



**CENTER
OF MARITIME
TECHNOLOGIES e.V.**

Vergleichende Untersuchungen
der Schwingfestigkeit von
Knieblechverbindungen

Vergleichende Untersuchungen der Schwingfestigkeit von Knieblechverbindungen

von

Wolfgang Fricke, Adrian Kahl, Hans Paetzold, Stefan Eylmann
Technische Universität Hamburg-Harburg
Institut für Konstruktionen und Festigkeit von Schiffen
Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Fricke

Das im folgenden dargestellte Forschungsprojekt

Vergleichende Untersuchungen der Schwingfestigkeit von Knieblechverbindungen

wurde gefördert von der gemeinnützigen Stiftung Stahlanwendungsforschung im Stifterverband für die Deutsche Wissenschaft e.V. Zweck der Stiftung ist die Förderung der Forschung auf dem Gebiet der Stahlverarbeitung und -anwendung in der Bundesrepublik Deutschland. Geprüft wurde das Forschungsvorhaben von einem Gutachtergremien der Forschungsvereinigung der Arbeitsgemeinschaft der Eisen und Metall verarbeitenden Industrie e.V. (AVIF), das sich aus Sachverständigen der Stahl anwendenden Industrie und der Wissenschaft zusammensetzt. Begleitet wurde das Projekt von einem Arbeitskreis des Center of Maritime Technologies e.V.

Der nachstehende Bericht fasst Zielsetzung und wichtigste Ergebnisse des Forschungsprojektes zusammen.

Übersicht

In dem vorliegenden Forschungsvorhaben wurden überlappte und eingepasste Knieblechvarianten an verschiedenen Profiltypen sowohl experimentell als auch rechnerisch hinsichtlich ihrer Schwingfestigkeit untersucht und miteinander verglichen. Die Untersuchungen wurden in eine Vor- und eine Hauptstudie aufgeteilt. Es wurden zahlreiche Schwingfestigkeitsversuche durchgeführt, um die Anrisslebensdauern für die verschiedenen Varianten zu ermitteln. Dabei stellten sich die überlappten Knieblechvarianten im direkten Vergleich für eine Risslänge bis 10 mm gegenüber den vorgesetzten Knieblechvarianten als überlegen heraus. Für die untersuchten Knieblechvarianten wurden umfangreiche Strukturspannungsberechnungen durchgeführt. Dabei wurden Finite-Elemente-Modelle mit verschiedenen Netzfeinheiten erzeugt und die berechneten Spannungen mit Messungen verglichen, die an den Versuchsmodellen vorgenommen wurden. Die vorhandenen Modellierungsempfehlungen des „International Institute of Welding“ (IIW) für die Berechnung von

Strukturspannungen wurden hierbei hinsichtlich ihrer Anwendbarkeit insbesondere auf die Modelle mit Flachwulstprofilen überprüft. Es konnten Modellierungsempfehlungen für Strukturspannungsberechnungen an Flachwulstprofilen abgeleitet werden. Zudem wurden Kerbspannungsberechnungen sowohl mit idealen Schweißnahtkonturen als auch unter Berücksichtigung der realen Nahtgeometrie durchgeführt. Zur Erfassung der realen Nahtform wurde im Rahmen des Forschungsvorhabens ein Laser-Lichtschnitt-Messsystem beschafft. Um die Mikrostützwirkung zu berücksichtigen wurden die realen Nahtkonturen mit einem fiktiven Radius nach dem Konzept von Radaj zusätzlich ausgerundet. Die Ergebnisse zeigten im Wöhlerliniendiagramm einen deutlichen Unterschied der Kerbspannungen zwischen den Knieblechvarianten. Eine Bewertung kann mit der Kerbfallkategorie FAT 200 vorgenommen werden. Allerdings wurde die Streuung der Ergebnisse im Vergleich zu den auf Strukturspannungen basierenden Wöhlerlinien nur wenig reduziert. Mit einer idealen Nahtkontur auf Basis des vom IIW empfohlenen Kerbradius von 1mm wurde dagegen die Kerbfallkategorie FAT 225 bestätigt. Durch Vergleich der Kerbspannungsberechnungen mit den Strukturspannungsberechnungen konnten die letzteren und die daraus abgeleiteten Modellierungsempfehlungen überprüft werden.

Abstract

The fatigue strength of overlapped and inserted bracket connections at different stiffener types was analysed and compared by means of experimental tests and numerical calculations. The investigations were divided in a preliminary and a main study. Many tests have been performed to determine the fatigue life of the various types of bracket connections. Hereby the overlapped brackets turned out to be superior to the inserted brackets for a considered crack length of 10 mm. For the analysed bracket connections extensive hot-spot stress calculations were carried out. Therefore finite element models with different mesh size were created and the calculated stresses were compared to strain-gauge measurements performed at the fatigue test specimens. The existing recommendations for meshing and extrapolation of hot-spot stresses given by the "International Institute of Welding" (IIW) were applied and reviewed in terms of applicability especially to bracket connections with bulb profiles. Recommendations for hot-spot stress calculations at bulb profiles could be given. Besides that investigations with the effective notch stress approach were carried out with both simplified and realistic weld shapes. To record the real weld geometry a laser-based sheet-of-light measurement system was acquired within the research project. To incorporate the microstructural support effect, the real weld profiles were rounded additionally with a fictitious radius according to the concept of Radaj. In an S-N-diagram, the results showed substantial differences of the notch stresses for the various types of bracket connections. The fatigue strength can be assessed with the fatigue class FAT 200. However, the scatter of results is only slightly smaller than for the results based on hot-spot stresses. For the effective notch stress calculations with simplified weld shapes based on a 1mm notch radius, recommended by IIW, the fatigue class FAT 225 could be confirmed. By comparing the effective notch stress with the hot-spot stress calculations, the latter and the recommendations, derived subsequently, could be verified.

