. Siehe dazu auch die Versuchsanordnung in Abbildung 32.

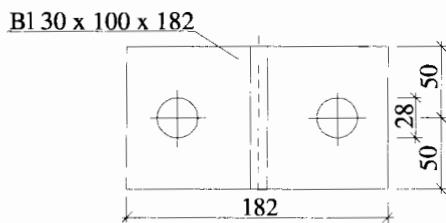
Die folgenden Werkstattzeichnungen geben einen Überblick über die hergestellten Probekörper und die Schweißnahtausführung beider Serien.



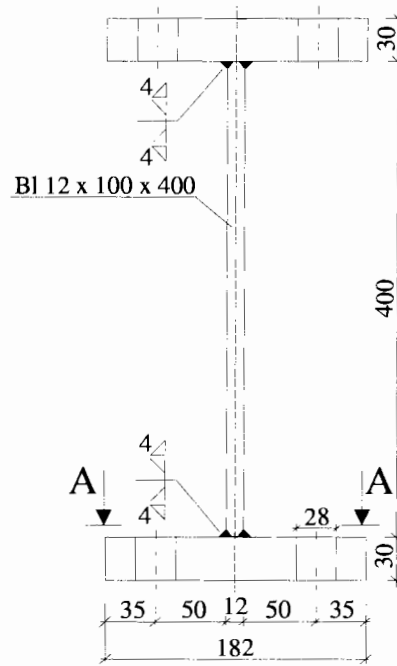
T-Stück



Schnitt A-A

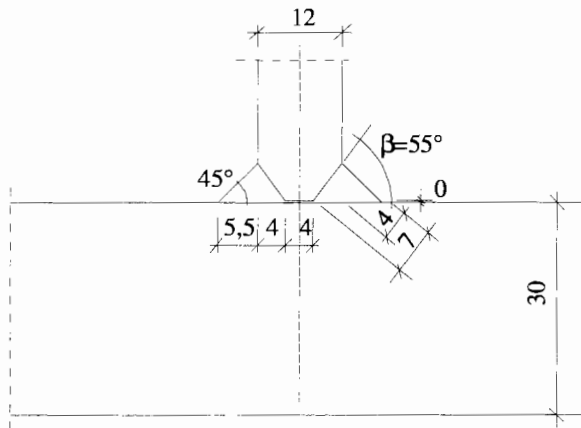


Doppel-T-Stück



M 1:5

Detail Schweißnaht



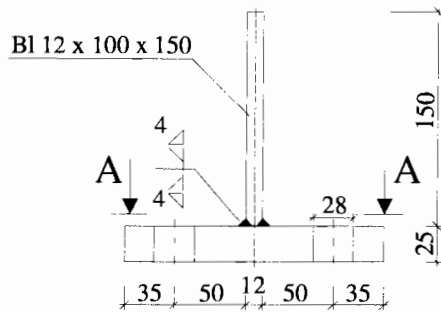
M 1:1

St 52-3
 Bl 30 Güte Z 3
 auf Dopplung prüfen

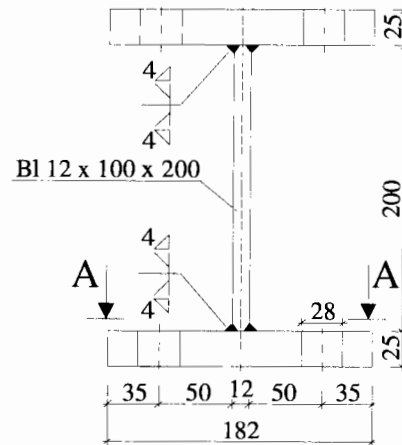
Abbildung 17: Werkstattzeichnung, erste Serie: Stirnplatten 30 mm



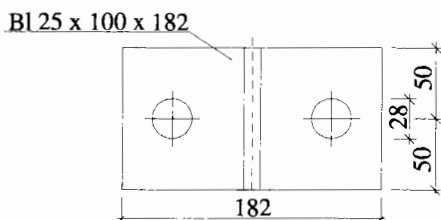
T-Stück



Doppel-T-Stück

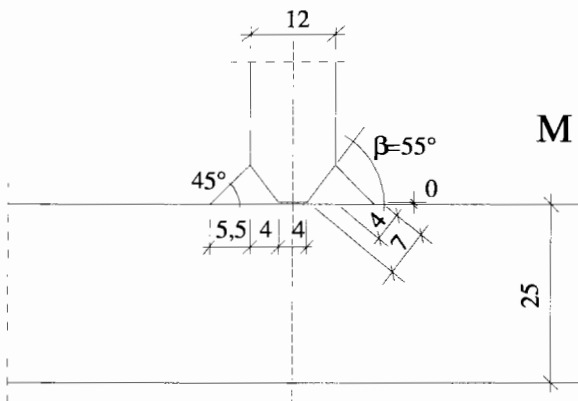


Schnitt A-A



M 1:5

Detail Schweißnaht



M 1:1

St 52-3
 BI 25 Güte Z 3
 auf Dopplung prüfen

Abbildung 18: Werkstattzeichnung, zweite Serie: Stirnplatten 25 mm

Nach dem Zuschnitt der Blechtafeln wurden die 12 mm Zugbleche mit einem Winkel von 55 mm beidseitig angefast, der verbleibende Wurzelsteg betrug damit vor dem Schweißen 4 mm. In den Feinschliffmodellen konnte später festgestellt werden, daß auch nach dem Schweißen noch ein ausreichend großer Steg vorhanden war. Es wurde kein definierter Wurzelspalt zwischen Zugblech und Stirnplatte eingestellt.

Die Teile wurden für das Schweißen ausgerichtet und geheftet, je zwei Teile für ein T-Stück und drei Teile für ein I-Stück und entsprechend dem Schweißfolgeplan verschweißt. Aus den geschweißten Trägerrohlingen wurden die Proben mittels einer Horizontalbandsäge in der vorgegebenen Länge von je 100 mm gesägt. Anschließend wurden die Schraubenlöcher \varnothing 28 mm in die Stirnplatten gebohrt.

Die Kennzeichnung der Proben erfolgte einheitlich an einer Stirnplattenseite, so daß eine eindeutige Zuordnung aller Geometriedaten sowie der Bruchausgangsstellen gewährleistet war.



6.1.3 Schweißnahtausführung

Die Versuchskörper beider Serien wurden mittels eines Automaten (Abbildung 19) geschweißt, wobei die Lagen der Schweißnähte gleichzeitig auf beiden Seiten des Zugbleches eingebracht werden konnten.

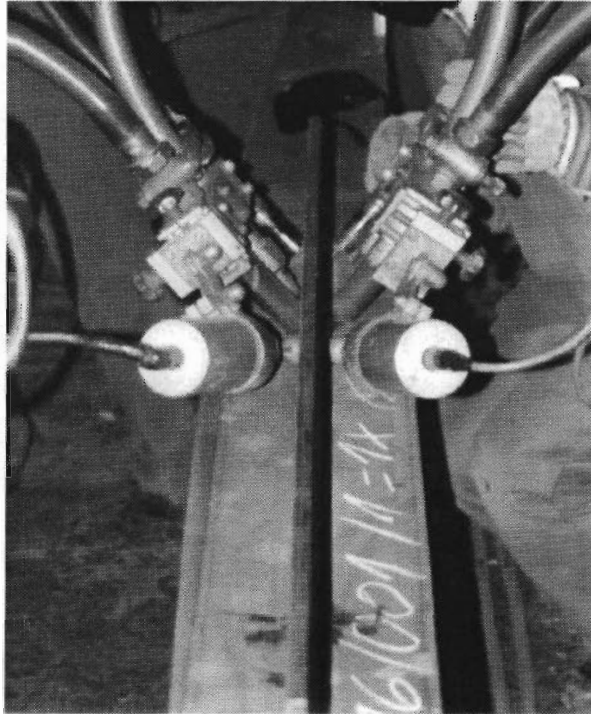


Abbildung 19: MAG-Schweißen der Rohlinge mittels Automaten

Der Vorteil dabei lag in einer Minimierung des Schweißverzuges, so daß im Endzustand keine größeren Abweichungen von der Idealform auftraten. Die Abweichung vom Sollwinkel von 90° zwischen Stirnplatte und Zugblech sollte unter 1° liegen. Die Parallelität der Stirnplatten beim I-Stück war sicherzustellen. Die Schrumpfung der Stirnplatten durch das Schweißen war minimal und wurde nicht durch Vorverformung oder nachträgliches Richten kompensiert. Die unter Abschnitt 6.2 beschriebenen Lagerungsbedingungen schlossen eine Beeinflussung der Versuchsergebnisse aus.

Abbildung 20 zeigt die Nahtvorbereitung und den Lagenaufbau. Diese Parameter waren für beide Serien gleich vorgegeben.

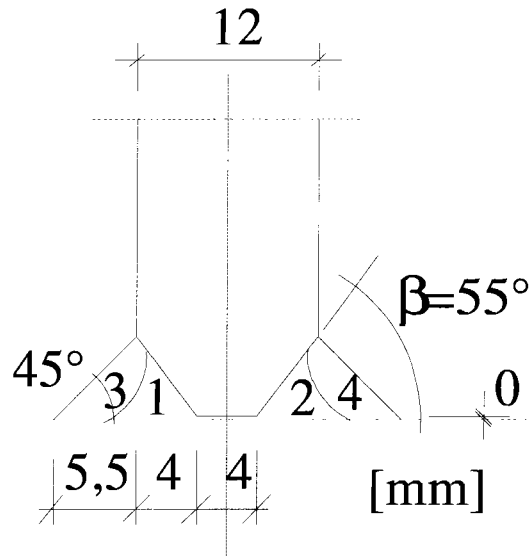


Abbildung 20: Lagenaufbau der Schweißnaht

Die Nähte wurden in zwei Lagen mit dem MAG-Verfahren (Metall-Aktiv-Gasschweißen) ohne Vorwärmen geschweißt. Die Schweißbedingungen und der Lagenaufbau sind in Tabelle 9 bis Tabelle 12 aufgeführt.

Grundwerkstoff	St 52-3
Abmessungen	30 / 12 mm
Nahtart	DHY + Doppelkehlnaht a = 4 mm
Schweißverfahren	MAG
Schweißposition	horizontal
Schweißzusatz	Drahtelektrode DIN 8559 – SG2, 1,2 Ø
Schweißhilfsstoff	Schutzgas EN 439 – M21
Gas/Gesamtmenge	15 ltr./min
Stromart und Polung	= / +
Wärmebehandlung	keine

Tabelle 9: Schweißprotokoll, erste Serie: Stirnplatten 30 mm



Versuchskörper	Raupe	Bezeichnung	Spannung	Stromstärke	Schweißgeschwindigkeit
	Nr.		V	A	cm/min
T 	1	Wurzel	34	280	45
	2	Wurzel	34	280	45
	3	Decklage	32	300	40
	4	Decklage	32	300	40
Doppel-T (I) 	1	Wurzel	33	280	70
	2	Wurzel	33	280	70
	3	Decklage	33	280	45
	4	Decklage	33	280	45
	1	Wurzel	33	280	70
	2	Wurzel	33	280	70
	3	Decklage	33	280	45
	4	Decklage	33	280	45

Tabelle 10: Lagenaufbau, erste Serie: Stirnplatten 30 mm

Grundwerkstoff	St 52-3
Abmessungen	25 / 12 mm
Nahtart	DHY + Doppelkehlnaht a = 4 mm
Schweißverfahren	MAG
Schweißposition	horizontal
Schweißzusatz	Drahtelektrode Corbofil 1 DIN 8559 – SG2, M2, 1,2 Ø
Schweißhilfsstoff	Mischgas Corgon 18
Gas/Gesamtmenge	15 ltr./min
Wärmebehandlung	keine

Tabelle 11: Schweißprotokoll, zweite Serie: Stirnplatten 25 mm



Raupe	Bezeichnung	Drahtvorschub	Spannung	Stromstärke	Schweißgeschwindigkeit
Nr.		m/mm	V	A	cm/min
1,3	Wurzel	9,5	30	260	80
2,4	Decklage	8,0	32	240	45

Tabelle 12: Lagenaufbau, zweite Serie: Stirnplatten 25 mm

Die Versuchskörper wurden nach dem Schweißen keinerlei Wärmebehandlung unterzogen, d.h. sie wurden im Schweißzustand belassen und waren damit eigenspannungsbehaftet.

6.1.4 Geometrie der Versuchskörper, Beurteilung der Schweißnahtform

Bei Ermüdungsversuchen an Kleinproben werden im allgemeinen gleichartige Spannungsverteilungen in allen Proben angenommen, was eine Serie von idealen, gleichmäßig geformten Prüfkörpern voraussetzt. Diese Voraussetzung wird in der Fertigungspraxis meistens nicht erfüllt. Nicht zuletzt ist die Ausführungsqualität der Proben von Bedeutung für die Bewertung der Untersuchungsergebnisse. Je nach Art der Schweißverbindung wirken sich bei gleichen Nennspannungen Schweißfehler wie Imperfektionen, Einbrandkerben, Einschlüsse, Nahtüberhöhungen usw. unterschiedlich aus und können die Ermüdungsfestigkeit erheblich herabsetzen.

Für die Beurteilung der Güte der vorliegenden Schweißverbindung wurde die Nahtgeometrie den Grenzwerten zur Bewertung von Unregelmäßigkeiten an Schweißverbindungen nach DIN EN 25817 / 32 / gegenübergestellt. Die Einordnung in die Schwingfestigkeitsklassen nach den Empfehlungen des IIW / 25 / oder Eurocode 3 / 14 / erfordert im allgemeinen die Annahmen der Bewertungsgruppe B (hohe Anforderungen). Für die Doppel-HY-Naht und die Kehlnaht sind hier verschiedene Unregelmäßigkeiten und deren Einstufung in die Bewertungsgruppen aufgelistet. Bei Abweichungen der Nahtform kann die beste Schwingfestigkeitsklasse nur in der Bewertungsgruppe B erreicht werden. Zur Abwertung führen hier, abgesehen von unzulässigen Poren und Rissen, vor allem Fehler der Nahtgeometrie wie eine zu große Nahtüberhöhung, eine Nahtdickenüberschreitung, übermäßige Ungleichschenkligkeit und Einbrandkerben.

Alle Proben wurden nach dem Schweißen und Sägen vermessen, um mögliche Abweichungen von der in Abbildung 21 vorgegebenen Idealform festzustellen. Für die Bewertung der Ergebnisse hinsichtlich der DIN EN 25817 / 32 / wurde dabei besonderes Augenmerk auf die Schweißnahtform gerichtet.

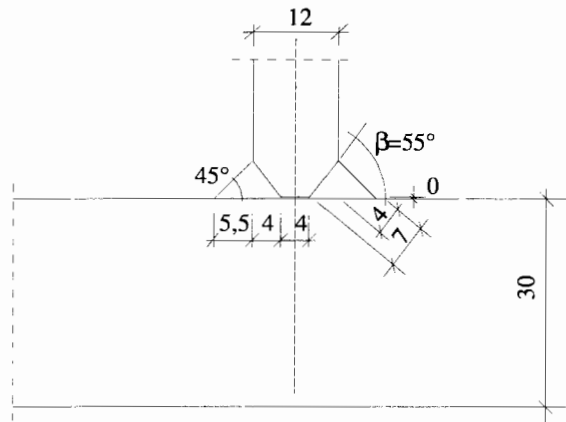


Abbildung 21: Vorgegebene Idealform der Schweißnaht

Vermessen wurden:

- b, d, t Probenbreite, Stirnplattendicke, Zugblechdicke
- w_l, w_r Wurzelmaß der Schraubenlöcher
- φ Winkelabweichung des Anschlusses (Soll 90°)
- a, \ddot{u} Nahtdicke der Kehlnaht, Nahtüberhöhung
- h_1, h_2 Nahtschenkel der Kehlnaht

Zum systematischen Vermessen der Schweißnähte stand eine Schweißnahtlehre mit drei Skalen zur Verfügung, die sich besonders zum Messen von Kehlnahtdicken, Nahtüberhöhungen und Schenkellängen ungleichschenkliger Kehlnähte eignet. In Abbildung 22 sind die gemessenen Parameter abgebildet. Die vollständigen Daten zur Bestimmung der exakten Schweißnahtgeometrie sind Abbildung 59 und Tabelle 26 bis Tabelle 29 im Anhang zu entnehmen.

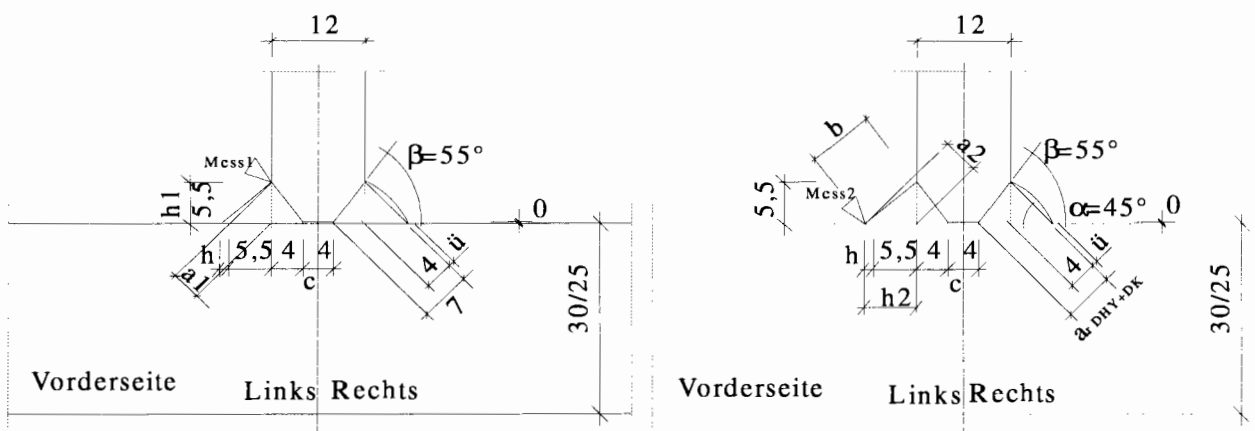


Abbildung 22: Vermessung der Schweißnaht

Bei den Probekörpern mit der Plattendicke 30 mm waren die Abweichungen von der vorgegebenen Schweißnahtform etwas größer als bei der zweiten Serie mit der Plattendicke 25 mm aber



auch innerhalb der Serien war eine gewisse Streuung der Geometriedaten zu erkennen. Besonders auffällig waren die Nahtüberhöhung und die Ungleichschenkligkeit der Kehlnähte. Für die Ermittlung der im einzelnen Versuch am erwarteten Reißbeginn vorherrschenden Nennspannung war es erforderlich, die Nahtschiefe möglichst genau zu bestimmen.

Im Nahtbereich der T-Stücke wurde aus jeder Serie eine Probe entnommen und daraus ein Feinschliff hergestellt (Abbildung 23 und Abbildung 24). So konnte auch der Wurzelbereich der Naht genauer untersucht und die Breite der Wurzelkerbe vermessen werden.

Winkelabweichung des Anschlusses (Soll 90°)

Es wurde eine mittlere Winkelabweichung von $(<)1^\circ$ bei allen Probekörpern festgestellt, die auf Winkelschrumpfung infolge ungleichmäßiger Schweißwärme zurückzuführen ist. Bei Belastung erfährt das Zugblech dadurch eine Biegebeanspruchung. Der Einfluß auf die Höhe der Spannung an der Bruchstelle im Übergang der Schweißnaht zur Stirnplatte wird als gering eingeschätzt.

tatsächliche Nahtdicke

Die Sollnahtdicke der Kehlnaht von $a = 4$ mm wurde bei allen Probekörpern überschritten. Bei der ersten Versuchsserie kam es zu Überhöhungen von maximal 2,1 mm bei der Plattendicke 30 mm und 0,9 mm bei der Plattendicke 25 mm. Für die Ermittlung der maßgebenden Nahtdicke der Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht wurde die Höhe des einschreibbaren gleichwinkligen Dreiecks bis zum theoretischen Wurzelpunkt angenommen. Dieser wird auf der sicheren Seite durch die Wurzelspaltbreite von 4 mm vorgegeben. Bezüglich der Ermüdungsfestigkeit muß die Überschreitung der Nahtdicke im vorliegenden Fall nicht als abwertendes Kriterium gesehen werden. Dagegen führt die Nahtüberhöhung zu einem kleineren Kerbradius und ungünstigerem Nahtanstiegswinkel, der z.B. bei Stumpfnähten eine Abwertung zur Folge hat.

Ungleichschenkligkeit (Nahtschiefe)

Es wurde bei der Mehrzahl der Probekörper eine Ungleichschenkligkeit der Kehlnähte gemessen. Ausgedrückt als Differenz der beiden Schenkellängen der Kehlnaht betrug die maximale Nahtschiefe 2,7 mm bei der Plattendicke 30 mm und 3,3 mm bei der Plattendicke 25 mm.

In Tabelle 13 wurden die vorhandenen geometrischen Abweichungen mit den zulässigen Werten nach DIN EN 25817 / 32 /, Tab.1, Nr.13 bei Bewertungsgruppe B (hohe Anforderungen) verglichen. Dabei fielen vereinzelt Überschreitungen der Grenzwerte bezüglich der Nahtschiefe für Bewertungsgruppe B auf. Die Maximalwerte sind jeweils den Mittelwerten der einzelnen Serien gegenübergestellt. Im Mittel konnten alle Bewertungskriterien eingehalten werden, so daß die Einstufung der Serien in Bewertungsgruppe B gerechtfertigt erscheint.

Die vollständigen Geometriedaten zum Versuchsprogramm sind in Tabelle 28 und Tabelle 29 im Anhang wiedergegeben.



	Stirnplatte 30 mm		Stirnplatte 25 mm	
	Max.	Mittel	Max	Mittel
vorhandene Nahtdicke Kehlnaht a [mm]	6,0	5,3	5,3	4,8
zugehörige Nahtbreite b [mm]	12,0	10,6	10,6	9,6
Nahtüberhöhung ü [mm]	2,1	1,2	0,9	0,4
zulässiger Wert nach DIN EN 25817, Tab.1, Nr.13 Bewertungsgruppe B: $h \leq 1 \text{ mm} + 0,1 \cdot b$ [mm]	2,2	2,1	1,9	2,0
Nahtschiefe h [mm]	2,7	1,0	3,3	0,9
zulässiger Wert nach DIN EN 25817, Tab.1, Nr.20 Bewertungsgruppe B: $h \leq 1,5 \text{ mm} + 0,15 \cdot a$ [mm]	2,3	2,3	2,1	2,2
Einstufung in Bewertungsgruppe		B		B

Tabelle 13: Vergleich der gemessenen Nahtgeometrie mit den zulässigen Werten nach DIN EN 25817 / 32 / zur Einstufung in die Bewertungsgruppe B

Die Fehlstellen der Nahtwurzel sollten klein gegenüber der Zugblechdicke sein, allerdings größer als 2 mm. Die an den angefertigten Feinschliffmodellen (vgl. Abbildung 23 und Abbildung 24) gemessenen Wurzelspaltbreiten lagen mit $c_{30} = 3,8 \text{ mm}$ und $c_{25} = 3,4 \text{ mm}$ im erwarteten Bereich. Es war somit sichergestellt, daß keine volle Durchschweißung des Wurzelbereiches erfolgte und die Voraussetzungen für eine Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht erfüllt waren.

Bei der Nennspannungsermittlung für die Wurzelkerbe nach Eurocode 3 / 14 / ist der wirksame Nahtquerschnitt mit der zweifachen Nahtdicke gemessen bis zum Wurzelpunkt anzusetzen.

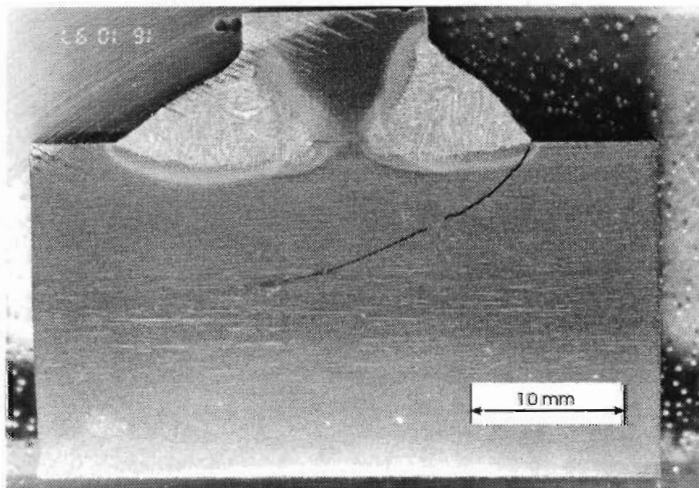


Abbildung 23: Feinschliff des Probekörpers im Schweißnahtbereich, Stirnplatte $t = 25 \text{ mm}$

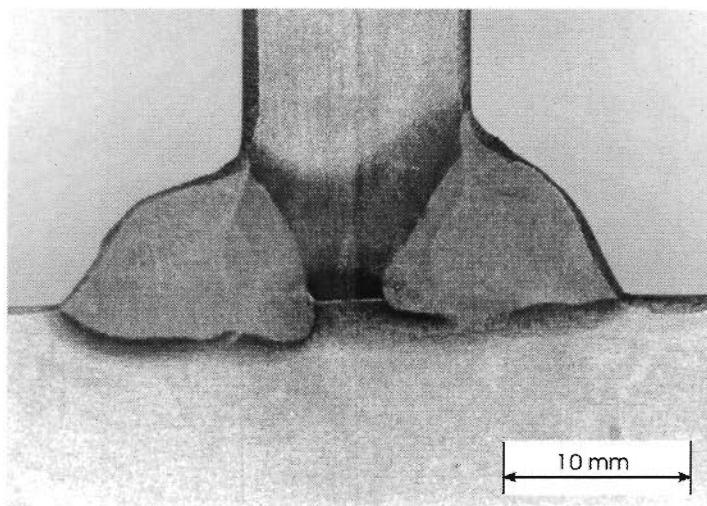


Abbildung 24: Feinschliff des Probekörpers im Schweißnahtbereich, Stirnplatte $t = 30 \text{ mm}$

Einbrandkerben

Bei der Sichtprüfung aller Proben nach dem Schweißen zeigte sich, daß die Schweißnahtübergänge zum Zugblech meist einen günstigeren Ausrundungsradius aufwiesen als die stirnplattenseitigen Übergänge. Die Schliffbilder bestätigten diese Feststellung. In Verbindung mit einer Nahtüberhöhung war der Nahtanstiegswinkel sehr steil. Das bedeutet, daß die Ausführungsqualität der geprüften Schweißnähte bezogen auf die Kerbform nicht als besonders günstig einzustufen war. Die Versuchsergebnisse dokumentieren damit durchaus die betriebsübliche Ausführung mit einer ungünstigen Form der Einbrandkerben.

6.2 Versuchseinrichtungen

Der unter Abschnitt 5.3 beschriebene Einfluß der Klemmkräfte beim realen Stirnplattenstoß auf die Beanspruchung der Schraube und Momenten- bzw. Spannungsverlauf in der Platte und damit auf die Nennspannung im Bereich der Kerbe war bei der Versuchsdurchführung zu eliminieren.

Die einheitlichen Lagerungsbedingungen aller Probekörper sowohl für die Ermüdungsversuche als auch für die Spannungsmessung wurden durch zwischen den Stirnplatten im Bereich der Schrauben angeordnete zusätzliche Unterlegscheiben, dargestellt in Abbildung 25, realisiert.

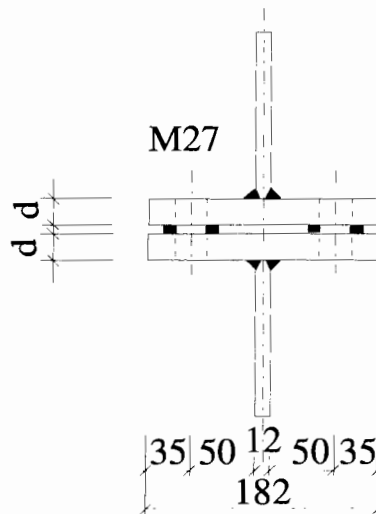


Abbildung 25: Lagerung der Stirnplatten mit zwischengelegten Unterlegscheiben

Die Probekörper wurden in einer externen Montagevorrichtung zusammgebaut. Die Schrauben wurden mittels eines Drehmomentenschlüssels mit dem nach DIN 18800 Teil 7 / 51 / erforderlichen Anziehmoment von 1250 Nmm für MoS₂-geschmierte Gewinde angezogen. Die planmäßige Vorspannkraft betrug damit 290 kN.

Das Versuchsprogramm wurde an einer Universal-Prüfmaschine „HUS 60“ des Herstellers MFL Prüf- und Meßsysteme GmbH durchgeführt. Bei der Anlage handelt es sich um eine servohydraulisch gesteuerte Prüfmaschine der Prüfmaschinenklasse I mit einer maximalen statischen Prüflast von 600 kN und einer maximalen dynamischen Prüflast von 480 kN. Die maximal erreichbare Prüffrequenz beträgt 10 Hz. In Abhängigkeit von der aufgetragenen Last wurden Prüffrequenzen zwischen 2 Hz und 9 Hz erreicht. Die Frequenz hat bei der Ermüdung von Metallen keinen Einfluß, außer wenn sich bei hohen Temperaturen Kriechvorgänge mit der Ermüdung überlagern oder Korrosion Einfluß auf die Lebensdauer nimmt. Die Prüfkraft wurde durch Reibschluß in die Zugbleche der eingespannten Prüfkörper übertragen. Es wurde eine kraftgeregelte sinusförmige Zugschwelllast $R = 0$ aufgebracht. Eine elektronische Steuerung stellte während der gesamten Versuchslaufzeit sicher, daß die Sollwertgrenzen der Prüfkraft eingehalten wurden.

Abbildung 26 und Abbildung 27 zeigen den Einbauzustand der Prüfkörper in der Prüfmaschine.

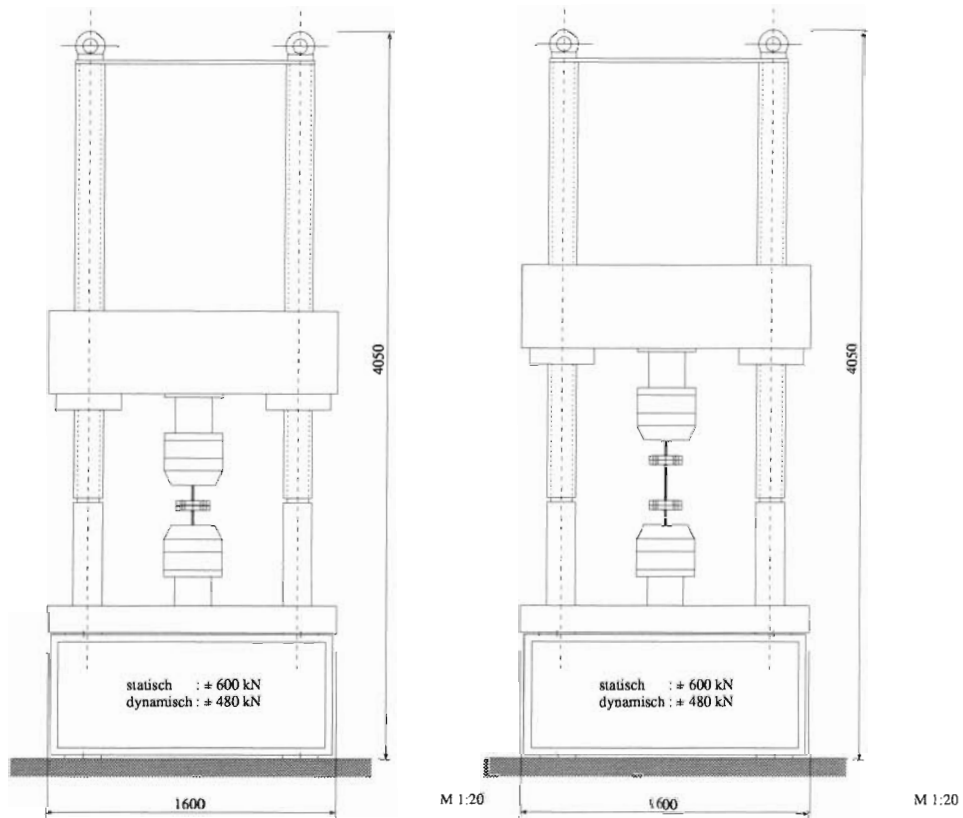


Abbildung 26: Proben in der Prüfmaschine

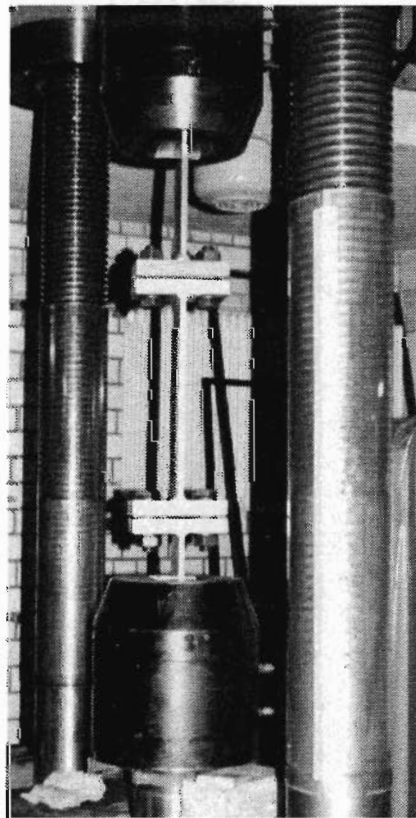


Abbildung 27: Versuchsaufbau Ermüdungsversuche, Einbauzustand der Proben



Als Versagenszustand des Probekörpers wurde das sichtbare Öffnen des Risses in der Stirnplatte definiert. Die damit verbundene überproportionale Zunahme der Verformung in der Versuchsanordnung wurde als Abschaltkriterium für die Prüfmaschine vorgegeben, um die noch ungeschädigten Proben vor unplanmäßigen Überbeanspruchungen zu schützen.

6.3 Spannungsermittlung am Versuchskörper unter statischen Lasten

Zur Klärung der Beanspruchungen im Modell wurden die Spannungsverläufe an einem Probekörper der ersten Versuchsreihe mit Stirnplatten 30 mm mittels Dehnmeßstreifen gemessen. Im direkten Schweißnahtbereich kamen dreiachsige Rosetten zum Einsatz, um genaue Aussagen über die Richtung und Größe der Hauptspannungen zu erhalten. Das Abklingen der Spannungskonzentration wurde durch drei Reihen von Meßstreifen in Längsrichtung des Zugbleches dokumentiert. Da auf der Stirnplatte aus Platzgründen nur je eine Reihe DMS auf jeder Seite der Schweißnaht appliziert werden konnte, wurde der Abstand von der so Naht variiert, daß eine Tendenz des Spannungsgradienten an der Plattenoberfläche zu erkennen war.

Verwendet wurden die in Tabelle 14 angegebenen Typen von Dehnmeßstreifen der Firma TML Strain Gauge mit einem Widerstand von 120Ω und mit einer Dehnungsempfindlichkeit k von im Mittel 2,1.




DMS-Typ	Darstellung	Bezeichnung	Anordnung der Meßgitter	Verwendung
Linear		FLA 6	0°	einachsige Spannungsmessung
X-Rosette		FCA 6	$0^\circ/90^\circ$	Messung zweiachsiger Spannungszustände mit bekannten Hauptrichtungen
R-Rosette		FRA 3	$0^\circ/45^\circ/90^\circ$	Messung zweiachsiger Spannungszustände mit unbekanntem Hauptrichtungen

Tabelle 14: Im Meßversuch verwendete Dehnmeßstreifen

Die Anordnung der applizierten DMS ist in Abbildung 28 bis Abbildung 33 dargestellt.