Inhalt

1	Einleitung.....	1
1.1	Zielsetzung.....	1
1.2	Stand der Technik.....	2
1.3	Ausgangssituation und Forschungsziel.....	7
2	Vorstudie	8
2.1	Konzeption der Versuche.....	8
2.2	Beschreibung der Versuchsmodelle	9
2.3	Statische Messungen.....	13
2.4	Vergleich gemessener und berechneter Spannungen.....	15
2.5	Schwingfestigkeitsversuche	17
2.6	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen der Vorstudie.....	22
3	Versuche der Hauptstudie.....	24
3.1	Konzeption der Versuche.....	24
3.2	Beschreibung der Versuchsmodelle	25
3.3	Statische Messungen.....	28
3.4	Vergleich gemessener und berechneter Nennspannungen.....	30
3.5	Schwingfestigkeitsversuche	31
3.6	Ableitung von Nennspannungs-Detailkategorien	35
4	Strukturspannungsuntersuchungen	38
4.1	Allgemeines.....	38
4.2	Finite-Elemente-Modelle für Strukturspannungsberechnungen.....	39
4.3	Vergleich gemessener und berechneter Strukturspannungen.....	42
4.4	Ergebnisse der Strukturspannungsberechnungen.....	47
5	Kerbspannungsuntersuchungen	50
5.1	Allgemeines.....	50
5.2	Laser-Lichtschnitt-Messsystem.....	51
5.3	Erfassung der Nahtgeometrie und Ableitung realitätsnaher Nahtkonturen.....	52
5.4	Kerbspannungsberechnungen unter Berücksichtigung der realen Nahtgeometrie.....	54
5.5	Kerbspannungsberechnungen mit idealen Nahtkonturen	60
5.6	Vergleich mit Strukturspannungsberechnungen	61
6	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen	62
7	Literatur	65
Anhang A	Rissfortschritt an den Versuchsmodellen der Hauptstudie.....	67
Anhang B	Zusammenfassung der Ergebnisse der rechnerischen Untersuchungen.....	72

1 Einleitung

1.1 Zielsetzung

Überlappte Knieblechverbindungen (Abb. 1-1 links) gehören seit langer Zeit zu den bewährten Detailkonstruktionen, die vor allem im deutschen Schiffbau konsequent angewendet werden. Da Passarbeiten nicht notwendig sind, zeichnet sie sich als kostengünstige Lösung in der Fertigung aus.

In jüngster Zeit werden von großen internationalen Reedereien Knieblechverbindungen zwischen Steifen mittels eingepasstem Knieblech gefordert (Abb. 1-1 rechts). Begründet wird diese Forderung mit einer geringeren Gefahr der Rissbildung gegenüber der überlappten Knieblechverbindung. Ein quantitativer Nachweis dieser Forderung fehlt jedoch.

Diese Forderung hat zur Folge, dass ein Mehraufwand an Arbeitszeit für eingepasste Kniebleche in der Konstruktion, in der individuellen Anfertigung sowie im Abschweißen der Kniebleche betrieben werden muss. Diesem Mehraufwand scheint keine qualitativ bessere Konstruktion gegenüber zu stehen.

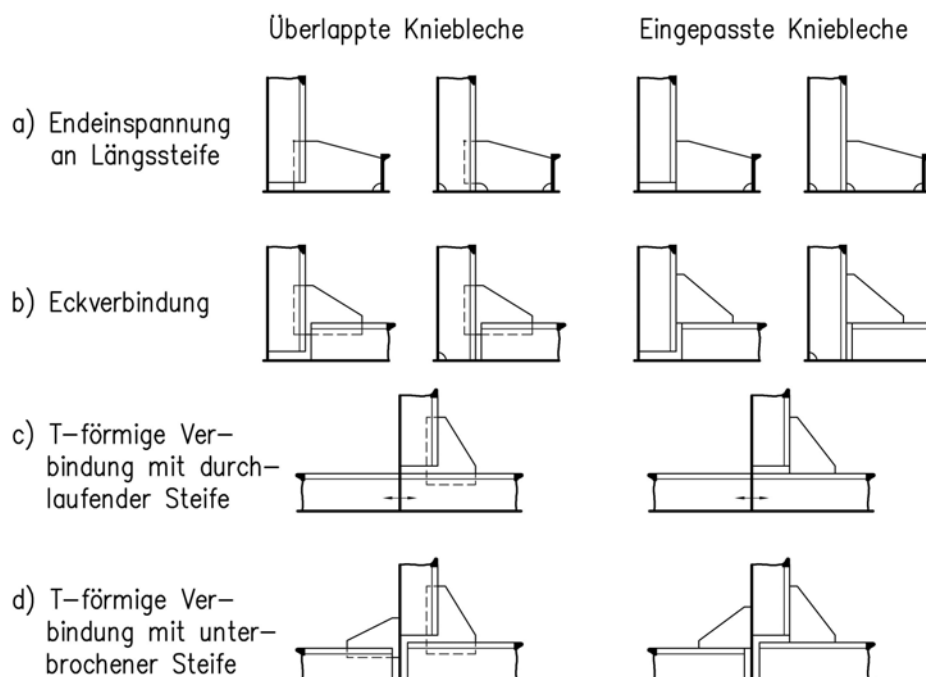


Abb. 1-1: Überlappte und eingepasste Knieblechanschlüsse

Eine rechnerische Bewertung der unterschiedlichen Ausführungen hinsichtlich des Schwingfestigkeitsverhaltens ist derzeit nur begrenzt möglich. Eine Modellbildung ist insbesondere bei den zumeist verwendeten Wulstprofilen noch unklar. Fertigungseinflüsse werden durch die zur Verfügung stehenden Konzepte nicht ausreichend erfasst.

In dem vorliegenden Forschungsvorhaben werden sowohl überlappte als auch eingepasste Knieblechvarianten an verschiedenen Profiltypen untersucht, indem deren Anrisslebensdauern experimentell ermittelt und direkt miteinander verglichen werden. Außerdem sollen Berechnungs- und Bewertungsverfahren hinsichtlich Schwingfestigkeit entwickelt werden, die für die vorliegenden Konstruktionsdetails insbesondere in Verbindung mit Flachwulstprofilen anwendbar sind.

Das Forschungsvorhaben wurde in eine Vor- und eine Hauptstudie aufgeteilt. Hauptziel der Vorstudie war, durch experimentelle und rechnerische Untersuchungen Zweifel auszuräumen, dass die überlappte Verbindung der eingepassten mindestens gleichwertig ist. Hierzu wurden Versuche und Berechnungen an zwei Verbindungspaaren (überlappt und eingepasst) durchgeführt. Zudem diente die Vorstudie zur Schaffung einer Entscheidungsgrundlage für weitere Untersuchungen im Rahmen der Hauptstudie, z.B. bezüglich der zu untersuchenden Varianten und Lastfälle.

1.2 Stand der Technik

Die Stahlkonstruktion von Schiffen besteht zu einem großen Teil aus versteiften Plattenfeldern. Die Aufgabe der Steifen besteht in der Übertragung von Laterallasten zu den übergeordneten Verbänden sowie in der Sicherstellung der Beulfestigkeit bzw. Traglast bei Beanspruchung in der Plattenebene. Die Steifen werden an ihren Enden entweder „freigeschnitten“ oder mit Hilfe von Knieblechen angeschlossen. Freigeschnittene bzw. nicht angeschlossene Steifenenden werden gewählt, wenn keine großen Lateralkräfte zu übertragen sind (Beulsteifen, kurze Tanksteifen) und wenn die mit dem Freischnitt verbundene hohe Kerbwirkung hinsichtlich Betriebsfestigkeit tolerierbar ist. Im Unterschied hierzu sorgt ein Knieblechanschluss für eine Einspannung des Steifenendes und für die Möglichkeit, höhere Querkräfte zu übertragen.

Soweit möglich werden überlappte Verbindungen gewählt, um kostspielige Anpassarbeiten zu vermeiden. Die damit verbundene, relativ hohe Kerbwirkung ist bei größeren Schiffen nur in den Querverbänden sowie an den Schiffsenden und in den Aufbauten tolerierbar. Überlappte Knieblechverbindungen sind an Flachstählen, an Flachwulstprofilen nach DIN 1019 sowie an Winkelprofilen z. B. nach DIN 1029 möglich, da jeweils mindestens eine glatte Profilseite vorhanden ist.

Über die konstruktive Gestaltung von Knieblechverbindungen findet sich wenig in der Literatur. Neben Lehrbüchern (z. B. Dudzus und Danckwardt, 1982; VSM, 1998; Lehmann, 2002) sind vor allem die konstruktiven Hinweise von Wulff (1969, 1970, 1977) zu erwähnen, in denen typische Anwendungsfälle dargestellt sind. In der Abb. 1-1 ist versucht worden, die Knieblechanschlüsse, bei denen sowohl eine überlappte als auch eingepasste Variante möglich ist, systematisch vier Bereichen zuzuordnen:

- a) Endeinspannung an einer Längssteife (z. B. Querspant an längs ausgesteiftem Deck)
- b) Eckverbindung (z. B. Querspant an Querbalken)
- c) T-förmige Verbindung mit durchlaufender Steife (z. B. Querbalken an durchlaufendem Querspant)
- d) T-förmige Verbindung mit unterbrochener Steife (z. B. Querbalken an nicht durchlaufendem Querspant)

Die Verwendung der Varianten c) und vor allem d) im Schiffslängsverband ist bei zyklischen Kräften eingeschränkt bzw. gar nicht möglich. Es gibt noch weitere Formen, z. B. Eckverbindungen mit angeschrägten Steifenenden, bei denen der Ausschnitt unterhalb des Kniebleches gegenüber der ersten Variante in Abb. 1-1b verkleinert wird. Außerdem existieren Mischformen, bei denen das Knieblech an einem Schenkel aufgesetzt und an dem anderen Schenkel überlappt verschweißt wird. Dieses erfordert bei Flachwulstprofilen, dass die Wulste in verschiedene Richtungen schlagen.

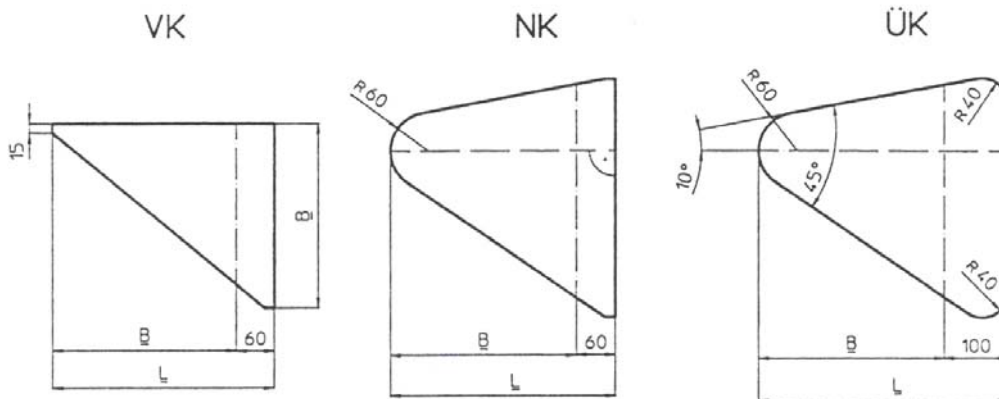
Die Knieblechabmessungen sowie die Anschlussquerschnitte der Schweißnähte werden nach den Bauvorschriften der Klassifikationsgesellschaften (z. B. GL, 2005) bemessen. Da ein Biegemoment zu übertragen ist, ist das Widerstandsmoment der kleineren angeschlossenen Steife maßgebend.

Dieses bestimmt die Dicke t sowie die Schenkellänge d des Knieblechs. Letztere entspricht der Anschlusslänge (bzw. Überlappungslänge) am Profilkopf.

Die Formeln haben teilweise empirischen Charakter. Generell ist die Spannungsverteilung im Knieblech sehr ungleichförmig. Dieses belegen frühe messtechnische Untersuchungen von Schwager (1969) sowie weitere Messungen und Finite-Elemente-Berechnungen von Müller und Nath (1978). Johnsen und Haslum (1976) haben eine Bemessungsprozedur für dreieckförmige Kniebleche angegeben.