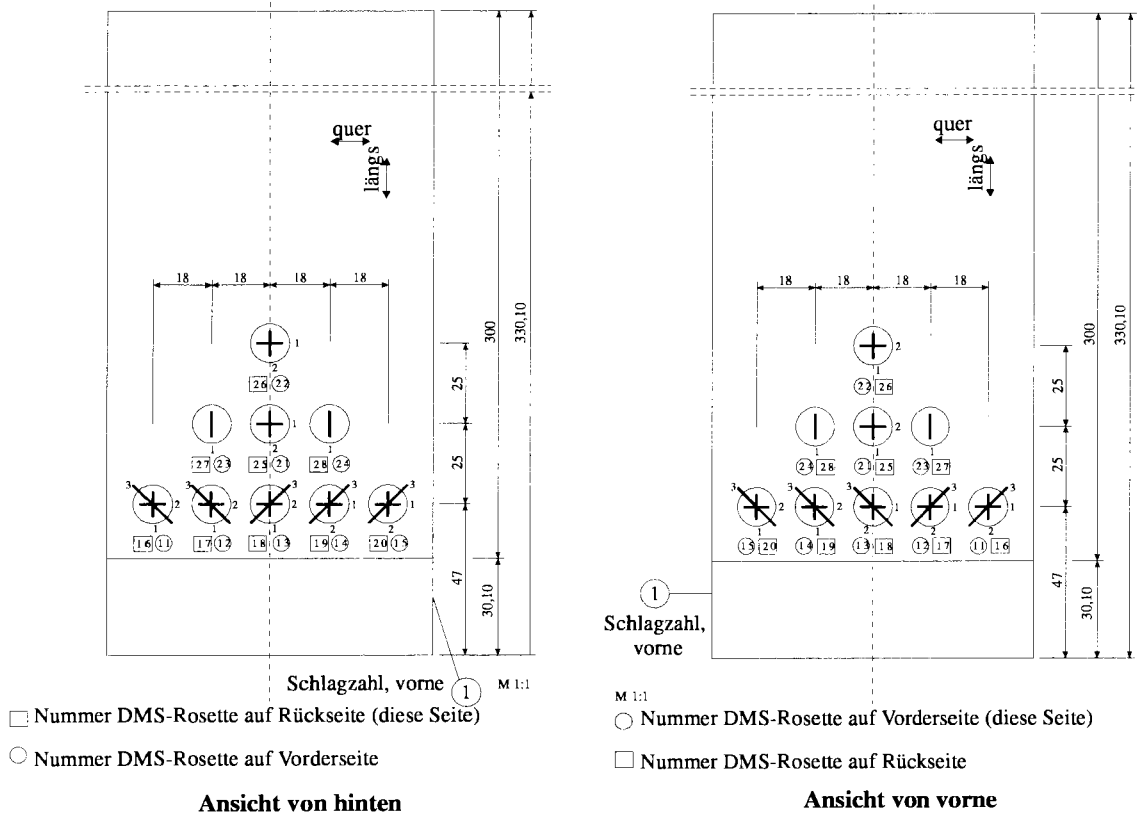


Abbildung 28: Anordnung der Dehnmeßstreifen auf dem Probekörper – Zugblech

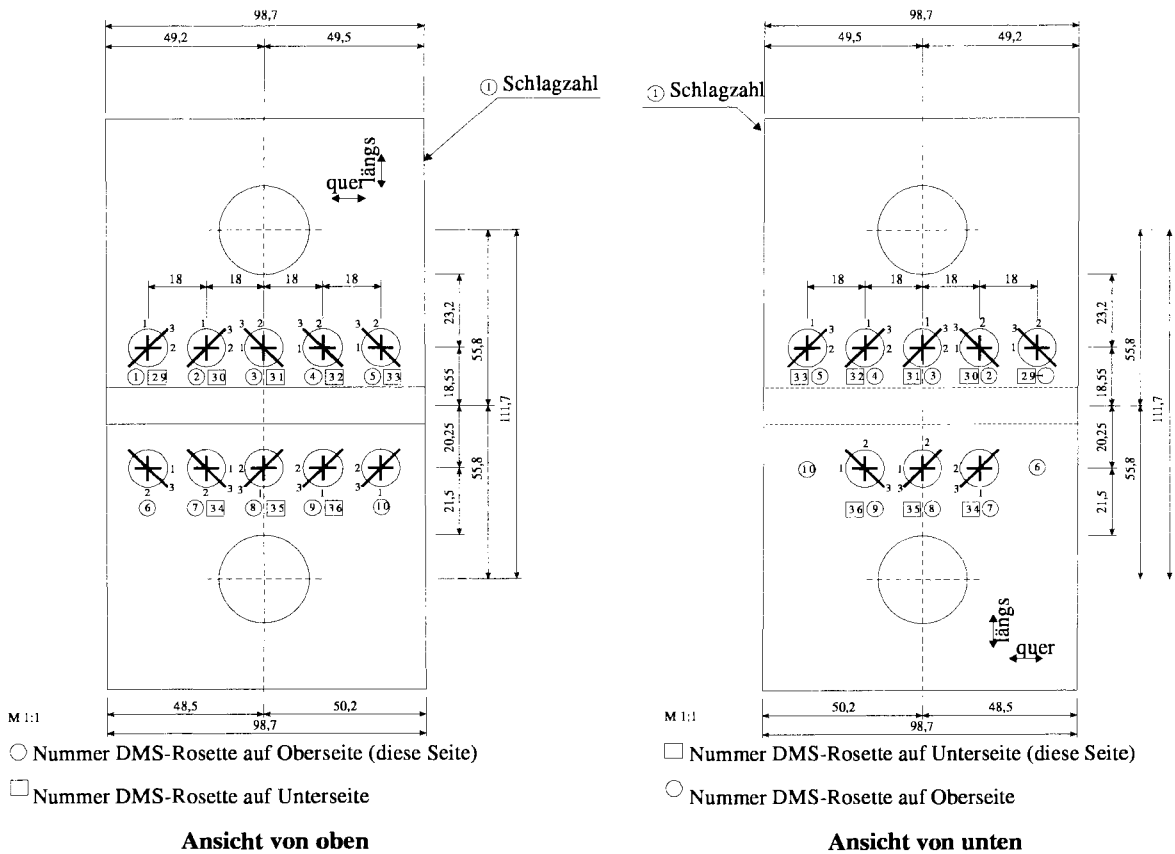
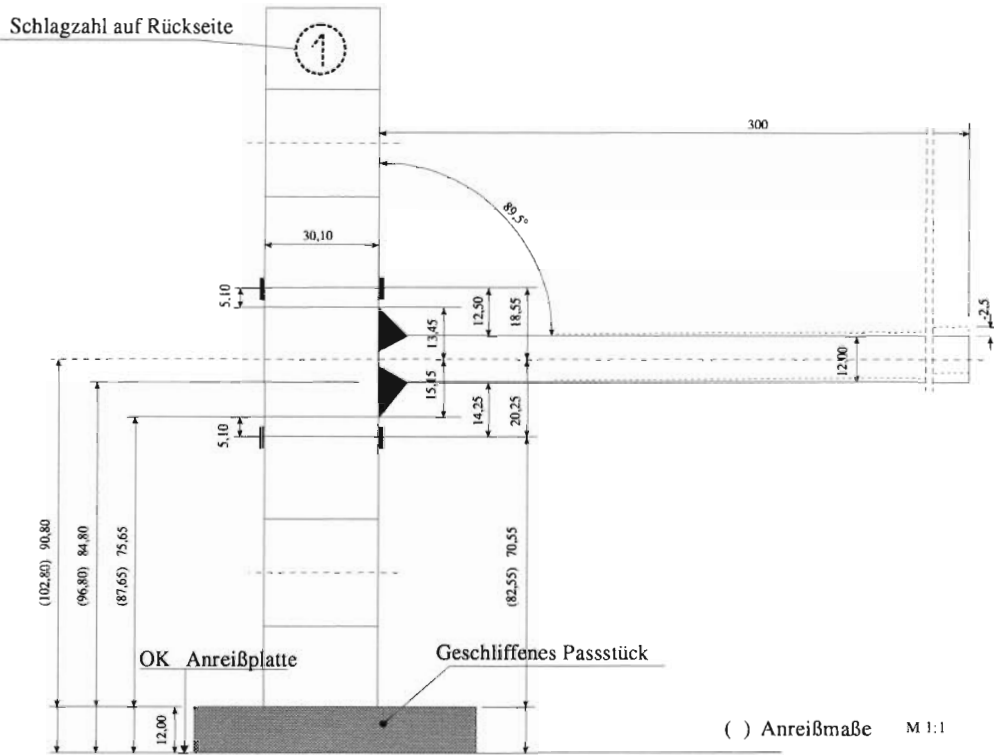


Abbildung 29: Anordnung der Dehnmeßstreifen auf dem Probekörper – Stirnplatte



Seitenansicht

Abbildung 30: Anordnung der Dehnmeßstreifen auf dem Probekörper – Seitenansicht

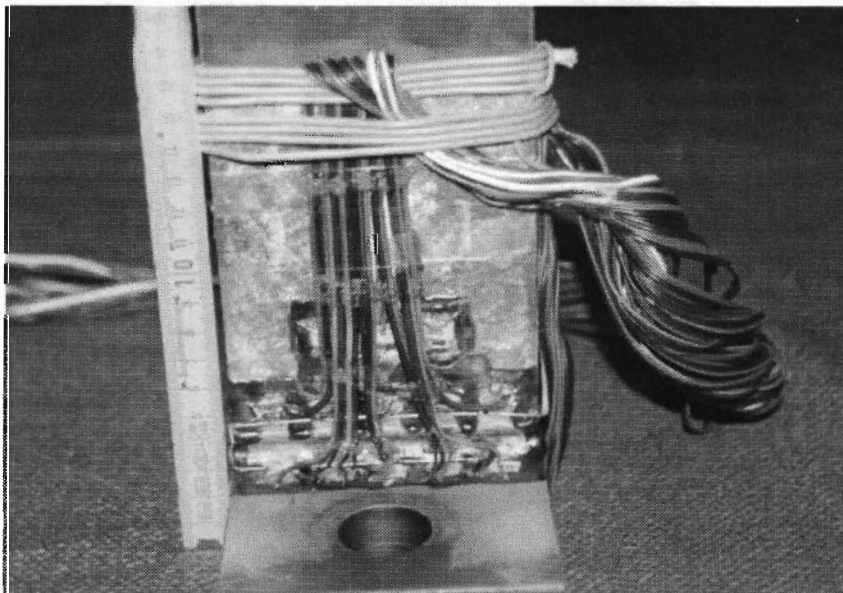


Abbildung 31: Applizierte Dehnmeßstreifen auf dem Probekörper - Zugblech

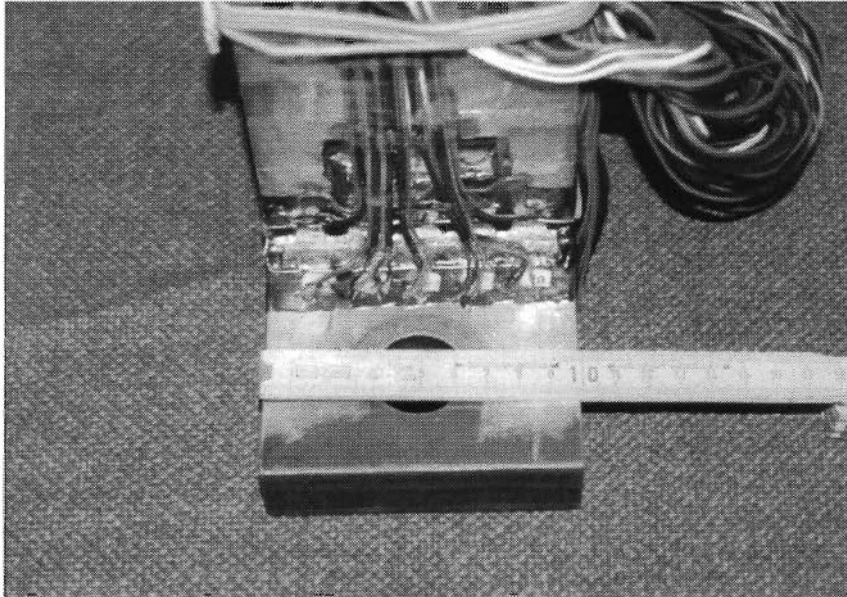


Abbildung 32: Applizierte Dehnmeßstreifen auf dem Probekörper – Stirnplatte Oberseite

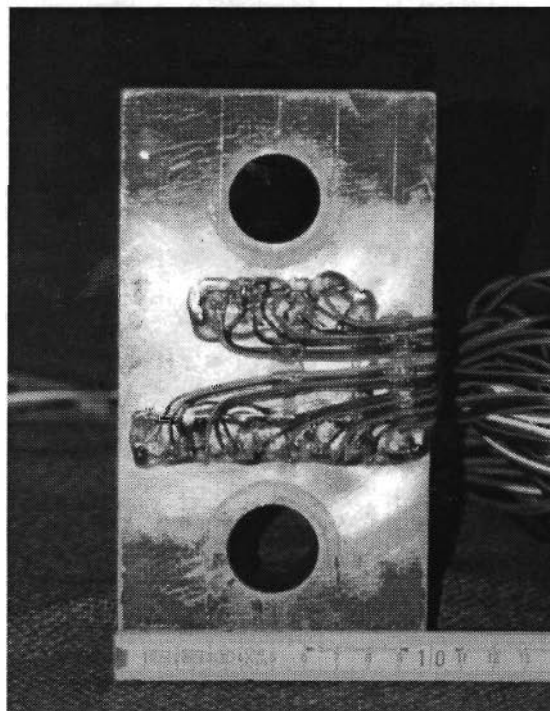


Abbildung 33: Applizierte Dehnmeßstreifen auf dem Probekörper – Stirnplatte Unterseite

Die Lagerungsbedingungen des Probekörpers wurden wie auch für die Ermüdungsversuche durch zwischen den Stirnplatten im Bereich der Schrauben angeordnete zusätzliche Unterlegscheiben realisiert. Die Prüfkraft wurde in gleicher Weise wie auch bei den Dauerschwingversuchen auf das Zugblech aufgebracht und in 10 Stufen um je 24 kN von Null bis zu einer Maximallast von 240 kN gesteigert. Diese Last entsprach damit etwa dem obersten Prüfhorizont der ersten Versuchsserie.



6.4 Dauerschwingversuche

6.4.1 Allgemeines

Die Ermüdungsversuche wurden mit einer sinusförmigen Zugschwelllast durchgeführt. In Abbildung 34 ist die Charakteristik des zeitlichen Spannungsverlaufes dargestellt.

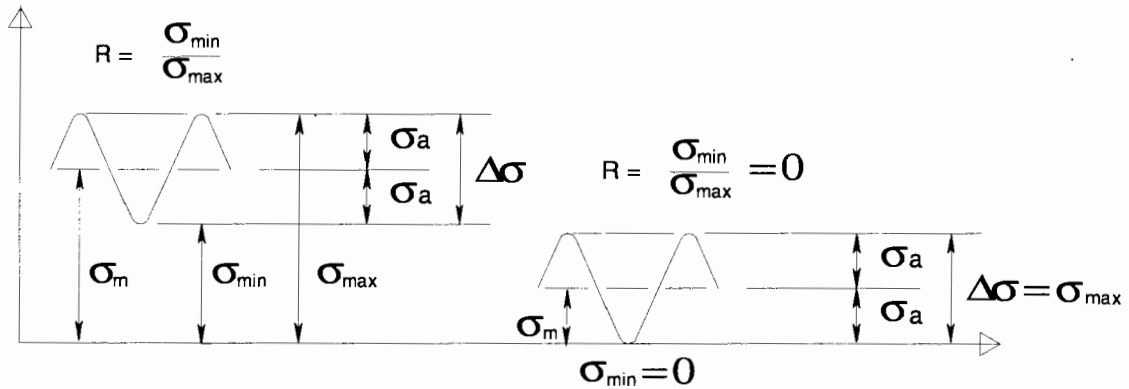


Abbildung 34: Spannungswerte bei einer periodischen Beanspruchung, allgemeine Darstellung

σ_{\max}	Oberspannung
σ_{\min}	Unterspannung
$\sigma_m = \frac{1}{2}(\sigma_{\max} + \sigma_{\min})$	Mittelspannung
$\sigma_a = \frac{1}{2}(\sigma_{\max} - \sigma_{\min})$	Spannungsamplitude
$\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} = 2 \cdot \sigma_a$	Spannungsschwingbreite
$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}}$	Spannungsverhältnis

Die verschiedenen Spannungshorizonte der Zugschwellbelastung bei wechselnder Mittelspannung, Spannungsamplitude und Spannungsschwingbreite sind qualitativ in Abbildung 35 wiedergegeben.

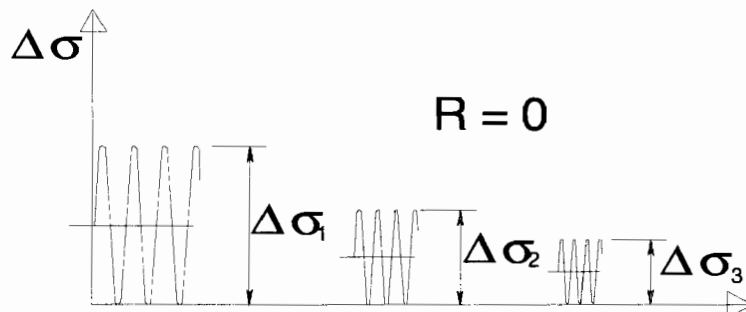


Abbildung 35: Spannungshorizonte der periodischen sinusförmigen Zugschwellbelastung mit $R = 0$



In allen Versuchen betrug das Spannungsverhältnis $R = 0$ bzw. annähernd Null. Da ein Null-durchgang der Last in den Druckbereich vermieden werden sollte, wurde als Unterlast immer 3 kN eingestellt.

Im Gegensatz zu Verfahren der Versuchsdurchführung wie dem Treppenstufen- oder dem Probit-Verfahren sieht das Abgrenzungsverfahren nach Maennig / 52 / eine Prüfung auf nur zwei Lastniveaus im Bereich der Dauerfestigkeit vor, so daß der Versuchsaufwand relativ gering gehalten werden kann. Mit zwei zusätzlichen Niveaus im Bereich der Zeitfestigkeit sollte eine Aussage über die Neigung der Wöhlergeraden gemacht werden.

Für die erste Versuchsserie mit Stirnplatten der Dicke 30 mm wurden insgesamt 25 Versuche durchgeführt, davon 13 Versuche auf zwei Niveaus im Zeitfestigkeitsbereich und 12 Versuche auf zwei Niveaus im Dauerfestigkeitsbereich. 24 Versuche wurden in der zweiten Versuchsserie mit den Stirnplatten der Dicke 25 mm auf wiederum zwei Niveaus des Zeitfestigkeitsbereiches und zwei Niveaus des Übergangs- und Dauerfestigkeitsbereiches durchgeführt.

Die obersten Prüfhorizonte beider Serien wurden so gewählt, daß etwa $2 \cdot 10^5$ Lastspiele erreicht wurden. Das zweite Niveau im Zeitfestigkeitsbereich lag etwas niedriger, so daß mit diesen Ergebnissen eine Aussage über die Neigung der Wöhlerlinie möglich ist. Die zwei Niveaus im Dauerfestigkeitsbereich sollten zur Ermittlung des Abknickpunktes der Wöhlerlinie dienen. Auf dem untersten Lasthorizont waren Durchläufer zu erwarten. Für die Versuche im Dauerfestigkeitsbereich wurde eine Grenzlastspielzahl von $N = 5 \cdot 10^6$ festgelegt. Der Vorversuch traf der geplante Zielbereich bei ca. 10^5 Lastwechseln und war damit erster Versuch I/1 der ersten Serie des obersten Niveaus.

6.4.2 Versuchsergebnisse

Tabelle 15 gibt die Ergebnisse der ersten Versuchsreihe mit 30 mm Stirnplatten wieder.

Als Nennbeanspruchungen sind in den Spalten 2, 3 und 4 die Unter-, Mittel- und Oberlasten je Niveau angegeben. Die Frequenz in Spalte 5 variierte je nach Höhe der Oberlast von 2,5 Hz bis 5 Hz. Spalte 6 enthält alle im Einzelversuch eingebauten Proben, wobei teilweise Adapterstücke (in Klammern) verwendet wurden, die nicht in die Auswertung eingingen. Die Angaben der Spalte 6 können wie folgt gelesen werden: z.B. entspricht „(ex);3/4;47“ dem Adapter (T-Probe) ex, einer I-Probe mit den Einzelproben 3 und 4 und der T-Probe 47. Die im Versuch gebrochene Probe ist in Spalte 7 zu finden, der zugehörige Bruchausgangsort in den Spalten 11 und 12. Die Angabe der Gesamtlastspielzahl erfolgt in Spalte 10 als Summe aus den Spalten 8 und 9, die Lastspielzahl der jeweiligen geprüften Proben aus vorhergehenden Einzelversuchen, in denen sie bereits eingebaut waren, und der Lastspielzahl des aktuellen Einzelversuchs.



1. Versuchsreihe Stirnplatten 30 mm aus Stahl St 52-3												
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
Niveau / Versuch	Pu [kN]	Pm [kN]	Po [kN]	f [Hz]	Versuchskörper (gesamt, Adapter in Klammern)	Bruch an Probe	Lastspielzahl (bisher)	Lastspielzahl (bis Bruch)	Lastspielzahl (gesamt) N	Bruchausgang	Seite	Bemerkungen
I/1	3	123	243	2,5	2;6/5;48	48	0	165.160	165.160	1	l	
I/2	3	123	243	2,5	2;6/5;47	5	165.160	46.420	211.580	1	r	
I/3	3	123	243	2,5	2;4/3;47	2	211.580	21.810	233.390	1	l+r	
I/4	3	123	243	2,5	47;3/4;6	6	211.580	13.000	224.580	1	l	
I/5	3	123	243	2,5	(ex);4/3;47	47	81.230	107.330	188.560	1	r	
I/6	3	123	243	2,5	18;3/4;(ex)	3	142.140	69.170	211.310	1	r	
I/7	3	123	243	2,5	18;3/4;(ex)	4	142.140	69.170	211.310	1	r	
II/1	3	68	133	4,35	51;7/8;53	53	0	777.550	777.550	1	r	
II/2	3	68	133	4,35	51;7/8;(ey)	8	777.550	397.750	1.175.300	1	r	
II/3	3	68	133	4,35	51;(ey)	51	1.175.300	387.760	1.563.060	1	l+r	
II/4	3	68	133	4,35	7;(ey)	7	1.175.300	498.440	1.673.740	1	r	
II/5	3	68	133	4,35	30;(ey)	30	0	1.348.930	1.348.930	1	l	
II/6	3	68	133	4,35	29;(ey)	29	0	1.110.580	1.110.580	1	l	
III/1	3	53	103	5	49;46/45;50	49	0	1.893.310	1.893.310	1	r	
III/2	3	53	103	5	50;(ey)	50	1.893.310	519.100	2.412.410	1	l	
III/3	3	53	103	5	46;(ey)	46	1.893.310	51.320	1.944.630	1	l	
III/4	3	53	103	5	45;(ey)	45D	1.893.310	3.100.000	4.993.310	0	r	minim. Anriß
III/5	3	53	103	5	43;44	43	0	2.437.330	2.437.330	1	r	
III/6	3	53	103	5	44;(ey)	44	2.437.330	270.910	2.708.240	1	r	
IV/1	3	50	97	5	24;22/21;23	22	0	2.833.240	2.833.240	1	r	
IV/2	3	50	97	5	21;23	21	2.833.240	791.600	3.624.840	1	l	
IV/3	3	50	97	5	24;23	23	3.624.840	495.120	4.119.960	1	l	
IV/4	3	50	97	5	19;20	20	0	3.076.120	3.076.120	1	r	
IV/5	3	50	97	5	19;24	24	3.328.360	244.940	3.573.300	1	l	
IV/6	3	50	97	5	19;(x)	19	3.321.060	628.710	3.949.770	1	r	

Bruchausgang:

- 0 ohne Bruch
- 1 Nahtübergang, Platte
- 2 Nahtübergang, Zugblech
- 3 Nahtwurzel

Seite

- l linke Seite bzgl. Markierung der Probe
- r rechte Seite

Tabelle 15: Ergebnisse der Dauerschwingversuche: erste Versuchsreihe: Stirnplatten $t = 30$ mm

Die Ergebnisse der zweiten Versuchsreihe mit 25 mm Stirnplatten sind Tabelle 16 zu entnehmen. In dieser Serie wurden Frequenzen von 5 bis 9 Hz erreicht. In einigen Versuchen dieser Serie wurden zwei T- Proben und zwei I-Proben gleichzeitig geprüft.



2. Versuchsreihe Stirnplatten 25 mm aus Stahl St 52-3												
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
Niveau / Versuch	Pu [kN]	Pm [kN]	Po [kN]	f [Hz]	Versuchskörper (gesamt, Adapter in Klammern)	Bruch an Probe	Lastspielzahl (bisher)	Lastspielzahl (bis Bruch)	Lastspielzahl (gesamt) N	Bruchausgang	Seite	Bemerkungen
I/1	3	88	173	5	2;12/11;1	2	0	322.000	322.000	1	l	
I/2	3	88	173	5	(ey);12/11;1	1	322.000	1.000	323.000	1	l	
I/3	3	88	173	5	(A17);12/11;(ey)	12	323.000	44.640	367.640	1	l	
I/4	3	88	173	5	(A41);14/13;(A6)	14	0	315.330	315.330	1	l	
I/5	3	88	173	5	13;11	11	367.640	29.900	397.540	1	l	
I/6	3	88	173	5	13;(A41)	13	345.230	79.470	424.700	1	l	
II/1	3	63	123	9	5;20/19;21/22;6	5	0	936.960	936.960	0	l	
II/2	3	63	123	9	(A41);20/19;21/22;6	21	936.960	121.910	1.058.870	1	l	
II/3	3	63	123	9	(A41);20/19;21/22;6	6	936.960	121.910	1.058.870	1	l	
II/4	3	63	123	9	(A9);19/20;(A41)	19	1.058.870	75.590	1.134.460	1	l	
II/5	3	63	123	5	22;20	22	1.058.870	105.020	1.163.890	1	l	
II/6	3	63	123	5	20;(A41)	20	1.239.480	335.800	1.575.280	1	l	
III/1	3	56	109	5	9;28/27;30/29;10	9	0	950.400	950.400	1	l	
III/2	3	56	109	5	9;28/27;30/29;10	10	0	950.400	950.400	1	l	
III/3	3	56	109	5	(x);29/30;27/28;(y)	29	950.400	289.160	1.239.560	1	l	
III/4	3	56	109	5	30;27/28;(x)	30	1.239.560	152.010	1.391.570	1	l	
III/5	3	56	109	5	(x);28/27;(y)	27	1.391.570	66.500	1.458.070	1	l	
III/6	3	56	109	5	(x);28	28	1.458.070	94.230	1.552.300	1	r	
IV/1	3	48	93	5	4;15/16;18/17;3	D	0	5.000.000	5.000.000	0		
IV/2	3	48	93	5	4;15/16;18/17;3	D	0	5.000.000	5.000.000	0		
IV/3	3	48	93	5	4;15/16;18/17;3	D	0	5.000.000	5.000.000	0		
IV/4	3	48	93	5	4;15/16;18/17;3	D	0	5.000.000	5.000.000	0		
IV/5	3	48	93	5	4;15/16;18/17;3	D	0	5.000.000	5.000.000	0		
IV/6	3	48	93	5	4;15/16;18/17;3	D	0	5.000.000	5.000.000	0		

Bruchausgang:

- 0 ohne Bruch
- 1 Nahtübergang, Platte
- 2 Nahtübergang, Zugblech
- 3 Nahtwurzel

Seite

- l linke Seite bzgl. Markierung der Probe
- r rechte Seite

Tabelle 16: Ergebnisse der Dauerschwingversuche: zweite Versuchsreihe: Stirnplatten
 $t = 25 \text{ mm}$

Die Übersicht über die durchgeführten Versuchsreihen enthält als Nennbeanspruchung die Prüflasten. Aufgrund der komplizierten Geometrieverhältnisse erfolgt die Angabe der zugehörigen Bruchnennspannungen im Vergleich zu allen weiteren bemessungsrelevanten Spannungen an den genannten schwingbruchkritischen Stellen der Schweißnaht gesondert in Abschnitt 8.1 Tabelle 18 und Tabelle 19.



7 FEM - Analysen

Durch eine praxisnahe Abbildung der Geometrie der Versuchsmodelle kann der Verlauf des Kraftflusses, der Grad seiner Umlenkung und die damit verbundene Störung, welche die grundlegende Ursache für die Kerbwirkung einer Schweißverbindung ist, im FE-Modell genauer untersucht werden.

Als bruchgefährdete Stellen gelten beim Kreuz- oder T-Stoß sowohl die Nahtausläufe an der Stirnplatte oder am Zugflansch als auch die Nahtwurzel. Wobei durch die grundsätzlich unterschiedliche Tragwirkung von Kreuz- und T-Stoß auch der Grad der Beeinflussung des Kraftflusses verschieden ist. Wie schon einleitend skizziert verlaufen beim Kreuzstoß die Kraftlinien nahezu ohne Umlenkung. Die maximale Kerbwirkung wird im Bereich Nahtübergang - Zugflansch erwartet. Wurzelfehler wirken sich stark dauerfestigkeitsmindernd aus.

Die erhöhte Kerbwirkung einer Wurzelkerbe beim Kreuzstoß kommt im den aktuellen Regelwerken durch die geringeren Ermüdungsfestigkeitswerte bei nicht durchgeschweißter Wurzel zum Ausdruck.

Eine grundsätzlich andere Tragwirkung ist beim T-Stoß vorhanden. Es kommt zu einer Konzentration der Beanspruchung im Bereich der Nahtübergangskerben. Zu erwarten ist, daß die Kerbwirkung des T-Stoßes vorrangig von den Übergangskerben (Naht - Zugflansch, Naht - Stirnplatte) beeinflusst wird und der Bereich der Wurzelkerbe von sekundärer Bedeutung bezüglich der Gesamtkerbwirkung wird. Die Minderbewertung des T-Stoßes mit nicht durchgeschweißter Wurzel wäre demzufolge nicht gerechtfertigt.

Um den Versuchsaufwand möglichst gering zu halten, sollten ausgehend vom Versuchsmodell Parameterstudien bezüglich der Anschlußgeometrie mit numerischen Berechnungsmethoden durchgeführt werden. Das dreidimensionale Modell bot dabei die Möglichkeit, auch die Tragwirkung des Anschlusses in Querrichtung zu erfassen und so die Spannungskonzentration durch die Schraubverbindung bei der Berechnung zu berücksichtigen und für diesen Anschlußtyp zu quantifizieren.

In der Parameterstudie sollte die Wirkung der Wurzelkerbe genauer untersucht werden. Ausgehend vom Modell des Stirnplattenstoßes mit Doppel-HV-Naht mit Doppelkehlnaht ohne Wurzelkerbe über die Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht, mit einer Länge der Kerbe von 4 mm, sollte die Abgrenzung zur fast reinen Doppelkehlnaht, mit einer Länge der Kerbe von 8 mm, gefunden werden. Es war festzustellen, wann die Wurzelkerbe beim T-Stoß maßgebend wird.

Weiterhin wurde die Auswirkung von Unregelmäßigkeiten in der Schweißnahtform und zwar die Nahtüberhöhung untersucht. Mit der Stärke der Nahtüberhöhung nimmt auch der Nahtanstiegswinkel zu. Die Größenordnung dieses Einflusses war zu quantifizieren.

In Anlehnung an die Versuchsmodelle war außerdem die Stirnplattendicke zu variieren.

Die Berechnung erfolgte mit dem Finite Element Programm ANSYS® 5.4 / 53 /, das über verschiedene Stab-, Scheiben- und Volumenelemente verfügt. Es wurde eine linear-elastische Berechnung mit 3D-Volumenelementen durchgeführt. Um den engeren Schweißnahtbereich mit ausreichender Genauigkeit darstellen zu können, wurde die Submodelltechnik verwendet.



7.1 Modellbildung

Das gesamte Grob- sowie auch das Submodell wurde mit dem 3D Volumenelement SOLID45 diskretisiert. Dieses Element ermöglicht die Modellierung dreidimensionaler Strukturen und wird durch acht Knoten mit je drei Freiheitsgraden (x-, y- und z-Richtung) definiert.

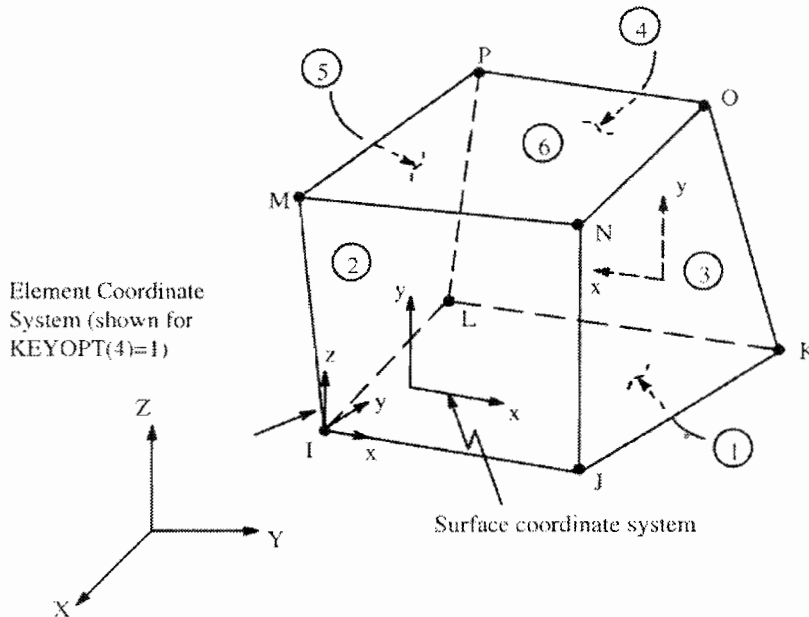


Abbildung 36: 3D Volumenelement SOLID45 / 53 /

In Abbildung 36 sind Geometrie, Knotenlage, Elementseitennumerierung und das Elementkoordinatensystem dargestellt. Das Element besitzt orthotrope Materialeigenschaften, die den Richtungen der Elementkoordinaten entsprechen.

Die Materialeigenschaften wurden für das berechnete Modell wie folgt definiert:

E-Modul $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$,

Querkontraktionszahl $\nu = 0,3$,

Temperaturdehnzahl $\alpha_T = 12 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$.

Die Temperaturdehnung wurde auf die y-Richtung beschränkt, um die durch Temperaturbelastung aufgebrachte Schraubenvorspannung nur in Richtung der y-Achse zu bewirken.

Belastungen können als Spannungen und als Temperaturen eingegeben werden. Die Spannungen wirken z.B. als Oberflächenlasten auf den Elementflächen. Temperaturen werden als Volumenlasten definiert.

Um die Schraube und die Stirnplatte miteinander zu verbinden, war die Modellierung eines Oberflächenkontaktes notwendig. Das Element CONTACT49 ermöglicht die Modellierung von Kontakten zwischen zwei Oberflächen dreidimensionaler Strukturen. Dabei ist es nicht notwendig, den genauen Punkt des Kontaktes zu kennen, das Element stellt den Kontakt zwischen einem Knoten und einer Oberfläche sicher.



Das Element wird durch fünf Knoten mit je drei Freiheitsgraden (x-, y- und z-Richtung) definiert. In Abbildung 37 sind Geometrie, Knotenlage und das Elementkoordinatensystem dargestellt.

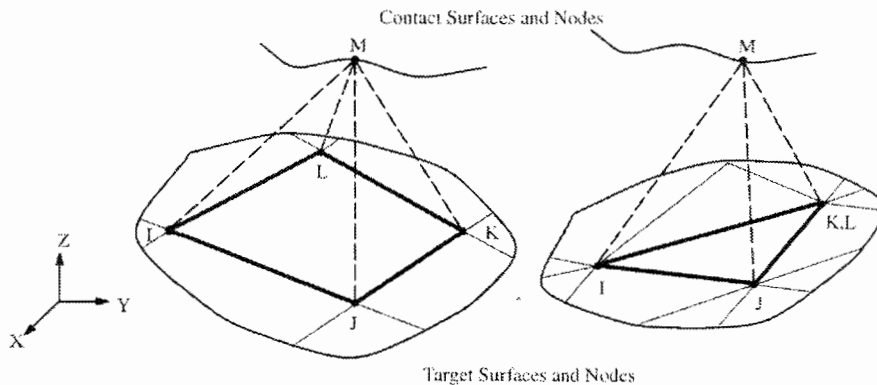


Abbildung 37: Kontaktelement CONTAC49 / 53 /

Die Knoten I, J, K und L definieren die Zielfläche, und der Knoten M repräsentiert den Kontaktknoten. Die Elementeigenschaften des Kontaktelements werden aktiviert, wenn der Kontaktknoten in die Zielfläche eindringt. Die endgültige Eindringtiefe wird durch die Kontaktsteifigkeit gesteuert. Der Kontakt, und damit die Eindringtiefe, wird iterativ berechnet, was einen großen Rechenaufwand zur Folge hat.

Die Materialeigenschaften wurden für das berechnete Modell wie folgt definiert:

Kontaktsteifigkeit	$KN = 1.000.000 \text{ N/mm}^2$
haftende Kontaktsteifigkeit	$KT = 100.000 \text{ N/mm}^2$
Eindringtoleranz	$TOLN = 0,01$
Verhältnis stat./dyn. Reibung	$FACT = 1$
Oberflächenlängentoleranz	$TOLS = 2$

Die Wahl der Kontaktsteifigkeit kann über Versuchsreihen, bei der die Penetration bzw. die Systemsteifigkeit bestimmt wird, ermittelt werden. Für die Wahl der Kontaktsteifigkeit wird (nach / 53 /) das 10 bis 100fache der Systemsteifigkeit empfohlen, um einen ausreichend guten Kontakt zu gewährleisten.

Bei der Idealisierung der Geometrie waren die Kerben zur genauen Ermittlung der Spannungsspitze im Kerbgrund möglichst gut zu erfassen. Das erforderte lokal eine feine Elementierung des Modells. Zur Begrenzung des Rechenaufwandes wurden verschiedene Techniken zur Vereinfachung und Idealisierung des Modells verwendet.

Die Berechnung konnte aufgrund der doppelten Symmetrie des Gesamtmodellsystems auf ein Achtelmodell, in Abbildung 38 schraffiert dargestellt, reduziert werden. Eine Symmetrieebene bildete die x-z-Ebene auf Höhe der Unterlegscheibe zwischen den Stirnplatten. Eine zweite Symmetrieebene, die x-y-Ebene auf Höhe der halben Stirnplatte, halbierte den Zugflansch. Als dritte Symmetrieebene wurde die y-z-Ebene in Schraubenachse festgelegt.

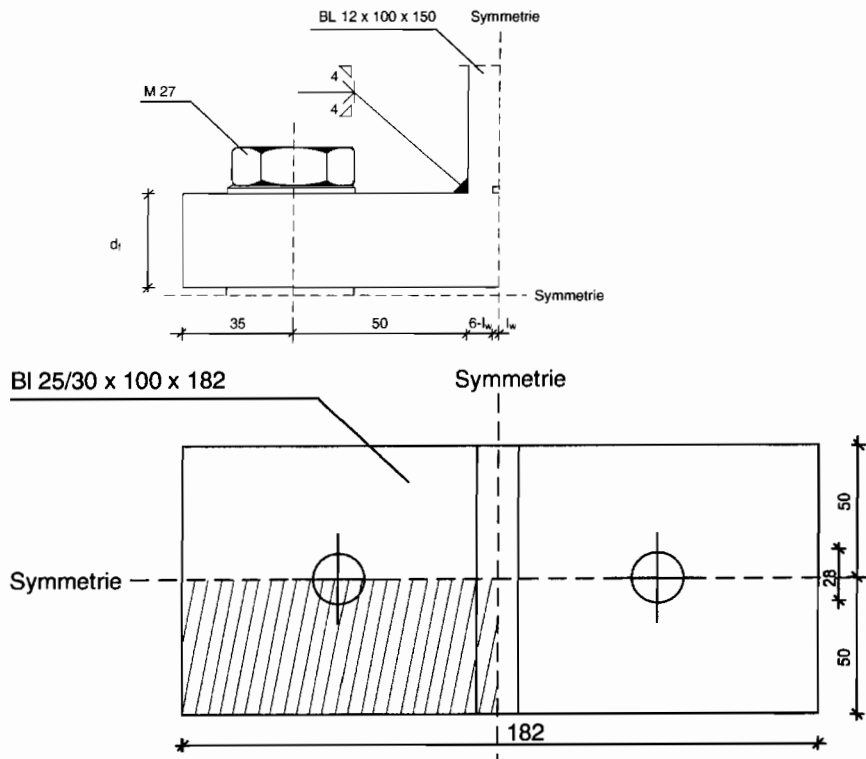


Abbildung 38: Achtelmodell des Stirnplattenstoßes

Die Symmetrien, die in der Geometrie des Versuchskörpers und in den äußeren Beanspruchungen auftraten, wurden durch Aufprägen geeigneter Verschiebungs-Randbedingungen senkrecht zu den Symmetrieebenen berücksichtigt. Die Modellierung der Stirnplattenverbindung erfolgte bezüglich Belastung und Lagerungsbedingungen in Anlehnung an die durchgeführten Versuche. Als Grundlage diente die Idealform des Versuchskörpers, wie sie auch in den Werkstattzeichnungen für die Fertigung ausgewiesen war. Um die Ausnutzung der oben beschriebenen Symmetrieeigenschaften zu gewährleisten, war es nicht möglich, die reale Geometrie exakt nachzubilden, die im Schweißnahtbereich ausführungsbedingte Abweichungen aufwies.

Die Verbindung der beiden Stirnplatten erfolgte durch vorgespannte Schrauben (M 27). Die Schraube wurde mit rundem Kopf und Unterlegscheibe in einem Stück abgebildet, um zusätzliche Kontaktflächen, die in der ANSYS-Berechnung sehr zeitintensiv sind, zu vermeiden. Der Einfluß dieser Vereinfachungen auf das Tragverhalten des Grobmodells und damit auf die Spannungen in der Schweißnaht wurde als minimal eingeschätzt. In der Mitte der Unterlegscheibe zwischen den Stirnplatten befand sich die Lagerung der Schraube.

Im Rahmen des Grundmodells reichte eine Modellierung auf Basis der zeichnerischen Nennform der Schweißnaht aus, um das Gesamttragverhalten der Verbindung zu beschreiben. Die Voraussetzungen für eine gute Modellierung der Schweißnaht wird später im Submodell beschrieben. Die Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht wies eine Kehlnahtdicke von 4 mm und einen Wurzelspalt von 4 mm, im reduzierten Modell von 2 mm, auf.

Zur Vorspannung der Schrauben wurde die Möglichkeit des Programmes ANSYS 5.4 genutzt, Temperaturen als Volumenlasten aufzubringen. Die Vorspannkraft der Schrauben M 27 10.9 von 290 kN wurde durch eine Abkühlungen der Schraube mit einer Temperaturdifferenz von 428 K erzielt. Die wirkende Vorspannkraft wurde mit Hilfe der Lagerreaktionen an der Schraubenfläche kontrolliert. Die Zugkraft im Zugblech von 240 kN wurde als Flächenlast von 200 N/mm^2 aufge-



bracht. Durch Kontaktelemente wurde die Verbindung zwischen Schraube und Stirnplatte dargestellt. Die Kraftübertragung zwischen Schraube und Stirnplatte läßt sich durch eine elastische Bettung beschreiben, die durch die Kontaktsteifigkeit der Kontaktelemente vorgegeben werden.

Abbildung 39 zeigt das Grundmodell der Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht mit einer noch groben Elementierung des Schweißnahtbereiches.

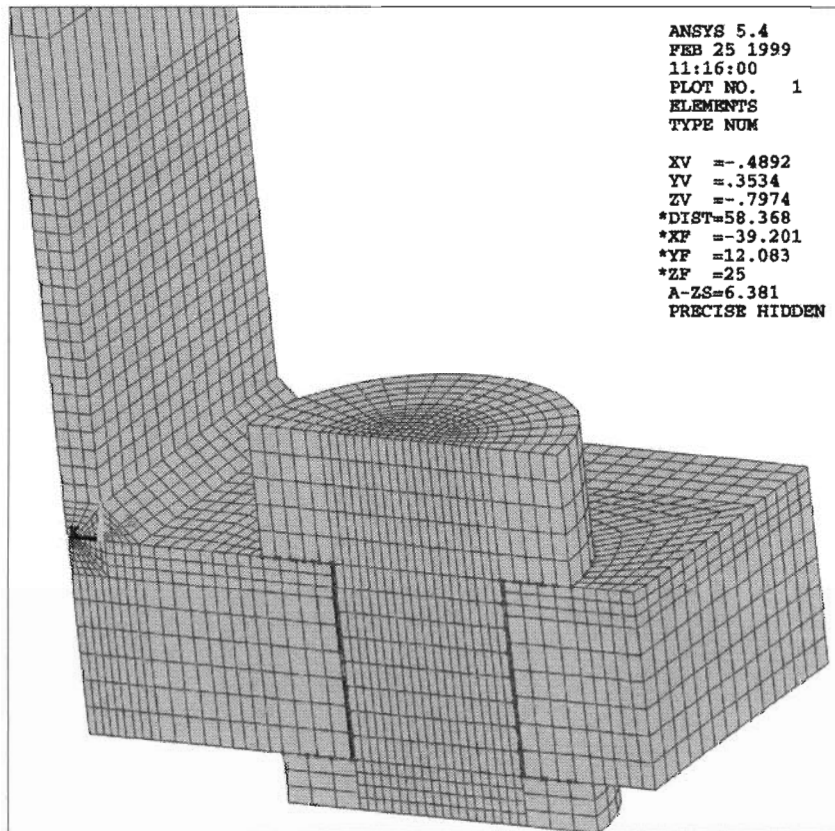


Abbildung 39: Vernetzung der Grundmodells, Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht

Submodell

Nach der FE-Analyse des Grundmodells mit verhältnismäßig grober Elementierung ergab sich für die Erstellung der notwendigen, um Größenordnungen kleineren Netzeinteilung des maßgebenden Schweißnahtbereiches ein erheblicher Aufwand. Mit Hilfe der Submodelltechnik läßt sich ein beliebiger Bereich aus der Grobstruktur herauslösen und unabhängig von deren Elementtyp und Vernetzung mit einem feineren Netz separat bearbeiten. Zur Kopplung der beiden Modelle werden die Verschiebungen an den Schnittkanten zwischen Grob- und Submodell übertragen.

Bei der Modellierung der Schweißnaht für die Analyse der Spannungen im Kerbgrund ist die idealisierte zeichnerische Nennform auf Basis der Nahtdicke unzureichend, da die Istform fertigungsbedingt erhebliche Abweichungen aufweisen kann. Außerdem kommt es durch scharfe Ecken am Nahtübergang und besonders in der Nahtwurzel beim elastischen Modell zu Singularitäten in Form von unendlich hohen Kerbspannungen. Wird dagegen die tatsächliche Nahtgeo-



metrie im FE-Modell genau erfaßt, ergeben sich die wirklichen Kerbspannungen der Naht. Für die Ermittlung der Kerbwirkungszahlen ist zur Berücksichtigung der beschriebenen Mikrostützwirkungseffekte eine fiktive Ausrundung des Schweißnahtkerbgrundes mit dem Kerbradius von $\rho = 1$ mm vorzunehmen.

Auf Grundlage dieser Überlegungen wurden drei Submodelle erstellt, mit deren Hilfe die Spannungsverteilung untersucht werden sollte.

Die Wurzelspaltlängen wurden entsprechend der zu untersuchenden Nahtformen mit 0 mm, 2 mm und 4 mm gewählt. Die Nahtübergangsbereiche und die Nahtwurzel wurden mit den oben erläuterten Ersatzkrümmungsradius von $\rho = 1$ mm ausgerundet. An der Wurzel ergab sich dadurch im Modell eine Wurzelspalthöhe von 2 mm. Das führte allerdings bei einer Spaltlänge von 4 mm zu einer starken Abminderung des verbleibenden Nahtquerschnittes, der in der Realität größer ist.

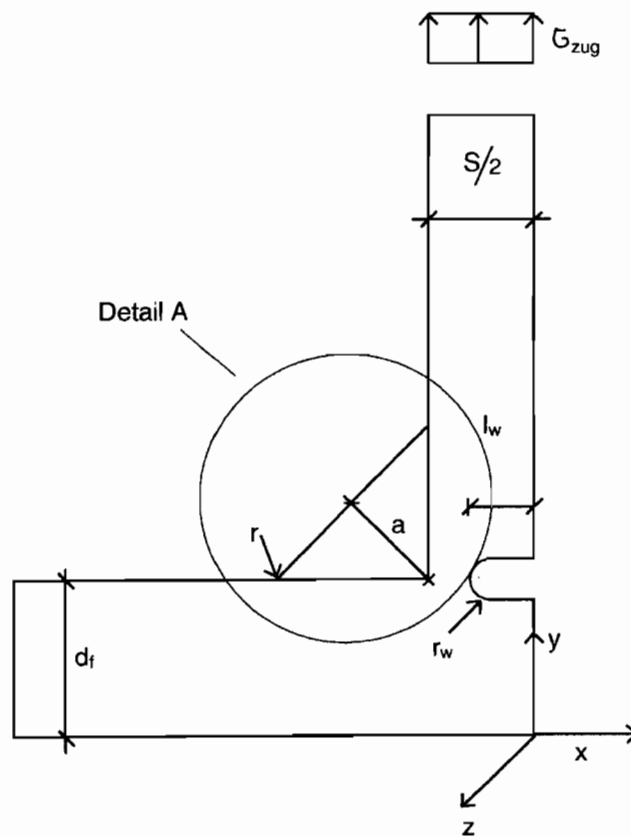


Abbildung 40: Idealisierung der Nahtgeometrie

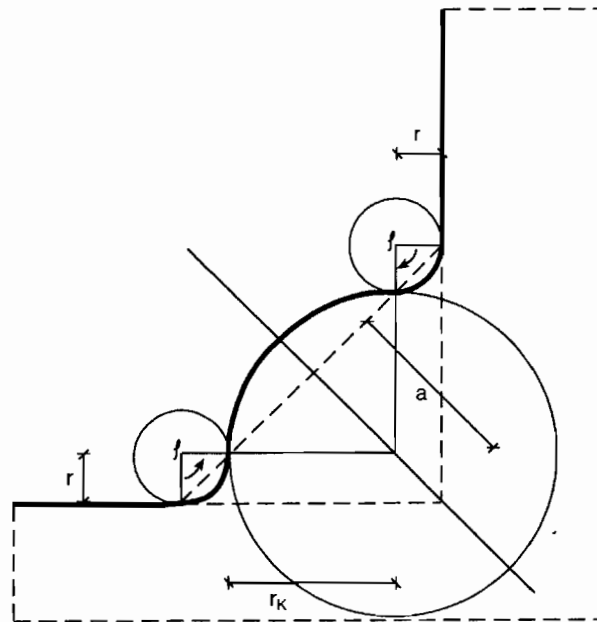


Abbildung 41: Ausrundung der Nahtübergangsbereiche mit dem Kerbradius $\rho = 1 \text{ mm}$ und Simulation der Nahtüberhöhung

Als Verbindung der beiden Ausrundungsradien am Nahtübergang wurde ein Kreis gewählt, der sich an die Ersatzradien anschmiegt und durch die Variation von Mittelpunkt und Radius der jeweiligen Nahtform anpaßt. Auf diese Weise konnten verschiedene Nahtüberhöhungen simuliert werden.

Abbildung 42 zeigt die Varianten der Schweißnahtgeometrie für die Nahtanstiegswinkel $\varphi = 60^\circ$ und 90° , die Ausrundung der Nahtübergangskerben und der Wurzel mit dem fiktiven Kerbradius von $\rho = 1 \text{ mm}$ bei Wurzelspaltlängen von $c/2 = 2 \text{ mm}$ und 4 mm . Gleichzeitig sind die Knoten der Oberflächenpfade für die Ermittlung der Randspannungen mit einer engen Elementierung in den Kerbbereichen abgebildet. Die Skizze in der Abbildung beschreibt das Konturmodell mit der Pfadrichtung.



Geometrie der Schweißnahtübergänge und -wurzel

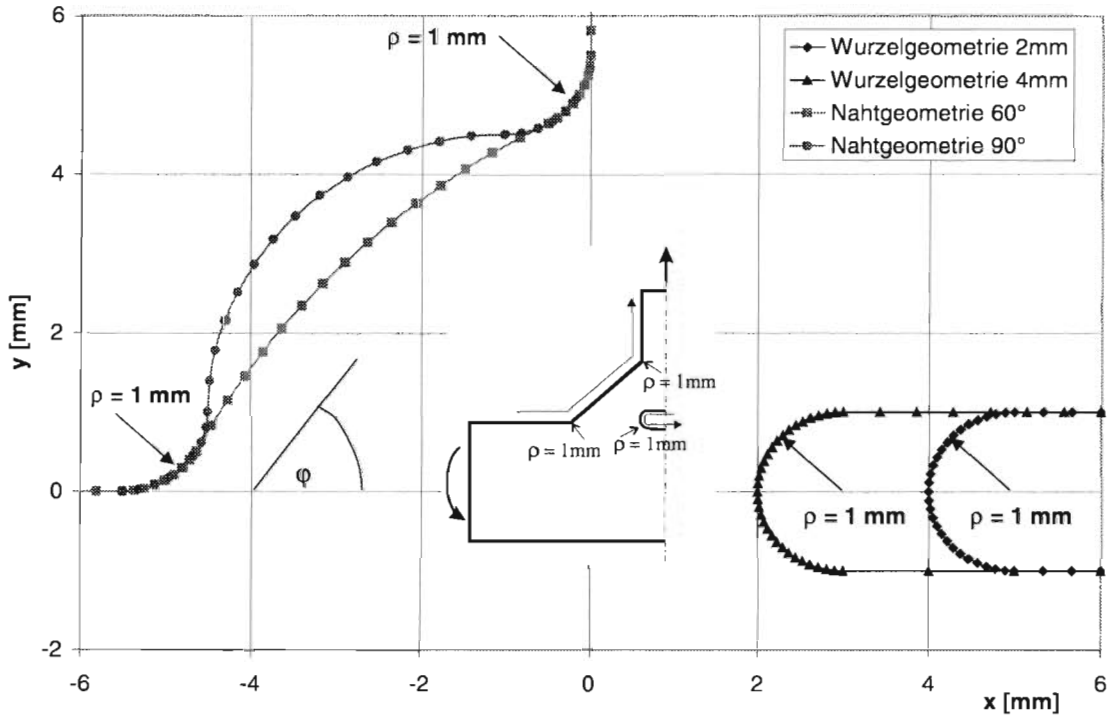


Abbildung 42: Variation der Schweißnahtüberhöhung und der Wurzelkerbe im Berechnungsmodell

Die Netzdicke wird maßgebend von den zu erwartenden Spannungsgradienten bestimmt. An Bereichen mit Spannungsspitzen wurde eine möglichst feine Vernetzung gewählt, um die Spannungsgradienten sauber abzubilden und eine ausreichende Genauigkeit zu erzielen. Hierfür wurden besonders an den Kerben Bereiche definiert, die eine gesteuerte Vernetzung zulassen.

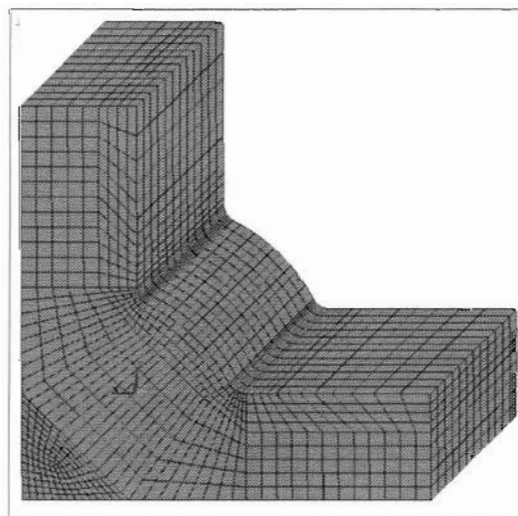


Abbildung 43: Submodell DHV- und Doppelkehlnaht mit Wurzelkerbe $c/2 = 0 \text{ mm}$

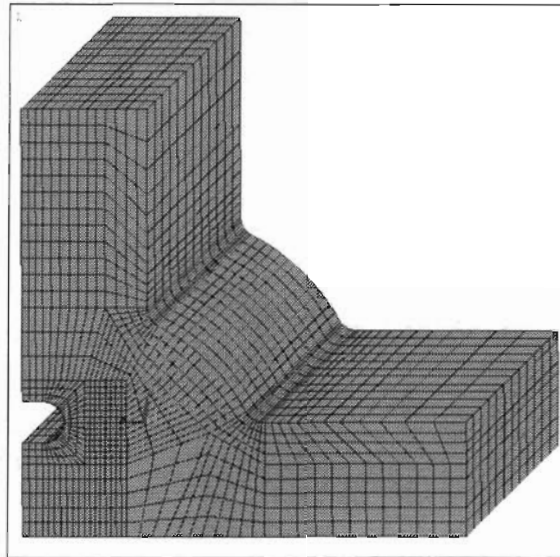


Abbildung 44: Submodell DHY- und Doppelkehlnaht mit Wurzelkerbe $c/2 = 2 \text{ mm}$

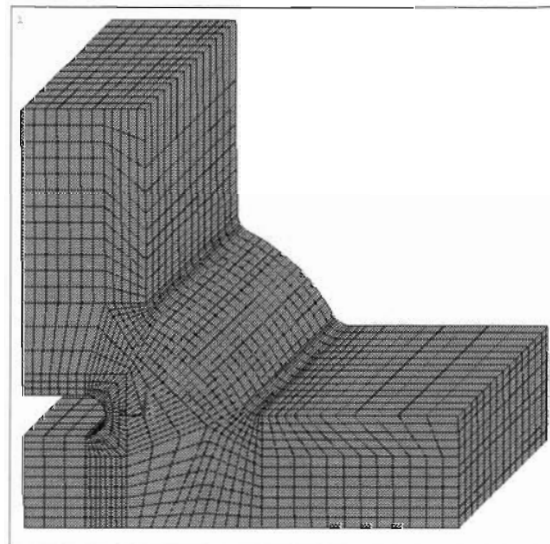


Abbildung 45: Submodell Doppelkehlnaht mit Wurzelkerbe $c/2 = 4 \text{ mm}$

Für die Untersuchungen an den Submodellen wurden die Strukturen der Abbildung 43 bis Abbildung 45, hier dargestellt für den Nahtanstiegswinkel von $\varphi = 60^\circ$, verwendet. Während für die Schweißverbindungen mit Doppel-HV-Naht mit Doppelkehlnaht eine verhältnismäßig grobe Netzaufteilung zur Spannungsanalyse ausreichend genaue Ergebnisse lieferte, waren für die Schweißverbindungen mit Kehlnaht wesentlich aufwendigere Strukturen notwendig. Zusätzlich zu den Kerben am Nahtübergang mußte auch für die Kerben an der Nahtwurzel eine sehr feine Netzdichte gewählt werden, um die Spannungsgradienten abzubilden.

In einer Konvergenzbetrachtung wurde die Netzdichte variiert, um bei möglichst kleinem Diskretisierungsfehler noch vertretbare Rechenzeiten zu erzielen und eine Aussage über die Qualität der errechneten Ergebnisse machen zu können.



Die Untersuchungen wurden an dem Submodell durchgeführt, das für die Berechnung der Spannungen an Doppel-HV-Naht mit Doppelkehlnaht erstellt wurde. Dabei wurde die Netzdichte im Bereich der Ersatzkrümmungsradien im Bereich der Nahtübergänge erhöht. Zusätzlich wurde der Bereich zwischen den Ersatzradien mit einer solchen Netzdichte versehen, daß durch eine Abhängigkeit der Vernetzungsstruktur der Bereich an der Nahtwurzel die gleiche Netzdichte aufwies, wie die der Nahtübergänge. Damit ließ sich ein Konvergenzverhalten, das am einfachen Modell für Doppel-HV-Naht mit Doppelkehlnaht nachgewiesen wurde, auch auf die komplizierteren Modelle für die Doppelkehlnaht und die Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht übertragen. Auf diese Weise wurde der Bereich der Spannungsmaxima untersucht und die Netzdichte so angepaßt, daß die dort auftretenden Spannungsgradienten fehlerfrei dargestellt werden konnten.

Die Submodelle und das Grundmodell sind als eigenständige Strukturen verbunden durch das Aufprägen der Verschiebungen an den sich überschneidenden Kanten. Die durch das Grundmodell ermittelten Verschiebungen werden auf diesem Wege auf das Submodell übertragen und auf dessen feineres Netz interpoliert.

Für den Vergleich von Grund- und Submodell wurde das Modell mit einem Wurzelspalt von 2 mm, einem Nahtanstiegswinkel von 60° und der Stirnplattendicke von 30 mm gewählt. Die Spannungen wurden an den Schnittflächen, die in der Stirnplatte 9,5 mm und im Zugblech 60 mm vom jeweiligen Schweißnahtübergang entfernt angeordnet wurden, kontrolliert. Bei der Wahl der Schnittstellen wurde davon ausgegangen, daß die Spannungskonzentration durch die Kerben des Nahtbereichs hier zum größten Teil abgeklungen waren.

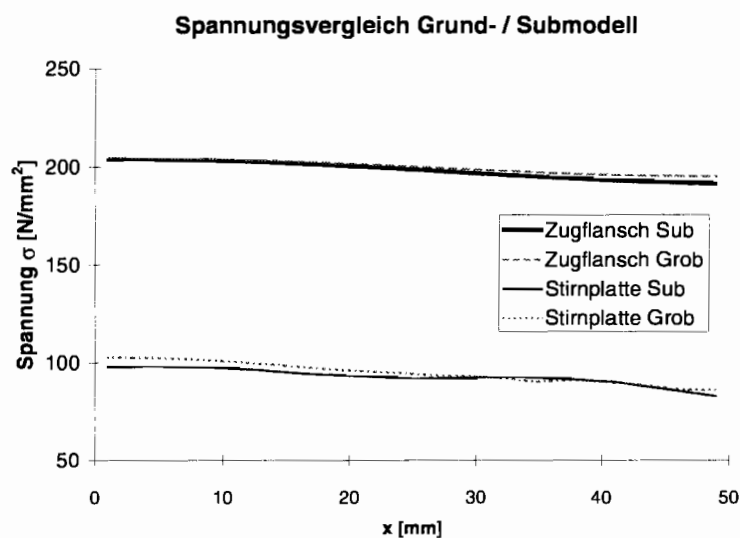


Diagramm 1: Spannungsvergleich zwischen Grund- und Submodell

Die Spannungsverläufe in Diagramm 1 zeigen an beiden Schnittkanten eine gute Übereinstimmung. Sowohl im Bereich des Zugflansches sind die Spannungen über die gesamte Breite nahezu identisch, als auch im Bereich der Stirnplatten sind die kleinen Unregelmäßigkeiten, die in der Interpolation zwischen den unterschiedlichen Netzdichten begründet liegen, im Rahmen der Genauigkeitsanforderungen akzeptabel.

Die Untersuchung zeigte, daß der Einfluß des Grundmodells der Stirnplattenverbindung vom Submodell ausreichend berücksichtigt wurde.



7.2 Parameterstudien

Im Rahmen einer Parameterstudie sollten am Achtelmodell des T-Stoßes grundsätzlich die folgenden Ausführungsarten der Schweißverbindung untersucht werden:

- Doppel-HV- und Doppelkehlnaht ohne Wurzelkerbe
- Doppel-HY- und Doppelkehlnaht mit Wurzelkerbe $c/2 = 2 \text{ mm}$
- Doppelkehlnaht mit Wurzelkerbe $c/2 = 4 \text{ mm}$.

Die Auswirkung der Nahtüberhöhung in Form verschiedener Nahtanstiegswinkel von 60° bis 90° bei konstanter Nenndicke der Kehlnaht von 4 mm war für jede Nahtart zu untersuchen und zu quantifizieren.

Der Einfluß der Stirnplattendicke war in Anlehnung an die durchgeführten Versuche für die Plattendicken 25 mm und 30 mm zu erfassen.

Tabelle 17 enthält die Zusammenfassung aller Parameter.

Parameter		Variation			
Wurzelspaltlänge	c [mm]	0	2	4	
Nahtanstiegswinkel	φ	60°	70°	80°	90°
Stirnplattendicke	d [mm]	25		30	

Tabelle 17: Variation der Parameter im Berechnungsmodell

Die Ausrundung der Kerben der Nahtübergangsbereiche und die Nahtwurzel erfolgte mit den oben erläuterten Ersatzkrümmungsradius von $\rho = 1 \text{ mm}$.

Die Ergebnisse wurden als Contour-Plots der Haupt- und Vergleichsspannungen des Schweißnahtbereiches dargestellt und als Randspannungsverläufe der größten Hauptspannungen in Abhängigkeit von der untersuchten Schweißnahtform.



8 Auswertung der Ergebnisse

8.1 Spannungsermittlung am Versuchskörper

Die Auswertung der Ergebnisse der Spannungsmessung unter statischen Lasten ergab an allen Meßstellen einen linearen Zusammenhang zwischen Spannung und aufgebrachtener Prüfkraft. Diagramm 2 gibt beispielhaft die Ergebnisse für die Meßstelle 3 an der Oberseite der Stirnplatte wieder.

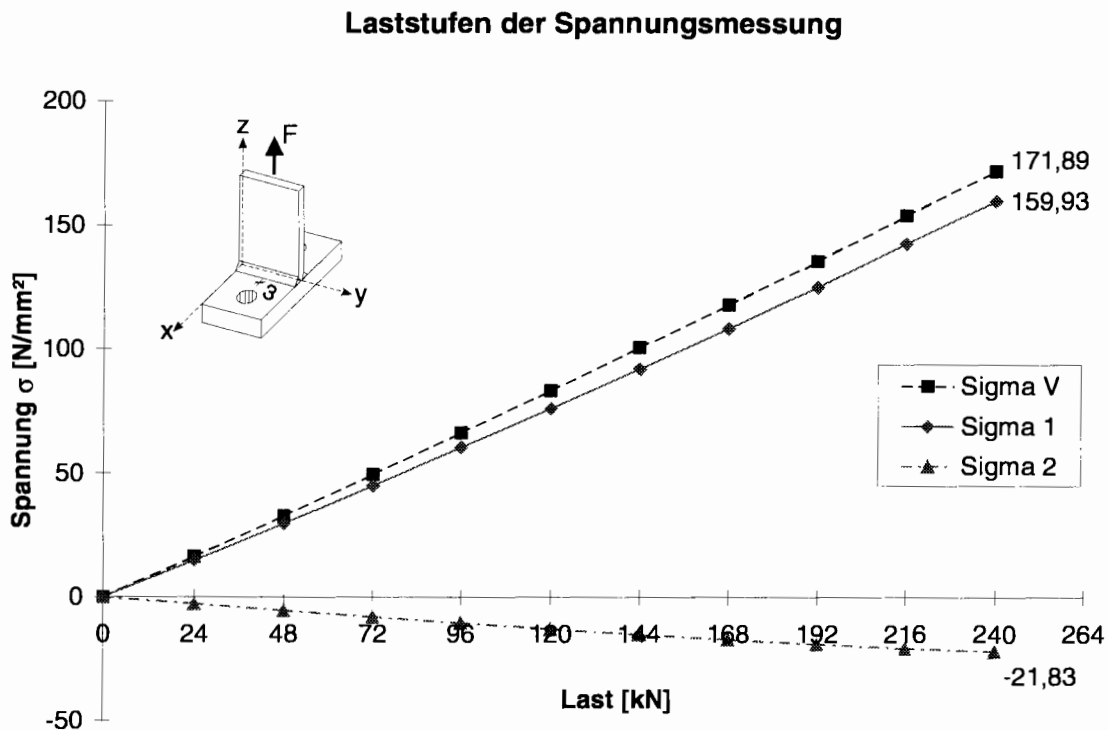


Diagramm 2: Laststufen und Ergebnisse der Spannungsmessung an der Meßstelle 3 (Oberseite der Stirnplatte)

Das Ziel dieser Untersuchung war einerseits, die Beanspruchung im Bereich der Schweißnähte möglichst genau zu erfassen. Zum zweiten sollte die Spannungsverteilung auch über die Breite der Stirnplatte bzw. des Zugbleches ermittelt werden.

Es stellt sich die Frage nach der mittragenden Breite des Anschlusses. Es war zu klären, ob die Spannung im Bereich der Schweißnaht über die gesamte Breite konstant ist oder sich auch in diesem verhältnismäßig schmalen Teilstück eines Stirnplattenstoßes in Schraubenachse ein Spannungshügel (Abbildung 46) ausbildet. Das hätte zur Folge, daß die in Schraubenachse wirkende Spannung etwas höher ist als die mittlere Spannung bei Ansatz der gesamten Plattenbreite ist und damit auch bei der Nennspannungsermittlung für den Nachweis der Ermüdungsfestigkeit zu berücksichtigen wäre. Die meist in der Mitte des Probekörpers beginnenden Risse ließen auf ein derartiges Verhalten schließen.

Für einen Vergleich mit Ergebnissen anderer Untersuchungen war zu prüfen, inwieweit die Bezugsspannung nach Art und Größe identisch ist.



In den genannten früheren Untersuchungen zur Spannungskonzentration von Lacher / 8 / wurden Messungen an T-Modellen mit Stirnplattendicken $d = 20$ mm und 30 mm mit Zugblechen von $t = 12$ mm und 16 mm und an einem Biegeträger HEB 260 mit einer Stirnplattendicke von $t = 20$ mm durchgeführt. Es wurden allerdings ausschließlich die Spannungen im Zugblech gemessen. Über die Stirnplatten konnte noch keine Aussage getroffen werden.

Die Charakteristik der Spannungsverteilung wurde dort ausgedrückt als Spannungshügel mit dem Maximum σ_{\max} gegenüber der rechnerischen Mittelspannung σ_m . Der Maximalwert der Spannung lag bei den T-Versuchskörpern mit Zugblechdicke $t = 12$ mm 23 %, bei den dickeren Zugblechen $t = 16$ mm sogar 40 % über dem rechnerischen Mittelwert. Der Spitzenwert von 80 % bei dem Trägermodell konnte dadurch erklärt werden, daß infolge Schweißverzug zwischen den Stirnplatten eine nahezu punktförmige Kontaktfläche eine starke Einschnürung des Kraftflusses zur Folge hatte.

Ansicht von oben

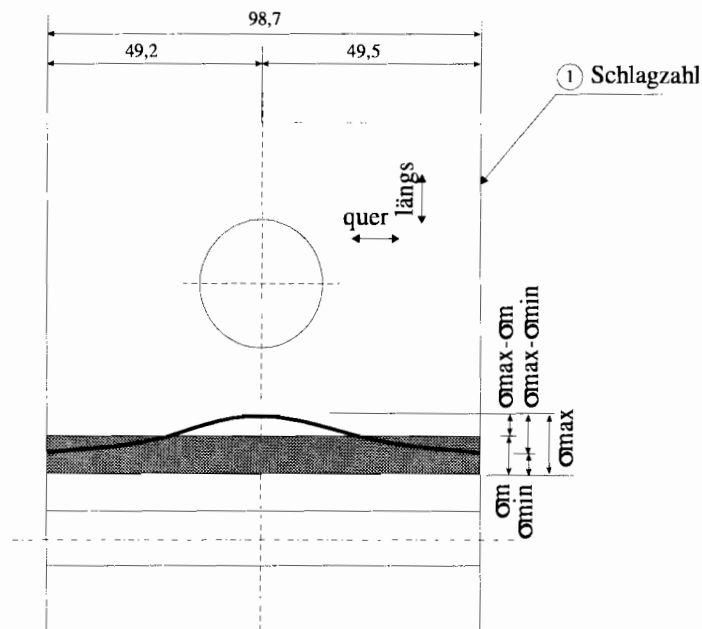


Abbildung 46: Spannungshügel im Bereich der Stirnplatte

Im Zugblech konnte auch beim vorliegenden Modell die von Lacher beschriebene Spannungskonzentration festgestellt werden. Diagramm 3 zeigt die gemessenen Spannungen aller Meßstellen im Zugblech unter der Maximallast von $F = 240$ kN. Bei einer gleichmäßigen Spannungsverteilung würde unter dieser Last die Spannung 200 N/mm² betragen. Durchgezogene Linien bezeichnen die Hauptspannungen, gestrichelte die Vergleichsspannungen der ersten Meßreihe unmittelbar oberhalb des Schweißnahtüberganges. Die Differenz der Spannungen zwischen Vorder- und Rückseite des Zugbleches ließen auf ein geringes Biegemoment infolge der Winkelabweichung von der Sollage schließen. Für den Bezug zu den errechneten Werten wurde der Biegeanteil vernachlässigt und der Mittelwert verwendet. Deutlich zu erkennen ist die ausgeprägte Spannungskonzentration in der Mittelachse ($y = 50$ mm), die in der ersten Meßreihe am größten ist. In ca. 60 mm Abstand von Schweißnahtbeginn, an der dritten Meßstelle, ist die Spannungskonzentration etwa abgeklungen.

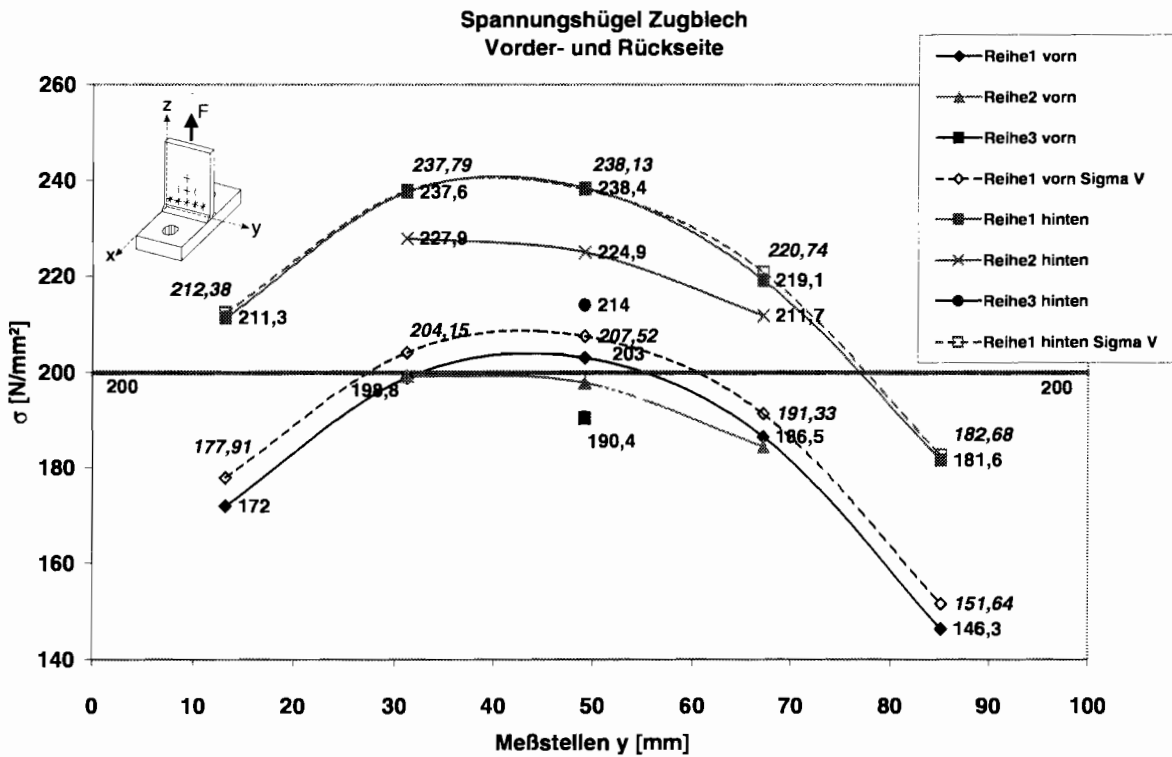


Diagramm 3: Verlauf der am Zugblech gemessenen Spannungen σ_1 und σ_V : 1. bis 3. Reihe der Meßstellen

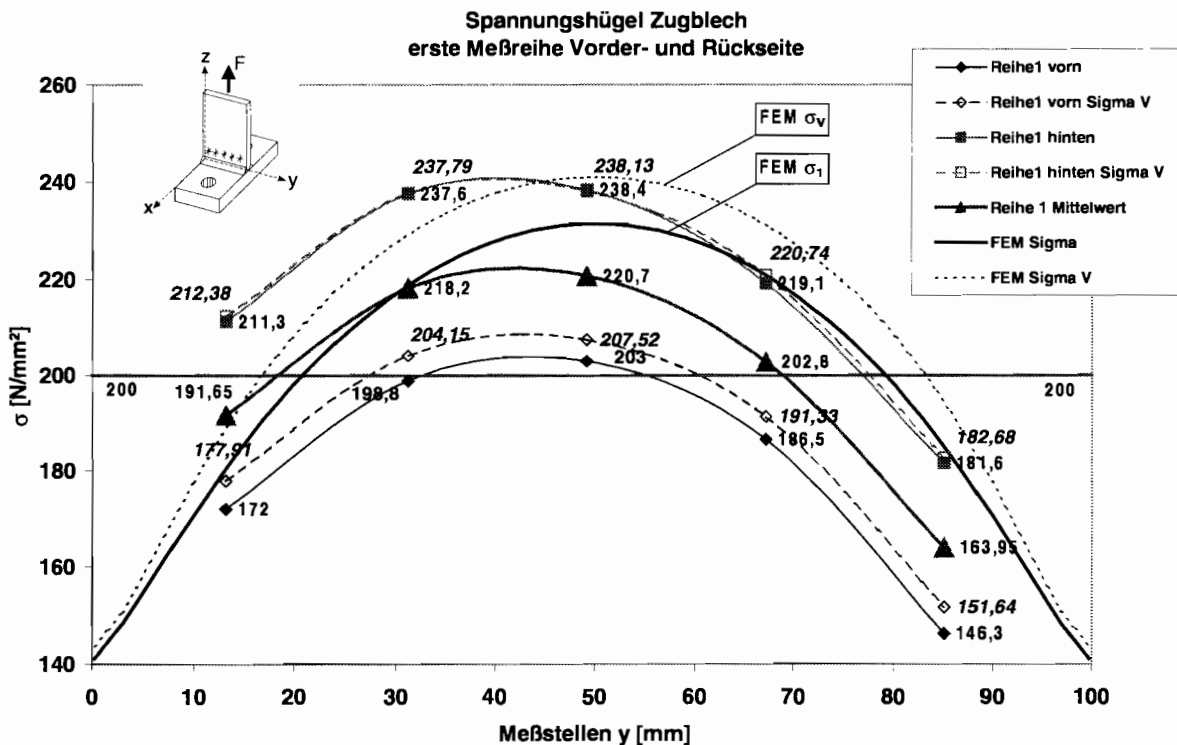


Diagramm 4: Verlauf der am Zugblech gemessenen Spannungen σ_1 und σ_V in Schweißnahtnähe: 1. Reihe im Vergleich zu berechneten Werten



In Diagramm 4 wurde das Ergebnis der ersten Meßreihe mit den an gleicher Stelle des FE-Modells berechneten Spannungen verglichen. Für die Mittelspannung im Zugblech, der Biegeanteil wurde wie oben beschrieben vernachlässigt, war eine gute Übereinstimmung mit dem Ergebnis der Berechnung festzustellen. Die berechneten Spannungen waren geringfügig größer aber die realen Verhältnisse wurden richtig erfaßt.

Es wurde außerdem an den drei Meßreihen ein Spannungsgradient für die Zunahme des Spannungshügels in Richtung Nahtübergang gemessen und durch die Berechnungsergebnisse verifiziert (Diagramm 5). An der ersten Meßstelle betrug die Spannungserhöhung 10% der Mittelspannung von 200 N/mm^2 , an der dritten war sie fast abgeklungen. Extrapoliert auf den Ort der Schweißnahtkerbe, konnte eine 12,5% größere Maximalspannung unterstellt werden.

**Spannungsgradiente im Zugblech
 (Zunahme Spannungshügel in Richtung Schweißnaht)**

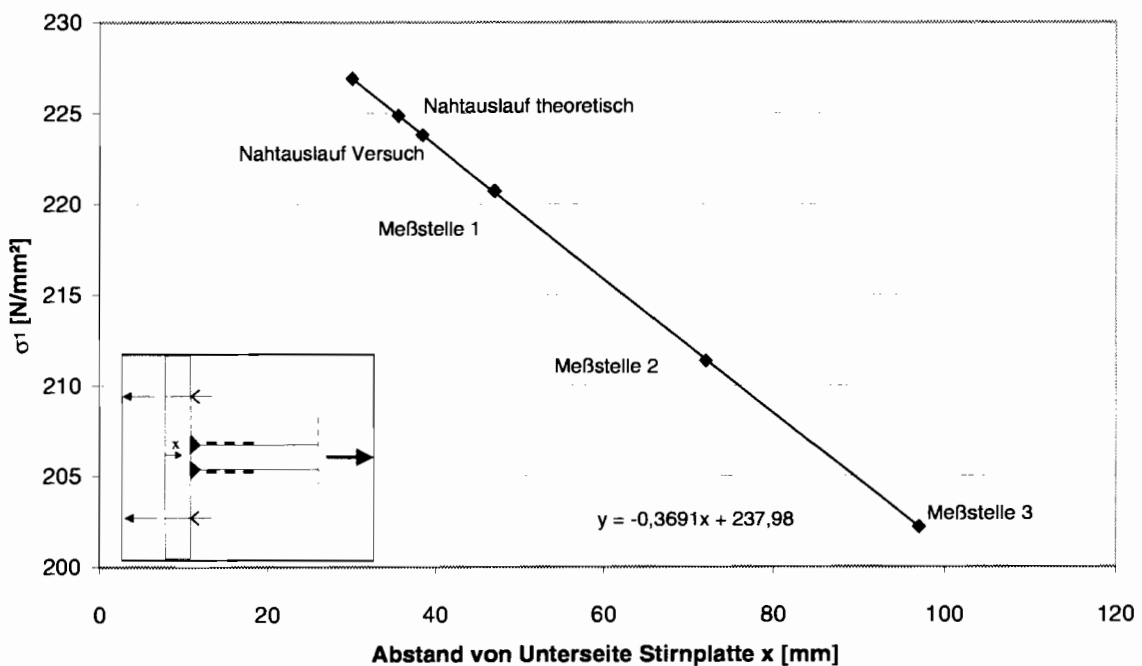


Diagramm 5: Spannungsgradient im Zugblech und Extrapolation auf den Schweißnahtbereich

Diagramm 6 und Diagramm 7 enthalten die gemessenen Spannungsverläufe der Ober- und Unterseite der Stirnplatte. Da die rechte Meßreihe dichter am Nahtübergang plazierte war als die linke, sind auch die Spannungen auf der rechten Seite größer. Die größeren Vergleichsspannungen σ_v entstanden in Plattenmitte infolge Behinderung der Querdehnungen.

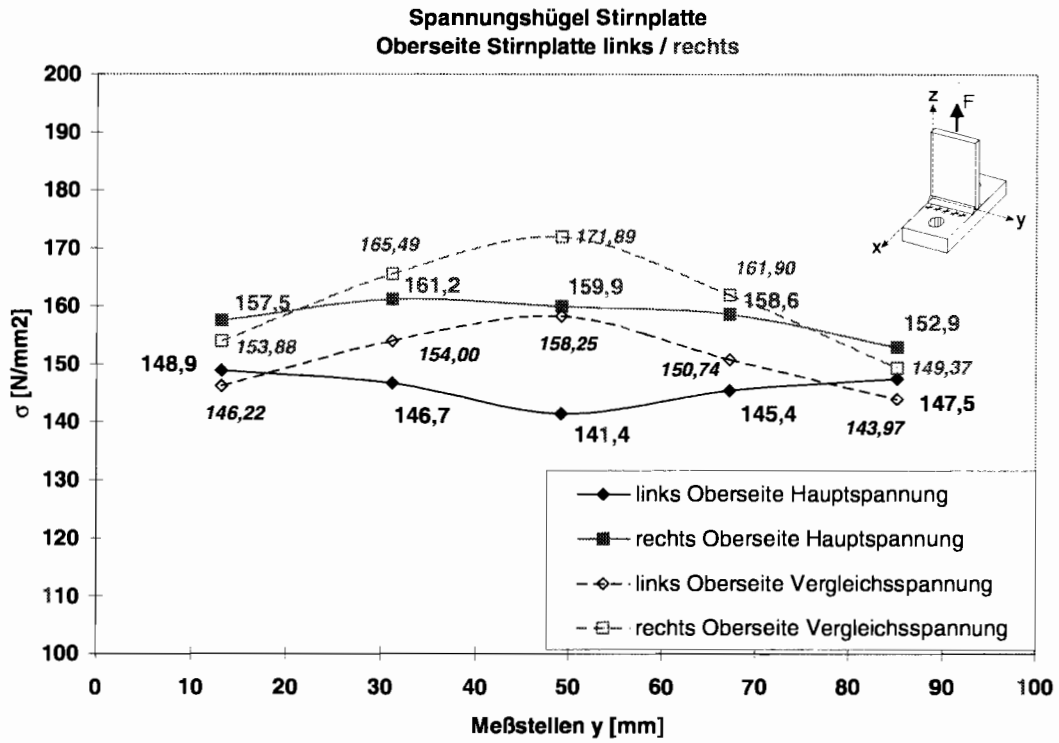


Diagramm 6: Verlauf der an der Stirnplatte gemessenen Spannungen σ_1 und σ_V – Oberseite (Zugspannungen)

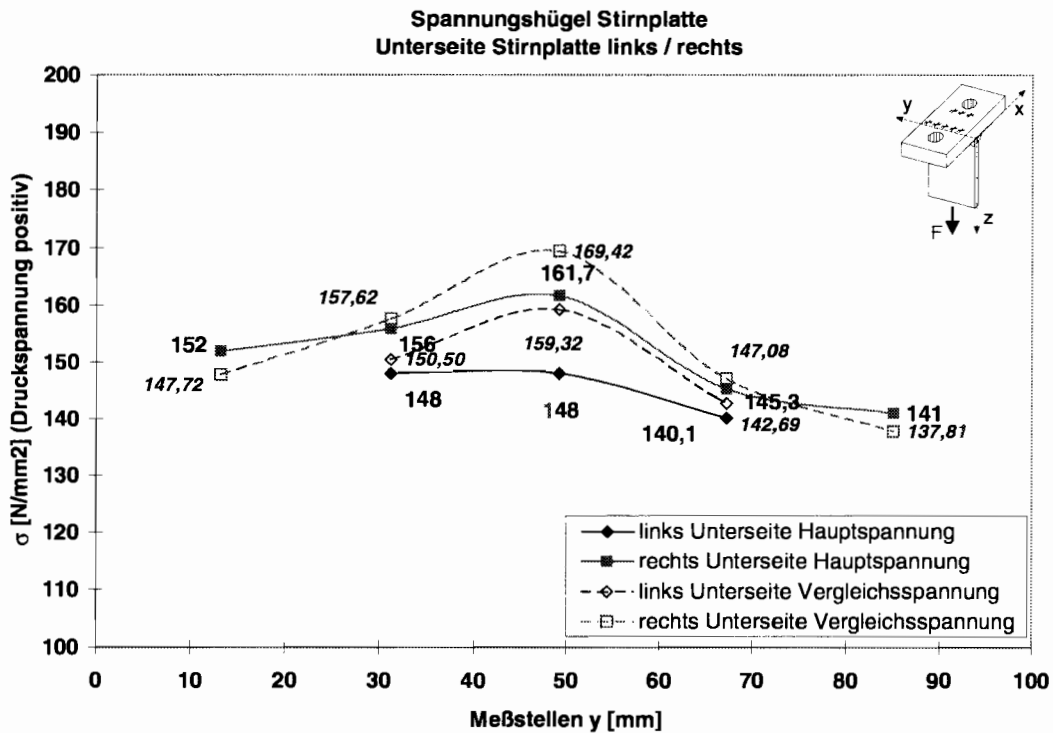


Diagramm 7: Verlauf der an der Stirnplatte gemessenen Spannungen σ_1 und σ_V – Unterseite (Druckspannungen)



Der Spannungshügel aus der statischen Spannungsmessung im Bereich der Stirnplatte ist relativ flach. Auf der linken Oberseite des Probekörpers (Diagramm 6) wurde sogar eine leichte Abnahme der Spannung in Bereich des erwarteten Spannungshügels gemessen. Dieses Ergebnis einer einzelnen Meßstelle ist allerdings auf mögliche Meßgenauigkeiten zurückzuführen, die gegenüberliegenden Meßstellen auf der Unterseite der Stirnplatte zeigen den erwarteten Spannungshügel (Diagramm 7). Die zugehörige Vergleichsspannung sowie auch die FEM - Vergleichsberechnung mit ANSYS weisen eine etwas ausgeprägtere Spannungskonzentration im Bereich der Schraubenachse auf. Im Diagramm 8 wurden die auf der rechten Oberseite gemessenen Spannungen den theoretischen Werten gegenübergestellt.