Bei den Werften wurden die einfachen Knieblechverbindungen standardisiert. Abb. 1-2 zeigt beispielsweise die bei der Flensburger Schiffbau-Gesellschaft genormten Kniebleche (FSG, 1996). Hier wird das eingepasste Knie als „vorgesetztes Knie VK“ und das überlappende Knie als „beidseitig überlappendes Knie ÜK“ bezeichnet. Die Abrundungen des beidseitig überlappenden Knies ermöglichen bei der Montage von nicht ganz rechtwinkligen Eckverbindungen ein einfaches Einhalten der erforderlichen Überlappung vor Ort, wobei der markierte Kreismittelpunkt an die Profiloberkante gelegt wird. Das Normknie kann auch bei stärker abweichenden Winkeln eingesetzt werden, wie die Montagebeispiele in Abb. 1-3 zeigen.

vorgesetztes Knie einseitig überlappendes Knie beidseitig überlappendes Knie



Die Anschweißlänge B gibt die erforderliche Knieummer an: z.B. NK 290

Wx	Profil HP	Anschweiß- länge B	Länge L		Blech- stärke	Gewicht in kg			Schweißung		
			VK+NK	ÜK		VK	NK	ÜK	GL	DNV/PRS	LR/BV
≤ 59,8	80-120	160	220	260	8,5	1,2	2,1	2,8	3,0	3,5	3,5
≤ 81,8	140	180	240	280	8,5	1,6	2,6	3,4	3,0	3,5	3,5
≤ 119,5	160	205	265	305	8,5	2,0	3,1	3,9	3,5	3,5	3,5
≤ 172,5	180	235	295	335	8,5	2,5	3,7	4,6	3,5	3,5	3,5
≤ 245	200	265	325	365	9,0	3,4	4,9	6,0	4,0	3,5	4,0
≤ 305	220	290	350	390	10,0	4,4	6,2	7,5	4,0	4,0	4,0
≤ 387	240	315	375	415	11,0	5,4	7,7	9,2	4,0	4,5	4,5
≤ 468	260	335	395	435	11,0	6,3	8,4	10,0	4,5	4,5	4,5
≤ 563	280	360	420	460	12,0	7,8	10,2	12,0	5,0	5,0	5,0
≤ 696	300	385	445	485	12,5	9,2	11,8	13,8	5,5	5,5	5,5
≤ 814	320	405	465	505	13,0	10,5	13,3	15,4	5,5	5,5	5,5
≤ 988	340	435	495	535	14,0	12,9	16,0	18,4	6,0	6,0	6,0
≤ 1265	370	475	535	575	15,0	16,2	19,7	22,4	6,5	6,5	6,5
≤ 1593	400	510	570	610	16,0	19,7	23,5	26,6	7,0	6,5	6,5
≤ 1990	430	550	610	650	17,0	24,0	28,3	31,7	7,5	7,0	7,0

Mit den oben gezeichneten Knien werden Profile sowohl untereinander, als auch mit Wänden und Decks verbunden. Die Abmessungen richten sich nach dem Wx des anzuschließenden Profils bzw. dem Wx des kleineren, wenn zwei Profile verbunden werden. Der Profilmfreischnitt darf 50mm nicht überschreiten (siehe Abs. 4.3.2. und 4.3.3.).

Die Normknieummer ist aus den jeweiligen beiden Bezeichnungen VK, NK oder ÜK und dem Wert für die Anschweißlänge B zusammengesetzt. Die Anschweißlänge darf nicht unterschritten werden.

Abb. 1-2: Normkniebleche der Flensburger Schiffbau-Gesellschaft (FSG, 1996)

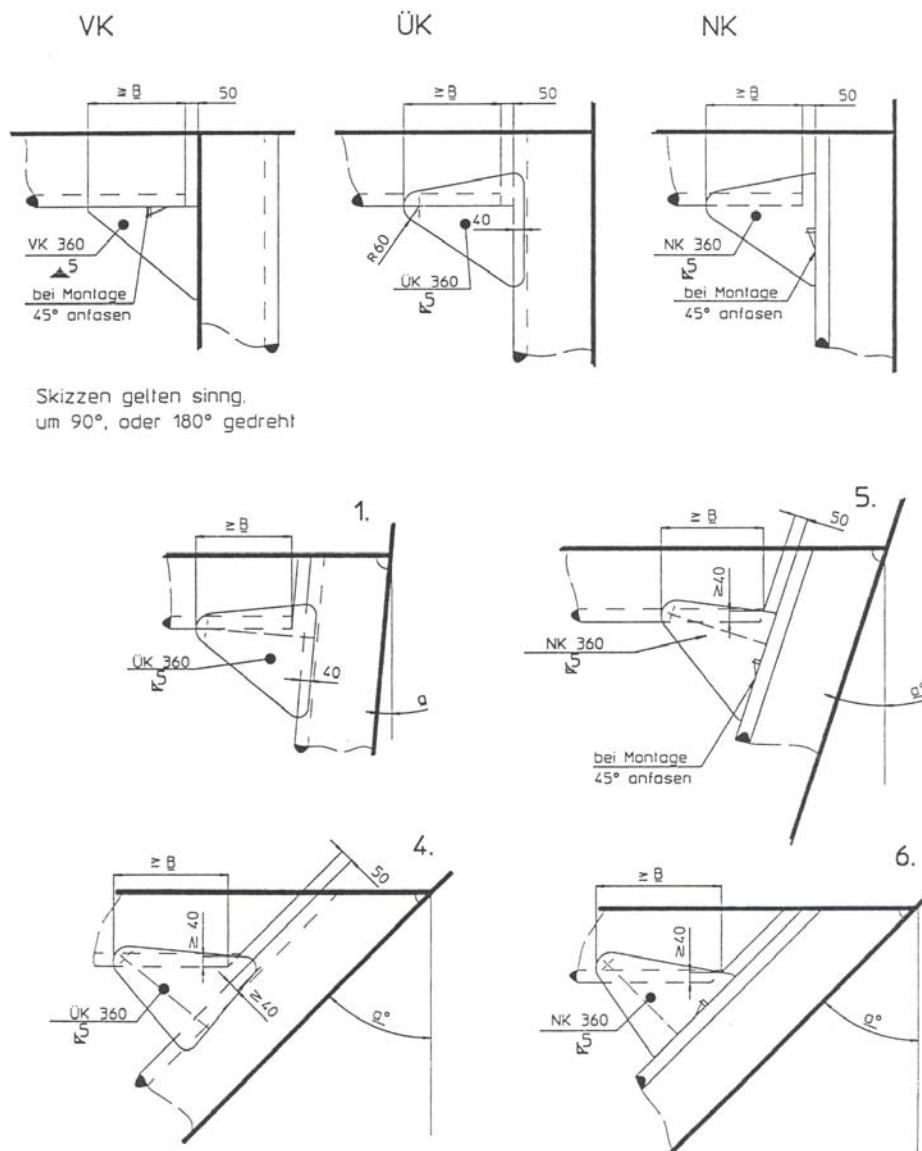


Abb. 1-3: Montagebeispiele für Normkniebleche (FSG, 1995)

Spannungsspitzen treten vor allem an den Knieblechenden sowie an den Ecken des Ausschnittes unter dem Knieblech auf. An diesen Stellen unterscheidet sich die Geometrie der überlappten und der eingepassten Knieblechvariante erheblich, wie Abb. 1-4 verdeutlicht.