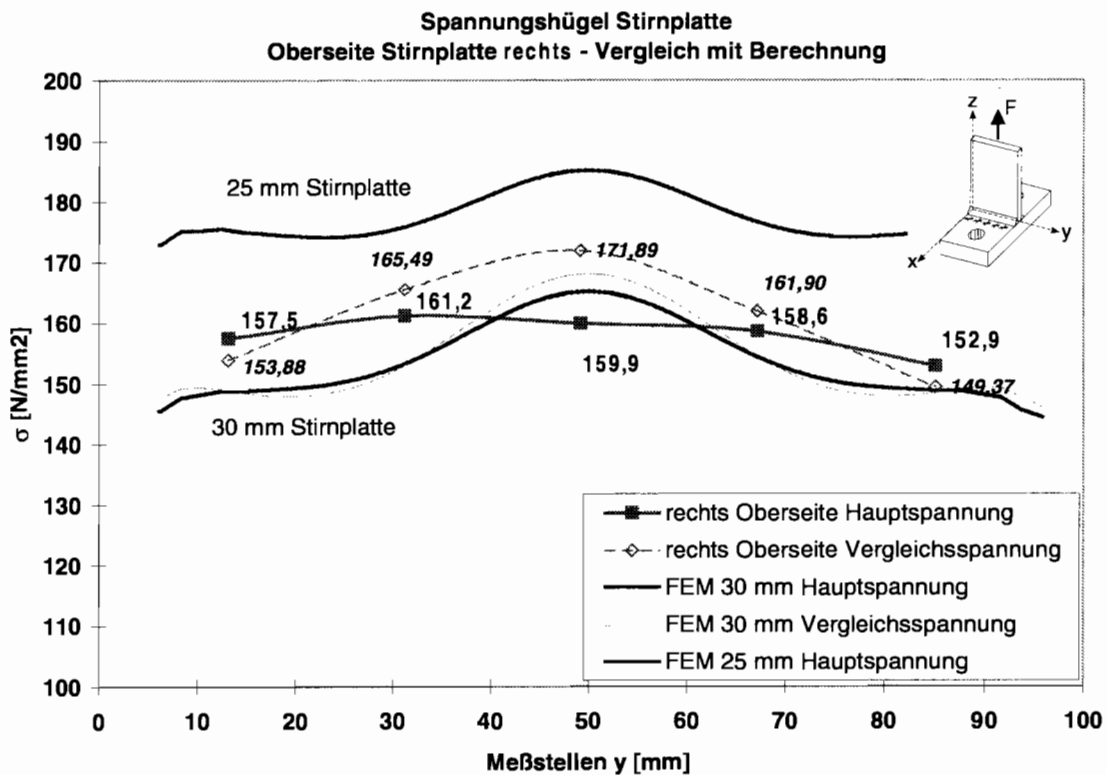


Diagramm 8: Vergleich der an der Stirnplatte gemessenen Spannungen σ_1 und σ_V und des Spannungsverlaufes im Berechnungsmodell

Die Erhöhung für die Spannungskonzentration in der Stirnplatte mit 30 mm Dicke konnte hier im Bereich der Meßstellen mit 6 % auf der sicheren Seite abgeschätzt werden. Die Berechnung ergab für die dünneren Stirnplatten mit 25 mm eine Überhöhung von ca. 4 %. Für die Auswertung der vorliegenden Ergebnisse der Dauerschwingversuche wurden diese 6 % bzw. 4 % herangezogen. Die weitere Konzentration zum Schweißnahtübergang hin wurde ohne weitere experimentelle Absicherung noch nicht angesetzt. Hier sollten zukünftige Untersuchungen im Stirnplattenbereich Aufschluß über die Übertragbarkeit dieses Wertes geben. Zu klären sind dabei auch Einflüsse der globalen Anschlußgeometrie wie Stirnplattendicke und Abstand der Schrauben. Vor allem sind in der Praxis, besonders bei Anschlüssen mit Breitflanschprofilen, Berechnungsmodelle zur Ermittlung der mittragenden Breite anzuwenden.



Zur Extrapolation der im Kerbbereich wirksamen Nennspannung erfolgte die Ermittlung des Spannungsgradienten an der Stirnplattenoberfläche.

Aus der FE-Berechnung wurden die Verläufe der maximalen Hauptspannungen für beide Modelle in der Mittelachse der Stirnplatte ermittelt und in Diagramm 9 aufgetragen. Für den Vergleich zum Berechnungsmodell mit 30 mm dicker Stirnplatte wurden die über die Plattenbreite gemittelten Werte der Meßstellen (ohne Spannungshügel) eingetragen. Aufgrund der gewählten Art der DMS konnten im direkten Schweißnahtbereich die Hauptspannungen σ_1 und σ_2 und deren Richtung gemessen werden.

Die sich aus den FE-Berechnungen ergebenden Spannungen zeigten im Bereich der Meßstellen einen annähernd linearen Verlauf, so daß sich hier die Spannungsgradienten zur Extrapolation auf den Kerbbereich ermitteln ließen. Bei der 30 mm dicken Stirnplatte zeigte sich ein flacherer Verlauf als bei der Stirnplatte mit 25 mm.

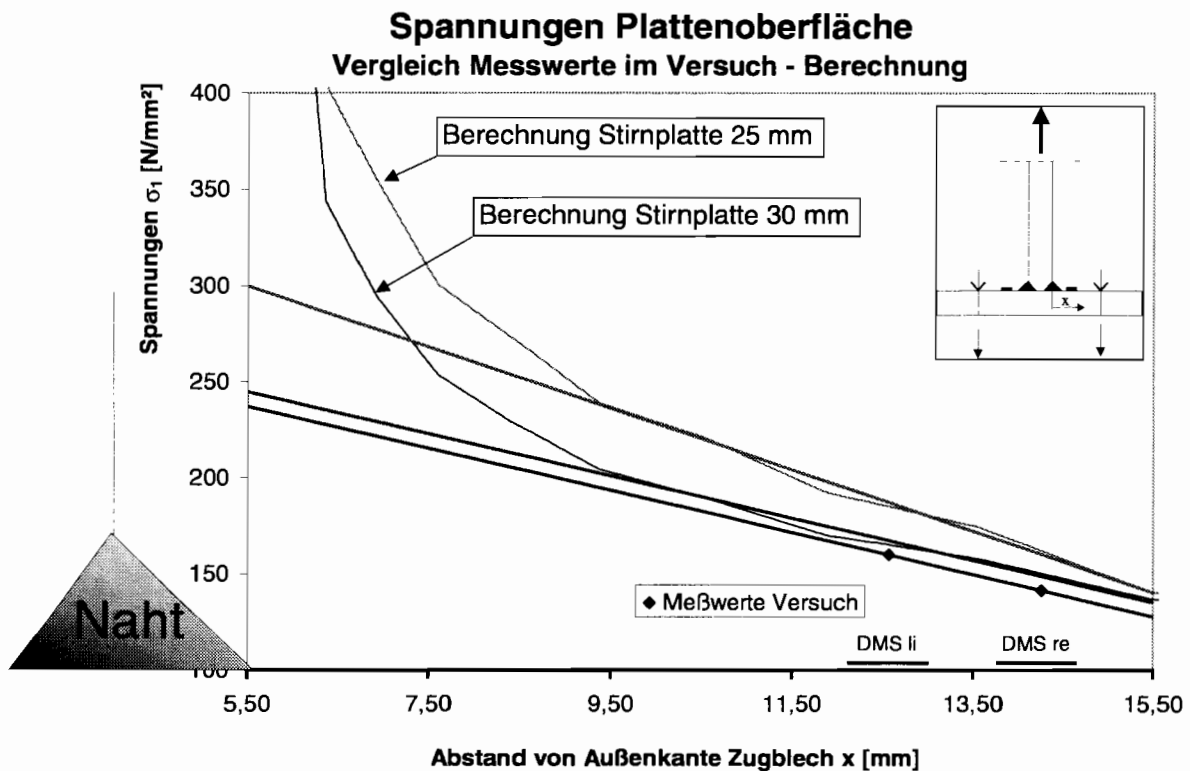


Diagramm 9: Ermittlung des Spannungsgradienten der Hauptspannung an der Stirnplattenoberfläche zur Extrapolation der im Kerbbereich wirksamen Nennspannung

Aufgrund der komplizierten Geometrie- und Lagerungsbedingungen war eine Umrechnung der maßgebenden Spannungen auf das Modell mit den dünneren Stirnplatten über das Verhältnis der Widerstandsmomente nicht möglich. Die Nennspannungen wären zu günstig und die Ergebnisse der Ermüdungsversuche lägen auf der unsicheren Seite.



Für die Versuchskörper mit 25 mm Stirnplattendicke wurden die extrapolierten Nennspannungen entsprechend der Berechnungsergebnissen als Mittelwerte über die Plattenbreite ermittelt. Die für das Modell abgeschätzte Spannungskonzentration wurde dann mit 4 % angesetzt.

Die Nennspannungen sind in den Schnitten nach Abbildung 4 ermittelt und für die erste Serie mit 30 mm Stirnplatten in Tabelle 18 eingetragen worden. Die Spalten 1,2 und 4 bezeichnen die Probe und den Ort des Bruchausgangs, Spalte 3 die zugehörige Last im Versuch. Dabei gibt die Probennummer mit dem Zusatz T oder DT Aufschluß darüber, ob die Probe T-Stück oder Teil eines Doppel-T-Stückes (I-Stück) war. Spalte 5 enthält die Spannung am Ort des Rißausgangs bei Annahme einer gleichmäßigen Spannungsverteilung über den Querschnitt. Den Maximalwert der Spannung infolge der Spannungskonzentration mit einer Erhöhung um 6 % enthält Spalte 7.

Bei der Auswertung der Geometriedaten bezüglich der Nennspannungshöhe ergaben sich durch eine geringe Unsymmetrie der Schweißnähte und der Schraubenanordnung unterschiedlich hohe Spannungen an den beiden erwarteten Rißausgangsstellen in der Stirnplatte. Die Brüche traten allerdings nicht in jedem Falle auf der Nahtseite mit der höheren Spannung auf. In diesen Fällen ist die Spannung an der ungebrochenen Kerbe in Spalte 7 kursiv dargestellt. Die maximale Spannungsdifferenz zwischen den beiden Nahtseiten betrug 7 %.

Spalte 8 enthält die Spannung am Nahtübergang zum Zugblech wiederum unter Berücksichtigung der Spannungskonzentration. Diese Spannung war bei den Proben mit 30 mm Stirnplattendicke geringfügig größer als die Spannung in der Stirnplatte.

Die Angabe der Spannung in der Nahtwurzel in Spalte 10 bezieht sich auf den Nahtquerschnitt in Spalte 9 unter Berücksichtigung der gemessenen Nahtgeometrie und der Annahme eines Wurzelspaltes von $c = 4$ mm.



Spannungsermittlung Stirnplatten 30 mm

1	2	3	4	5			6	7	8	9	10
Probe	Bruch in Versuch	Bruchlast P_0	Rißort	Nahtübergang Stirnplatte			Nahtübergang Zugblech	Nahtwurzel			
				Spannung am Riß	Spannung an ungerissener Kerbe	Spannung am Riß + 6% Spannungshügel	Spannung + 12,5% Spannungshügel	Nahtdicke DHY+ DK Summe $a_1 + a_2$	Spannung + 6% Spannungshügel		
		P_0		σ_1 Riß	σ_1 ohne Riß	σ_1 Riß+Spannh	σ_1 Zug+Spannh	a_{DHY+DK}	σ_1 W+Spannh		
		[kN]		[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[mm]	[N/mm ²]		
Ideal		240		235,29	235,29	249,41	225,00	13,60	176,47		
V		240	r	215,60	196,48	228,54	225,00	18,60	129,03		
T; 48	I/1	243	l	198,93	213,08	210,87	227,81	16,20	150,00		
DT; 5	I/2	243	r	214,65	222,51	227,53	227,81	16,10	150,93		
T; 2	I/3	243	l+r	217,80	200,50	230,86	227,81	16,90	143,79		
DT; 6	I/4	243	l	209,94	209,94	222,53	227,81	17,20	141,28		
T; 47	I/5	243	r	206,79	213,08	219,20	227,81	17,00	142,94		
DT; 3	I/6	243	r	211,51	211,51	224,20	227,81	16,70	145,51		
DT; 4	I/7	243	r	216,22	214,65	229,20	227,81	16,40	148,17		
T; 53	II/1	133	r	108,02	120,07	114,50	124,69	15,60	85,26		
DT; 8	II/2	133	r	115,76	119,20	122,71	124,69	16,50	80,61		
T; 51	II/3	133	l+r	118,34	114,04	125,45	124,69	16,50	80,61		
T; 7	II/4	133	r	114,90	114,04	121,80	124,69	17,30	76,88		
DT; 30	II/5	133	l	114,04	117,48	120,89	124,69	17,00	78,24		
DT; 29	II/6	133	l	121,79	120,07	129,09	124,69	15,70	84,71		
T; 49	III/1	103	r	92,98	88,98	98,56	96,56	16,00	64,38		
T; 50	III/2	103	l	95,65	91,65	101,39	96,56	15,80	65,19		
DT; 46	III/3	103	l	94,32	91,65	99,97	96,56	15,90	64,78		
DT; 45	III/4D	103	r+d	90,32	90,32	95,74	96,56	16,70	61,68		
T; 43	III/5	103	r	92,98	90,98	98,56	96,56	16,30	63,19		
T; 44	III/6	103	r	92,98	88,98	98,56	96,56	15,80	65,19		
DT; 22	IV/1	97	r	82,55	87,57	87,50	90,94	15,60	62,18		
T; 21	IV/2	97	l	87,57	82,55	92,82	90,94	15,60	62,18		
T; 23	IV/3	97	l	87,57	87,57	92,82	90,94	15,60	62,18		
T; 20	IV/4	97	r	85,68	85,68	90,82	90,94	15,60	62,18		
T; 24	IV/5	97	l	82,55	88,82	87,50	90,94	15,60	62,18		
T; 19	IV/6	97	r	85,06	85,68	90,16	90,94	15,60	62,18		

Tabelle 18: Spannungen in den maßgebenden Schnitten der Schweißverbindung unter Berücksichtigung der Spannungskonzentration; erste Serie

Die Nennspannungen der Proben der zweiten Serie mit 25 mm Stirnplatten sind in Tabelle 19 zusammengestellt. In dieser Serie waren die maximalen Spannungen am stirnplattenseitigen Nahtübergang bis auf einen Fall auch rißinizzierend. Die Spannungskonzentration der dünneren Stirnplatten wurden mit 4 % berücksichtigt. Die Spannungen im Zugblech erreichten hier nur etwa 80 % der Spannungen in der Stirnplatte.



Spannungsermittlung Stirnplatten 25 mm

1	2	3	4	5			6	7	8		9	10
Probe	Bruch in Versuch	Bruchlast	Rißort	Nahtübergang Stirnplatte			Nahtübergang Zugblech	Nahtwurzel				
				Spannung am Riß	Spannung an ungerissener Kerbe	Spannung am Riß + 4% Spannungshügel	Spannung + 12,5% Spannungshügel	Nahtdicke DHY+ DK Summe a _i + a _r	Spannung + 6% Spannungshügel			
		P ₀		σ ₁ Riß	σ ₁ ohne Riß	σ ₁ Riß+Spannh	σ ₁ Zug+Spannh	a _{DHY+DK}	σ ₁ W+Spannh			
		[kN]		[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[mm]	[N/mm ²]			
Ideal		173		208,60	208,60	216,94	162,19	13,60	127,21			
T; 2	I/1	173	l	192,33	185,82	200,02	162,19	15,30	113,07			
T; 1	I/2	173	l	193,95	189,07	201,71	162,19	14,90	116,11			
DT; 12	I/3	173	l	192,33	182,56	200,02	162,19	15,60	110,90			
DT; 14	I/4	173	l	192,33	187,44	200,02	162,19	15,40	112,34			
DT; 11	I/5	173	l	187,44	166,29	194,94	162,19	14,80	116,89			
DT; 13	I/6	173	l	185,82	172,80	193,25	162,19	14,40	120,14			
T; 5	II/1	123	l	142,53	137,90	148,23	115,31	15,00	82,00			
DT; 21	II/2	123	l	136,74	125,17	142,21	115,31	14,90	82,55			
T; 6	II/3	123	l	143,68	141,37	149,43	115,31	14,60	84,25			
DT; 19	II/4	123	l	136,74	124,01	142,21	115,31	15,00	82,00			
DT; 22	II/5	123	l	136,74	122,85	142,21	115,31	15,80	77,85			
DT; 20	II/6	123	l	136,74	122,85	142,21	115,31	15,70	78,34			
T; 9	III/1	109	l	130,41	118,10	135,62	102,19	15,00	72,67			
T; 10	III/2	109	l	128,35	125,28	133,49	102,19	14,50	75,17			
DT; 29	III/3	109	l	119,13	112,97	123,89	102,19	15,60	69,87			
DT; 30	III/4	109	l	122,20	116,05	127,09	102,19	15,50	70,32			
DT; 27	III/5	109	l	119,13	110,92	123,89	102,19	14,60	74,66			
DT; 28	III/6	109	r	115,02	119,13	119,62	102,19	15,00	72,67			
T; 3	IV D	93	d	103,39	101,64	107,52	87,19	15,80	58,86			
T; 4	IV D	93	d	108,64	103,39	112,98	87,19	15,00	62,00			
DT; 15	IV D	93	d	105,14	94,64	109,34	87,19	14,90	62,42			
DT; 16	IV D	93	d	103,39	95,51	107,52	87,19	15,80	58,86			
DT; 17	IV D	93	d	103,39	94,64	107,52	87,19	15,60	59,62			
DT; 18	IV D	93	d	101,64	98,14	105,70	87,19	15,90	58,49			

Tabelle 19: Spannungen in den maßgebenden Schnitten der Schweißverbindung unter Berücksichtigung der Spannungskonzentration; zweite Serie

Auffällig ist auch die Höhe der Spannungen im Nahtquerschnitt in Spalte 10, die für die Bemessung der Nahtwurzel maßgebend wären. Die Schweißnahtspannungen, berechnet mit dem für die Einzelprobe vorhandenen Querschnitt nach Abbildung 4, beträgt bei den Proben mit 30 mm Stirnplatten im Mittel 66 % der zugehörigen Bruchspannung am Nahtübergang. Bei den Proben mit 25 mm Stirnplatten sind es 57 %.

8.2 Dauerschwingversuche

8.2.1 Charakteristik des Bruchverlaufes

Sämtliche Ermüdungsbrüche traten an der Einbrandkerbe des Nahtübergangs zur Stirnplatte auf, begannen in einem Winkel von ca. 45° in der Wärmeeinflußzone und verliefen weiter in das Grundmaterial. Abbildung 47 zeigt den typischen Rißverlauf, wie er in den Proberkörpern beider Serien sichtbar wurde.

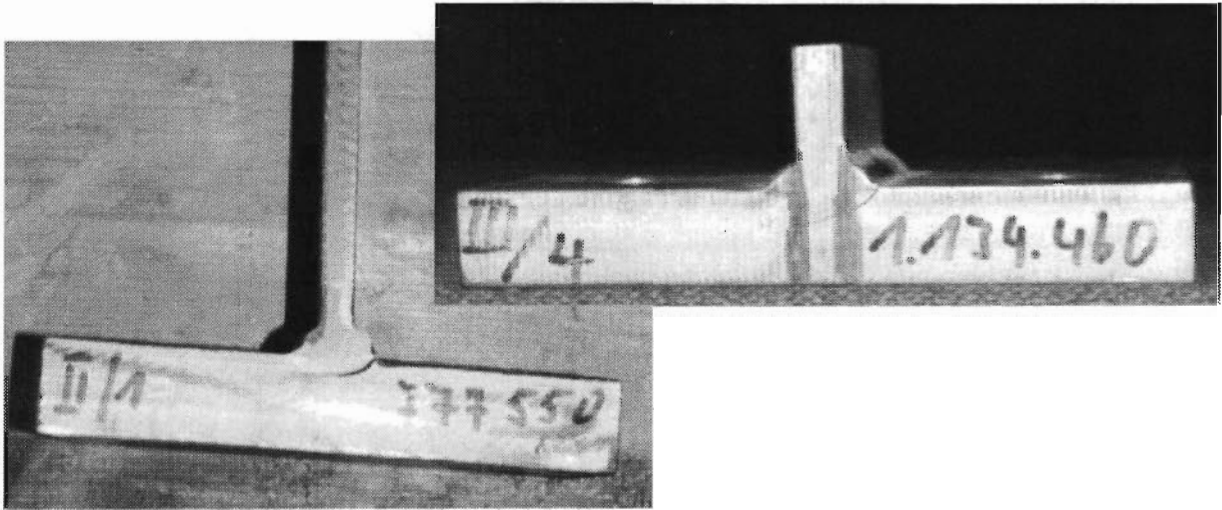


Abbildung 47: Typischer Rißverlauf an Probekörpern beider Serien

Abbildung 48 und Abbildung 49 verdeutlichen das Bruchbild und das Gefüge am Schweißnahtübergang in vergrößerter Darstellung des Feinschliffes. Mit zunehmendem Rißfortschritt ändert sich der Winkel entsprechend der im Restquerschnitt resultierenden Hauptspannungsrichtung. Der Riß ging meist von der Oberfläche in der Mitte der Stirnplatte aus, für die auch die Spannungskonzentration infolge der Schraubverbindung festgestellt werden konnte. Bei einigen Versuchen waren neben dem versagensrelevanten Bruch auf einer Seite der Verbindung ein minimaler Anriß auf der Gegenseite zu erkennen, es kam dabei aber nicht zum vollständigen Abriß des Zugbleches. Am Übergangsbereich der Schweißnaht zum Zugblech war in keinem Falle ein Anriß zu erkennen. Bei der nachträglichen Begutachtung der Proben waren auch keinerlei Auffälligkeiten im Wurzelbereich (vgl. Abbildung 50) festzustellen.

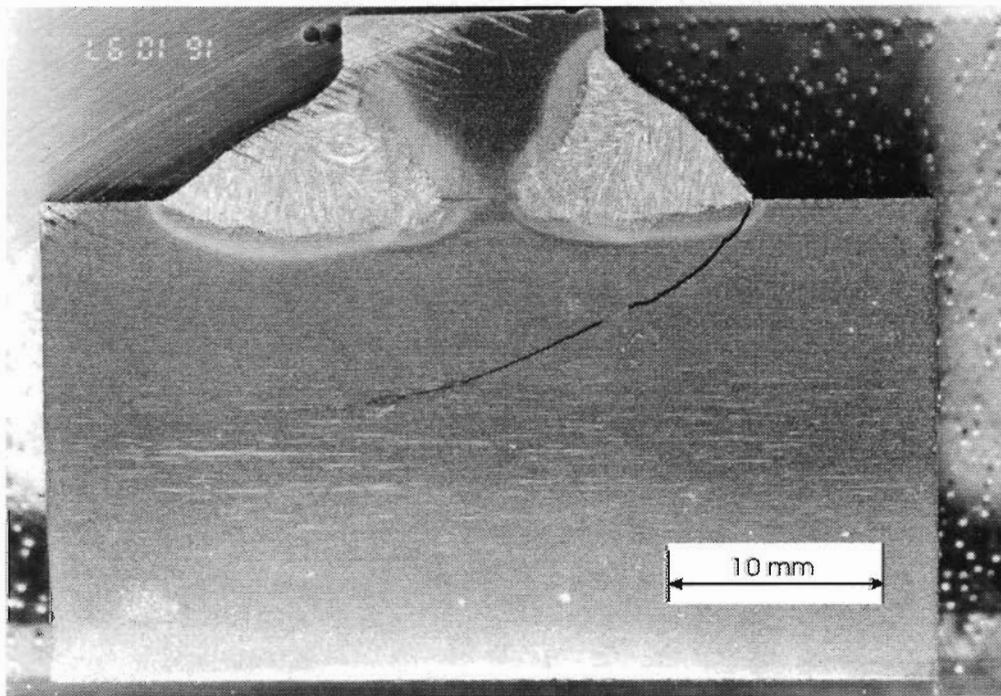


Abbildung 48: Rißverlauf in der Stirnplatte 25 mm, 3-fach vergrößert

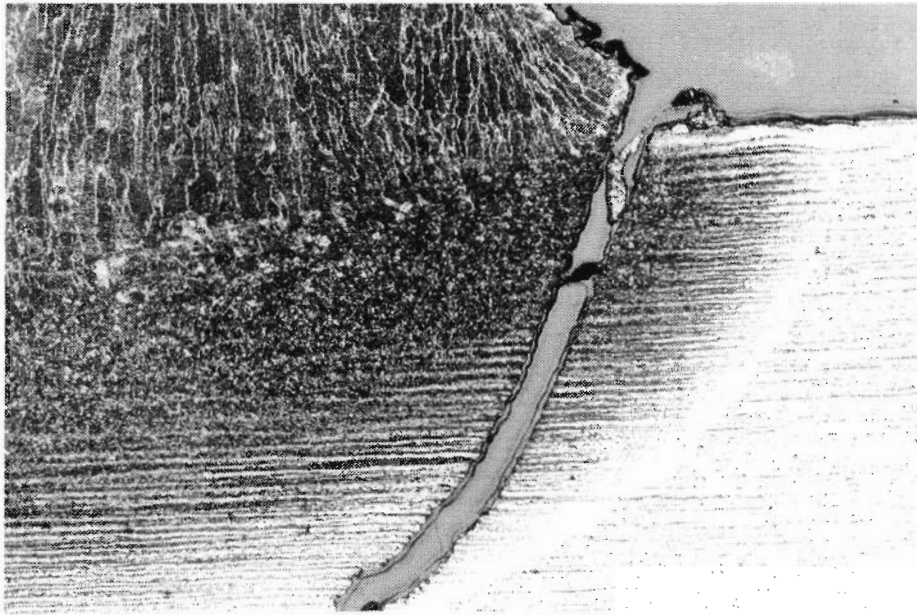


Abbildung 49: Rißverlauf, 30-fach vergrößert

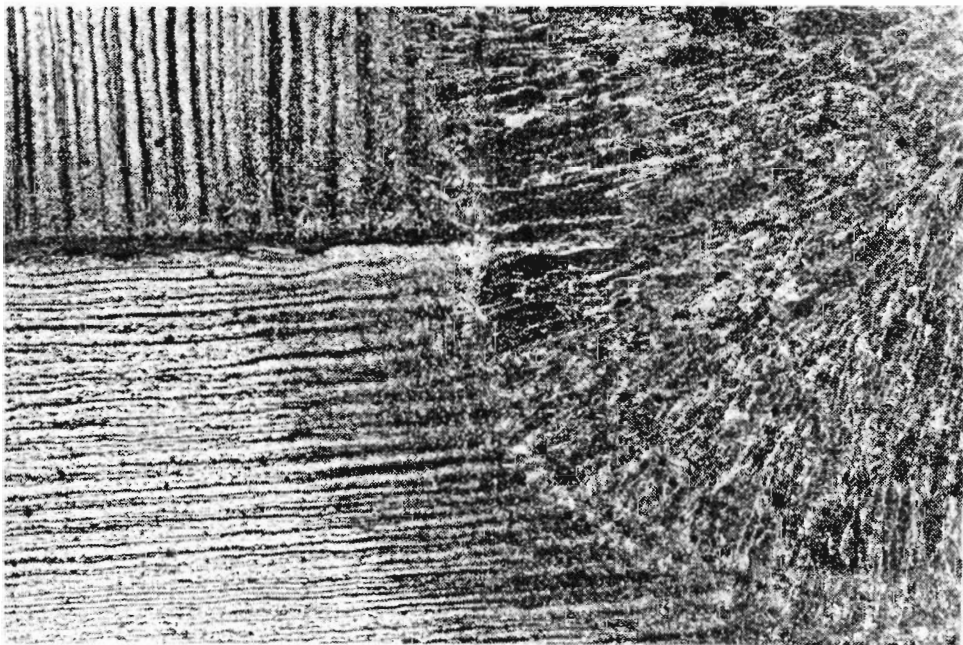


Abbildung 50: Ungeschädigter Wurzelbereich der gleichen Probe, 30-fach vergrößert

Auffällig war, daß der Ort des Rißausgangs nicht in jedem Falle identisch mit dem Ort der Maximalspannung war. Es ist davon auszugehen, daß die ungünstigere geometrische Form, die tatsächliche Größe des Kerbradius in diesen Fällen ausschlaggebend für den Rißbeginn war.



8.2.2 Ermittlung der Wöhlerlinien

Die aus den Dauerschwingversuchen unter Ansatz der nach 8.1 definierten Nennspannungen in den schwingbruchkritischen Querschnitten erhaltenen Ergebnisse sind für jede Versuchsreihe in doppellogarithmischen $\Delta\sigma$ -N-Diagrammen aufgetragen worden.

In Bezug auf die Einordnung der Versuchsergebnisse in den Eurocode 3 / 14 / waren die Wöhlerlinien für die Überlebenswahrscheinlichkeiten bei $P_{\bar{u}} = 50\%$ und $97,7\%$ zu ermitteln.

Auf der Grundlage von Versuchswerten wird die normierte Wöhlerkurve für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{u}} = 50\%$ mit der vorgegebenen Neigung von $m = 3$ ermittelt. Der Kennwert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C,50\%}$ wird bei $2 \cdot 10^6$, die Dauerfestigkeit $\Delta\sigma_{D,50\%}$ bei $5 \cdot 10^6$ Lastspielen, abgelesen. Unter Ansatz der maßgebenden Streubreite T_S bzw. der zugehörigen Standardabweichung s können die Streubänder für bestimmte Überlebenswahrscheinlichkeiten ermittelt werden. Die untere Streugerade enthält damit die charakteristischen Werte für den Ermüdungsnachweis. In aktuellen Regelwerken wird eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{u}} = 95\%$ festgelegt, die mit einer bestimmten Vertrauenswahrscheinlichkeit, im Eurocode 3 sind es 95% , abzusichern ist. Üblicherweise wird hier der Mittelwert minus zweimal der Standardabweichung angesetzt, was zu einer Überlebenswahrscheinlichkeit von etwa $P_{\bar{u}} = 97,7\%$ führt. Allerdings erfordert diese Annahme eine sichere Aussage über die Größe der anzusetzenden Standardabweichung. In den entsprechenden Regelwerken wird dazu keine Aussage gemacht. Auch die zugehörigen Mittelwerte der Ermüdungsfestigkeitslinien sind nicht angegeben. Diese Angaben müssen entweder anhand der statistischen Auswertung der Versuchsreihen gewonnen werden, was bei kleiner Probenanzahl Unsicherheiten birgt, oder als Erfahrungswerte aus anderen Quellen entnommen werden / 18, 23 /.

Auf den Mittelwert $N_m = \log N_{50\%}$ der logarithmierten Bruch-Schwingspielzahlen entfällt die Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{u}} = 50\%$. Der Mittelwert berechnet sich für n Proben zu

$$N_m = \log N_{50\%} = \frac{\sum_{i=1}^n \log N_i}{n} .$$

Als Maß für die Streuung der Versuchswerte wird die Standardabweichung s mit

$$s = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\sum_{i=1}^n \log N_i}{n} - \log N_i \right)^2}{n-1}}$$

angegeben. Untere und obere Streubandgrenze ergibt sich aus der Streuspanne, dem Verhältnis der Schwingspielzahlen für 10% und 90% Überlebenswahrscheinlichkeit

$$T_N = 1 : \frac{N_{90\%}}{N_{10\%}} .$$

Zwischen Standardabweichung s und Streuspanne T_N besteht unter der Voraussetzung, daß die Streukurve der Versuchsergebnisse im Wahrscheinlichkeitsnetz als Gerade erscheint, folgender Zusammenhang



$$s = \frac{1}{2,56} \cdot \log \frac{1}{T_N}$$

Das bedeutet, daß die untere und obere Streugrenze jeweils in einem Abstand von $1,28 \cdot s$ unter- bzw. oberhalb des Mittelwertes liegen. Der Wert 1,28 gilt für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 90 % entsprechend der Verteilungsfunktion der Gauß-Normalverteilung.

Für die Streuspanne der Spannungen T_S und deren zugehörige Standardabweichung s gilt gleiches, wobei

$$T_N = T_S^m$$

ist mit m als Neigungsexponenten der Ermüdungsfestigkeitskurve.

Die Definition der Ermüdungsfestigkeitskurven geht auf den zweiparametrischen Ansatz von Basquin zurück, der hier in der Definition nach Eurocode 3 / 14 / wiedergegeben ist.

$$\log N = \log a - m \cdot \log \Delta\sigma_R$$

Hierin ist $\Delta\sigma_R$ die Schwingbreite der Ermüdungsfestigkeit, N die Anzahl der Spannungsspiele, m die Neigung der Ermüdungsfestigkeitskurven und $\log a$ eine von Kerbfall und Neigung abhängige Konstante.

Kennzeichnender Wert der Ermüdungsfestigkeit ist die Spannungsschwingbreite für $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel. Für die vorgegebene Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{u}} = 50 \%$ wird er nach folgender Beziehung berechnet

$$\Delta\sigma_{c,50\%} = \frac{\Delta\sigma_{50\%}}{\left(\frac{2 \cdot 10^6}{N_{50\%}} \right)^{\frac{1}{m}}}$$

Dieser Wert ermöglicht den Vergleich mit Ergebnissen anderer Dauerschwingversuche und die Einordnung in verschiedene Regelwerke.

Der Neigungsexponent der Wöhlerlinie m wird nach Eurocode 3 für Längsspannungen mit $m = 3$ bzw. 5 im Bereich oberhalb $5 \cdot 10^6$ Lastspielen vorgegeben, und sollte durch die Versuchswerte bestätigt werden. Die Gültigkeit dieser Annahme war durch die Auswertung der Regressionsgeraden der Prüfhorizonte im Zeitfestigkeitsbereich zu bestätigen. Durch Verbinden von zwei Punkten für 50% Überlebenswahrscheinlichkeit im Bereich der Zeitfestigkeit ergibt sich

$$m = \frac{\Delta \log N}{\Delta \log \sigma_A} = \tan \alpha$$

Für die erste Serie wurde schon anhand der ersten beiden Horizonte ein Neigungsexponent von $m = 3,02$ gefunden. Genauere Aussagen wurden in der zweiten Serie bei Berücksichtigung des Prüfhorizontes III möglich. Da in der zweiten Serie auf diesem Niveau noch keine Durchläufer auftraten, erschien die Einbeziehung in die Auswertung sinnvoll.

In Tabelle 20 sind die anhand der Prüfhorizonte I, II und III (für Serie 2) für $P_{\bar{u}} = 50 \%$ wie folgt ermittelten Neigungsexponenten m wiedergegeben:



		Lastspielzahl N für Prüfhorizont			Neigungs- exponent
		I	II	III	m
Serie 1	Spannung [N/mm ²]	223,48	122,41		
	N _{50%} (Lastspiele P _ü = 50 %)	205.361	1.237.714		3,02
Serie 2	Spannung [N/mm ²]	198,33	144,42	127,27	
	N _{50%} (Lastspiele P _ü = 50 %)	355.889	1.138.977	1.232.983	3,06

Tabelle 20: Ermittlung des Neigungsexponenten m der Wöhlerlinien der Serien 1 und 2 anhand der Versuchsergebnisse

Die Auswertung der drei Prüfhorizonte bestätigt die Festlegung des Neigungsexponenten für stark gekerbte Bauteile mit $m = 3$ in den Regelwerken. Zur Einordnung der Ergebnisse in Ermüdungsfestigkeitskurven nach Eurocode 3 / 14 / wurden die Berechnungen jedoch einheitlich mit $m = 3$ für Lastspielzahlen bis $5 \cdot 10^6$ durchgeführt.

Statistisches Verfahren zur Auswertung der Versuchsergebnisse

Die Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit erfolgte anhand des von Haibach in / 23 / vorgeschlagenen statistischen Auswerteverfahrens. Bei der Auswertung der Versuchsergebnisse wurde von der Gaußschen Normalverteilung der logarithmierten Zufallsvariablen ausgegangen.

Zur statistischen Belegung der Ergebnisse (im Zeitfestigkeitsbereich) wurde die Auswertung im Gaußschen Wahrscheinlichkeitsnetz herangezogen und eine geeignete Schätzfunktion für die Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\bar{u}}$ nach Rossow / 54 / gewählt.

Jedem Versuchswert wird dabei eine Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\bar{u}}$ zugeordnet. Die ertragenen Schwingspielzahlen N_j der n Versuche werden nach der Größe geordnet mit einer Ordnungszahl j versehen. Die zugeordnete Überlebenswahrscheinlichkeit ergibt sich zu $P_{\bar{u}} = \frac{3j-1}{3n+1}$.

Für die betrachteten Spannungshorizonte lassen sich die Schwingspielzahlen für $P_{\bar{u}} = 90\%$, 50% und 10% anhand der Regressionsgeraden abschätzen. Eine ideale Gaußsche Normalverteilung der Versuchsergebnisse ergäbe im Häufigkeitsnetz Punkte auf einer Geraden. Abweichungen treten allerdings gerade auf Prüfhorizonten am Übergang zur Dauerfestigkeit auf.

Die Auftragung im Wahrscheinlichkeitsnetz (je Beanspruchungshorizont) ist für die Serie 1 mit 30 mm Stirnplatten im Diagramm 10 ausgewiesen. Die Versuchsergebnisse des Prüfhorizontes III zeigen größere Abweichungen von der Regressionsgeraden mit einer großen Streuspanne von $T_N = 1:2,94$. Die Ursache dafür wird in dem Durchläufer gesehen, der als sogenannter Ausreißer auf diesem Niveau in die Auswertung einbezogen wurde. Die angegebenen Lastspielzahlen sind daher mit gewissen Unsicherheiten behaftet. Wird der Ausreißer vernachlässigt, ergibt sich die als Niveau 3 korrigiert gekennzeichnete Verteilung mit einer vergleichsweise geringen Streuung von $T_N = 1:1,55$.

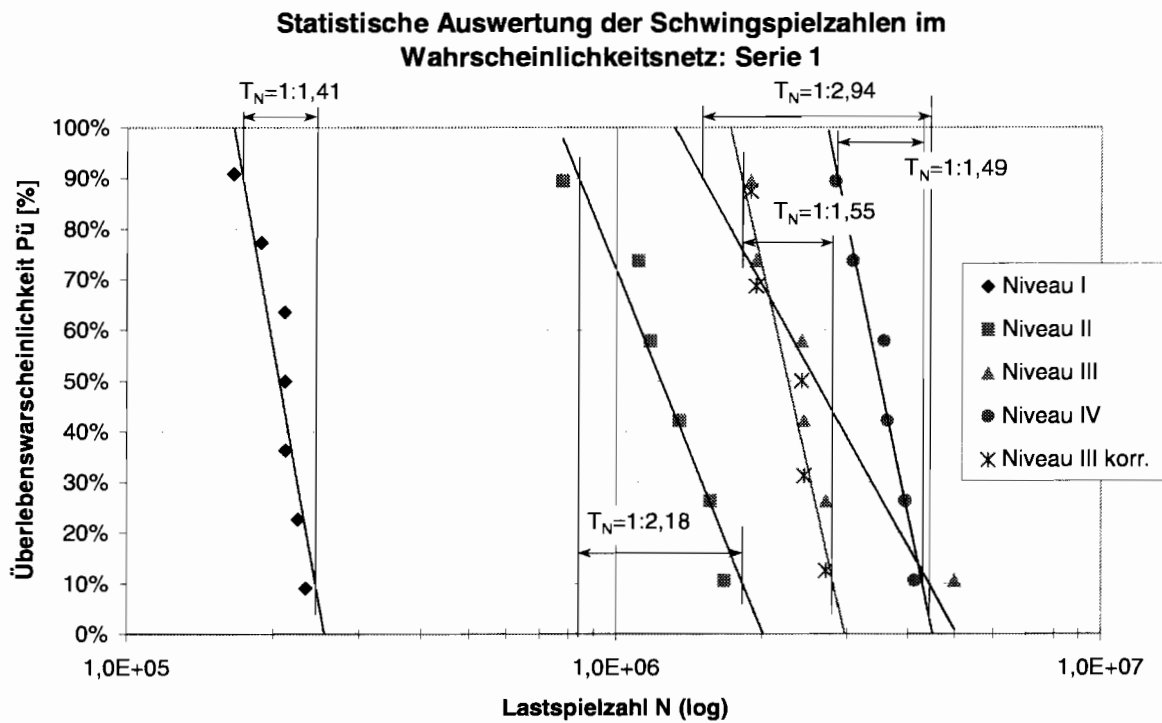


Diagramm 10: Statistische Auswertung der Schwingspielzahlen im Wahrscheinlichkeitsnetz für Serie 1

Diagramm 11 zeigt die entsprechende Auswertung für die Serie 2 mit 25 mm Stirnplatten. Hier fällt auf, daß die Niveaus II und III sehr dicht beieinander liegen. Auf dem Niveau IV waren bei einer Grenzlastspielzahl von $5 \cdot 10^6$ nur Durchläufer festzustellen, so daß eine statistische Auswertung dieses Niveaus entfiel.