Zur Schadenshäufigkeit von Knieblechen geben die von Jordan und Krumpen (1984) veröffentlichten Auswertungen von fast 70.000 besichtigten Knieblechen Auskunft, bei denen praktisch keine Risschäden, weder an überlappten noch an eingepassten einfachen Knieblechen (entsprechend Abb. 1-1) beobachtet wurden. Dagegen traten einige Risse an Knieblechen mit Flanschen oder Gurten auf, die eine wesentlich höhere Kerbwirkung aufweisen. Außerdem zeigt die Auswertung, dass bei überlappten Knieblechen die Beulgefährdung etwas höher ist als bei eingepassten Knieblechen, was auf die exzentrische Anordnung zurückzuführen ist.

Die geringe Rissgefährdung mag u. a. daran liegen, dass Druckbelastungen auf versteiften Plattenfeldern in den meisten Fällen auf der glatten, unversteiften Seite wirken, wodurch die Enden der Kniebleche mit ihren Spannungskonzentrationen ebenfalls unter Druckspannungen stehen. Zugspannungen entstehen dagegen an den Ecken des Ausschnittes unterhalb des Kniebleches. Auf Risse in diesem Bereich beziehen sich die von Naubereit und Weydli (1990) durchgeführten Untersuchungen an Spantekverbindungen.

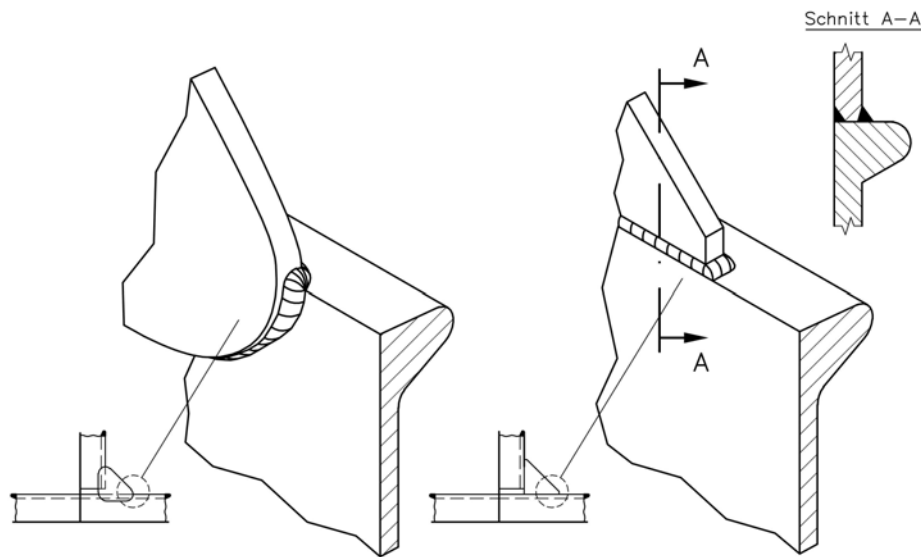


Abb. 1-4: Knieblechläufe bei der überlappten und eingepassten Variante

Natürlich existieren in der Schiffskonstruktion auch zyklisch hoch oder auf Zug beanspruchte Knieblechverbindungen, z. B. die Verbindungen zwischen Hauptverbänden, die aufwendiger gestaltet werden (Beispiel: Querrahmen in Tankerkonstruktionen). Zu derartigen Knieblechverbindungen wurden Schwingfestigkeitsuntersuchungen (Yagi und Tomita, 1992; Youn und Kim, 1998; Paetzold et al., 2001) mit dem Ziel einer Optimierung der Konstruktion durchgeführt.

Anfang der 1990-er Jahre hatten sich Betriebsfestigkeitsprobleme bei Knieblechverbindungen und Steifenanschlüssen an den Seitenspannen mehrerer Tankerkonstruktionen gezeigt (Yoneya u. a., 1993). Betroffen waren sowohl Längsspannen mit überlappten als auch mit eingepassten Bauteilen. Zwei wesentliche Hauptursachen wurden identifiziert:

1. Durch die ausschließliche Verwendung höherfesten Stahls wurde die Konstruktion flexibler, wodurch Zusatzbeanspruchungen in den Steifen infolge der Nachgiebigkeit der Hauptverbände auftraten, die entwurfsseitig nicht berücksichtigt wurden.
2. Bei den Steifen handelte es sich um Winkelprofile, deren Flansch bei Profilbiegung nur teilweise mitträgt, wodurch erhöhte Beanspruchungen im Anschlussbereich der Kniebleche auftraten, die ebenfalls beim Entwurf unterschätzt wurden.

Aufgrund dieser Schadensfälle wurden in den Klassifikationsvorschriften weltweit Betriebsfestigkeitsanforderungen eingeführt bzw. hinsichtlich der Anwendung auf Seitenspannen überarbeitet. Für die praktische Anwendung wurden z. B. von DNV (1999) und vom GL (2005) vereinfachte Tabellen bereitgestellt, mit welchen die Zusatzspannungen bei unsymmetrischen Profilen sowie die Betriebsfestigkeit der verschiedenen Knieblechanschlüsse abgeschätzt werden können. Dort werden den unsymmetrischen Profilen, zu denen auch die Flachwulstprofile (HP-Profile) gehören, sowie den überlappten Verbindungen höhere Kerbfaktoren zugewiesen. Grundlage waren zum Teil die Untersuchungen zum Formzahlkatalog (Fricke u. a., 1991).