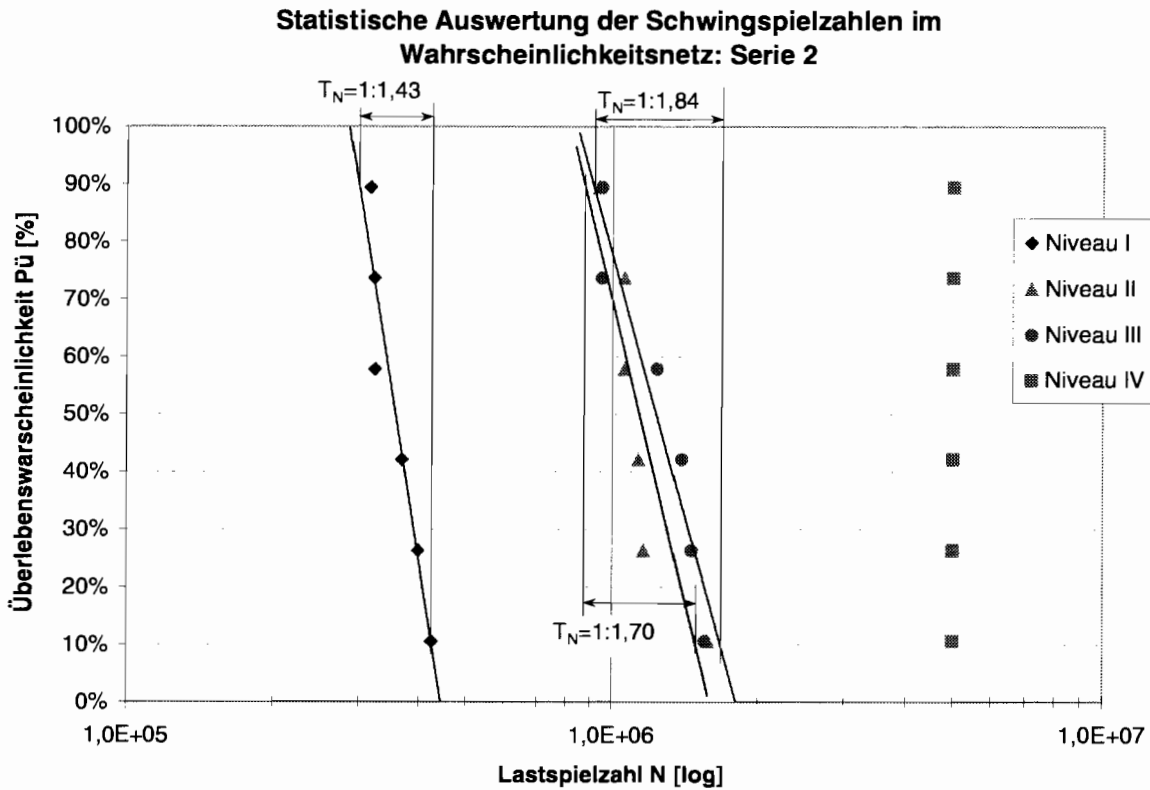


Diagramm 11: Statistische Auswertung der Schwingspielzahlen im Wahrscheinlichkeitsnetz für Serie 2

Für die statistische Absicherung der Streubänder wird die Gesamtheit der Versuchsergebnisse betrachtet. Berechnet wird der vertikale Abstand jedes Versuchspunktes von der Mittellinie des Streubandes. Die Ergebnisse werden zusammenfassend im Wahrscheinlichkeitsnetz in bezogener Form dargestellt. Der Bezugswert $\Delta\sigma_{a,50\%}$ wird mit dem jeweiligen Kennwert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C,50\%}$ aus der normierten Wöhlerlinie berechnet mit:

$$\Delta\sigma_{a,50\%} = \frac{\Delta\sigma_{C,50\%}}{\left(\frac{N_i}{N_{C,50\%}}\right)^{\frac{1}{m}}}$$

Dabei ist $\Delta\sigma_{a,50\%}$ die Spannungsschwingbreite an der Mittellinie der Streubandes (mit der Neigung $m = 3$) für die Spannungsspielzahl N_i , die unter der die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{ai}$ des Einzelversuches ertragen wurde. In / 23 / wird empfohlen, die Ergebnisse des Kurzzeitfestigkeitsbereiches und Durchläufer nicht zu berücksichtigen. Im Wahrscheinlichkeitsnetz mit bezogener Darstellung der Spannungsschwingbreite in der Form

$$\frac{\Delta\sigma_{ai}}{\Delta\sigma_{a,50\%}}$$

ergibt sich bei optimal ausgemittelter Lage des normierten Wöhlerlinienstreubandes für die Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{u}} = 50\%$ ein Wert von



$$\frac{\Delta\sigma_{ai}}{\Delta\sigma_{a,50\%}} = 1$$

und wurde im Diagramm 12 mit einem Wert von 1,006 mit guter Näherung erreicht.

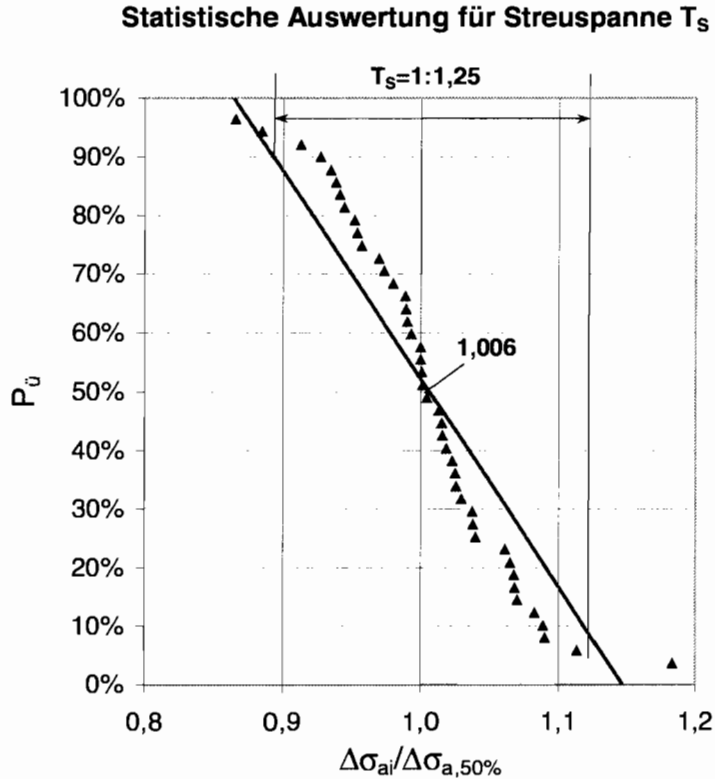


Diagramm 12: Statistische Auswertung der Streuspannen T_S zum Ableiten der Wöhlerlinienstreubänder

Für die auf die beschriebene Weise statistisch ausgewerteten Versuchsergebnisse beider Serien ergibt sich nunmehr eine Streuspanne zwischen $P_u = 90\%$ und $P_u = 10\%$ von $T_S = 1:1,25$ mit einer Standardabweichung von $s = 0,038$ aus

$$s = \frac{1}{2,56} \cdot \log(1/T_S).$$

Der Vergleich mit Erfahrungswerten von im Stahlbau üblichen Streuspannen für Schweißverbindungen aus Baustahl zusammengefaßt von Haibach in / 23 / zeigt eine gute Übereinstimmung. Für fachgerechte Schweißverbindungen aus Baustahl, unter einheitlichen Bedingungen ausgeführt werden Streuspannen von $T_N = 1:2,5$ mit einer Standardabweichung von $s = 0,155$, bzw. $T_S = 1:1,3$ mit $s = 0,0445$ angegeben. Bei betriebsüblichen Bedingungen ist mit Streuspannen von $T_N = 1:3,0$ mit einer Standardabweichung von $s = 0,222$, bzw. $T_S = 1:1,45$ mit $s = 0,063$ zu rechnen.

Die Streuspanne des einheitlichen Wöhlerlinienstreubandes nach / 18 / wird mit $T_S = 1:1,5$ und einer Standardabweichung von $s = 0,069$ angegeben. Ausgehend von dieser verhältnismäßig großen Streuung sind in Tabelle 22 die charakteristischen Werte der Ermüdungsfestigkeit



$\Delta\sigma_{C,97,7\%}$ bei $2 \cdot 10^6$ Lastspielen für eine einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{u}} = 97,7\%$ vergleichsweise angefügt.

Im Vergleich zu den vorgenannten Erfahrungswerten erscheint die Auswertung damit als ausreichend abgesichert.

Tabelle 21 dokumentiert die Auswertung der einzelnen Prüfhorizonte der Versuchsserien. Für jedes Niveau wurden die spannungsbezogene Standardabweichung s , die Streuspannen T_N und T_S ermittelt. Mit $\Delta\sigma_{C,50\%}$ ist der Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Lastspielen für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{u}} = 50\%$ angegeben. Die Auswertung der einzelnen Versuchsserien ist in der jeweils letzten Zeile der Serie hervorgehoben.

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Serie	Niveau	Stirnplatten-dicke	Proben-anzahl	Spannung (max. Sannungs-konzentration)	Lastspiel-zahl bis Bruch	Standard-abweichung (Spannung)	Streu-breite (Span-nung)	Streu-breite (Last-spiele)	Ermüdungs-festigkeit bei $2 \cdot 10^6$ LSP
		d		$\Delta\sigma_{a,50\%}$	$N_{50\%}$	s	T_S	T_N	$\Delta\sigma_{c,50\%} (m=3)$
		[mm]		[N/mm ²]					[N/mm ²]
1	I	30	7	223,5	205.361	0,019	1:1,122	1:1,412	104,7
	II	30	6	122,4	1.237.714	0,044	1:1,296	1:2,177	104,3
	III	30	6	98,8	2.577.889	0,061	1:1,432	1:2,935	107,5
	IV	30	6	90,3	3.498.465	0,023	1:1,143	1:1,493	108,8
	III (k)	30	5	98,8	2.257.621	0,025	1:1,157	1:1,549	97,6
1	I-IV	30	25			0,043	1:1,29	1:2,16	106,0
2	I	25	6	198,3	355.889	0,020	1:1,125	1:1,425	111,6
	II	25	6	144,4	1.138.977	0,030	1:1,193	1:1,699	119,7
	III	25	6	127,3	1.232.983	0,034	1:1,225	1:1,838	108,3
	IV	25	6	108,4	5.000.000				
2	I-IV	25	24			0,032	1:1,21	1:1,75	111,0

Tabelle 21: Ergebnisse der Dauerschwingversuche der Serien 1 und 2, Streuspannen T_S und T_N , spannungsbezogene Standardabweichung s , Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C,50\%}$ bei $2 \cdot 10^6$ Lastspielen

Die Streuspanne des Niveaus III der Serie 1 läßt sich durch die oben genannte Korrektur bis auf $T_S = 1:1,157$ mit einer Standardabweichung von $s = 0,025$ senken, bei der Auswertung der Gesamtstreuung wurde allerdings das vollständige Niveau III herangezogen.

In Tabelle 22 sind entsprechend den Ergebnissen der statistischen Auswertung der Gesamtheit der Versuchsserien die Streuspannen T_S und T_N , die spannungsbezogene Standardabweichung s , die Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C,50\%}$ bei $2 \cdot 10^6$ Lastspielen und $\Delta\sigma_{C,97,7\%}$ für beide Serien angegeben.



1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Serie	Niveau	Stirnplatten- dicke	Proben- anzahl		Standard- abweichung (Spannung)	Streubreite (Spannung)	Streubreite (Lastspiele)	Ermüdungs- festigkeit bei $2 \cdot 10^6$ LSP (m=3)	
		d			s	T_S	T_N	$\Delta\sigma_{C,50\%}$	$\Delta\sigma_{C,97,7\%}$
		[mm]						[N/mm ²]	[N/mm ²]
1	I-IV	30	25	Versuch	0,038	1:1,253	1:1,966	106,0	88,9
				Erfahrung	0,069	1:1,50		106,0	77,2
2	I-IV	25	24	Versuch	0,038	1:1,253	1:1,966	111,0	93,1
				Erfahrung	0,069	1:1,50		111,0	80,9

Tabelle 22: Ergebnisse der Dauerschwingversuche der Serien 1 und 2 bei Auswertung der Gesamtheit der Versuchsergebnisse im Vergleich zu Erfahrungswerten / 23 /, Streuspannen und Standardabweichung

Ausgehend von dem Kennwert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C,50\%}$ für $P_{\bar{u}} = 50\%$ aus der normierten Wöhlerlinie bei $2 \cdot 10^6$ Lastspielen kann für die Versuchsserie mit 30 mm Stirnplatten auf den charakteristischen Wert für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von etwa $P_{\bar{u}} = 97,7\%$ geschlossen werden.

$$\Delta\sigma_{C,50\%} = 106 \text{ N/mm}^2$$

$$\Delta\sigma_{C,97,7\%} = 10^{\log(\Delta\sigma_{C,50\%}) - 2s} = 88,9 \text{ N/mm}^2$$

Für eine ungünstig abgeschätzte Streuspanne von $T_S = 1,5$ mit einer Standardabweichung von $s = 0,069$ ergibt sich noch ein Wert von $\Delta\sigma_{C,97,7\%} = 77,2 \text{ N/mm}^2$.

Die Auswertung für die 25 mm Stirnplatten ergab

$$\Delta\sigma_{C,50\%} = 111 \text{ N/mm}^2$$

$$\Delta\sigma_{C,97,7\%} = 10^{\log(\Delta\sigma_{C,50\%}) - 2s} = 93,1 \text{ N/mm}^2$$

Auch hier kann für eine Streuspanne von $T_S = 1,5$ mit einer Standardabweichung von $s = 0,069$ noch ein Wert von $\Delta\sigma_{C,97,7\%} = 80,9 \text{ N/mm}^2$ angegeben werden.

Die vollständigen Versuchsergebnisse mit dem Streuband der Überlebenswahrscheinlichkeiten sind in Diagramm 13 für die erste Serie mit Stirnplatten der Dicke 30 mm aufgetragen.

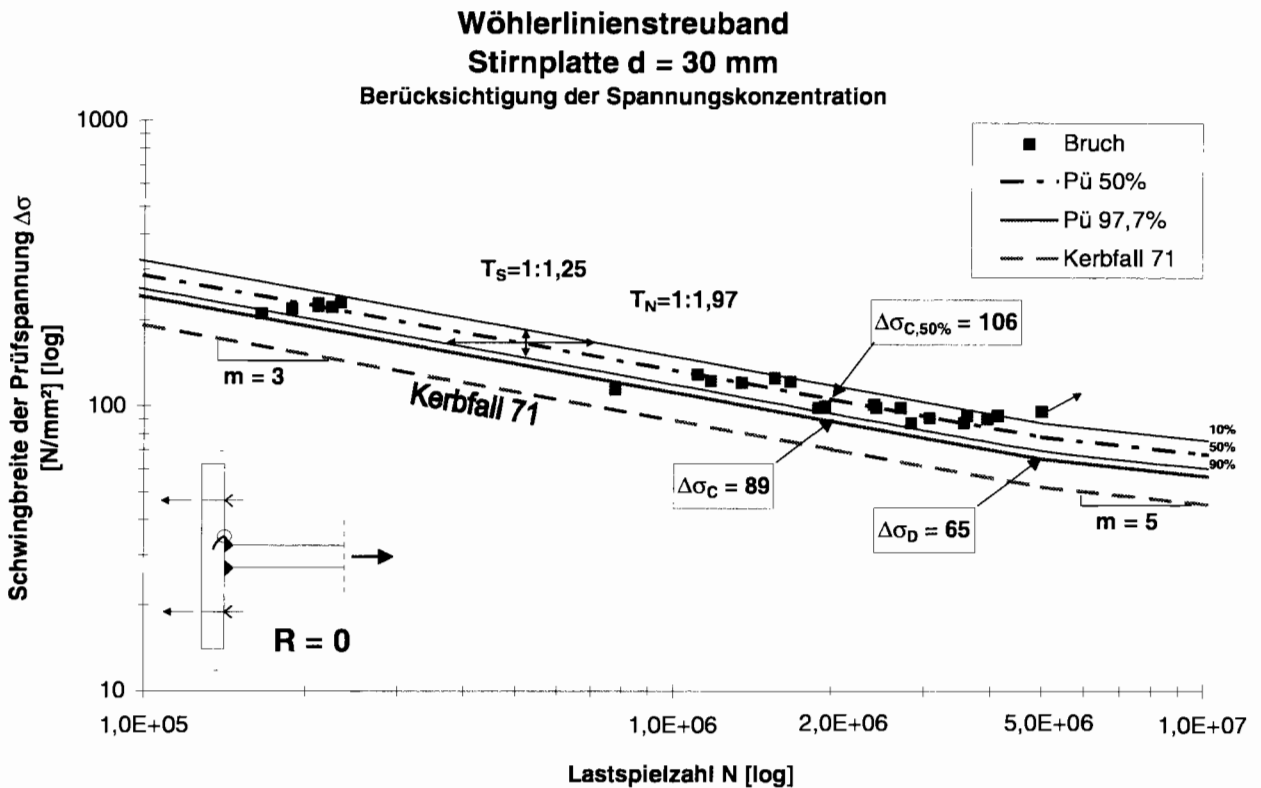


Diagramm 13: Wöhlerlinienstreuband Serie 1: Stirnplatten d = 30 mm mit Berücksichtigung der Spannungskonzentration in der Stirnplatte

Bei einer Streuspanne von $T_S = 1:1,25$ und der Standardabweichung von $s = 0,038$ ergibt sich für die Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{i}} = 97,7\%$ der Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Spannungsspielen zu einer Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma_C = 89 \text{ N/mm}^2$, die Dauerfestigkeit kann dann bei $5 \cdot 10^6$ Spannungsspielen mit $\Delta\sigma_D = 65 \text{ N/mm}^2$ angegeben werden.

Zum Vergleich ist im Diagramm die zur Kerbgruppe 71 gehörende Ermüdungsfestigkeitskurve eingetragen. Das Streuband der Versuchswerte liegt weit oberhalb der Vergleichskurve für den Kerbfall 71, was die Einstufung der Verbindungsart mindestens in diese Kategorie bzw. sogar in Kerbfall 80 rechtfertigen würde.

Die Versuchsergebnisse der zweiten Serie mit Stirnplatten der Dicke 25 mm mit dem Streuband der Überlebenswahrscheinlichkeiten zeigt Diagramm 14. Der Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Spannungsspielen ergibt sich zu einer Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma_C = 93 \text{ N/mm}^2$, die Dauerfestigkeit kann dann bei $5 \cdot 10^6$ Spannungsspielen mit $\Delta\sigma_D = 69 \text{ N/mm}^2$ angegeben werden.

Zum Vergleich ist im Diagramm wieder die zur Kerbgruppe 71 gehörende Ermüdungsfestigkeitskurve eingetragen.

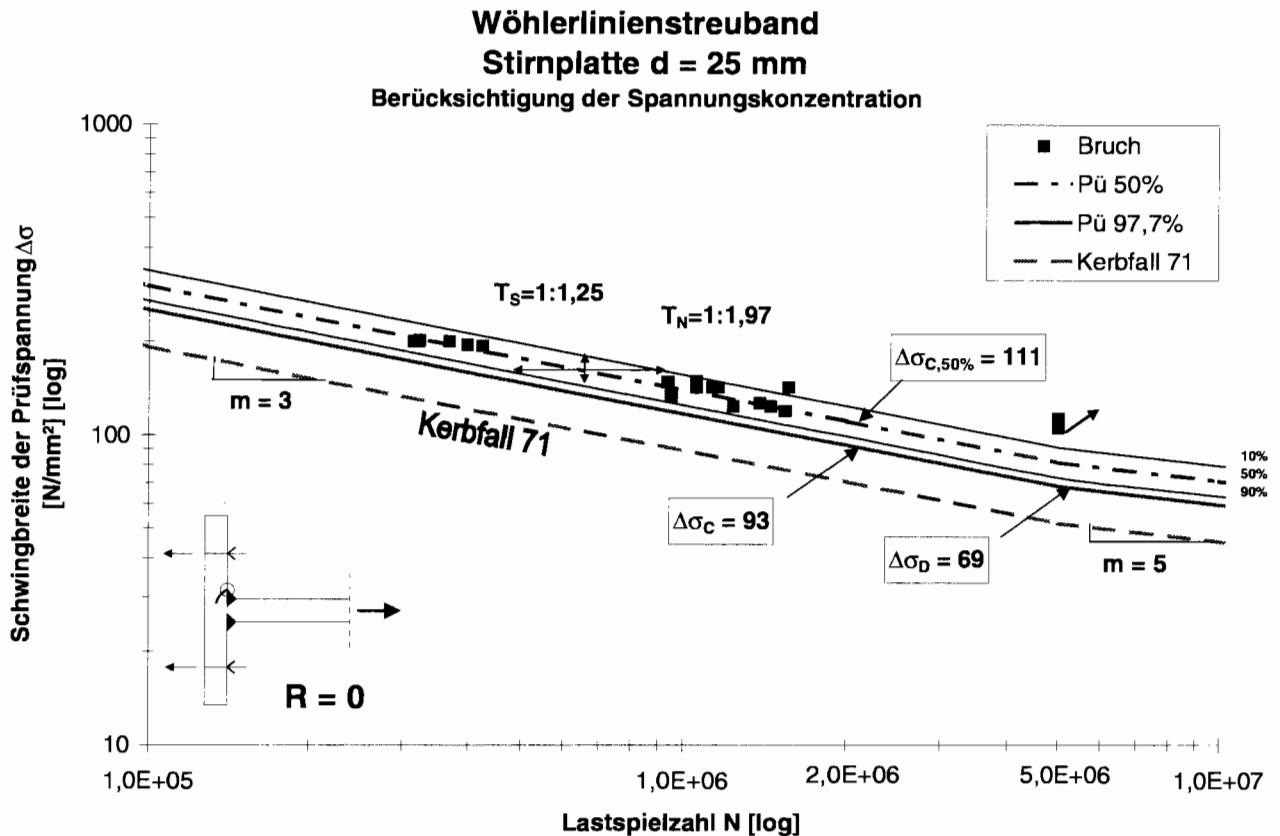


Diagramm 14: Wöhlerlinienstreuband Serie 2: Stirnplatten d = 25 mm mit Berücksichtigung der Spannungskonzentration in der Stirnplatte

Noch günstiger als bei 30 mm Platten fällt das Ergebnis für die Verbindung mit den dünneren Stirnplatten aus. Eine Einstufung in den Kerbfall 71 oder sogar in den nächsthöheren Kerbfall 80 erscheint hier gerechtfertigt.

Wanddickeneinfluß

Die Berücksichtigung des Wanddickeneinflusses erfolgt im Eurocode 3 / 14 / mit

$$\Delta\sigma_{R,t} = \Delta\sigma_R (25/t)^{0,25}$$

für Bleche mit Wanddicken $t > 25$ mm.

Auf die Mittelwerte der Ermüdungsfestigkeiten bezogen ergibt sich ein Verhältnis der Versuchsergebnisse von 1:0,954 (1:106/111). Es ergibt sich exakt der gleiche Wert wie aus der Regelung des Wanddickeneinflusses in den aktuellen Normen hervorgeht.

Damit bestätigt sich der Ansatz mit der vierten Wurzel der Wanddickenverhältnisse $1:(25/30)^{0,25} = 1:0,955$.

Wird das Ergebnis der ersten Versuchsreihe mit Stirnplatten der Dicke $t = 30$ mm diesbezüglich neu bewertet, kann die Ermüdungsfestigkeit angegeben werden mit:



$$\Delta\sigma_R = \frac{\Delta\sigma_{R,t}}{(25/t)^{0,25}} = \frac{89}{(25/30)^{0,25}} = \frac{89}{0,955} = 93 \text{ N/mm}^2.$$

Eine Einstufung des T-Stoßes mit Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht in den Kerbfall 80 erscheint selbst bei Berücksichtigung einer größeren Streuung als gerechtfertigt.

Bei Betrachtung der Spannungen im Schweißnahtquerschnitt, die bezüglich des Rißausganges in der Nahtwurzel in den aktuellen Regelwerken mit der niedrigsten Ermüdungsfestigkeit, Kerbfall 36*, eingestuft werden, fiel auf, daß sie im Bereich der Ermüdungsfestigkeit des Nahtüberganges höher waren, als ihre Einstufung es zulassen würde.

Bezogen auf das im Versuch ermittelte Niveau der Ermüdungsfestigkeit des bruchbestimmenden stirnplattenseitigen Nahtüberganges, der sich als maßgebend für die Bewertung der gesamten Verbindung erwies, lag die Spannung, die wiederum für die Wurzelbemessung maßgebend wäre, bei der Verbindung mit 30 mm Stirnplatten bei ca. 66 % und bei 25 mm Stirnplatten bei ca. 57 % der Spannung am Nahtübergang. Daraus ergibt sich, daß der Nahtquerschnitt Spannungen von $\Delta\sigma_C = 89 \cdot 0,66 = 59 \text{ N/mm}^2$ bzw. von $\Delta\sigma_C = 93 \cdot 0,57 = 53 \text{ N/mm}^2$ ohne Bruch ertragen haben muß. Die Ermüdungsfestigkeit der Nahtwurzel wäre für die vorliegende Verbindungsart somit wesentlich günstiger zu bewerten. Eine Einstufung in Kerbfall 50 erscheint aufgrund der Versuchsergebnisse gerechtfertigt.

Auswertung der Versuchsergebnisse in Bezug auf den Wöhlerlinienkatalog / 18 /

Im Zugblech der untersuchten Verbindung wurde ein ausgeprägter Spannungshügel festgestellt. Der Maximalwert am Schweißnahtübergang wurde durch eine Extrapolation über die Meßstellen im Zugblech bestimmt und liegt 12,5 % über dem Mittelwert bei gleichmäßiger Spannungsverteilung. Bei Berücksichtigung dieses Maximalwertes liegen die Nennspannungen im Zugblech der ersten Versuchsserie mit Stirnplatten der Dicke 30 mm etwa in der gleichen Größenordnung wie die Nennspannungen in der Stirnplatte, bzw. sind etwa 2 % größer. Die Spannungen im Zugflansch der Versuchskörper mit 25 mm Plattendicke betragen im Mittel 80 % der Spannungen in der Stirnplatte.

In Tabelle 18 und Tabelle 19 sind die Ergebnisse der Spannungsermittlung gegenübergestellt.

Da der Bruch in allen Versuchen am Nahtübergang zur Stirnplatte auftrat, wird deutlich daß der Bruch im Übergang zum Zugblech bei der untersuchten Verbindungsart wesentlich günstiger einzustufen ist. Zur Verdeutlichung und zum Vergleich mit den Angaben des Wöhlerlinienkataloges / 18 / wurden die Ergebnisse beider Serien in die Wöhlerkurve für den im Schweißzustand belassenen Kreuzstoß mit Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht für $R = 0$ eingetragen.

Die Spannungen beziehen sich beim Kreuzstoß mit Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht ausschließlich auf den Querschnitt des Zugbleches, auch wenn der Schwingbruch bevorzugt von der Wurzel ausging. Brüche im Nahtübergang zum Zugblech wurden nur vereinzelt bei geringen Wurzelspaltbreiten festgestellt. Beim im Schweißzustand belassenen Kreuzstoß mit Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht für $R = 0$ beträgt der Wöhlerlinien-Stützwert bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 50 % $\sigma_{A,50\%} = 50 \text{ N/mm}^2$, was einer Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma_{A,50\%} = 100 \text{ N/mm}^2$ gleichkommt. Für den Rißbeginn am Nahtübergang zum Zugblech kann



der Kreuzstoß mit Doppel-HV-Naht mit Doppelkehlnaht für $R = 0$ mit dem Stützwert von $\sigma_{A,50\%} = 67 \text{ N/mm}^2$, der Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma_{A,50\%} = 134 \text{ N/mm}^2$, als Schwingfestigkeitskennwert herangezogen werden.

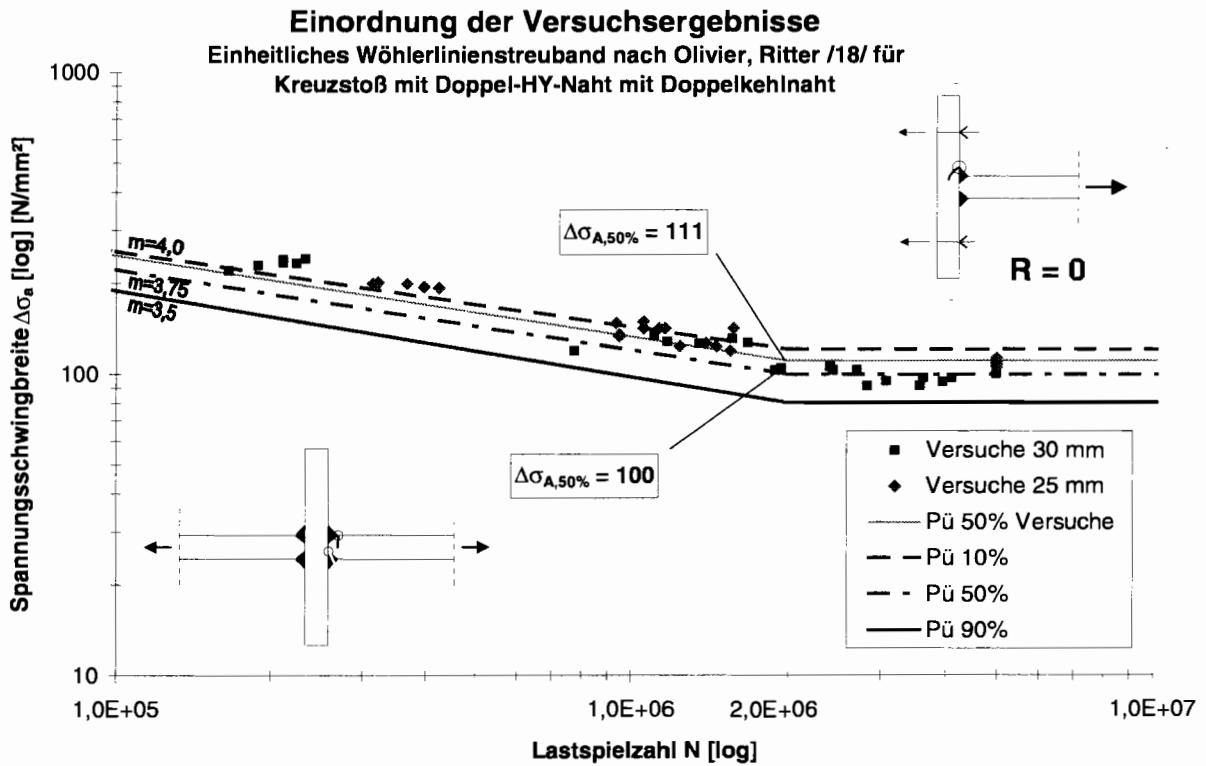


Diagramm 15: Vergleich der Versuchsergebnisse mit dem Wöhlerlinienstreuband des im Schweißzustand belassenen Kreuzstoßes mit Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht für $R = 0$ nach / 18 / (Darstellung bezogen auf die Spannungsschwingbreite)



8.3 FEM - Analysen

Die Spannungsverteilung des Grundmodells gibt einen ersten Überblick über die Beanspruchung der gesamten Verbindung. In den folgenden Contour-Plots wird die Spannungskonzentration im Bereich der Mittelachse deutlich. Abbildung 51 zeigt den Hauptspannungsverlauf des Grundmodells mit 30 mm Stirnplatten und Wurzelkerbe unter der Zugbeanspruchung von 200 N/mm² im Zugflansch.

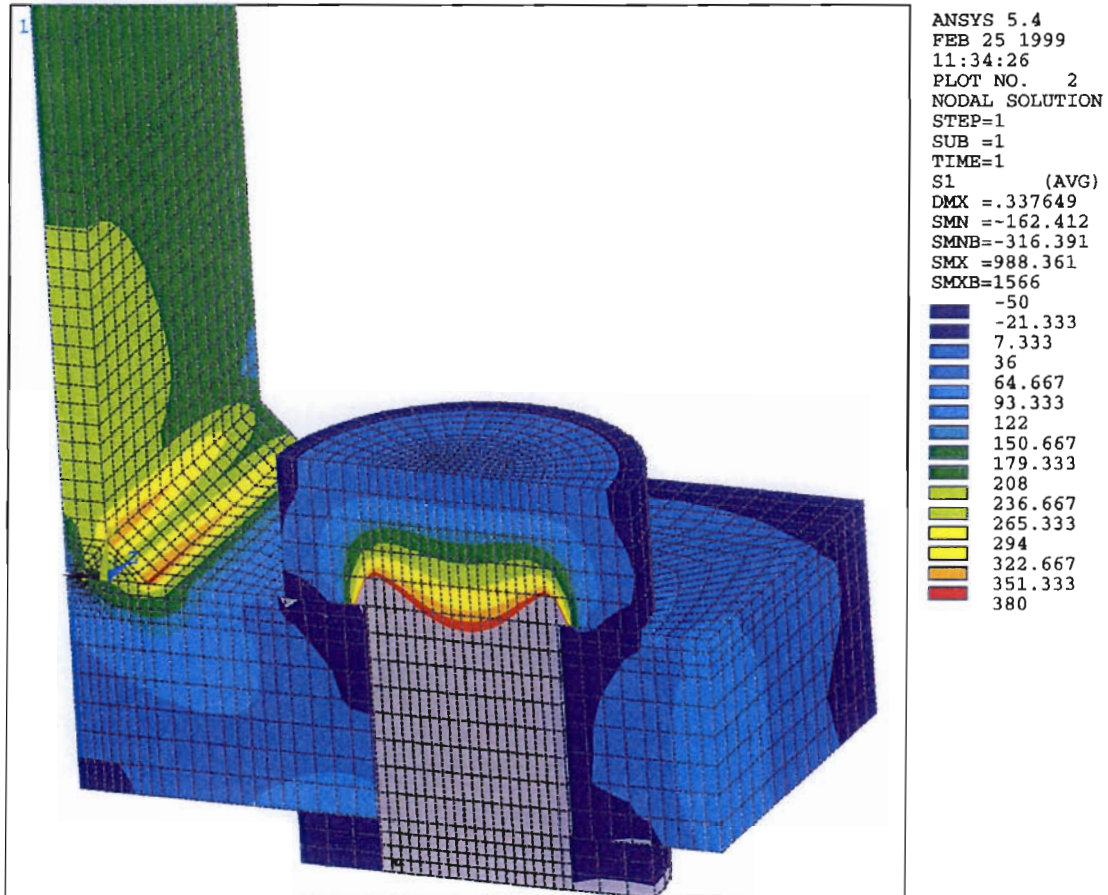


Abbildung 51: Hauptspannungsverlauf am Grundmodell mit Wurzelkerbe, Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht

Abbildung 52 zeigt den Vergleichspannungsverlauf des Grundmodells mit Wurzelkerbe unter der Zugbeanspruchung im Flansch von 200 N/mm².

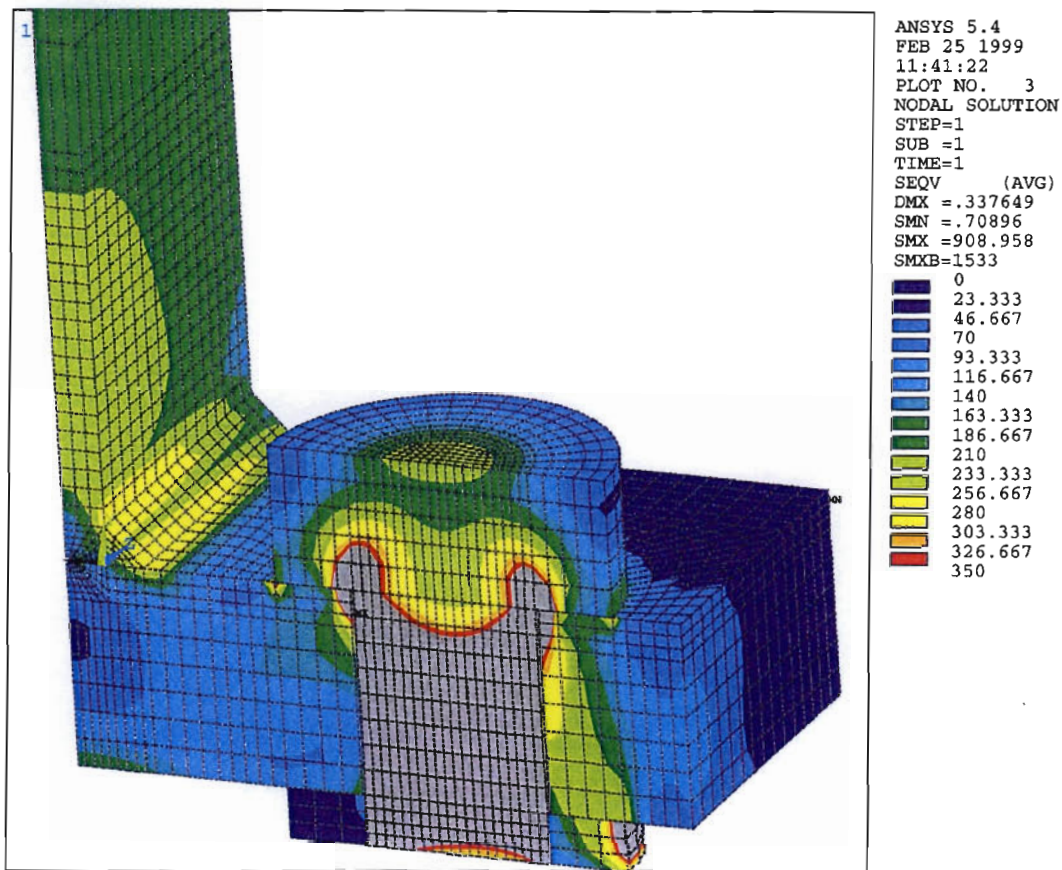


Abbildung 52: Vergleichsspannungsverlauf am Grundmodell mit Wurzelkerbe

Obwohl sich im Bereich der Nahtübergangskerben eine Konzentration der Spannungen abzeichnet, ist der Spannungsverlauf im grob vernetzten Schweißnahtbereich noch wenig aussagekräftig.

In der Querrichtung der Stirnplatte waren in der Symmetrieachse (Schraubenachse) des Modells infolge der Spannungskonzentration die maximalen Beanspruchungen festzustellen. Die dargestellten Ergebnisse des Schweißnahtbereiches der Submodelle beziehen sich auf diesen Schnitt.

Im folgenden werden die Contour-Plots zur Darstellung des Nahtbereiches, der Spannungsverteilung und der Punkte der maximalen Haupt- und Vergleichsspannung wiedergegeben für die Varianten:

- Plattendicke 25 mm, 30 mm ohne Wurzelspalt
- Plattendicke 25 mm, 30 mm für 2 mm Wurzelspalt
- Plattendicke 25 mm, 30 mm für 4 mm Wurzelspalt.

für die Nahtüberhöhung mit einem Nahtanstiegswinkel von $\varphi = 60^\circ$.



Doppel-HV- und Doppelkehlnaht ohne Wurzelkerbe, $d = 30$ mm und $d = 25$ mm

Den Verlauf der Haupt- und Vergleichsspannungen σ_1 und σ_v im Nahtbereich der 30 mm Stirnplatten zeigt Abbildung 53.

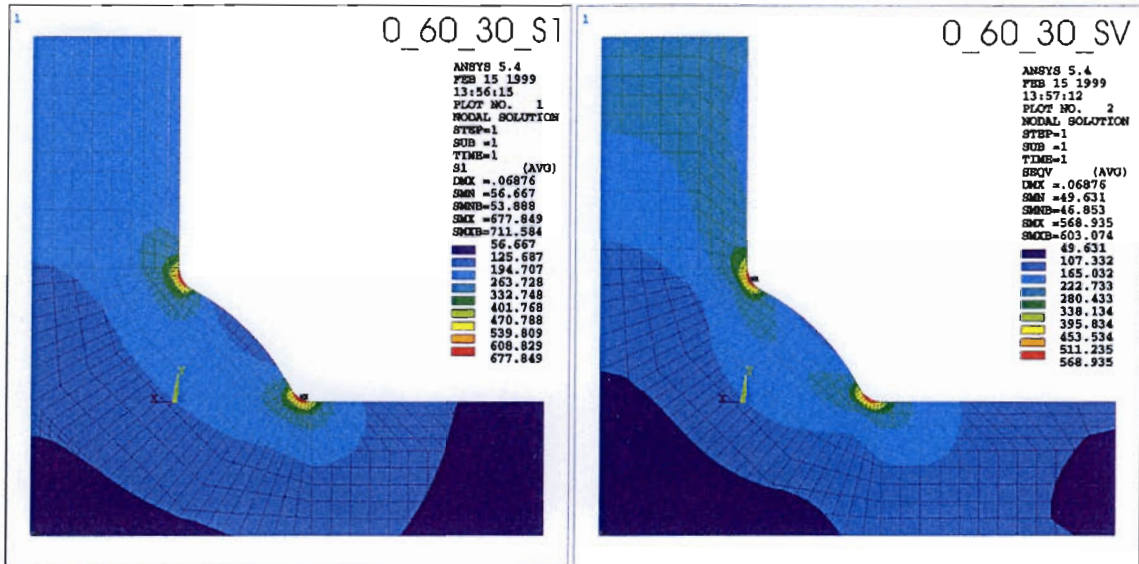


Abbildung 53: Haupt- und Vergleichsspannungen σ_1 (links) und σ_v (rechts) im Nahtbereich, Doppel-HV- und Doppelkehlnaht ohne Wurzelkerbe, Stirnplatten 30 mm

Das Maximum der Hauptspannung am Nahtübergang zur Stirnplatte resultiert aus der Biegebeanspruchung in der Stirnplatte, die bei dem Modell mit 30 mm Plattendicke etwa in der gleichen Größenordnung liegt wie die Zugspannung im Zugblech. Deutlicher wird das bei Betrachtung der Vergleichsspannung, deren Maximum hier schon auf den zugblechseitigen Nahtübergang wechselt.

Beim dünneren Modell mit 25 mm Stirnplatten überwiegt bei gleicher Last eindeutig die Biegespannung in der Stirnplatte (Abbildung 54).

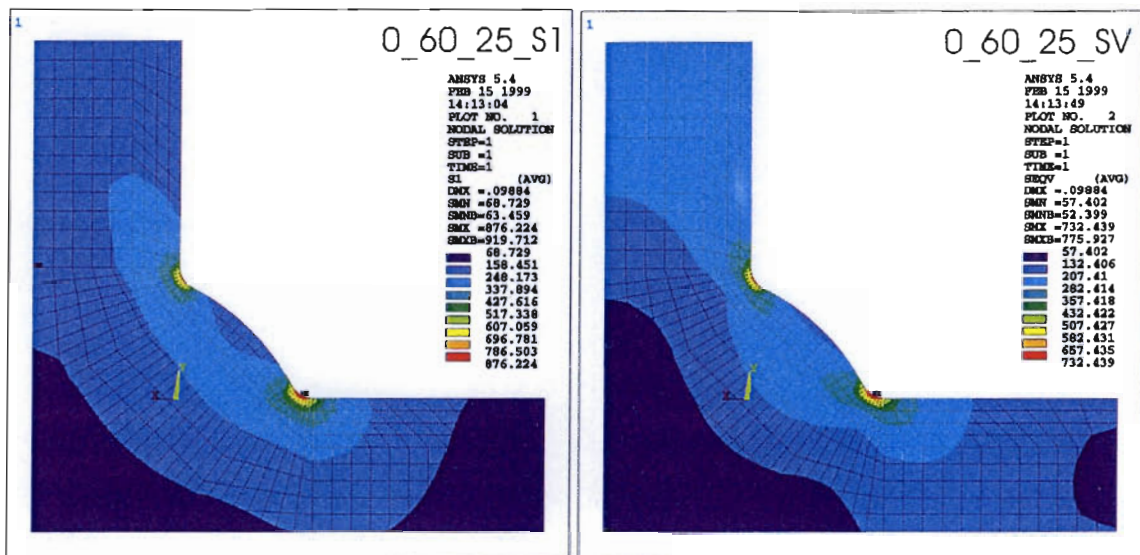


Abbildung 54: Haupt- und Vergleichsspannungen σ_1 und σ_v im Nahtbereich, Doppel-HV- und Doppelkehlnaht ohne Wurzelkerbe, Stirnplatten 25 mm



Doppel-HY- und Doppelkehlnaht mit Wurzelkerbe $c/2 = 2$ mm, $d = 30$ mm und $d = 25$ mm

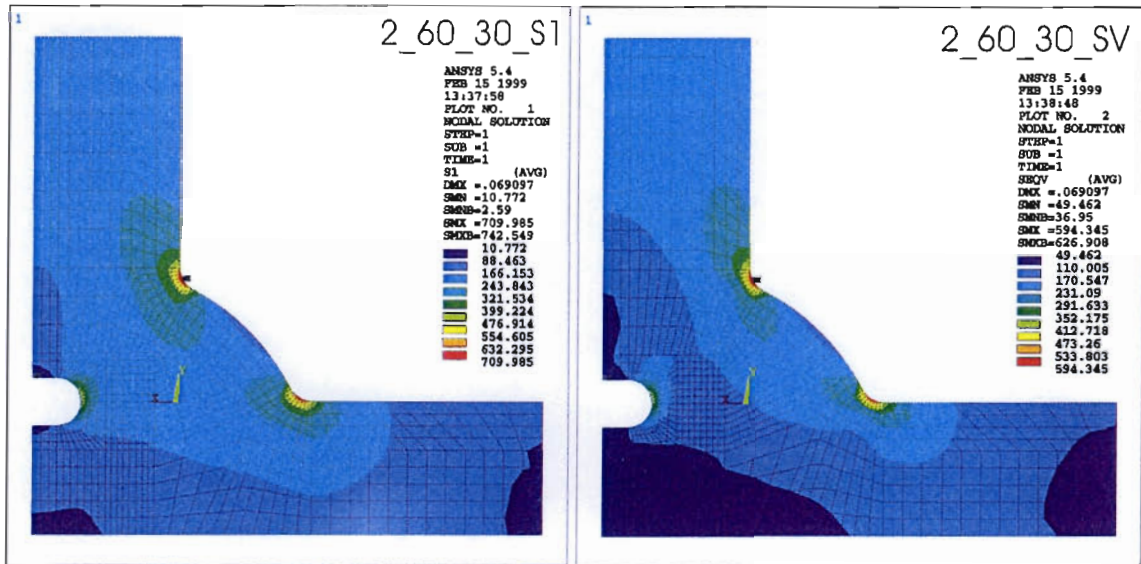


Abbildung 55: Haupt- und Vergleichsspannungen σ_1 und σ_v im Nahtbereich, Doppel-HY- und Doppelkehlnaht mit Wurzelkerbe $c/2 = 2$ mm, Stirnplatten 30 mm

Für die Verbindung mit 30 mm Stirnplatten sind die Biegespannungen geringer, so daß die Spannungen in der Übergangskerbe zum Zugblech hier schon überwiegen (Abbildung 55). Der Einfluß des Wurzelspaltes wird durch eine positive Spannungsspitze am oberen Teil des Ausrundungsradius deutlich. Die Spannungen an der Wurzelkerbe sind im Vergleich zum Nahtübergang aber vernachlässigbar klein.

Die in Abbildung 56 dargestellten Verläufe der Haupt- und Vergleichsspannung σ_1 und σ_v für das Modell mit 25 mm Stirnplatten entsprechen qualitativ dem Verlauf bei der Doppel-HV-Naht mit Doppelkehlnaht.

Das Spannungsmaximum, das die am meisten belastete Stelle des Querschnitts kennzeichnet, liegt wieder am stirnplattenseitigen Nahtübergang. Eine lokale Spannungsspitze befindet sich analog zur Doppel-HV-Naht mit Doppelkehlnaht am oberen Nahtübergang. Die Wurzelkerbe hat auch hier noch keinen Einfluß.

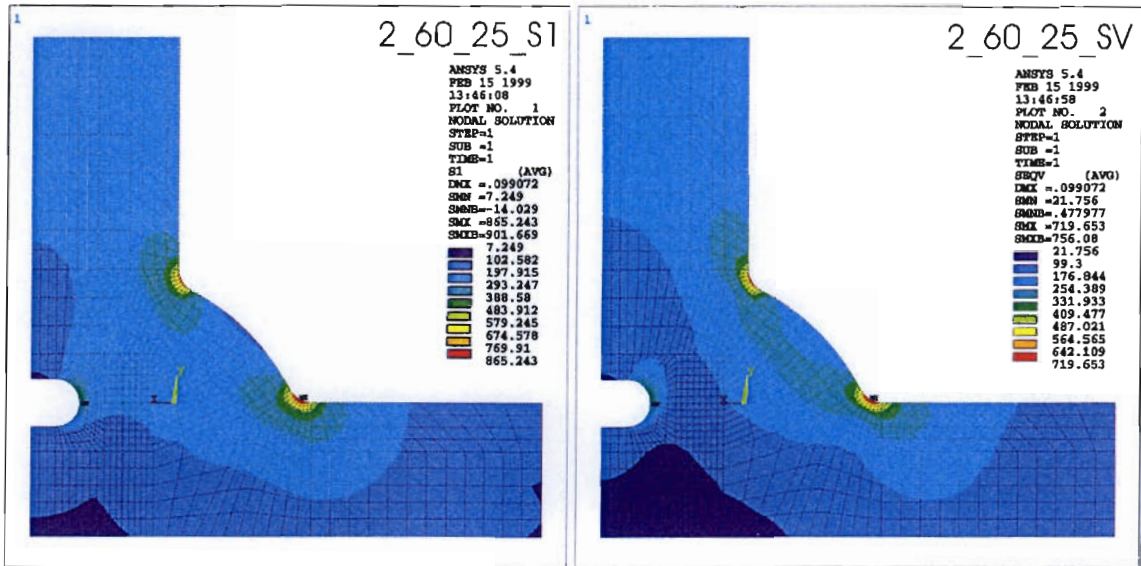


Abbildung 56: Haupt- und Vergleichsspannungen σ_1 und σ_V im Nahtbereich, Doppel-HY- und Doppelkehlnaht mit Wurzelkerbe $c/2 = 2$ mm, Stirnplatten 25 mm

Doppelkehlnaht mit Wurzelkerbe $c/2 = 4$ mm, $d = 30$ mm und $d = 25$ mm

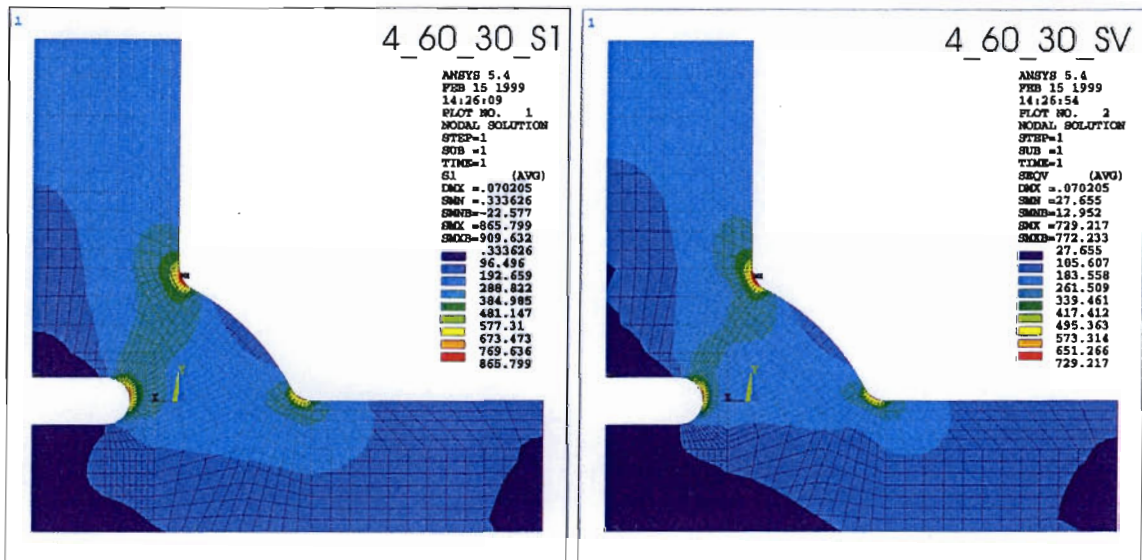


Abbildung 57: Haupt- und Vergleichsspannungen σ_1 und σ_V im Nahtbereich, Doppelkehlnaht mit Wurzelkerbe $c/2 = 4$ mm, Stirnplatten 30 mm

In Abbildung 57 sind die Verläufe der Haupt- und Vergleichsspannung σ_1 und σ_V für die Doppelkehlnaht dargestellt. Im Gegensatz zur Doppel-HV-Naht mit Doppelkehlnaht und der Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht tritt das absolute Spannungsmaximum hier für beide Modelle, also unabhängig von der Plattendicke, am Ausrundungsradius des Nahtübergangs zum Zugflansch auf. Weitere lokale Maxima sind am unteren Nahtübergang und am oberen Teil des Ausrundungsradius der Wurzelkerbe zu erkennen. Der Einfluß durch die Störstelle des Wur-



zelspaltes setzt sich damit im Vergleich zur Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht weiter fort, tritt aber noch nicht in den Vordergrund.

Die starke Schwächung des Querschnitts durch die fiktive Ausrundung der Wurzelkerbe wirkt sich negativ auf den Restquerschnitt des Zugflansches aus. Die Spannung aus der Biegebelastung in der Stirnplatte ist selbst beim Modell mit der dünneren Stirnplatte geringer als die des Zugbleches. Ein Versagen würde seinen Anfang im Bereich des Spannungsmaximums am oberen Nahtübergang nehmen.

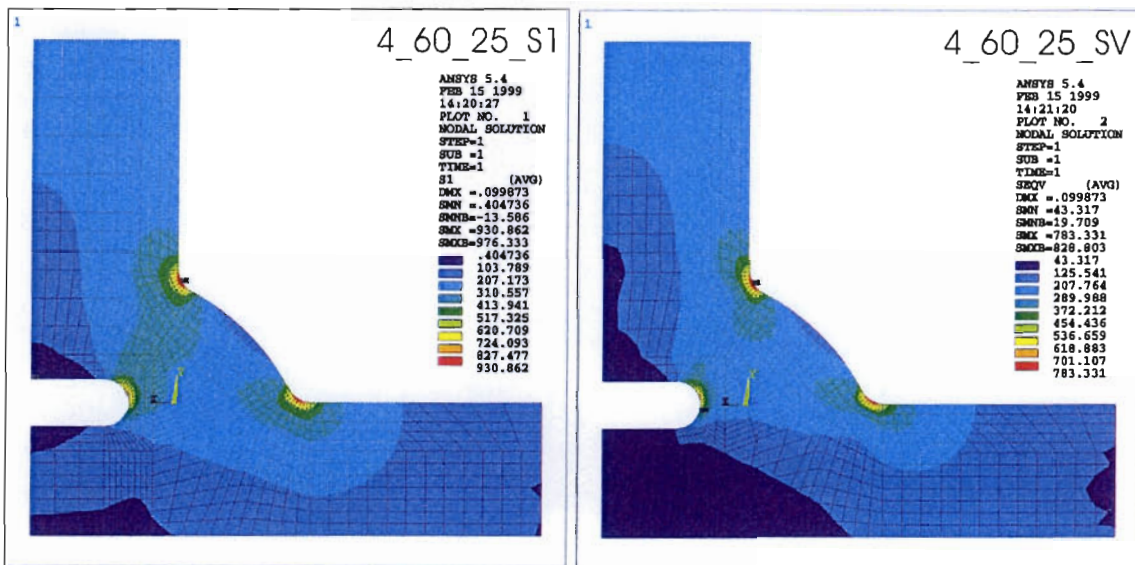


Abbildung 58: Haupt- und Vergleichsspannungen σ_1 und σ_V im Nahtbereich, Doppelkehlnaht mit Wurzelkerbe $c/2 = 4$ mm, Stirnplatten 25 mm

Randspannungsverläufe

Im folgenden werden die Randspannungsverläufe der größten Hauptspannungen entlang der Nahtoberfläche in der Symmetrieachse des Modells dargestellt.

Die Abszisse gibt die Knoten entlang des Pfades an der Nahtoberfläche bzw. in der Nahtwurzel an, die Grafiken im Diagramm verdeutlichen den Pfadverlauf. Die ersten neun Knoten des Pfades der Nahtoberfläche beschreiben den Bereich des Nahtüberganges zur Stirnplatte, hier speziell die Zone des unteren Ersatzkrümmungsradius. Die Knoten 9 bis 23 gehören zu dem Nahtbereich zwischen den Ersatzkrümmungsradien. Die Knoten 23 bis 31 beschreiben den Bereich des Nahtübergangs zum Zugblech, speziell den Bereich des oberen Ersatzkrümmungsradius. Im gleichen Diagramm wurde der Pfad für die zugehörige Wurzelkerbe eingetragen, der vom Zugflansche durch den Krümmungsradius zur Stirnplattenoberfläche verläuft. Die Knotennummerierung bezieht sich hierbei auf den Wurzelpfad. Auf diese Weise können alle drei Kerbbereiche gut dargestellt und verglichen werden.

Die Pfadbezeichnungen in den Diagrammen können wie folgt gelesen werden. Die erste Ziffer gibt die Wurzelspaltlänge an, die zweite Ziffer den Nahtanstiegswinkel, die dritte die Plattendicke. Die Endung „str“ bezieht sich auf die Spannungen an der Nahtoberfläche, „w“ bezeichnet den Pfad für die Nahtwurzel. Somit beschreibt „2_60_30_str“ die Spannungen an der Nahtoberfläche des Modells mit 2 mm Wurzelspalt, einem Nahtanstiegswinkel von 60° und der Stirnplattendicke von 30 mm.



Randspannungen an Nahtübergängen und Wurzel, Stirnplatten 25 mm, Doppel-HV-Naht mit Doppelkehlnaht (DHV+DK), Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht (DHY+DK), Kehlnaht

In Diagramm 16 sind die Randspannungsverläufe der Nahtübergangsbereiche der drei Nahtarten mit Wurzelspaltlängen von 0, 2 und 4 mm gegenübergestellt am Modell mit 25 mm Stirnplatten. Gleichzeitig sind die zugehörigen Spannungen an der Nahtwurzel eingetragen.

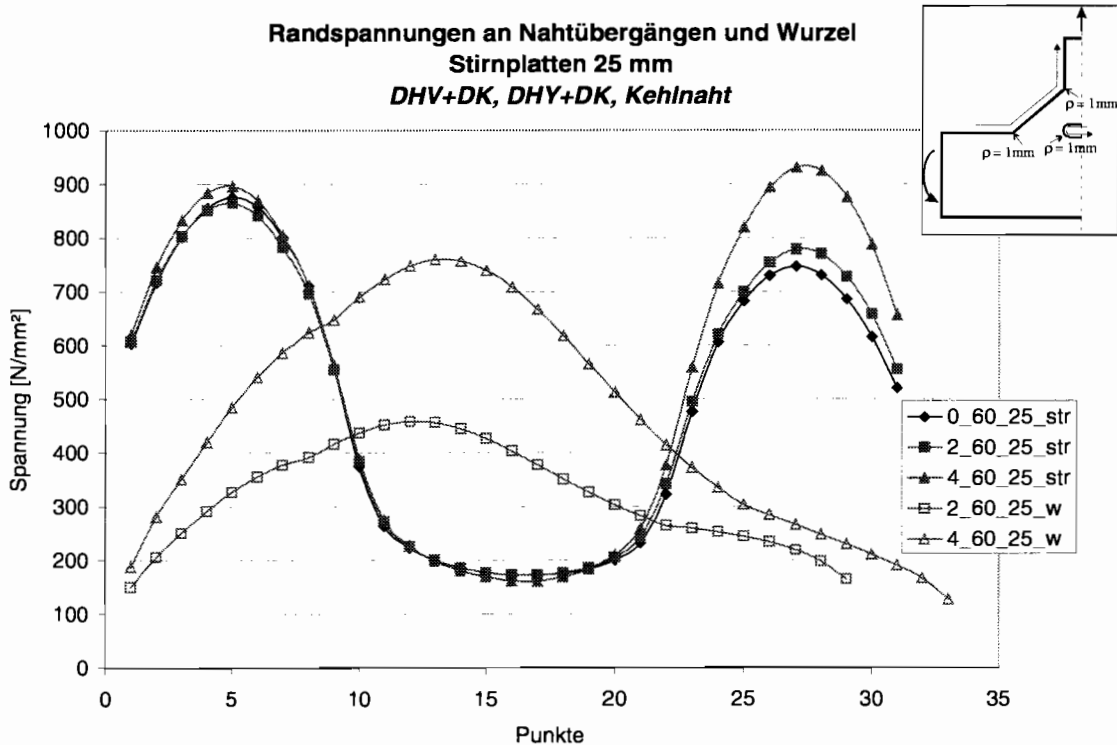


Diagramm 16: Randspannungsverläufe (Hauptspannungen) an den Nahtübergängen und der Wurzel: Vergleich Doppel-HV-Naht und Doppelkehlnaht, Doppel-HY-Naht und Doppelkehlnaht; Stirnplatten 25 mm

Deutlich sichtbar ist der typische Verlauf entlang der Naht mit seinen Maxima an den Nahtübergangsbereichen und den verhältnismäßig kleinen Werten im Zwischenbereich der Nahtoberfläche.

Bei der Doppel-HV- und der Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht im Modell mit 25 mm Stirnplatten sind die Spannungen am Nahtübergangsbereich zur Stirnplatte größer als am Übergang zum Zugblech. Hier überwiegt der Biegezuganteil in der verhältnismäßig dünnen Stirnplatte. Erst bei der Kehlnaht dominiert die Spannungsspitze am Übergang zum Zugblech geringfügig. Ursächlich hierfür ist die starke Einschnürung des Kraftflusses durch die fiktive Ausrundung der Wurzelkerbe zu nennen, wodurch der Restquerschnitt der Schweißnaht des Modells geringer als der Nennquerschnitt ist.

Der Verlauf der Wurzelspannungen zeigt, daß diese bei der Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht weit unter den Spannungen an der Nahtoberfläche zurückbleiben. Ein Rißausgang kann hier eindeutig ausgeschlossen werden. Auch bei der Kehlnaht haben sich die Spannungen zwar fast verdoppelt, sind aber dennoch geringer als an beiden Nahtübergängen.



Randspannungen an Nahtübergängen und Wurzel, Stirnplatten 30 mm, Doppel-HV-Naht mit Doppelkehlnaht (DHV+DK), Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht (DHY+DK), Kehlnaht

In Diagramm 17 sind die Randspannungsverläufe der Nahtübergangsbereiche der drei Nahtarten mit Wurzelspaltlängen von 0, 2 und 4 mm gegenübergestellt am Modell mit 30 mm Stirnplatten. Gleichzeitig sind die zugehörigen Spannungen an der Nahtwurzel eingetragen.

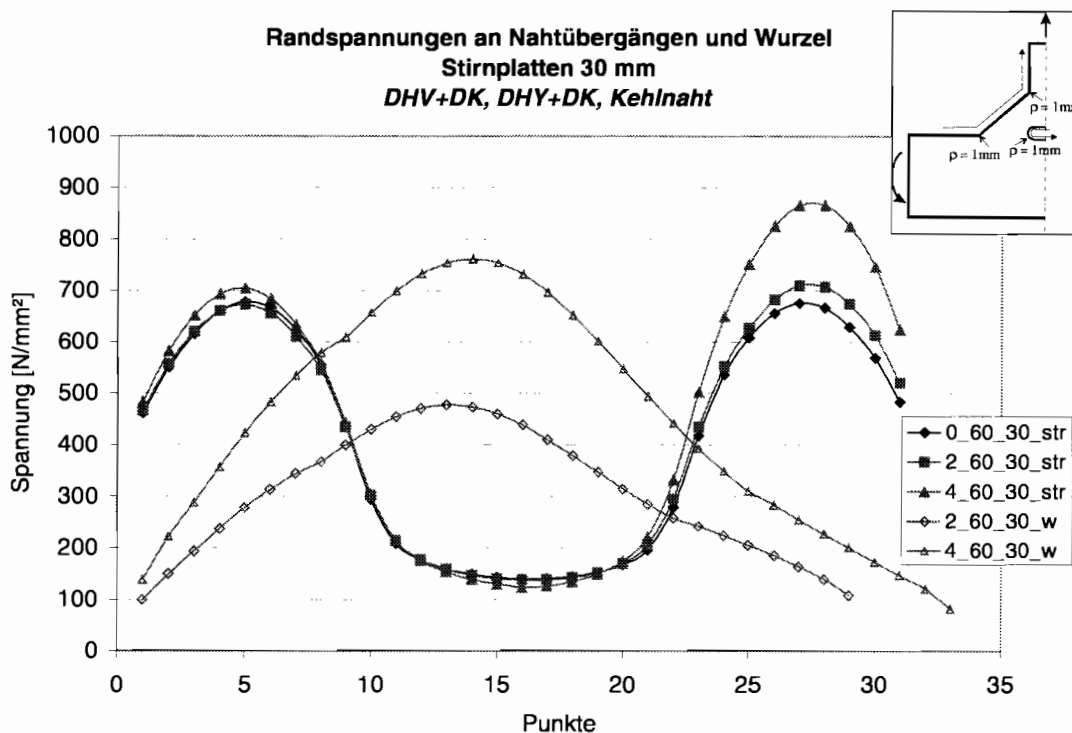


Diagramm 17: Randspannungsverläufe (Hauptspannungen) an den Nahtübergängen und der Wurzel: Vergleich Doppel-HV-Naht und Doppelkehlnaht, Doppel-HY-Naht und Doppelkehlnaht; Stirnplatten 30 mm

Es wird deutlich, daß beim Modell mit 30 mm Stirnplatten die Spannungen an beiden Nahtübergangsbereichen der Doppel-HV- und der Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht etwa in der gleichen Größenordnung liegen. Am Übergang zum Zugblech sind sie geringfügig größer als an der Stirnplatte. Zugnormalspannung im Flansch und Biegespannung in der Stirnplatte sind bei dieser Anschlußgeometrie etwa gleich groß. Bei der Kehlnaht nimmt die Spannungsspitze am Übergang zum Zugblech infolge der Querschnittsschwächung durch die Wurzelkerbe wiederum stark zu.

Die Wurzelspannungen der Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht lassen auch hier keine Gefährdung aus diesem Bereich erkennen, sie bleiben unter den Spannungen an der Nahtoberfläche zurück. Ein Reißausgang kann eindeutig ausgeschlossen werden. Für die Wurzel der Kehlnaht ändert sich der Spannungsverlauf dahingehend, daß die Kerbspannung an der Wurzel größer ist als am stirnplattenseitigen Nahtübergang, die Spannung am Nahtübergang zum Zugblech überwiegt. Ist bei der Doppel-HV-Naht das Spannungsmaximum noch am unteren Nahtübergang zur Stirnplatte zu finden, so verschiebt sich dieses Maximum aufgrund der Schwächung durch die Wurzelkerbe und der damit verbundenen Kraftumlenkung, schon zunehmend bei der Doppel-HY-Naht mit 30 mm Stirnplattendicke in Richtung des Zugflansches, wobei das Spannungsmaximum



ximum bei der Kehlnaht deutlich am Nahtübergang zum Zugflansch ausgebildet ist. Dieses Einfluß ist besser bei der Stirnplattendicke von 30 mm zu erkennen, da die Biegezugspannung in der Stirnplatte nicht so stark in den Vordergrund tritt wie bei einer Dicke von 25 mm. Dort findet der Wechsel in den oberen Nahtübergang erst bei der Kehlnaht mit einer Wurzelspaltlänge von 4 mm statt.

Es stellt sich die Frage, bei welcher Plattendicke der vorliegenden Verbindung der Rißbeginn wie beim Kreuzstoß am Nahtübergang zum Flansch auftritt. Im Gegensatz zum Kreuzstoß spielen die Spannungsspitzen in der Nahtwurzel nur eine untergeordnete Rolle. Die maximalen Spannungen treten selbst bei der Kehlnaht ausschließlich an den Nahtübergängen auf.

Randspannungen an Nahtübergängen und Wurzel, Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht (DHY+DK), Stirnplatten 25 mm, Variation des Nahtanstiegs winkels

In Diagramm 18 sind die Randspannungsverläufe der Nahtübergangsbereiche der Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht für Nahtanstiegs winkel von 60° bis 90° gegenübergestellt am Modell mit 25 mm Stirnplatten. Gleichzeitig ist die Spannungen an der Nahtwurzel für das Modell mit einem Nahtanstiegs winkel von 60° eingetragen.

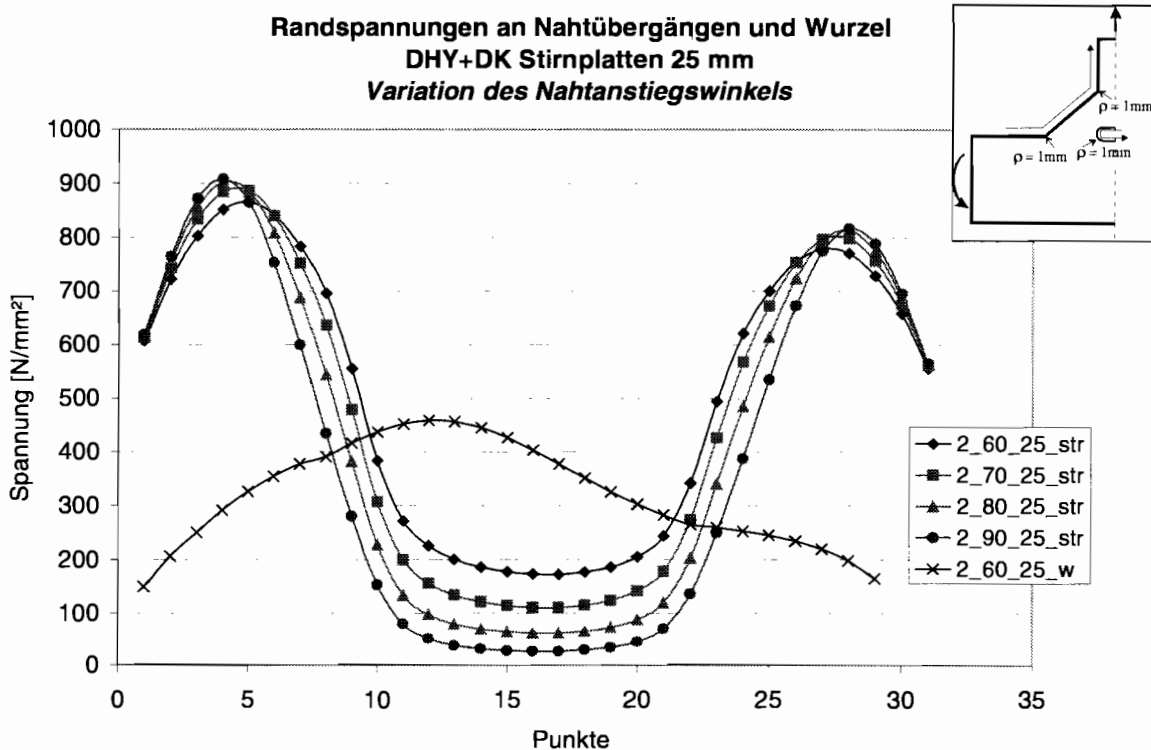


Diagramm 18: Randspannungsverläufe (Hauptspannungen) an den Nahtübergängen und der Wurzel: Vergleich der Nahtanstiegs winkel; DHY- und Doppelkehlnaht, Stirnplatten 25 mm

Deutlich wird die geringe Abstufung am Nahtübergang. Die Spannung nimmt mit zunehmendem Nahtanstiegs winkel zu. Diese Zunahme spielt beim Vergleich der Einflüsse der hier untersuchten Parameter mit ca. 5 % (von 60° auf 90°) allerdings eine untergeordnete Rolle. Zu bemerken ist, daß sich der Einfluß des Nahtanstiegs winkels im Bereich zwischen den Ausrundungsradien umkehrt. Hier nimmt die Spannung im Gegensatz zum Nahtübergangsbereich bei einer Vergrö-



berung des Nahtanstiegs winkels ab. Diese Abnahme der Spannung ist auch verhältnismäßig größer als die Zunahme am Nahtübergangsbereich. Dieser Effekt bei großen Nahtanstiegs winkeln wird damit begründet, daß durch die Nahtüberhöhung die Oberfläche des Zwischenbereiches weiter vom Kraftfuß entfernt ist und sich nicht an der Tragwirkung beteiligt.

Auf die Größe der Spannungen im Bereich der Wurzelkerben hat die Nahtüberhöhung keinerlei Auswirkung, daher wurde auf eine vergleichende Darstellung der Spannungsverläufe des Wurzelbereiches verzichtet.

Randspannungen an Nahtübergängen und Wurzel, Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht (DHY+DK), Stirnplatten 30 mm, Variation des Nahtanstiegs winkels

In Diagramm 19 sind die Randspannungsverläufe der Nahtübergangsbereiche der Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht für Nahtanstiegs winkel von 60° bis 90° gegenübergestellt am Modell mit 30 mm Stirnplatten. Gleichzeitig ist die Spannungen an der Nahtwurzel für das Modell mit einem Nahtanstiegs winkel von 60° eingetragen.

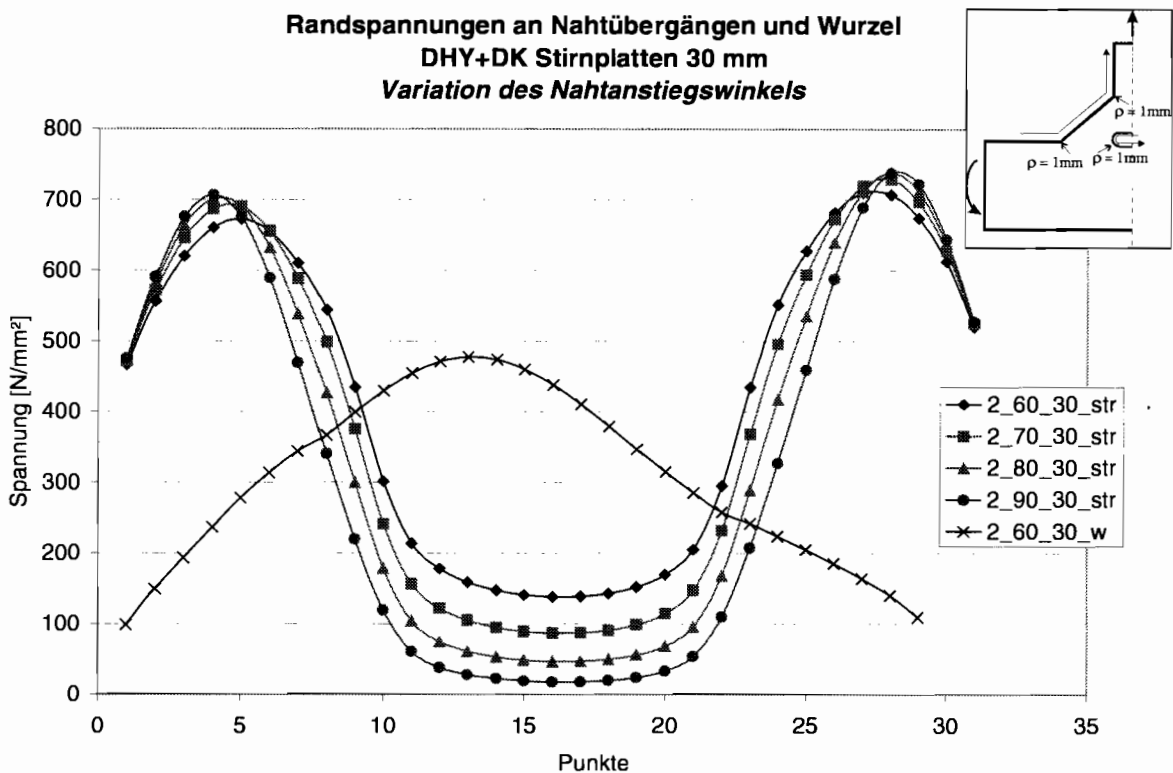


Diagramm 19: Randspannungsverläufe (Hauptspannungen) an den Nahtübergängen und der Wurzel: Vergleich der Nahtanstiegs winkel; DHY- und Doppelkehlnaht, Stirnplatten 30 mm

Das Modell mit 30 mm Stirnplattendicke verhält sich bezüglich der Nahtüberhöhung und des Nahtanstiegs winkels so wie das Modell mit 25 mm Stirnplatten. Es gelten die Aussagen sinngemäß auch hier.

Die Nahtüberhöhung, hier ausgedrückt im Nahtanstiegs winkel von 60° bis 90°, hat bei der untersuchten Verbindungsart nur eine untergeordnete Bedeutung. Die Unterschiede in den Maximalspannungen sind gering. Anders als beim Stumpfstoß, der durch die Überhöhung eine Störung



des Kraftflusses erfährt, ist hier die Kraftumlenkung planmäßig. Eine zusätzliche Nahtüberhöhung kann sich nur noch auf die Größe des Kerbradius auswirken. Durch die einheitliche Ausrundung der Nahtübergangskerben wurde dieser Einfluß aber eliminiert und so gleichzeitig der ungünstigste Fall einer scharfen Kerbe durch den fiktiven Kerbradius $\rho = 1 \text{ mm}$ erfaßt.

Allerdings ist davon auszugehen, daß der tatsächliche Kerbkrümmungsradius bei nicht überhöhter Naht größer ist und die Kerbspannung geringer ausfällt. Die Abhängigkeit zwischen Kerbradius und Kerbspannung ist in weitergehenden Untersuchungen zu quantifizieren.

8.4 Ermittlung der Kerbwirkungszahlen

Die Ermittlung der Kerbwirkungszahlen erfolgt an den Schweißnahtübergängen und der Nahtwurzel nach dem in Abschnitt 5.4 erläuterten Kerbspannungskonzept von Radaj.

Die Formzahl und damit auch die Kerbwirkungszahl ist abhängig von der Art der Berechnung der Nennspannung und der Definition des Nennquerschnittes. Zum Beispiel ist zu unterscheiden, ob eine ausmittige Kraft in der Nennspannung bereits enthalten ist oder der Anteil der Biegespannung in der Formzahl ausgedrückt wird. Deshalb ist für die Vergleichbarkeit von Ergebnissen die Definition des Nennspannungsquerschnittes und die Art der Ermittlung der Nennspannung zu dokumentieren.

Die Nennspannungen wurden an den bruchgefährdeten Stellen des idealen Modells unter der Belastung des Zugbleches mit 240 kN (200 N/mm^2) und der Berücksichtigung der Spannungskonzentration ermittelt und in Tabelle 23 eingetragen. Für die Übergangskerbe zur Stirnplatte ist der Bezug zur Biege-nennspannung in der Platte in den Spalten 2 und 3 hergestellt. Den Nahtübergang zum Zugblech dokumentieren die Spalten 4 und 5.

Die von Radaj für die Nahtwurzel berechneten Kerbwirkungszahlen beziehen sich auf den Querschnitt des Zugbleches. Es werden deshalb für die Nahtwurzel zwei Kerbwirkungszahlen angegeben. In den Spalten 6 und 7 wird der Bezug zu den Spannungen im Zugblech hergestellt. Die Spalten 8 und 9 enthalten die Ergebnisse bezogen auf den Nahtquerschnitt der Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht (DHY) bzw. der Doppelkehlnaht (DK).

Dabei ist anzumerken, daß die im Zugblech durch die Versuche bestätigte Spannungskonzentration mit einem Maximalwert von 12,5 % gegenüber dem Mittelwert sich nicht in voller Größe im Wurzelbereich fortsetzt. Hier wurde der Spannungshügel mit einem Zuwachs von nur 6 % in Anlehnung an die Verhältnisse in der Stirnplatte einheitlich für beide Modelle abgeschätzt.

Die Ausrundung des Wurzelbereiches bei der Doppelkehlnaht und die damit verbundene verhältnismäßig starke Querschnittsschwächung führt möglicherweise zu einer Verfälschung der Schweißnahtgeometrie. Aus diesem Grund wird von Radaj die Anwendung des Konzeptes für Blechdicken $\leq 5 \text{ mm}$ nicht mehr empfohlen. Die Qualität der Ergebnisse für eine verbleibende Nahtdicke von $a = 4,8 \text{ mm}$ ist entsprechend zu bewerten.

Im unteren Bereich der Tabelle 23 wurden für jedes Modell die berechneten Randspannungshöchstwerte eingetragen. Die Kerbwirkungszahl K_f ergibt sich als Verhältnis der Kerbhöchstspannung $\Delta\sigma_{k \max}$ an der fiktiv gerundeten Kerbe zur Nennspannung $\Delta\sigma_n$.

$$K_f = \frac{\Delta\sigma_{k \max}}{\Delta\sigma_n}$$



1	2	3	4	5	6	7	8	9
	Nahtübergang Stirnplatte		Nahtübergang Zugblech		Nahtwurzel			
	Stirnplatte incl. 4% bzw. 6% Spannungshügel		Zugblech incl. 12,5% Spannungshügel		Zugblech incl. 6% Spannungshügel		Nahtquerschnitt incl. 6% Spannungshügel	
Nennspannung	$\Delta\sigma_1$ Stirn+Spannh [N/mm ²]		$\Delta\sigma_1$ Zug+Spannh [N/mm ²]		$\Delta\sigma_1$ W1+Spannh [N/mm ²]		$\Delta\sigma_1$ W2+Spannh [N/mm ²]	
25 mm	300,96		225,00		212,00			
30 mm	249,41		225,00		212,00			
DHY+DK							207,20	
DK							265,00	
Maximale Randspannung	$\Delta\sigma_k$ [N/mm ²]	Kerbwirkungszahl K_f	$\Delta\sigma_k$ [N/mm ²]	Kerbwirkungszahl K_f	$\Delta\sigma_k$ [N/mm ²]	Kerbwirkungszahl K_f	$\Delta\sigma_k$ [N/mm ²]	Kerbwirkungszahl K_f
0_60_25	876,22	2,91	746,28	3,32				
2_60_25	865,24	2,87	778,72	3,46	458,52	2,16	458,52	2,21
4_60_25	897,01	2,98	930,86	4,14	759,47	3,58	759,47	2,87
0_60_30	677,85	2,72	675,68	3,00				
2_60_30	672,00	2,69	710,00	3,16	477,00	2,25	477,00	2,30
4_60_30	704,03	2,82	865,80	3,85	760,93	3,59	760,93	2,87

Tabelle 23: Ermittlung der Kerbwirkungszahlen K_f

	Modell		Kerbwirkungszahl			Kerbwirkungszahl nach Radaj / 19/	
			c/t	K_f	c/t	K_f	
	K_{fb}	HV	0_60_25	0	2,91	0	3,16
0_60_30				2,72		3,16	
HY		2_60_25	0,33	2,87		3,16	
		2_60_30		2,69		3,16	
DK		4_60_25	0,67	2,98	1	3,16	
		4_60_30		2,82		3,16	
K_{fz}	HV	0_60_25	0	3,32	0	2,89	
		0_60_30		3,00		2,89	
	HY	2_60_25	0,33	3,46			
		2_60_30		3,16			
	DK	4_60_25	0,67	4,14	1	3,14	
		4_60_30		3,85		3,14	
				bezogen auf Zugblechquerschnitt	bezogen auf Nahtquerschnitt		
K_{fw}	HY	2_60_25	0,33	2,16	2,21	0	1,31
		2_60_30		2,25	2,30		1,31
	DK	4_60_25	0,67	3,58	2,87	1	2,33
		4_60_30		3,59	2,87		2,33

Tabelle 24: Vergleich der berechneten Kerbwirkungszahlen mit Werten nach Radaj / 19/



In Tabelle 24 wurden die rechnerisch ermittelten mit den von Radaj in / 19 / angegebenen Werten des querkraftgelagerten T-Stoßes verglichen. Wie schon in Abschnitt 5.4 erläutert handelte es sich bei Radaj um idealisierte Modelle mit festen Geometrieverhältnissen. Für den Vergleich zum hier untersuchten Modell wurde in der Tabelle zusätzlich das Verhältnis Wurzelspaltlänge zur Dicke des Zugbleches angegeben. Die Doppelkehlnaht weist bei Radaj ein Verhältnis von Wurzelspalt zu Zugblechdicke von $c/t = 1$ auf. Im eigenen Modell ist dieses Verhältnis bei der Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht mit $c/t = 0,33$ und bei der Doppelkehlnaht mit $c/t = 0,67$ geringer, so daß die Ergebnisse nicht direkt vergleichbar sind.