Hierzu ist allerdings anzumerken, dass das Strukturspannungs- oder Hot-Spot-Konzept (Radaj, 1985; Petershagen u. a., 1994; Fricke und Säbel, 1999) zwar Möglichkeiten zur rechnerischen Erfassung der strukturbedingten Spannungserhöhung an Schweißkonstruktionen bietet, allerdings ist eine eindeutige Strukturspannungsdefinition mit entsprechenden Modellierungsregeln nur bei Schweißnähten auf Platten- bzw. Schalenoberflächen (z. B. Rohrknöten) möglich. Bei Knieblechverbindungen an Flachwulstprofilen liegt eine stark ausgeprägte Spannungssingularität

in der Stegebene vor. Hier ist es bislang nicht gelungen, eine sinnvolle Referenzplattendicke zur Festlegung von Elementgrößen und Extrapolationspunkten zu definieren, da im Wulstbereich weder die Stegdicke noch die Wulstdicke hierfür repräsentativ sind (Fricke, 2002).

Die weitergehenden Kerbspannungs- und Kerbgrundkonzepte (Radaj, 1985) sind prinzipiell in der Lage, diese Schwierigkeiten zu umgehen. Jedoch ist die Modellierung wegen der erforderlichen Netzfeinheit im Nahtübergang extrem aufwendig und die Korrelation mit der Realität aufgrund der besonderen vorliegenden Verhältnisse (vergleichsweise dicker Profiwulst; Umschweißung von Kanten; mehrfacher Wechsel der Schweißposition) nicht hergestellt. Generell kann festgestellt werden, dass Fertigungseinflüsse, die gerade bei überlappten Verbindungen zu erwarten sind, durch die zur Verfügung stehenden Konzepte nicht erfasst werden.

1.3 Ausgangssituation und Forschungsziel

Angesichts des beschriebenen Stands der Technik und der genannten Probleme steht die schiffbauliche Bemessungspraxis heute vor folgender Situation:

- Die kosten- und fertigungsgünstigen überlappten Kniebleche zeigen ein ähnlich gutes Strukturverhalten wie die eingepassten Kniebleche.
- Aufgrund von Schadensfällen an in Fernost gebauten Großtankern, die auf eine Unterschätzung der Beanspruchungen zurückzuführen waren und überwiegend an Längsspannten aus Winkelprofilen auftraten, wird angenommen, dass die eingepassten Kniebleche wegen der reduzierten Exzentrizität die bessere Alternative darstellen.
- Dieses spiegelt sich in Formzahlen und Kerbfällen zur Bewertung der Schwingfestigkeit wider, die allerdings auf groben Schätzungen oder älteren Finite-Elemente-Berechnungen und nicht auf Versuchsergebnissen beruhen.

Das vorliegende Forschungsvorhaben soll hier eine Klärung schaffen, indem die Anrisslebensdauern der verschiedenen Knieblechvarianten experimentell ermittelt und direkt miteinander verglichen werden. Außerdem sollen Berechnungs- und Bewertungsverfahren hinsichtlich Schwingfestigkeit entwickelt werden, die für das vorliegende Konstruktionsdetail insbesondere in Verbindung mit Flachwulstprofilen anwendbar sind.

Damit soll der Einsatz der überlappten Knieblechverbindungen als fertigungsgünstige Standardvariante abgesichert werden.

Grundsätzlich ist in Zukunft eine Zunahme der Betriebsfestigkeitsanalysen zu erwarten, da im Zuge der vermehrten und verfeinerten Berechnungen sowie Strukturoptimierungen entsprechende Nachweise von den Reedern oder Aufsichtsorganen sicherlich standardmäßig gefordert werden. In dem Zusammenhang ist als weiteres Forschungsziel die Ergänzung des Untersuchungsumfangs um die hier betrachteten Strukturdetails zu nennen.

2 Vorstudie

Wie bereits erwähnt, wurde das Forschungsvorhaben in eine Vor- und eine Hauptstudie aufgeteilt. Im Rahmen der Vorstudie sollten Zweifel an der Frage ausgeräumt werden, ob die überlappte Verbindung der eingepassten mindestens gleichwertig ist. Hierzu wurden Versuche und Berechnungen an zwei Verbindungspaaren (überlappt und eingepasst) durchgeführt. Ziel war die Schaffung einer Entscheidungsgrundlage über weitere Untersuchungen (Hauptstudie) zum Betriebsfestigkeitsverhalten der Knieblechverbindungen sowie zu Berechnungs- und Bewertungsprozeduren, die für das vorliegende Konstruktionsdetail insbesondere in Verbindung mit Flachwulstprofilen angewendet werden können.

Im Folgenden werden die Arbeitsschritte und Ergebnisse der Vorstudie dargestellt.

2.1 Konzeption der Versuche

In der Vorstudie sollte jeweils nur ein Paar der überlappten und eingepassten Knieblechverbindungen untersucht werden. Von den in Abb. 1-1 dargestellten Varianten wurde hierfür die unter b) jeweils rechts dargestellte Eckverbindung als typische Form ausgewählt. Die Hauptbelastung besteht in einem Biegemoment, welches von dem Knieblech zu übertragen ist.

Aufgrund der Erfahrungen mit früheren Bauteilversuchen empfiehlt sich ein hinsichtlich der Kräfte geschlossener Versuchsaufbau. Dieser kann bei der vorliegenden Eckverbindung dadurch realisiert werden, dass ein diagonal angeordneter Hydraulikzylinder gleiche Kräfte in die beiden Schenkel einleitet, siehe Abb. 2-1. Hierdurch wirkt in den Steifen eine Lastkombination aus einem Biegemoment, einer Normalkraft und einer Querkraft, wie sie häufig auch in der Praxis auftritt. Die Höhe des Biegemoments wird stark durch den Abstand vom Kraftangriffspunkt bestimmt. Bei dem skizzierten Abstand werden überwiegend Biegespannungen erzeugt, während die aus der Normal- und Querkraft resultierenden Spannungen relativ klein sind.