Für den stirnplattenseitigen Schweißnahtübergang ist in / 19 / die Kerbwirkungszahl einheitlich $K_f = 3,16$. Die für die vorliegende Verbindung berechneten Werte liegen für alle Varianten den Wurzelspaltlänge etwa in der gleichen Größenordnung, insgesamt etwas niedriger als bei Radaj. Die Ergebnisse bei 25 mm Stirnplatten sind etwas geringer als bei 30 mm. Hervorgehoben dargestellt sind hier die Werte, die sich auf die Versuchsergebnisse mit der Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht beziehen mit $K_f = 2,87$ für 25 mm und $K_f = 2,69$ für 30 mm Stirnplattendicke. Eine Tendenz für die Abhängigkeit der Kerbwirkungszahl von der Wurzelspaltlänge ist hier nicht festzustellen.

Für den Schweißnahtübergang zum Zugblech kehrt sich das Verhältnis um. Die Kerbwirkungszahlen sind größer als die von Radaj ermittelten. Der Unterschied zwischen den verschiedenen dicken Platten wird auch hier wieder sichtbar. Die Kerbwirkungszahlen nehmen mit der Größe des Wurzelspaltes zu. Die sehr großen Werte für die Doppelkehlnaht sind aufgrund der oben erläuterten Querschnittsschwächung nur bedingt aussagekräftig.

Im Wurzelbereich sind die auf den Zugblechquerschnitt bezogenen Kerbwirkungszahlen zu vergleichen. Dabei ist wiederum der durch die Abrundung der Wurzel verfälschte Restquerschnitt Ursache für die großen Werte bei der Doppelkehlnahtverbindung. Die Ergebnisse bei der kürzeren Spaltlänge liegen mit $K_f = 2,16$ bzw. $2,25$ eher im Bereich des von Radaj für die Verbindung mit Kehlnähten angegebenen Wertes von $K_f = 2,33$. Der Vergleichswert $K_f = 1,31$ gilt dort für eine punktförmige Fehlstelle in der Nahtwurzel mit $c/t = 0$. Mit wachsender Wurzelspaltbreite kommt es auch hier zu einer Zunahme der Kerbwirkungszahlen.

Die Abweichungen der Ergebnisse sind im wesentlichen darauf zurückzuführen, daß sich die Geometrie- und Lagerungsbedingungen von den idealisierten Modellen nach Radaj unterscheiden.

8.5 Ableitung der örtlich ertragbaren Werkstoffdauerfestigkeiten

Mit den unter Abschnitt 8.4 ermittelten Kerbwirkungszahlen sind durch Multiplikation mit den Ergebnissen der für die beiden Versuchsserien experimentell bestimmten Ermüdungsfestigkeiten die örtlichen Werkstoffdauerfestigkeiten für den Ort des Bruchausgangs, den Schweißnahtübergang zur Stirnplatte (Spalten 2 und 3 in Tabelle 23), berechnet und in Tabelle 25 im Vergleich zu den Werten nach Olivier, Köttgen, Seeger / 29, 45 / eingetragen worden.

Angegeben wurde in / 29, 45 / für eigenspannungsarm gegläute Proben und $R = 0$ eine örtlich dauerhaft ertragbare Spannungsamplitude von $\sigma_{e,D} = 156 \text{ N/mm}^2$, was einer Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma_{e,D} = 312 \text{ N/mm}^2$ entspricht. Für 90 % Überlebenswahrscheinlichkeit ist dann $\Delta\sigma_{e,D90\%} = 264 \text{ N/mm}^2$.



Bezogen auf das Streuband der normierten Wöhlerlinie wurde daraus für $2 \cdot 10^6$ Schwingspiele eine ertragbare örtliche Spannungsamplitude (Wöhlerlinien-Stützwert für $N_A = 2 \cdot 10^6$) von $\sigma_{e,A50\%} = 176 \text{ N/mm}^2$ bzw. eine Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma_{e,A50\%} = 352 \text{ N/mm}^2$ für eigenspannungsfreie Verbindungen abgeleitet. Unter Berücksichtigung einer Streubreite von $T_S = 1:1,48$ betrug die Spannungsschwingbreite für $P_{\bar{u}} = 90 \%$ $\Delta\sigma_{e,A90\%} = 296 \text{ N/mm}^2$ bzw. für $P_{\bar{u}} = 97,7 \%$ $\Delta\sigma_{e,A97,7\%} = 260 \text{ N/mm}^2$.

	$\Delta\sigma_{c,50\%}$	K_f	$\Delta\sigma_{e,A50\%}$	$\Delta\sigma_{e,A97,7\%}$	T_s
	[N/mm ²]		[N/mm ²]	[N/mm ²]	
Olivier, Köttgen, Seeger /29,45/			352	260	1:1,48
Stirnplatte 25 mm	111	2,87	319	267	1:1,25
Stirnplatte 30 mm	106	2,96	286	239	1:1,25

Tabelle 25: Ermittlung der örtlichen Werkstoffdauerfestigkeiten im Vergleich mit Werten nach Olivier, Köttgen, Seeger / 29, 45 /

Bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{u}} = 50 \%$ ergibt sich für die Proben mit 25 mm Stirnplatten eine örtliche Werkstoffdauerfestigkeit von $\Delta\sigma_{e,A50\%} = 319 \text{ N/mm}^2$, für die Proben mit 30 mm Stirnplatten ist $\Delta\sigma_{e,A50\%} = 286 \text{ N/mm}^2$.

Die Mittelwerte liegen ca. 10 % , bei den 30 mm dicken Stirnplatten sogar 20 % , unter den oben genannten Werten von Olivier, Köttgen und Seeger. Die auf eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{u}} = 97,7 \%$ bezogenen Ergebnisse liegen aufgrund der im Versuch ermittelten geringeren Streubreite der Spannung von $T_S = 1:1,25$ in der gleichen Größenordnung.

Bei der Bewertung dieser Ergebnisse ist zu berücksichtigen, daß die angegebenen Bezugswerte aus Versuchen an eigenspannungsfreien Schweißverbindungen abgeleitet wurden. Im Gegensatz dazu wurden die zur Berechnung der örtlichen Werkstoffdauerfestigkeit herangezogenen Ermüdungsfestigkeiten an „im Schweißzustand belassenen“ und damit eigenspannungsbehafteten Proben gewonnen. Weiterhin kommt auch hier wieder der Einfluß der Blechdicke zum Ausdruck.



9 Schlußfolgerungen, Zusammenfassung und Ausblick

In dem vorliegenden Forschungsvorhaben wurde der Stirnplattenstoß mit Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht hinsichtlich seiner Ermüdungsfestigkeit untersucht. Für diese Verbindungsart waren drei mögliche Versagensarten bezogen auf den Bruchausgangsort zu bewerten. Dies waren der Übergang von der Schweißnaht zum Zugblech, der Übergang von der Schweißnaht zur Stirnplatte und die Nahtwurzel.

Nach derzeitigem Stand der Regelwerke ist die Kerbe in der Nahtwurzel bei dieser Verbindungsart ausschlaggebend für die Einstufung in die Kerbfallklassen und damit für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis der gesamten Verbindung. Die Beurteilung der Wurzelkerbe erfolgte allerdings auf der Basis der am Kreuzstoß gewonnenen Versuchsergebnisse, die eine prinzipiell andere Tragwirkung aufweist als der T-Stoß. Da der Kraftfluß beim Kreuzstoß direkt durch den Wurzelbereich der Schweißnaht verläuft, ist die Störung durch eine Unstetigkeit in diesem Bereich festigkeitsbestimmend. Die planmäßige Umlenkung des Kraftflusses im geschraubten T-Stoß konzentriert die Beanspruchung jedoch im Bereich der Nahtübergänge und läßt den Einfluß der Nahtwurzel in den Hintergrund treten.

Aufgrund dieser Überlegungen wurden experimentelle Untersuchungen zur Klärung der Beanspruchung und Spannungsverteilung der Verbindung und Dauerschwingversuche zur Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit und des Ortes des Reißbeginns durchgeführt. In einer FEM-Analyse wurden unter Variation verschiedener Geometrieparameter Randspannungen im Bereich der Schweißnähte ermittelt und die daraus resultierenden Kerbwirkungszahlen mit Werten von Radaj / 19 / verglichen. Daran anschließend konnte für die im Versuch gefundene bruchkritische Stelle in Anlehnung an / 30 / eine örtlich ertragbare Werkstoffdauerfestigkeit angegeben werden.

Ausgehend von der Tragwirkung der Stirnplattenverbindung war es in erster Linie erforderlich, die üblichen Bemessungsregeln auf ihre Anwendbarkeit bei nicht ruhender Belastung hin zu überprüfen und Fragen zur Ermittlung der bemessungsrelevanten Nennspannung zu klären. Bei der Ermittlung der Nennspannungen sind Spannungskonzentrationen durch die Schraubverbindung, die Lagerungsbedingungen der Stirnplatten infolge schweißbedingter Vorkrümmungen und die daraus resultierenden Abstützkräfte zu berücksichtigen.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde zunächst Fragen der Nahtgeometrie der untersuchten Verbindung nachgegangen um festzustellen, in welchem Parameterbereich die Abweichungen von der Idealnahtform lagen und wie diese Unregelmäßigkeiten gegenwärtig in den Regelwerken DIN EN 25817 / 32 / und den DVS-Merkblättern 703 / 33 / und 705 / 34 / bewertet werden. Es wurde die Frage geklärt, inwieweit die Abstufungskriterien auf diese Verbindungsart zutreffend sind oder ob nicht durch die veränderte Wirkungsweise im Vergleich zum Kreuzstoß bestimmte Unregelmäßigkeiten unkritisch im Bezug auf die Ermüdungsfestigkeit gesehen werden können und andere in den Vordergrund treten.

Die geometrischen Unregelmäßigkeiten der Schweißverbindung lagen trotz einer Nahtüberhöhung und teilweiser Ungleichschenkligkeiten im Bereich der zulässigen Werte für Bewertungsgruppe B (höchste Anforderungen). Wobei nach Sichtprüfung der Schweißnähte die Ausführungsqualität bezogen auf die Kerbform nicht als besonders günstig einzustufen war. Die Versuchsergebnisse dokumentieren damit durchaus die betriebsübliche Ausführung mit einer ungünstigen Form der Einbrandkerben.



Bezüglich der Ermüdungsfestigkeit muß die Überschreitung der Nahtdicke im vorliegenden Fall nicht als abwertendes Kriterium gesehen werden. Die Nahtschiefe wirkt sich nur bedingt ermüdungsfestigkeitsmindernd aus, wenn dadurch der Kerbradius beeinflußt wird. Die Wirkung einer Nahtüberhöhung konnte in der Parameterstudie überprüft werden. Als ausschlaggebend für die Größe der Kerbspannung und damit für die Ermüdungsfestigkeit erwies sich der Kerbradius. Für den der Berechnung zugrundeliegenden ungünstigsten Wert von $\rho = 1 \text{ mm}$ hat die Nahtüberhöhung nur noch untergeordnete Bedeutung. Unter dieser Voraussetzung wurde für die untersuchten Nahtanstiegswinkel von 60° bis 90° keine nennenswerte Beeinflussung der Ermüdungsfestigkeit mehr festgestellt. Bei Unterstellung von real größeren Kerbradien im Nahtübergangsbereich kann dagegen die Nahtüberhöhung zu einer Minderung des Radius und ungünstigerem Nahtanstiegswinkel führen, was z.B. bei Stumpfnähten eine Abwertung zur Folge hat.

Im Versuch wurden durch zwischen den Stirnplatten angeordnete Unterlegscheiben einheitliche Lagerungsbedingungen geschaffen und damit der Einfluß der Klemmkräfte auf die Beanspruchung der Schraube und den Spannungsverlauf in der Platte eliminiert. Die Auswirkung von geometrischen Imperfektionen in Form des Vorverformungszustandes der Stirnplatte nach dem Schweißen auf das Tragverhalten der Verbindung ist in einer zukünftige Untersuchung zu prüfen.

Die Spannungskonzentration infolge der Wirkung der Schraubverbindung wurde bei den untersuchten Modellen experimentell und rechnerisch festgestellt und quantifiziert. Die Maximalspannung im Zugblech wurde im Bereich des Schweißnahtüberganges mit 12,5 % über dem rechnerischen Mittelwert der Zugspannung abgeschätzt. Für die Stirnplatte konnte bei den Proben mit 30 mm Stirnplatten im Bereich der Meßstellen ein geringerer Zuwachs von 6 %, bei 25 mm Stirnplatten von 4 % angesetzt werden.

Zur Übertragung dieser Werte auf praktische Anwendungsfälle, besonders bei Anschlüssen mit Breitflanschprofilen, sollten weitergehenden Untersuchungen im Stirnplattenbereich folgen. Zu klären sind dabei Einflüsse der globalen Anschlußgeometrie wie Stirnplattendicke und Abstand der Schrauben. Bei der Bemessung realer Stirnplattenverbindungen unter nicht ruhender Beanspruchung ist der Problematik der Spannungskonzentration Rechnung zu tragen. Der Maximalwert des Spannungshügels ist bei der Nennspannungsermittlung zu berücksichtigen.

Da die imperfekte Verbindung der praktische Anwendungsfall ist, kommt der Entwicklung gesicherter Berechnungsverfahren und Empfehlungen zur Behandlung der verschiedenen Einflüsse auf die Beanspruchung und die Ermüdungsfestigkeit sowohl der Schweißnaht als auch der Schraubverbindung große Bedeutung zu. Es ist notwendig, die Auswirkungen von geometrischer Form und Herstellungsbedingungen rechnerisch zu erfassen. Hierzu sind Parameterstudien erforderlich, die Abhängigkeiten aufzeigen und die verschiedenen Einflüsse isolieren und quantifizieren.

Denkbar wäre dann speziell für diese Verbindungsart eine Aussage über die Größe des zulässigen Schweißverzuges oder der Winkelabweichung im Rahmen der Regelwerke.

Zur Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit des Stirnplattenstoßes mit Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht wurden zwei Serien von Dauerschwingversuchen an zwei im Schweißzustand belasteten Modellen mit unterschiedlicher Stirnplattendicke unter schwellender Zugbeanspruchung ($R = 0$) durchgeführt. Es wurden je Serie sechs Proben, in einem Fall sieben, auf je vier verschiedenen Niveaus der Prüfspannung getestet, insgesamt wurden 49 Versuche durchgeführt.



Die Stirnplattendicken der Proben betragen $d = 25$ mm und $d = 30$ mm, die Zugblechdicke war mit $t = 12$ mm in beiden Fällen gleich. Die Wurzelspaltbreite (Steghöhe) betrug bei beiden Serien mit etwa $c = 4$ mm ein Drittel der Zugblechdicke.

Die Versuche zeigten, welche Stelle der Schweißverbindung für die Bemessung und Einstufung des T - Stoßes in Bezug auf die Ermüdungsfestigkeit maßgebend ist. Der Riß begann bei beiden Serien ausschließlich am Nahtübergang zur Stirnplatte. Der Nahtübergang zum Zugblech und die Nahtwurzel zeigten keine Brüche.

Für die beiden untersuchten Versuchsserien wurden die normierten Wöhlerkurven auf der Basis des Eurocode 3 / 14 / ermittelt, aus denen bei einer Lastspielzahl von $2 \cdot 10^6$ der Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit und bei $5 \cdot 10^6$ Lastspielen die Dauerfestigkeit an der Mittellinie des Streubandes bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{i}} = 50$ % abgeleitet wurde. Die Angabe der charakteristischen Werte erfolgte durch die Absicherung der Mittelwerte mit der zweifachen Standardabweichung für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,7 %.

Der Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Spannungsspielen wurde für die Verbindung mit 25 mm Stirnplatten mit $\Delta\sigma_C = 93$ N/mm², die Dauerfestigkeit mit $\Delta\sigma_D = 69$ N/mm² ermittelt. Für den Stirnplattenstoß mit 30 mm Plattendicke ergab sich der Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Spannungsspielen zu $\Delta\sigma_C = 89$ N/mm², die Dauerfestigkeit zu $\Delta\sigma_D = 65$ N/mm².

Der aus den Versuchswerten abgeleitete Neigungsexponent der Wöhlerlinie betrug im Mittel $m = 3,04$. Die in den aktuellen Regelwerken angegebene und auch bei der Auswertung verwendete Neigungsexponent der Wöhlerlinie für Längsspannungen von $m = 3$ bis zu einer Lastspielzahl von $5 \cdot 10^6$ wurde damit durch die Versuchsergebnisse bestätigt.

Die Streuungen lagen mit $T_S = 1:1,25$ auf einem Niveau, das für fachgerechte Schweißverbindungen unter einheitlichen Bedingungen typisch ist. Allerdings wurden die Ergebnisse auch bei Ansatz einer größeren Streubreite für betriebsübliche Verbindungen von ca. $T_S = 1:1,5$ bestätigt.

Anhand des Vergleiches der beiden Versuchsserien mit 25 und 30 mm dicken Stirnplatten wurde der Einfluß der Wanddicke festgestellt. Der Unterschied der ermittelten Ermüdungsfestigkeiten besteht exakt in dem Verhältnis $(25/d)^{0,25}$. Das in Eurocode 3 / 14 / verankerte Verfahren, das Wanddickenverhältnis mit der vierten Wurzel in den Nachweis einzuführen, hat sich hier als zutreffend herausgestellt. Die Abminderung der Ermüdungsfestigkeit bei Blechdicken > 25 mm mit der vierten Wurzel des Blechdickenverhältnisses wurde bestätigt.

Die Versuchsergebnisse zeigen, daß der Anriß in beiden Serien, selbst bei der biegesteiferen Stirnplatte mit 30 mm Dicke, bei etwa gleichem Spannungsniveau in beiden Nahtübergängen, am Nahtübergang zur Stirnplatte beginnt. Die Ermüdungsfestigkeit des zugblechseitigen Schweißnahtüberganges ließ sich durch diese Versuche nicht exakt feststellen, läßt sich aber durch den Vergleich zu den Angaben des Wöhlerlinienkataloges / 18 / abschätzen. Wenn der Bruch immer in der Stirnplatte auftrat, dann hat der Nahtübergang zum Zugblech eine wesentlich höhere Ermüdungsfestigkeit. Es kann davon ausgegangen werden, daß die Ermüdungsfestigkeit etwa auf dem Niveau des Kreuzstoßes mit Doppel-HV-Naht mit Doppelkehlnaht oder höher liegt. Damit ist davon auszugehen, daß die bisherige Einstufung für den Nahtübergang zum Zugblech, ausgehend vom Kreuzstoß, auch beim T-Stoß richtig ist.

Die nicht durchgeschweißte Wurzel hatte in den Versuchen keinen ermüdungsfestigkeitsmindernden Einfluß. Die für die Bemessung der Nahtwurzel maßgebenden Spannungen im Nahtquerschnitt waren dabei höher als es die Einstufung dieses Details bisher zuließ. Die Ermüdungs-



festigkeit der Nahtwurzel wäre für die vorliegende Verbindungsart somit wesentlich günstiger zu bewerten. Um zu genaueren Aussagen über die tatsächliche Ermüdungsfestigkeit bei Rißbeginn in der Nahtwurzel zu gelangen, sind Untersuchungen an Verbindungen mit geschliffenen Nahtübergängen denkbar.

Der numerische Teil der Untersuchungen lieferte Aussagen über die Auswirkung verschiedener Parameter auf die Beanspruchung der Verbindung im Bezug auf die globale Geometrie (Spannungskonzentration), sowie auch in den lokalen Bereichen der Nahtübergänge und der –wurzel.

Die Auswirkung der Größe der Wurzelkerbe auf die Ermüdungsfestigkeit wurde in einer Parameterstudie mit der FEM untersucht. Weiterhin wurden die Nahtüberhöhung und die Stirnplattendicke entsprechend den verwendeten Versuchskörpern variiert. Dabei wurden nach dem Kerbspannungskonzept von Radaj die Nahtübergänge und die Nahtwurzel mit dem Kerbradius von einheitlich $\rho = 1 \text{ mm}$ ausgerundet. Aus den Randspannungsverläufen der FE- Modelle ließen sich für die rißgefährdeten Stellen der Verbindung Kerbwirkungszahlen ableiten. Der Vergleich mit den von Radaj angegebenen Werten für diese Verbindungsart zeigte in Abhängigkeit vom Verhältnis der Wurzelspaltlänge zur Dicke des Zugbleches recht gute Übereinstimmungen. Abweichungen sind im wesentlichen auf Unterschiede in den Geometrie- und Lagerungsbedingungen der idealisierten Modelle nach Radaj zurückzuführen.

Daran anschließend ergab sich für die hier untersuchte Stelle des Nahtübergangs zur Stirnplatte die Möglichkeit zur Berechnung der örtlich ertragbaren Dauerfestigkeit. Es wurde die experimentell bestimmte Dauerfestigkeit mit der für diese Stelle ermittelten Kerbwirkungszahl multipliziert und so die örtlich ertragbare Werkstoffdauerfestigkeit des Details erhalten. Hier ergaben sich aufgrund des Eigenspannungszustandes geringere Werte als in / 29 / und / 45 / angegeben.

Die Berechnungsergebnisse zeigen, daß als Anrißorte primär die Nahtübergänge in Frage kommen. Der Ort der maximalen Kerbspannung wechselt bei zunehmender Wurzelschlitzlänge durch die damit verbundene Querschnittsschwächung von der Stirnplatte zum Zugblech. Bei der dünneren Stirnplatte mit 25 mm Dicke überwiegen die Biegespannungen an der Nahtübergangskerbe zur Platte noch bei der Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht. Bei dem Modell mit 30 mm Stirnplatten sind durch die geringeren Biegespannungen in der Platte die Spannungen im Zugblech schon im Modell ohne Wurzelkerbe etwa gleich groß.

In den Versuchen wurde die Dauerschwingfestigkeit im Nahtübergang zum Zugflansch nicht maßgebend. Hier stellt sich die Frage, inwieweit der Nahtübergang zum Zugflansch tatsächlich, wie im Versuch, in den Hintergrund tritt und bei welchem Verhältnis zwischen Stirnplatten- und Zugblechdicke diese Stelle wieder maßgebend wird. Denkbar wären weitere Untersuchungen mit anderen praxisüblichen Dickenverhältnissen.

Die Randspannungsverläufe zeigen, daß mit zunehmender Wurzelspaltlänge auch die Beanspruchung der Nahtwurzel zunehmen. Dennoch deutet sich selbst bei einer reinen Kehlnaht an, daß die Spannung in der Nahtwurzel geringer bleibt als die an der Oberfläche. Die nicht durchgeschweißte Wurzel hat keinen ermüdungsfestigkeitsmindernden Einfluß, solange sie keine merkliche Querschnittsschwächung hervorruft.

Das heißt, daß bei der untersuchten Verbindungsart der Bruch immer am Nahtübergang beginnt. Allerdings gilt das nur, solange die Kerbradien gleich sind. Da davon auszugehen ist, daß die tatsächlichen Radien an der Nahtoberfläche größer sind als im theoretischen Modell zugrunde-



gelegt, wurde der ungünstigste Fall für diese Stelle erfaßt. Um eine sichere Aussage über die Ermüdungsfestigkeit der Wurzel zu machen, ist zukünftig zu untersuchen, bei welchem Kerbradius im Nahtübergang zum Zugblech sich der Rißbeginn in der Nahtwurzel einstellt. Hier bieten sich wiederum Parameterstudien am vorgestellten Modell an. Die Ermittlung der auf die jeweiligen Versuchskörper zutreffenden Kerbwirkungszahlen für eine Berechnung der tatsächlichen örtlichen Spannungen erfordert eine exakte Vermessung der Nahtübergangsradien. Für eine gesicherte statistische Aussage wären dann 6 bis 10 Messungen jeder Serie nötig.

In diesem Zusammenhang ist eine Aussage über eine weitere Anhebung der Ermüdungsfestigkeit des T-Stoßes mit Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht, z.B. durch Nachbehandlung der Nahtoberfläche im kritischen Bereich der festgestellten Rißinitiierung, von Interesse, wenn sichergestellt werden kann, daß die Nahtwurzel nicht wieder ermüdungsfestigkeitsbestimmend wird.

Mit den Versuchsergebnissen aus der vorliegenden Untersuchung lassen sich folgende Vorschläge für die Einstufung der Verbindungsart in die Kerbfälle nach Eurocode 3 / 14 / unterbreiten:

Übergang Schweißnaht – Stirnplatte, Biegung in der Stirnplatte

Die Einstufung in Kerbgruppe 71 wurde mindestens bestätigt, es wird Kerbgruppe 80 vorgeschlagen.

Bei Zuordnung der Verbindungsart zu Detail 3 der Kategorie „Nichttragende Schweißnähte“ unter „Quernähte“ (Tab. 9.8.4) mit der Kerbgruppe 80 ist zu berücksichtigen, daß die Beanspruchung der Verbindung nicht exakt wiedergegeben wird. Die Einschränkung der Dicke des unbelasteten Bleches, im vorliegenden Fall das belastete Zugblech, von $t = 12$ mm dürfte hierbei entfallen.

Übergang Schweißnaht – Zugblech, Längskraft im Zugblech

Die Einstufung in der Kategorie „Tragende Schweißnähte“ unter „Verbindungen von sich kreuzenden Tragelementen“ in Konstruktionsdetail 1 (Tab. 9.8.5) Kerbgruppe 71 ist zu bestätigen.

Nahtwurzel, Beanspruchung quer zur Naht

Der Fall wird bei dieser Verbindungsart nicht maßgebend. Eine Einstufung in Kerbgruppe 36* für Spannungen σ_w in der Kategorie „Tragende Schweißnähte“ unter „Verbindungen von sich kreuzenden Tragelementen“ Konstruktionsdetail Detail 2 (Tab. 9.8.5) ist zu ungünstig.

Ausgehend von den vorliegenden Versuchsergebnissen kann eine Einstufung in Kerbgruppe 50 vorgeschlagen werden. Für eine allgemeingültige Aussage über die Ermüdungsfestigkeit der nicht durchgeschweißten Verbindung in Abhängigkeit vom Verhältnis Wurzelstegbreite zur Zugblechdicke sind weitergehende Untersuchungen an Verbindungen mit praxisüblichen Blechdickenverhältnissen durchzuführen.

Die Abminderung der Ermüdungsfestigkeit bei Blechdicken größer als 25 mm mit der vierter Wurzel des Blechdickenverhältnisses wurde bestätigt.



Die hier durchgeführten Untersuchungen beziehen sich auf den symmetrischen Fall der Stirnplattenverbindung. Für unsymmetrische Stirnplattenanschlüsse oder einseitige Verbindungen, wie sie bei nicht überstehenden Stirnplatten oder Flanschanschlüssen vorkommen, sind weitere Überlegungen nötig. Besonders für die differenzierten Lagerungsbedingungen, wie z.B. die erläuterte Vorkrümmung der Stirnplatte oder auch die Lagerung auf Beton sind weitere systematische Analysen bzw. begleitende FEM-Parameterstudien erforderlich.

Zur Eliminierung des Schweißverzuges und damit der Abstützkräfte wird die im Versuch verwendete Lagerung mit zwischengelegten Unterlegscheiben empfohlen.



10 Literatur

- /1/ Lacher, G., Kießlich, H. P.: *Literaturstudie zur Bemessung von hochfesten vorgespannten Schrauben der Güte 10.9 in Kopfplattenverbindungen unter äußerer Zugschwellbelastung*; Universität Hannover, Institut für Stahlbau, 1982
- /2/ Lacher, G.: *Vorgespannte Schraubenverbindungen bei Beanspruchung auf schwingenden Zug*; Schriftenreihe des Instituts für Stahlbau, Universität Hannover, Heft 11, 1982
- /3/ Lacher, G., Kießlich, H. P.: *Dauerschwingversuche als Grundlage zur Bemessung von hochfesten axial beanspruchten Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 in Kopfplattenverbindungen*; Forschungsbericht des Instituts für Stahlbau, Universität Hannover, 1984
- /4/ Lacher, G.: *Über den Einfluß der Abstützung auf exzentrisch schwingend beanspruchte vorgespannte Schrauben in Plattenverbindungen*; Stahlbau 6/1984, S. 165-173
- /5/ Lacher, G.: *Zeit- und Dauerfestigkeit von hochfesten Schrauben der Güte 10.9 unter axialem Zug, Ermittlung der Wöhlerlinien, 1. Teilprogramm: Feuerverzinkte Schrauben M 20*, Forschungsbericht, Universität Hannover, Institut für Stahlbau, 1985
- /6/ Lacher, G.: *Zeit- und Dauerfestigkeit von schwarzen feuerverzinkten hochfesten Schrauben M20 der Festigkeitsklasse 10.9 unter axialer Beanspruchung*; Bauingenieur 61, 1986, S. 227-233
- /7/ Lacher, G.: *Zur Bemessung von hochfesten vorgespannten Schrauben 10.9 auf Zug – ein Vergleich*, Der Stahlbau 2/1986, S. 41-50
- /8/ Lacher, G.: *Spannungskonzentration und Schwingfestigkeit der K-Schweißnaht einer Kopfplattenverbindung*; Festschrift Joachim Scheer, TU Braunschweig, März 1987
- /9/ Lacher, G.: *Dauerschwingversuche an axialbeanspruchten Schrauben 10.9 in T-Verbindungen*; Stahlbau 9/1987, S. 257-266
- /10/ Lacher, G., Hedenkamp, A.: *Parameterstudien zur Wirkungsweise von vorgespannten Kopfplattenverbindungen des Stahlbaus unter schwingender Biegung mit Hilfe der FEM*, Forschungsbericht, Institut für Stahlbau der Universität Hannover, 1992
- /11/ Hedenkamp, A.: *Zur wirklichkeitsnahen Berechnung von Stirnplattenstößen des Stahlbaus unter schwingender Biegemomentenbeanspruchung*, Schriftenreihe des Institutes für Stahlbau, Universität Hannover, Heft 15, 1992
- /12/ Lacher, G., Hedenkamp, A.: *Zeit- und Dauerfestigkeit von hochfesten vorgespannten Schrauben in Stirnplattenstößen, Teil I und II*, Stahlbau 62 (1993), Heft 8, S.241-249 und Heft 9, S. 253-261
- /13/ Lacher, G., Hedenkamp, A.: *Betriebsfestigkeit von hochfesten vorgespannten Schrauben in Stirnplattenstößen von Kranbahnen*, Stahlbau 63 (1994), Heft 11, S.343-346



- / 14 / *DIN V ENV 1993-1-1, Ausgabe:1993-04, Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten; Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln, Bemessungsregeln für den Hochbau; Deutsche Fassung ENV 1993-1-1:1992*
- / 15 / *DIN 4132, Ausgabe:1981-02 Kranbahnen; Stahltragwerke; Grundsätze für Berechnung, bauliche Durchbildung und Ausführung*
- / 16 / *DIN 15018, Ausgabe:1984-11 Krane; Grundsätze für Stahltragwerke; Berechnung*
- / 17 / *Oberegge, u. a.: Typisierte Verbindungen im Stahlhochbau; Stahlbau-Verlags-GmbH, Köln, 1974*
- / 18 / *Olivier, R., Ritter, W.: Wöhlerlinienkatalog für Schweißverbindungen aus Baustählen Teil 3: Doppel-T-Stoß (Kreuzstoß); DVS-Verlag Düsseldorf 1981*
- / 19 / *Radaj, D.: Gestaltung und Berechnung von Schweißkonstruktionen - Ermüdungsfestigkeit; Fachbuchreihe für Schweißtechnik Bd. 82, DVS-Verlag Düsseldorf 1985*
- / 20 / *Radaj, D., Möhrmann, W.: Kerbwirkung querbeanspruchter Schweißstöße; Schweißen und Schneiden 36 (1984) H.2, S. 57-63*
- / 21 / *Radaj, D.: Ermüdungsfestigkeit Grundlagen für Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau. Springer-Verlag, 1995*
- / 22 / *Radaj, D.: Lokale Konzepte des Betriebsfestigkeitsnachweises für Schweißkonstruktionen, DVS-Berichte Band 170, Schweißen und Schneiden 1995, S. 190-195*
- / 23 / *Haibach, E.: Betriebsfestigkeit, Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung, VDI-Verlag GmbH 1989*
- / 24 / *Haibach, E.: Betriebsfeste Bauteile, Springer-Verlag, Band 38 1992*
- / 25 / *Hobbacher, A.: Empfehlungen zur Schwingfestigkeit geschweißter Verbindungen und Bauteile, IIW-Dokument Xiii-1539-96 / XV-845-96, DVS-Verlag 1997*
- / 26 / *Hobbacher, A.: Fatigue design of welded joints and components, Recommendations of IIW Joint Working Group XIII-XV, IIW-Document Xiii-1539-96 / XV-845-96, Abington Publishing, Abington, Cambridge UK, 1996*
- / 27 / *Seeger, T.: Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise, Stahlbau Handbuch, Band 1 Teil B, Stahlbau-Verlagsgesellschaft mbH Köln, 1996*
- / 28 / *Neuber, H.: Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen, Konstruktion 20 H.7, 1968, S. 245-251*
- / 29 / *Seeger, T., Olivier, R., Kötten, V.B.: Schwingfestigkeitsnachweis für Schweißverbindungen auf der Grundlage örtlicher Beanspruchungen; Schweißverbindungen I; Abschlußbericht, Forschungskuratorium Maschinenbau e.V. FKM, VDMA Frankfurt 1989*



- /30/ Kötgen, V.B., Olivier, R., Seeger, T.: *Untersuchung zur Einbindung eines neuartigen Zeit- und Dauerschwingfestigkeitsnachweises von Schweißverbindungen aus Stahl in Regelwerke - Schweißverbindungen II, Forschungskuratorium Maschinenbau (FKM), Frankfurt, Forschungsheft 180, 1994*
- /31/ EKS Technische Kommission 6 - *Ermüdung: Empfehlungen für die Bemessung und Konstruktion von ermüdungsbeanspruchten Stahlbauten, SZS Schweizerische Zentralstelle für Stahlbau 1987*
- /32/ DIN EN 25817, Ausgabe:1992-09, *Lichtbogenschweißverbindungen an Stahl; Richtlinie für die Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten (ISO 5817:1992); Deutsche Fassung EN 25817:1992*
- /33/ Merkblatt DVS 0703, *Bewertung von Stumpf- und Kehlnähten nach EN 25817/ISO 5817, Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Düsseldorf 1993*
- /34/ Merkblatt DVS 0705, *Empfehlungen zur Auswahl von Bewertungsgruppen nach DIN EN 25817 und ISO 5817 Stumpfnähte und Kehlnähte an Stahl, Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Düsseldorf 1994*
- /35/ Neumann, A.: *Vorschlag zur Berechnung von Schweißnähten unter Berücksichtigung von DIN EN 25817 im nicht geregelten Bereich, Schweißen und Schneiden 45, 1993, Heft 10, S.552-559*
- /36/ Neumann, A.: *Wirtschaftliche Gestaltung von schwingend belasteten Schweißkonstruktionen aus Stählen (unter Berücksichtigung von Bewertungsgruppen der Schweißverbindungen nach DIN EN 25817), DVS-Berichte Band 170, Schweißen und Schneiden 1995, S. 200-206*
- /37/ Gosch, T., Petershagen, H.: *Einfluß von Einbrandkerben auf die Schwingfestigkeit von Stumpfnähten, Schweißen und Schneiden 49, Heft 3, 1997, S. 158-163*
- /38/ Drescher, G., Ruge, J.: *Der Kreuzstoß spezieller Sondergüte mit der Dauerfestigkeit des Stumpfstoßes in Sondergüte, Schweißen und Schneiden 37 (1985), Heft 4, S. 149-156*
- /39/ Weinreich, M.: *Ermüdung von Schweißverbindungen hochfester Stähle in Off-shore-Konstruktionen, Schweißen und Schneiden 46, 1994, Heft 11, S.565-566*
- /40/ Anthes, R.J., Kötgen, V.B., Seeger, T.: *Kerbformzahlen von Stumpfstoßen und Doppel-T-Stößen, Schweißen und Schneiden 45, 1993, Heft 12, S.685-688*
- /41/ Anthes, R.J., Kötgen, V.B., Seeger, T.: *Einfluß der Nahtgeometrie auf die Dauerfestigkeit von Stumpf- und Doppel-T-Stößen, Schweißen und Schneiden 46, 1994, Heft 9, S.433-436*
- /42/ Kosteas, D. und Ondra, R.: *Imperfektionen in Aluminiumschweißverbindungen - Einfluß auf die Betriebsfestigkeit; In VDI-Berichte Nr. 770, Tagungsbericht: Schäden in der Verbindungstechnik, VDI-Verlag Düsseldorf, 1989, S. 43-75*
- /43/ Radaj, D.: *Schwingfestigkeit von Biegeträgern mit Quersteife nach dem Kerbgrundkonzept, Stahlbau 8 (1985), S. 243-249, 12 (1985), S. 384*



- /44/ Radaj, D., Sonsino, C. M., Flade, D.: *Vorhersage der Betriebsfestigkeit eines geschweißten Rohrknötens auf der Basis lokaler Konzepte, DVS-Berichte, Fortschritte bei der Konstruktion und Berechnung geschweißter Bauteile, DVS-Berichte Band 187, DVS-Verlag Düsseldorf 1997, S. 114-120*
- /45/ Olivier, R., Köttgen, V.B., Seeger, T.: *Schweißverbindungen II, Bericht FB-14 /1989, Fachgeb. Werkstoffmechanik TH Darmstadt 1989*
- /46/ Köttgen, V. B., Olivier, R., Seeger, T.: *Schwingfestigkeitsanalyse für Schweißverbindungen auf der Grundlage örtlicher Beanspruchungen, DVS-Berichte 133, DVS-Verlag Düsseldorf 1991, S. 75-84*
- /47/ Köttgen, V. B., Olivier, R., Seeger, T.: *Der Schaden an der großen Windkraftanlage GROWIAN Schwingfestigkeitsanalyse der versagenskritischen Schweißverbindungen, Konstruktion 45, 1993, S. 1-9*
- /48/ Seeger, T., Amstutz, H.: *Betriebsfestigkeitsnachweise für Schweißverbindungen auf der Grundlage örtlicher Konzepte“, DVS-Berichte, Fortschritte bei der Konstruktion und Berechnung geschweißter Bauteile, DVS-Berichte Band 187, DVS-Verlag Düsseldorf 1997, S. 190-208*
- /49/ DASt Ri 014: *Empfehlungen zur Vermeidung von Terrassenbrüchen in geschweißten Konstruktionen aus Baustahl*
- /50/ DIN EN 10025, Ausgabe: 1994-03, *Warmgewalzte Erzeugnisse aus unlegierten Baustählen; Technische Lieferbedingungen (enthält Änderung A1:1993) Deutsche Fassung EN 10025:1990*
- /51/ DIN 18800 Teil 7, Ausgabe: 1983-05, *Stahlbauten; Herstellen, Eignungsnachweise zum Schweißen*
- /52/ Maennig, W.W.: *Das Abgrenzungsverfahren, eine kostensparende Methode zur Ermittlung von Schwingfestigkeitswerten – Theorie, Praxis und Erfahrungen; Materialprüfung 19, 1977, Nr. 8, S. 280-289*
- /53/ ANSYS Users Manual, Revision 5.3, 1996
- /54/ Rossow, E.: *Eine Einfache Rechenschiebernäherung an die den normal scores entsprechenden Prozentpunkte, Qualitätskontrolle 9 (1964) Nr.12, S.146/147*
- /55/ DIN 50100, Ausgabe:1978-02, *Werkstoffprüfung; Dauerschwingversuch, Begriffe, Zeichen, Durchführung, Auswertung*
- /56/ DIN EN 10164, Ausgabe:1993-08, *Stahlerzeugnisse mit verbesserten Verformungseigenschaften senkrecht zur Erzeugnisoberfläche; Technische Lieferbedingungen; Deutsche Fassung EN 10164:1993*