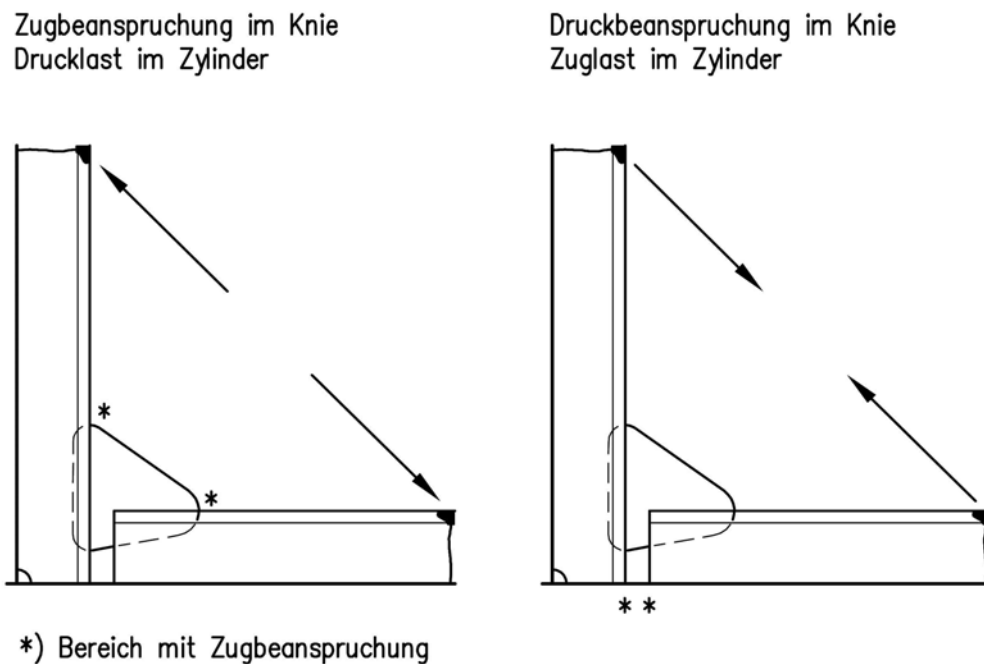


Abb. 2-1: Prinzipieller Versuchsaufbau mit Belastung

Durch das Vorzeichen der Zylinderkraft lassen sich unterschiedliche Lastsituationen erzeugen. Wie Abb. 2-1 zeigt, entstehen bei einer Druckkraft vor allem an den Knieblechanschlüssen Zugspannungen, während bei einer Zugkraft des Zylinders die unteren Ecken des Ausschnitts unter dem Knieblech auf Zug beansprucht werden.

Da zu erwarten ist, dass sich die Knieblechvarianten bei den verschiedenen Lastsituationen unterschiedlich verhalten, wurden mit jeweils einem Modell Druckschwell- und Zugschwellversuche durchgeführt. Die Lasthöhe wurde so gewählt, dass an den jeweils kritischen Punkten Strukturspannungen wirkten, die ein Versagen im Zeitbereich erwarten ließen.

Dabei ergibt sich die in Tab. 2-1 dargestellte Versuchsmatrix. Aufgrund der Bezeichnung des eingepassten Knieblechs als „vorgeseztes Knieblech VK“ im Normknieblech-Katalog der FSG (1996) wird im Folgenden diese Bezeichnung verwendet.

Tab. 2-1: Versuchsmatrix der Vorstudie

Versuch	Knieblech-variante	Beanspruchung im Knieblech	Zylinderkraft Vorversuch	Zylinderkraft Schwingversuch
1	ÜK	Zug	1 – 11 kN	(-2) – (-32) kN
2	VK	Zug	1 – 11 kN	(-2) – (-32) kN
3	VK	Druck	1 – 11 kN	2 – 46,8 kN
4	ÜK	Druck	1 – 11 kN	2 – 46,8 kN

2.2 Beschreibung der Versuchsmodelle

Da die unsymmetrischen und torsionsweichen Profile und Knieblechverbindungen einige Probleme hinsichtlich der Lasteinleitung und seitlichen Führung der Eckverbindung bereiten können, wurden symmetrische Modelle mit jeweils zwei nebeneinander liegenden Steifen gewählt, auf die sich die Zylinderkraft gleichmäßig verteilt. Abb. 2-2 und Abb. 2-3 zeigen die Konstruktion der Versuchsmodelle, für welche als Steife ein Flachwulstprofil HP 160 x 9 gewählt wurde. Als Beplattung wurde ein 600 mm breiter und 8 mm dicker Plattenstreifen gewählt. Das zugehörige minimale Widerstandsmoment pro Steife mit anteiliger Beplattung beträgt $116,8 \text{ cm}^3$, wozu die Normkniebleche ÜK 205 bzw. VK 205 nach Abb. 1-2 passen.

Mit einer in den Versuchen realisierten maximalen Schwingbreite der Zylinderkraft von 44,8 kN ergeben sich am unteren Knieblechende die folgenden Schwingbreiten der Nennspannungen:

$$\text{Normalspannung: } \sigma_n = 4 \text{ N/mm}^2$$

$$\text{Schubspannung: } \tau = 26 \text{ N/mm}^2$$

$$\text{Biegespannung: } \sigma_b = 160 \text{ N/mm}^2$$

Die Zylinderkräfte werden über eine Gelenkverbindung und eine dickere Platte in die Struktur eingeleitet. Das gesamte Versuchsmodell wird statisch bestimmt an den Enden der Horizontalsteifen gelagert.

Während der Konstruktion der Versuchsmodelle wurden erste Finite-Elemente-Berechnungen mit relativ groben Netzen durchgeführt, um die Spannungsverteilungen und die Verformungen der Versuchsmodelle zu überprüfen. Abb. 2-4 zeigt die gewählten FE-Modelle für die beiden Knieblechvarianten. Die Bauteile sind mit Schalen- bzw. Plattenelementen jeweils auf ihrer Mittelfläche idealisiert. Bei der überlappten Knieblechversion wurde das Knieblech über Schalenelemente ($t = 3,5 \text{ mm}$) mit den Steifen verbunden. Die Netzfeinheit ermöglicht die Analyse

der Verformungen und der groben Spannungsverteilung, jedoch nicht der Strukturspannungen an den kritischen Nahtübergängen. Die hierfür geeigneten Finite-Elemente-Modelle wurden im Laufe der Vorstudie erstellt und sind unter 2.4 beschrieben.