11 Verzeichnisse

11.1 Abbildungen

Abbildung 1: T-Modell der Stirnplatte	2
Abbildung 2: Kraftfluß im Kreuzstoß	3
Abbildung 3: Kraftfluß im T-Stoß	4
Abbildung 4: Maßgebende Schnitte für die Berechnung der Nennspannungen am T-Stoß	12
Abbildung 5: Konstruktionsdetail 2 in „Verbindungen von sich kreuzenden Tragelementen“ Eurocode 3 / 14 / Kerbgruppe 36*	12
Abbildung 6: Konstruktionsdetail 1 in „Verbindungen von sich kreuzenden Tragelementen“ Eurocode 3 / 14 / Kerbgruppe 71	13
Abbildung 7: Konstruktionsdetail 3 in „Nichttragende Schweißnähte“ Eurocode 3 / 14 / Kerbgruppe 80 bzw. 71	13
Abbildung 8: Konstruktionsdetails Nr. 413 und Nr. 414 in „Kreuzstöße und / oder T-Stöße“ IIW-Empfehlungen / 25 /	14
Abbildung 9: Konstruktionsdetail Nr. 511 in „Unbelastete Anschweißteile“ IIW-Empfehlungen / 25 /	14
Abbildung 10: Bemessungswert der Spannung bei Rißausbreitung im Grundwerkstoff	19
Abbildung 11: Beanspruchung der Stirnplatte: Modus 3 nach Eurocode 3 / 14 /	19
Abbildung 12: Beanspruchung der Stirnplatte: Modus 1 nach / 14 /	20
Abbildung 13: Spannungshügel im Bereich der Stirnplatte	21
Abbildung 14: Lage der Kontaktzone für unterschiedlich vorverformte Stirnplatten (konvex, plan, konkav)	22
Abbildung 15: Konturmodell des T-Stoßes nach / 19 /	24
Abbildung 16: Abmessungen des T-Modells in Anlehnung an den Stirnplattenregelstoß IH3A für das Profil HEA 240 / 17 /	26
Abbildung 17: Werkstattzeichnung, erste Serie: Stirnplatten 30 mm	31
Abbildung 18: Werkstattzeichnung, zweite Serie: Stirnplatten 25 mm	32
Abbildung 19: MAG-Schweißen der Rohlinge mittels Automaten	33
Abbildung 20: Lagenaufbau der Schweißnaht	34
Abbildung 21: Vorgegebene Idealform der Schweißnaht	37
Abbildung 22: Vermessung der Schweißnaht	37
Abbildung 23: Feinschliff des Probekörpers im Schweißnahtbereich, Stirnplatte $t = 25$ mm	39
Abbildung 24: Feinschliff des Probekörpers im Schweißnahtbereich, Stirnplatte $t = 30$ mm	40
Abbildung 25: Lagerung der Stirnplatten mit zwischengelegten Unterlegscheiben	41
Abbildung 26: Proben in der Prüfmaschine	42
Abbildung 27: Versuchsaufbau Ermüdungsversuche, Einbauzustand der Proben	42
Abbildung 28: Anordnung der Dehnmeßstreifen auf dem Probekörper – Zugblech	44
Abbildung 29: Anordnung der Dehnmeßstreifen auf dem Probekörper – Stirnplatte	44
Abbildung 30: Anordnung der Dehnmeßstreifen auf dem Probekörper – Seitenansicht	45
Abbildung 31: Applizierte Dehnmeßstreifen auf dem Probekörper - Zugblech	45
Abbildung 32: Applizierte Dehnmeßstreifen auf dem Probekörper – Stirnplatte Oberseite	46
Abbildung 33: Applizierte Dehnmeßstreifen auf dem Probekörper – Stirnplatte Unterseite	46
Abbildung 34: Spannungswerte bei einer periodischen Beanspruchung, allgemeine Darstellung	47
Abbildung 35: Spannungshorizonte der periodischen sinusförmigen Zugschwellbelastung mit $R = 0$	47



Abbildung 36: 3D Volumenelement SOLID45 / 53 /	52
Abbildung 37: Kontaktelement CONTAC49 / 53 /	53
Abbildung 38: Achtelmodell des Stirnplattenstoßes	54
Abbildung 39: Vernetzung der Grundmodells, Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht	55
Abbildung 40: Idealisierung der Nahtgeometrie	56
Abbildung 41: Ausrundung der Nahtübergangsbereiche mit dem Kerbradius $\rho = 1$ mm und Simulation der Nahtüberhöhung	57
Abbildung 42: Variation der Schweißnahtüberhöhung und der Wurzelkerbe im Berechnungsmodell	58
Abbildung 43: Submodell DHV- und Doppelkehlnaht mit Wurzelkerbe $c/2 = 0$ mm	58
Abbildung 44: Submodell DHY- und Doppelkehlnaht mit Wurzelkerbe $c/2 = 2$ mm	59
Abbildung 45: Submodell Doppelkehlnaht mit Wurzelkerbe $c/2 = 4$ mm	59
Abbildung 46: Spannungshügel im Bereich der Stirnplatte	63
Abbildung 47: Typischer Rißverlauf an Probekörpern beider Serien	72
Abbildung 48: Rißverlauf in der Stirnplatte 25 mm, 3-fach vergrößert	72
Abbildung 49: Rißverlauf, 30-fach vergrößert	73
Abbildung 50: Ungeschädigter Wurzelbereich der gleichen Probe, 30-fach vergrößert	73
Abbildung 51: Hauptspannungsverlauf am Grundmodell mit Wurzelkerbe, Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht	86
Abbildung 52: Vergleichsspannungsverlauf am Grundmodell mit Wurzelkerbe	87
Abbildung 53: Haupt- und Vergleichsspannungen σ_1 (links) und σ_v (rechts) im Nahtbereich, Doppel-HV- und Doppelkehlnaht ohne Wurzelkerbe, Stirnplatten 30 mm	88
Abbildung 54: Haupt- und Vergleichsspannungen σ_1 und σ_v im Nahtbereich, Doppel-HV- und Doppelkehlnaht ohne Wurzelkerbe, Stirnplatten 25 mm	88
Abbildung 55: Haupt- und Vergleichsspannungen σ_1 und σ_v im Nahtbereich, Doppel-HY- und Doppelkehlnaht mit Wurzelkerbe $c/2 = 2$ mm, Stirnplatten 30 mm	89
Abbildung 56: Haupt- und Vergleichsspannungen σ_1 und σ_v im Nahtbereich, Doppel-HY- und Doppelkehlnaht mit Wurzelkerbe $c/2 = 2$ mm, Stirnplatten 25 mm	90
Abbildung 57: Haupt- und Vergleichsspannungen σ_1 und σ_v im Nahtbereich, Doppelkehlnaht mit Wurzelkerbe $c/2 = 4$ mm, Stirnplatten 30 mm	90
Abbildung 58: Haupt- und Vergleichsspannungen σ_1 und σ_v im Nahtbereich, Doppelkehlnaht mit Wurzelkerbe $c/2 = 4$ mm, Stirnplatten 25 mm	91
Abbildung 59: Definition der Geometrie der Versuchskörper	114

11.2 Diagramme

Diagramm 1: Spannungsvergleich zwischen Grund- und Submodell	60
Diagramm 2: Laststufen und Ergebnisse der Spannungsmessung an der Meßstelle 3 (Oberseite der Stirnplatte)	62
Diagramm 3: Verlauf der am Zugblech gemessenen Spannungen σ_1 und σ_v : 1. bis 3. Reihe der Meßstellen	64
Diagramm 4: Verlauf der am Zugblech gemessenen Spannungen σ_1 und σ_v in Schweißnahtnähe: 1. Reihe im Vergleich zu berechneten Werten	64



Diagramm 5: Spannungsgradient im Zugblech und Extrapolation auf den Schweißnahtbereich	65
Diagramm 6: Verlauf der an der Stirnplatte gemessenen Spannungen σ_1 und σ_V – Oberseite (Zugspannungen)	66
Diagramm 7: Verlauf der an der Stirnplatte gemessenen Spannungen σ_1 und σ_V – Unterseite (Druckspannungen)	66
Diagramm 8: Vergleich der an der Stirnplatte gemessenen Spannungen σ_1 und σ_V und des Spannungsverlaufes im Berechnungsmodell	67
Diagramm 9: Ermittlung des Spannungsgradienten der Hauptspannung an der Stirnplattenoberfläche zur Extrapolation der im Kerbbereich wirksamen Nennspannung	68
Diagramm 10: Statistische Auswertung der Schwingspielzahlen im Wahrscheinlichkeitsnetz für Serie 1	77
Diagramm 11: Statistische Auswertung der Schwingspielzahlen im Wahrscheinlichkeitsnetz für Serie 2	78
Diagramm 12: Statistische Auswertung der Streuspannen T_S zum Ableiten der Wöhlerlinienstreubänder	79
Diagramm 13: Wöhlerlinienstreuband Serie 1: Stirnplatten $d = 30$ mm mit Berücksichtigung der Spannungskonzentration in der Stirnplatte	82
Diagramm 14: Wöhlerlinienstreuband Serie 2: Stirnplatten $d = 25$ mm mit Berücksichtigung der Spannungskonzentration in der Stirnplatte	83
Diagramm 15: Vergleich der Versuchsergebnisse mit dem Wöhlerlinienstreuband des im Schweißzustand belassenen Kreuzstoßes mit Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht für $R = 0$ nach / 18 / (Darstellung bezogen auf die Spannungsschwingbreite)	85
Diagramm 16: Randspannungsverläufe (Hauptspannungen) an den Nahtübergängen und der Wurzel: Vergleich Doppel-HV-Naht und Doppelkehlnaht, Doppel-HY-Naht und Doppelkehlnaht, Doppelkehlnaht; Stirnplatten 25 mm	92
Diagramm 17: Randspannungsverläufe (Hauptspannungen) an den Nahtübergängen und der Wurzel: Vergleich Doppel-HV-Naht und Doppelkehlnaht, Doppel-HY-Naht und Doppelkehlnaht, Doppelkehlnaht; Stirnplatten 30 mm	93
Diagramm 18: Randspannungsverläufe (Hauptspannungen) an den Nahtübergängen und der Wurzel: Vergleich der Nahtanstiegswinkel; DHY- und Doppelkehlnaht, Stirnplatten 25 mm	94
Diagramm 19: Randspannungsverläufe (Hauptspannungen) an den Nahtübergängen und der Wurzel: Vergleich der Nahtanstiegswinkel; DHY- und Doppelkehlnaht, Stirnplatten 30 mm	95

11.3 Tabellen

Tabelle 1: Teilsicherheitsbeiwert γ_{Mf} für den Nachweis der Ermüdungsfestigkeit nach Eurocode 3 / 14 /	15
Tabelle 2: Mechanische Eigenschaften der in der ersten Versuchsserie verwendeten Bleche	27
Tabelle 3: Ergebnisse der mechanisch-technologischen Untersuchung (Z-35-Prüfung) der Stirnplatten 30 mm	27



Tabelle 4:	Mechanische Eigenschaften der in der zweiten Versuchsserie verwendeten Bleche	28
Tabelle 5:	Ergebnisse der mechanisch-technologischen Untersuchung (Z-35-Prüfung) der Stirnplatten 25 mm	28
Tabelle 6:	Chemische Zusammensetzung der im Versuchsprogramm verwendeten Bleche	29
Tabelle 7:	Mechanische Eigenschaften der im Versuchsprogramm verwendeten hochfesten Schrauben 10.9	29
Tabelle 8:	Chemische Zusammensetzung der im Versuchsprogramm verwendeten hochfesten Schrauben 10.9	30
Tabelle 9:	Schweißprotokoll, erste Serie: Stirnplatten 30 mm	34
Tabelle 10:	Lagenaufbau, erste Serie: Stirnplatten 30 mm	35
Tabelle 11:	Schweißprotokoll, zweite Serie: Stirnplatten 25 mm	35
Tabelle 12:	Lagenaufbau, zweite Serie: Stirnplatten 25 mm	36
Tabelle 13:	Vergleich der gemessenen Nahtgeometrie mit den zulässigen Werten nach DIN EN 25817 / 32 / zur Einstufung in die Bewertungsgruppe B	39
Tabelle 14:	Im Meßversuch verwendete Dehnmeßstreifen	43
Tabelle 15:	Ergebnisse der Dauerschwingversuche: erste Versuchsreihe: Stirnplatten t = 30 mm	49
Tabelle 16:	Ergebnisse der Dauerschwingversuche: zweite Versuchsreihe: Stirnplatten t = 25 mm	50
Tabelle 17:	Variation der Parameter im Berechnungsmodell	61
Tabelle 18:	Spannungen in den maßgebenden Schnitten der Schweißverbindung unter Berücksichtigung der Spannungskonzentration; erste Serie	70
Tabelle 19:	Spannungen in den maßgebenden Schnitten der Schweißverbindung unter Berücksichtigung der Spannungskonzentration; zweite Serie	71
Tabelle 20:	Ermittlung des Neigungsexponenten m der Wöhlerlinien der Serien 1 und 2 anhand der Versuchsergebnisse	76
Tabelle 21:	Ergebnisse der Dauerschwingversuche der Serien 1 und 2, Streuspannen T_S und T_N , spannungsbezogene Standardabweichung s, Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C,50\%}$ bei $2 \cdot 10^6$ Lastspielen	80
Tabelle 22:	Ergebnisse der Dauerschwingversuche der Serien 1 und 2 bei Auswertung der Gesamtheit der Versuchsergebnisse im Vergleich zu Erfahrungswerten / 23 /, Streuspannen und Standardabweichung	81
Tabelle 23:	Ermittlung der Kerbwirkungszahlen K_f	97
Tabelle 24:	Vergleich der berechneten Kerbwirkungszahlen mit Werten nach Radaj / 19 /	97
Tabelle 25:	Ermittlung der örtlichen Werkstoffdauerfestigkeiten im Vergleich mit Werten nach Olivier, Köttgen, Seeger / 29, 45 /	99
Tabelle 26:	Gemessene Geometriedaten der Probekörper: Stirnplatten 30 mm	115
Tabelle 27:	Gemessene Geometriedaten der Probekörper: Stirnplatten 25 mm	116
Tabelle 28:	Schweißnahtgeometrie der Probekörper: Stirnplatten 30 mm	117
Tabelle 29:	Schweißnahtgeometrie der Probekörper: Stirnplatten 25 mm	118



12 Anhang

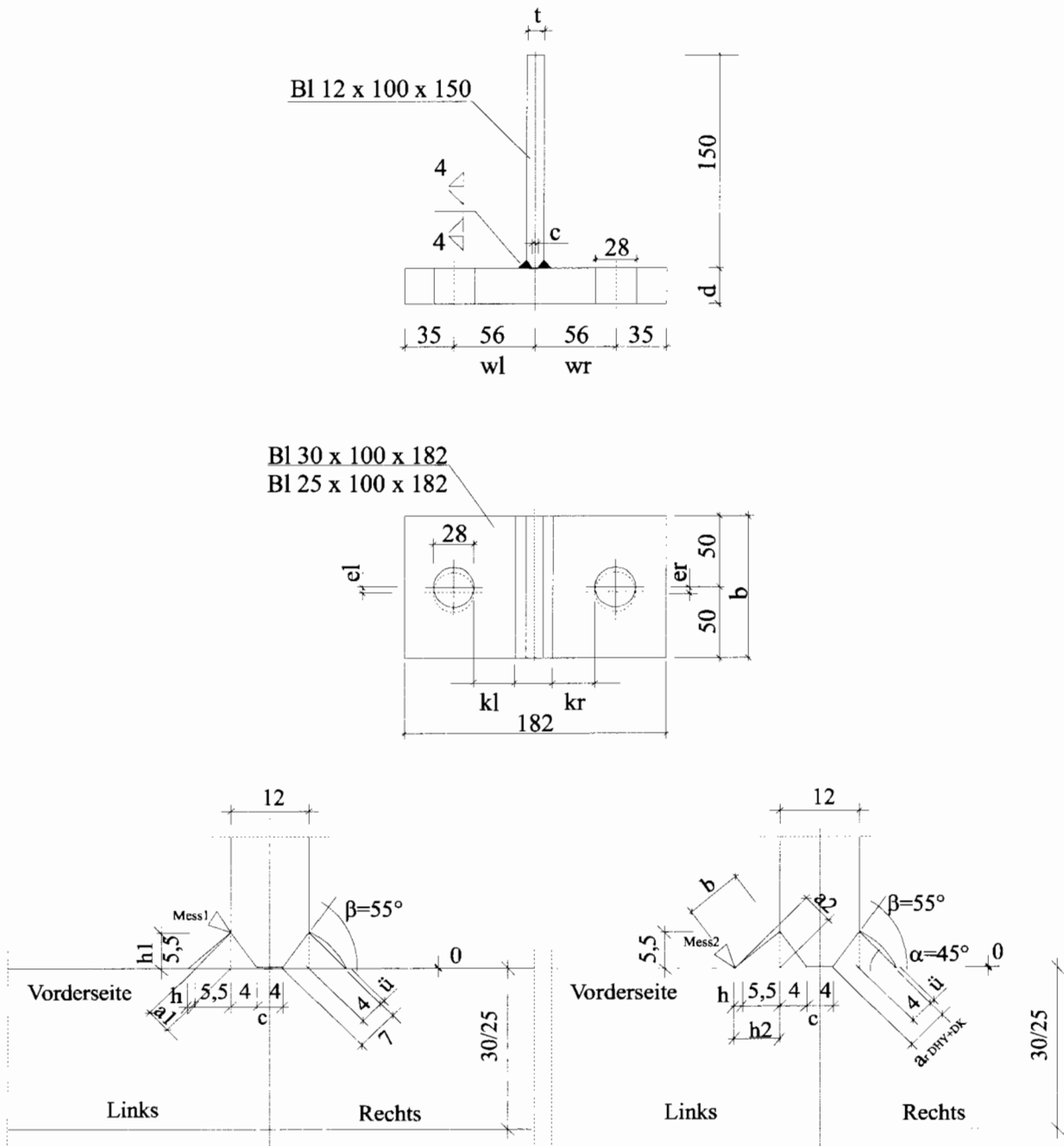


Abbildung 59: Definition der Geometrie der Versuchskörper



Geometriedaten Probekörper Stirnplatten 30 mm

[mm]		links										rechts									
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	13	14	20	21	25	26	32	33	37	39	40	44
Probe	Breite	Stirnplatte	Flansch	Exzentrizitäten Schrauben			Lochrand Nahtbeginn		Kehlnahtdicke		Kehlnahtdicke + Überhöhung		Kehlnahtdicke		Kehlnahtdicke + Überhöhung		Win- kel [°]	Bruch in Ver- such	Bruch- last [kN]	Rißsort	
b	d	t	el	er	wl	wr	kl	kr	a1	a2	a+ü1	a+ü2	a1	a2	a+ü1	a+ü2	φ	Po			
Soil	100	30	12	0	0	56	56		4	4	0	0	4	4	0	0	90		240		
V	99	30	12	-0,5	0	55,8	26,5	28,3	5,3	6,5	6,3	8	6,5	5,3	8	7,3	90,5		240		
DT; 3	102	30	12	0	0	57	55		5,4	5,7	6,5	6,3	6,3	5,7	6,6	6,2	90,1	II/6+7	243	r	
DT; 4	103	30	12	-0,5	-1,5	56	56		5,4	5,5	6	6,4	6	5,4	7,2	6,6	90	II/6+7	243	r	
DT; 5	10	30	12	0	0	56	56		6	5			6	5,5			90	II/2	243	r	
DT; 6	100	30	12	-3	-4	55	58	27	6,6	5,8	7,5	7	6	5,8	7,5	6,7	89	II/4	243	I	
DT; 8	101	30	12	-2,5	-2,5	58,5	53	31	5,8	5,3	6,4	6,3	5,6	5,7	7	6,8	89,3	II/2	133	r	
DT; 29	100	30	12	1,5	1	56	55	28	6	5	6,6	5,7	5,1	5,2	6,2	6,5	89	II/6	133	I	
DT; 30	100	30	12	1,5	1	56	56	28	6,2	5,9	5,8	5,7	6,6	5,5	6,9	6,2	89	II/5	133	I	
DT; 45	100	30	12	-2	-2	56	56	28	6	5,6	6,5	5,6	5,5	5,6	6,3	6,4	88,67	III/4D	103	r+d	
DT; 46	100	30	12	-2	-2	58	54	31	5,9	5	7,3	6	5,3	5,4	6	6,3	90,1	III/3	103	I	
T; 2	99	30	12	0,25	-0,5	55	56		7,2	5,3	8	6,9	6	6,4	7,2	7,4	89,6	I/3	243	I+r	
T; 7	101	30	12	-1,5	-2,5	55	57	27	6,2	5,9	7	6,3	6	5,8	7,1	8,3	88,5	II/4	133	r	
T; 43	101	30	12	1,5	1,5	55	56	28,5	6,5	5,5	7,2	6,8	5,5	5,2	6,6	6,2	89,3	III/5	103	r	
T; 44	101	30	12	0,5	0,5	57,5	55	29	5	5,8	6	7	6	5,2	7,5	6	90,3	III/6	103	r	
T; 47	99	30	12	0,5	0,5	56	56	28,5	6,4	5,6	7	7,2	5,8	6	7	7,8	90,6	I/5	243	r	
T; 48	100	30	12	-4	-3	54	58		5	6,5	6,2	7,8	6,2	5,6	7,2	7	89,5	I/1	243	I	
T; 49	100	30	12	-1	-1	54	58	26	5,2	5,8	7	7,4	6,2	5,2	7,4	6,5	90,53	III/1	103	r	
T; 50	100,5	30	12	0,75	0,75	57	55	29,5	6,4	4,8	7,5	6,4	5,8	5,4	7	6,2	90,3	III/2	103	I	
T; 51	101	30	12			56	56	28	6,2	5,4	7,8	6,5	5,5	5,9	6,6	7,4	89,9	II/3	133	I+r	
T; 53	99	30	12	-1	-1	56	55	29	6,3	5,2	7	7	4,8	6,6	6,6	7,5	89,7	II/1	133	r	
T; 19	100	30	12	-1	0	55	57	27	6,2	5,5	7	7	5	5,6	6,6	7,5	90	IV/6	97	r	
T; 24	100	30	12	0	0	58	55	29	6,2	6	7	7	5	5	6,6	7,5	90	IV/5	97	I	
T; 20	100	30	12	1	-1	57	55	29	6,2	5,5	7	7	5	5,5	6,6	7,5	90	IV/4	97	r	
T; 23	100	30	12	-0,5	-1	57	55	29,5	6,3	5,2	7	7	5	5,2	6,6	7,5	90	IV/3	97	I	
T; 21	101	30	12	-0,5	-1	58	55	30	6,3	5,2	7	7	5	6	6,6	7,5	90	IV/2	97	I	
DT; 22	101	30	12	-1	-1	55	57	27,5	6,3	5,2	7	7	5	6	6,6	7,5	90	IV/1	97	r	

Tabelle 26: Gemessene Geometriedaten der Probekörper: Stirnplatten 30 mm



Geometriedaten Probekörper Stirnplatten 25 mm

[mm]		links										rechts													
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	13	14	20	21	25	26	32	33	37	39	40	44		
Probe	Breite	Stirnplatte	Flansch	Exzentrizitäten Schrauben				Lochrand Nahtbeginn		Kehlnahtdicke		Kehlnahtdicke + Überhöhung		Kehlnahtdicke		Kehlnahtdicke + Überhöhung		Win- kel [°]		Bruch in Ver- such		Bruchlast [kN]		Rißort	
	b	d	t	el	er	wl	wr	kl	kr	a1	a2	a+ü1	a+ü2	a1	a2	a+ü1	a+ü2	φ	Po						
Soll	100	25	12	0	0	56	56			4	4	0	0	4	4	0	0	90							
T; 1	100	25	12			56	56	29	28,5	5	4,9	5,5	4,8	4,4	5,2	4,8	5,3	90	173	II/2					I
T; 2	100	25	12			56	56	28,5	28	5,1	5	5,6	5,3	4,7	5,4	4,8	5,2	90	173	I/1					I
T; 3	100	25	12	0	0	56	56	28,5	28	5,3	5	5,9	5,2	5,2	5,2	4,8	5,3	90	93	II D					d
T; 4	100	25	12	0	0	56	56,5	29	29	5,2	4,4	5,7	5	5	5	5,2	4,8	90	93	II D					d
T; 5	100	25	12	-0,5	-0,5	56	56	29	29	5,2	4,5	5,2	4,5	5,2	4,9	5,4	5,2	90	123	III/1					I
T; 6	100	25	12	0	0	56	56	29,5	29,5	5,3	4,4	6	4,6	5,4	4,6	5,6	4,6	90	123	III/2+3					I
T; 9	99	25	12	-0,5	-0,5	56	56	30	29	5,6	4,1	6,2	4,5	5,6	5,3	6,2	5,6	90	109	IV/1					I
T; 10	101	25	12	-0,5	-0,5	56	56	30	28	5,2	4,3	5,8	4,4	5	4,6	5,5	5,8	90	109	IV/2					I
DT; 11	100	25	12			56	56	28	27	4,9	5,3	5,8	5,3	4,3	6,6	4,8	7	90,5	173	I/5					I
DT; 12	100	25	12			56	56	28,5	27,5	5	5	6	5,4	5	5,6	5,3	5,8	90	173	I/3					I
DT; 13	100	25	12			56	56	28	27,5	4,7	5,4	5	5,5	4,1	6,2	4,4	6,6	90,5	173	I/6					I
DT; 14	100	25	12			56	56	28	28	5,2	5	5,8	5,2	4,8	5,3	5,4	5,6	90	173	I/4					I
DT; 15	100	25	12			56	56	29	27	5	4,8	5,5	4,7	4,5	6	4	5,8	90,5	93	II D					d
DT; 16	100	25	12			56	56	28,5	27,5	5,4	5	6	5	5,2	5,9	5,3	5,8	90	93	II D					d
DT; 17	100	25	12			56	56	29	27	5,2	5	5,7	5	5	6	5,3	5,8	91	93	II D					d
DT; 18	100	25	12			56	56	28,5	27	5,4	5,2	6,5	5,4	5,1	5,6	5,8	5,5	90	93	II D					d
DT; 19	100	25	12	0,5	0,5	56	56	29	26	5	5	5,8	5,5	4,4	6,1	5	6	91,2	123	III/4					I
DT; 20	100	25	12	0	0	56	56,5	29	27	5,2	5	6	5,6	5,1	6,2	5,8	6	89,5	123	III/6					I
DT; 21	99,7	25	12	0	0	56	56,5	29	27	4,8	5	5,6	5	4,5	6	4,8	5,8	91,3	123	III/2+3					I
DT; 22	99,7	25	12	0	0	56	56	28,5	27	5	5	6	5,2	5,2	6,2	6	6	89,5	123	III/5					I
DT; 27	99,5	25	12	0,5	0,5	55,5	56	29	27	4,8	5,2	5,2	5,3	4,2	6	4,8	7	91	109	IV/5					I
DT; 28	99,5	25	12	-0,5	-0,5	56	56	29	27	4,5	5,2	5,6	5,5	4,9	5,6	5,4	6,5	91	109	IV/6					r
DT; 29	99	25	12	0,5	0,5	56	56	29	27	5,2	5,2	5,7	5,7	4,8	5,8	5,4	5,7	91	109	IV/3					I
DT; 30	99	25	12	0,5	0,5	55	56	29	28	5,2	4,9	5,5	6	5	5,5	5,7	5,8	91	109	IV/4					I

Tabelle 27: Gemessene Geometriedaten der Probekörper: Stirnplatten 25 mm



Geometriedaten Nahtgeometrie Stirnplatten 30 mm

[mm]	links													rechts																	
	11	12	13	14	15	16	17	18	18	19	20	21	23	24	25	26	27	28	17	18	30	31	32	33	35	36	44				
Probe	Lochrand Nahtbeginn	Kehlnaht- dicke	Kehlnaht- schenkel	Nahtschiefe	Naht- dicke min	Naht- breite	Kehlnaht- dicke + Überhöhung	Überhöhung	Nahtschiefe	h	h1	h2	h	zul. h	a	a1	a2	Kehlnaht- schenkel	Nahtschiefe	h	h1	h2	h	zul. h	a	b	Naht- breite	Kehlnaht- dicke + Überhöhung	Überhöhung	Rißort	
Soll	30,3	30,3	4	4	5,7	5,7	0,0	2,1	4,0	8,0	0	0	0,0	1,8	4	4	5,7	5,7	0,0	1,5											
V	26,6	28,4	5,3	6,5	7,5	9,2	1,7	2,3	5,3	10,6	6,3	8	1,3	2,1	6,5	5,3	9,2	7,5	1,7	2,7	7,7	15,4	8	7,3	1,8	2,5					
DT: 3	28,9	26,9	5,4	5,7	7,6	8,1	0,4	2,3	5,4	10,8	6,5	6,3	0,9	2,1	6,3	5,7	8,9	8,1	0,8	2,4	5,7	11,4	6,6	6,2	0,4	2,1	r				
DT: 4	28,2	28,4	5,4	5,5	7,6	7,8	0,1	2,3	5,4	10,8	6	6,4	0,8	2,1	6	5,4	8,5	7,6	0,8	2,3	5,4	10,8	7,2	6,6	1,2	2,1	r				
DT: 5	28,9	28,2	6	5	8,5	7,1									6	5,5	8,5	7,8									r				
DT: 6	26,8	29,8	6,6	5,8	9,3	8,2	1,1	2,4	5,8	11,6	7,5	7	1,1	2,2	6	5,8	8,5	8,2	0,3	2,4	5,8	11,6	7,5	6,7	1,2	2,2	l				
DT: 8	31,0	24,9	5,8	5,3	8,2	7,5	0,7	2,3	5,3	10,6	6,4	6,3	0,8	2,1	5,6	5,7	7,9	8,1	0,1	2,3	5,6	11,2	7	6,8	1,3	2,1	r				
DT: 29	28,9	27,6	6	5	8,5	7,1	1,4	2,3	5,0	10,0	6,6	5,7	0,7	2,0	5,1	5,2	7,2	7,4	0,1	2,3	5,1	10,2	6,2	6,5	1,2	2,0	l				
DT: 30	27,7	28,2	6,2	5,9	8,8	8,3	0,4	2,4	5,9	11,8	5,8	5,7	-0,3	2,2	6,6	5,5	9,3	7,8	1,6	2,3	5,5	11,0	6,9	6,2	0,5	2,1	l				
DT: 45	28,1	28,1	6	5,6	8,5	7,9	0,6	2,3	5,6	11,2	6,5	5,6	0,3	2,1	5,5	5,6	7,8	7,9	0,1	2,3	5,5	11,0	6,3	6,4	0,8	2,1	r+d				
DT: 46	30,9	26,4	5,9	5	8,3	7,1	1,3	2,3	5,0	10,0	7,3	6	1,2	2,0	5,3	5,4	7,5	7,6	0,1	2,3	5,3	10,6	6	6,3	0,8	2,1	l				
T: 2	27,5	26,9	7,2	5,3	10,2	7,5	2,7	2,3	5,3	10,6	8	6,9	1,2	2,1	6	6,4	8,5	9,1	0,6	2,4	6,0	12,0	7,2	7,4	1,1	2,2	l+r				
T: 7	26,7	28,8	6,2	5,9	8,8	8,3	0,4	2,4	5,9	11,8	7	6,3	0,6	2,2	6	5,8	8,5	8,2	0,3	2,4	5,8	11,6	7,1	8,3	1,8	2,2	r				
T: 43	27,2	28,6	6,5	5,5	9,2	7,8	1,4	2,3	5,5	11,0	7,2	6,8	1,0	2,1	5,5	5,2	7,8	7,4	0,4	2,3	5,2	10,4	6,6	6,2	1,1	2,0	r				
T: 44	29,3	27,6	5	5,8	7,1	8,2	1,1	2,3	5,0	10,0	6	7	1,1	2,0	6	5,2	8,5	7,4	1,1	2,3	5,2	10,4	7,5	6	1,2	2,0	r				
T: 47	28,1	27,5	6,4	5,6	9,1	7,9	1,1	2,3	5,6	11,2	7	7,2	1,1	2,1	5,8	6	8,2	8,5	0,3	2,4	5,8	11,6	7	7,8	1,5	2,2	r				
T: 48	24,8	30,1	5	6,5	7,1	9,2	2,1	2,3	5,0	10,0	6,2	7,8	1,3	2,0	6,2	5,6	8,8	7,9	0,8	2,3	5,6	11,2	7,2	7	1,2	2,1	l				
T: 49	25,8	30,6	5,2	5,8	7,4	8,2	0,8	2,3	5,2	10,4	7	7,4	1,7	2,0	6,2	5,2	8,8	7,4	1,4	2,3	5,2	10,4	7,4	6,5	1,3	2,0	r				
T: 50	30,2	27,4	6,4	4,8	9,1	6,8	2,3	2,2	4,8	9,6	7,5	6,4	1,4	2,0	5,8	5,4	8,2	7,6	0,6	2,3	5,4	10,8	7	6,2	1,0	2,1	l				
T: 51	28,4	27,7	6,2	5,4	8,8	7,6	1,1	2,3	5,4	10,8	7,8	6,5	1,4	2,1	5,5	5,9	7,8	8,3	0,6	2,3	5,5	11,0	6,6	7,4	1,3	2,1	l+r				
T: 53	28,6	25,7	6,3	5,2	8,9	7,4	1,6	2,3	5,2	10,4	7	7	1,3	2,0	4,8	6,6	6,8	9,3	2,5	2,2	4,8	9,6	6,6	7,5	1,4	2,0	r				
T: 19	27,2	29,1	6,2	5,5	8,8	7,8	1,0	2,3	5,2	10,4	7	7	1,2	2,0	5	5,6	7,1	7,9	0,8	2,2	4,8	9,6	6,6	7,5	1,8	2,0	r				
T: 24	29,5	27,9	6,2	6	8,8	8,5	0,3	2,3	5,2	10,4	7	7	0,9	2,0	5	5	7,1	7,1	0,0	2,2	4,8	9,6	6,6	7,5	2,1	2,0	l				
T: 20	29,2	27,2	6,2	5,5	8,8	7,8	1,0	2,3	5,2	10,4	7	7	1,2	2,0	5	5,5	7,1	7,8	0,7	2,2	4,8	9,6	6,6	7,5	1,8	2,0	r				
T: 23	29,6	27,6	6,3	5,2	8,9	7,4	1,6	2,3	5,2	10,4	7	7	1,3	2,0	5	5,2	7,1	7,4	0,3	2,2	4,8	9,6	6,6	7,5	2,0	2,0	l				
T: 21	30,6	26,5	6,3	5,2	8,9	7,4	1,6	2,3	5,2	10,4	7	7	1,3	2,0	5	6	7,1	8,5	1,4	2,2	4,8	9,6	6,6	7,5	1,6	2,0	l				
DT: 22	27,6	28,5	6,3	5,2	8,9	7,4	1,6	2,3	5,2	10,4	7	7	1,3	2,0	5	6	7,1	8,5	1,4	2,2	4,8	9,6	6,6	7,5	1,6	2,0	r				

Tabelle 28: Schweißnahtgeometrie der Probekörper: Stirnplatten 30 mm



[mm]		links												rechts												
		11	12	13	14	15	16	17	18	18	19	20	21	23	24	25	26	27	28	17	18	30	31	32	33	35
Probe	Lochrand Nahtbeginn	Keihnaht- dicke	Keihnaht- schenkel	Nahtschiefe	Naht- dicke min	Naht- breite	Keihnaht- dicke + Überhöhung	Überhöhung	Keihnaht- dicke	Keihnaht- schenkel	Nahtschiefe	Naht- dicke min	Naht- breite	Keihnaht- dicke + Überhöhung	Überhöhung	RiSort										
kix	krx	a1	a2	h1	h2	h	zul.h	a	b	a+ü1	a+ü2	ü	zul.ü	a1	a2	h1	h2	h	zul.h	a	b	a+ü1	a+ü2	ü	zul.ü	
Soll	30.3	30.3	4	4	5.7	5.7	0.0	2.1	4.0	8.0	0	0.0	1.8	4	4	5.7	5.7	0.0	1.5	0.0	0.0	0	0	0.0	1.0	
T: 1	29.1	28.6	5	4.9	7.1	6.9	0.1	2.2	4.9	9.8	5.5	4.8	2.0	4.4	5.2	6.2	7.4	1.1	2.2	4.4	8.8	4.8	5.3	0.2	1.9	
T: 2	28.9	28.4	5.1	5	7.2	7.1	0.1	2.3	5.0	10.0	5.6	5.3	0.4	2.0	4.7	5.4	6.6	7.6	1.0	2.2	4.7	9.4	4.8	5.2	-0.1	1.9
T: 3	28.6	28.3	5.3	5	7.5	7.1	0.4	2.3	5.0	10.0	5.9	5.2	0.4	2.0	5.2	5.2	7.4	7.4	0.0	2.3	5.2	10.4	4.8	5.3	-0.2	2.0
T: 4	29.4	29.1	5.2	4.4	7.4	6.2	1.1	2.2	4.4	8.8	5.7	5	0.5	1.9	5	7.1	7.1	7.1	0.0	2.3	5.0	10.0	5.2	4.8	0.0	2.0
T: 5	29.3	28.7	5.2	4.5	7.4	6.4	1.0	2.2	4.5	9.0	5.2	4.5	0.0	1.9	5.2	4.9	7.4	6.9	0.4	2.2	4.9	9.8	5.4	5.2	0.3	2.0
T: 6	29.5	29.2	5.3	4.4	7.5	6.2	1.3	2.2	4.4	8.8	6	4.6	0.5	1.9	5.4	4.6	7.6	6.5	1.1	2.2	4.6	9.2	5.6	4.6	0.1	1.9
T: 9	29.9	28.2	5.6	4.1	7.9	5.8	2.1	2.1	4.1	8.2	6.2	4.5	0.5	1.8	5.6	5.3	7.9	7.5	0.4	2.3	5.3	10.6	6.2	5.6	0.5	2.1
T: 10	29.9	29.5	5.2	4.3	7.4	6.1	1.3	2.1	4.3	8.6	5.8	4.4	0.4	1.9	5	4.6	7.1	6.5	0.6	2.2	4.6	9.2	5.5	5.8	0.9	1.9
DT: 11	28.5	26.7	4.9	5.3	6.9	7.5	0.6	2.2	4.9	9.8	5.8	5.3	0.5	2.0	4.3	6.6	6.1	9.3	3.3	2.1	4.3	8.6	4.8	7	0.5	1.9
DT: 12	28.9	28.1	5	5	7.1	7.1	0.0	2.3	5.0	10.0	6	5.4	0.7	2.0	5	5.6	7.1	7.9	0.8	2.3	5.0	10.0	5.3	5.8	0.3	2.0
DT: 13	28.0	26.9	4.7	5.4	6.6	7.6	1.0	2.2	4.7	9.4	5	5.5	0.2	1.9	4.1	6.2	5.8	8.8	3.0	2.1	4.1	8.2	4.4	6.6	0.4	1.8
DT: 14	28.6	28.2	5.2	5	7.4	7.1	0.3	2.3	5.0	10.0	5.8	5.2	0.4	2.0	4.8	5.3	6.8	7.5	0.7	2.2	4.8	9.6	5.4	5.6	0.5	2.0
DT: 15	28.9	27.2	5	4.8	7.1	6.8	0.3	2.2	4.8	9.6	5.5	4.7	0.2	2.0	4.5	6	6.4	8.5	2.1	2.2	4.5	9.0	4	5.8	-0.4	1.9
DT: 16	28.6	27.3	5.4	5	7.6	7.1	0.6	2.3	5.0	10.0	6	5	0.3	2.0	5.2	5.9	7.4	8.3	1.0	2.3	5.2	10.4	5.3	5.8	0.0	2.0
DT: 17	28.6	27.2	5.2	5	7.4	7.1	0.3	2.3	5.0	10.0	5.7	5	0.3	2.0	5	6	7.1	8.5	1.4	2.3	5.0	10.0	5.3	5.8	0.0	2.0
DT: 18	28.3	27.7	5.4	5.2	7.6	7.4	0.3	2.3	5.2	10.4	6.5	5.4	0.6	2.0	5.1	5.6	7.2	7.9	0.7	2.3	5.1	10.2	5.8	5.5	0.3	2.0
DT: 19	28.6	27.0	5	5	7.1	7.1	0.0	2.3	5.0	10.0	5.8	5.5	0.7	2.0	4.4	6.1	6.2	8.6	2.4	2.2	4.4	8.8	5	6	0.3	1.9
DT: 20	28.6	27.4	5.2	5	7.4	7.1	0.3	2.3	5.0	10.0	6	5.6	0.7	2.0	5.1	6.2	7.2	8.8	1.6	2.3	5.1	10.2	5.8	6	0.3	2.0
DT: 21	28.6	27.7	4.8	5	6.8	7.1	0.3	2.2	4.8	9.6	5.6	5	0.4	2.0	4.5	6	6.4	8.5	2.1	2.2	4.5	9.0	4.8	5.8	0.0	1.9
DT: 22	28.6	26.9	5	5	7.1	7.1	0.0	2.3	5.0	10.0	6	5.2	0.6	2.0	5.2	6.2	7.4	8.8	1.4	2.3	5.2	10.4	6	6	0.3	2.0
DT: 27	27.8	27.2	4.8	5.2	6.8	7.4	0.6	2.2	4.8	9.6	5.2	5.3	0.3	2.0	4.2	6	5.9	8.5	2.5	2.1	4.2	8.4	4.8	7	0.8	1.8
DT: 28	28.3	27.7	4.5	5.2	6.4	7.4	1.0	2.2	4.5	9.0	5.6	5.5	0.7	1.9	4.9	5.6	6.9	7.9	1.0	2.2	4.9	9.8	5.4	6.5	0.7	2.0
DT: 29	28.2	27.4	5.2	5.2	7.4	7.4	0.0	2.3	5.2	10.4	5.7	5.7	0.5	2.0	4.8	5.8	6.8	8.2	1.4	2.2	4.8	9.6	5.4	5.7	0.3	2.0
DT: 30	27.7	27.8	5.2	4.9	7.4	6.9	0.4	2.2	4.9	9.8	5.5	6	0.7	2.0	5	5.5	7.1	7.8	0.7	2.3	5.0	10.0	5.7	5.8	0.5	2.0

Tabelle 29: Schweißnahtgeometrie der Probekörper: Stirnplatten 25 mm