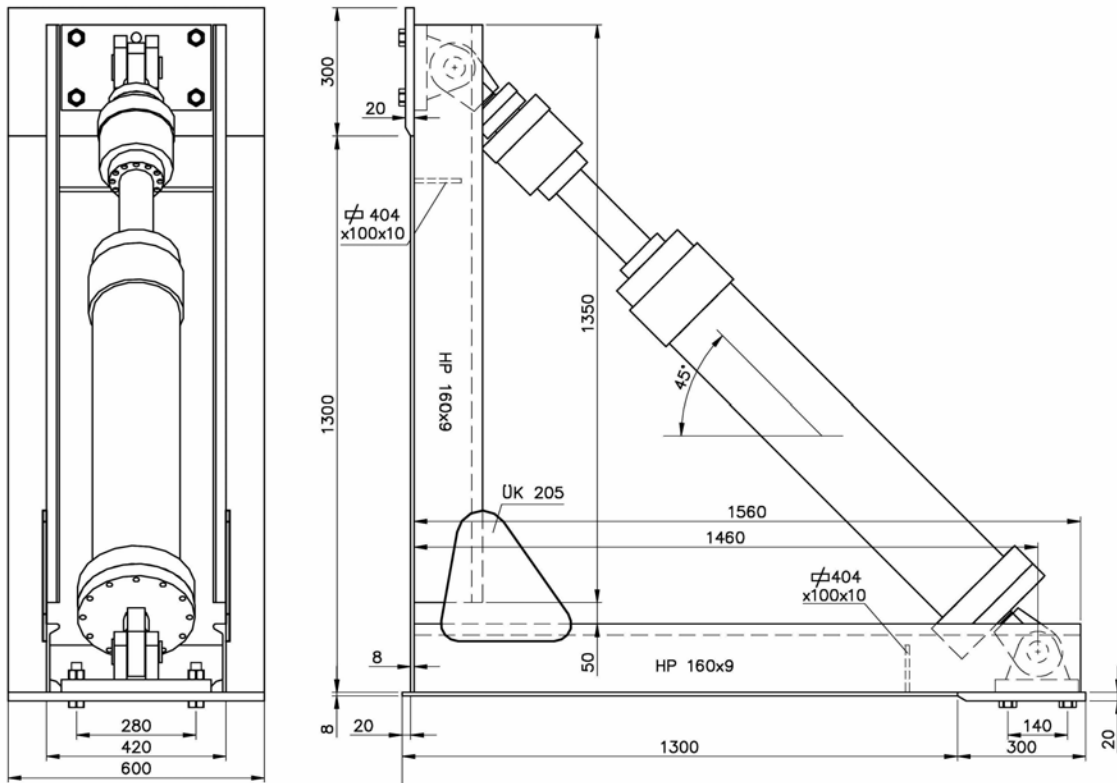


Abb. 2-2: Versuchsmodell mit überlapptem Knieblech

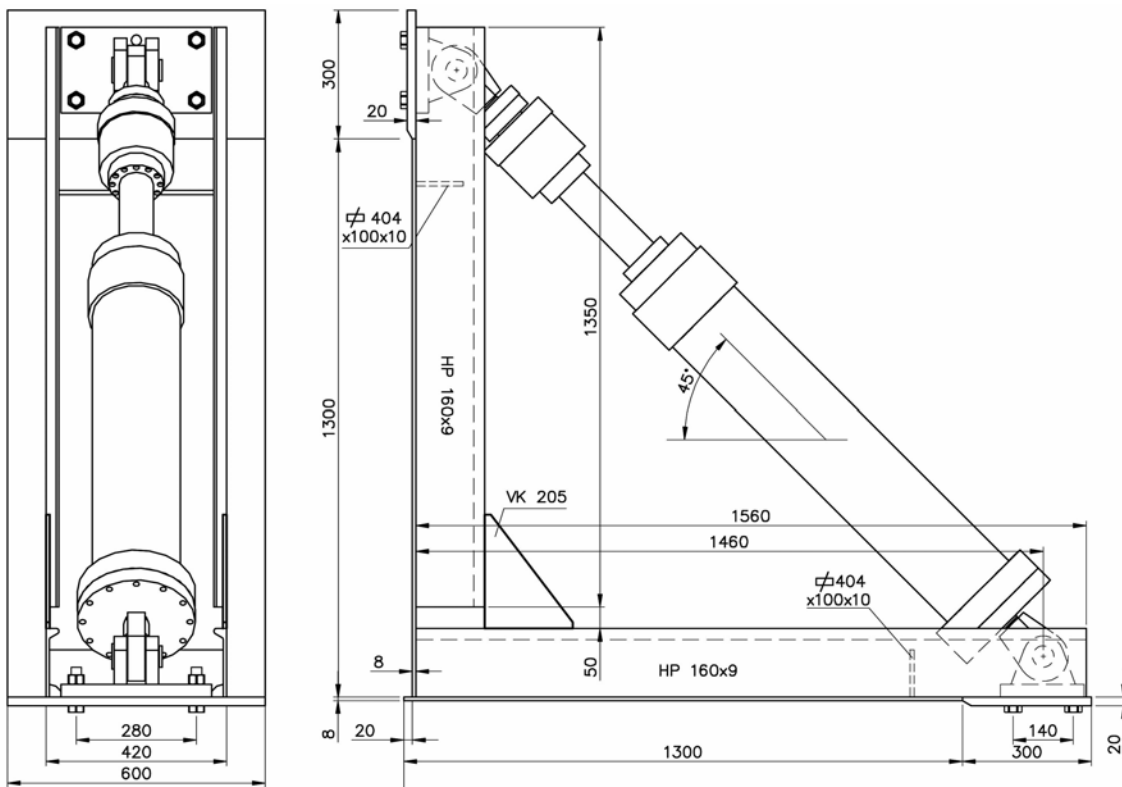


Abb. 2-3: Versuchsmodell mit vorgesetztem Knieblech

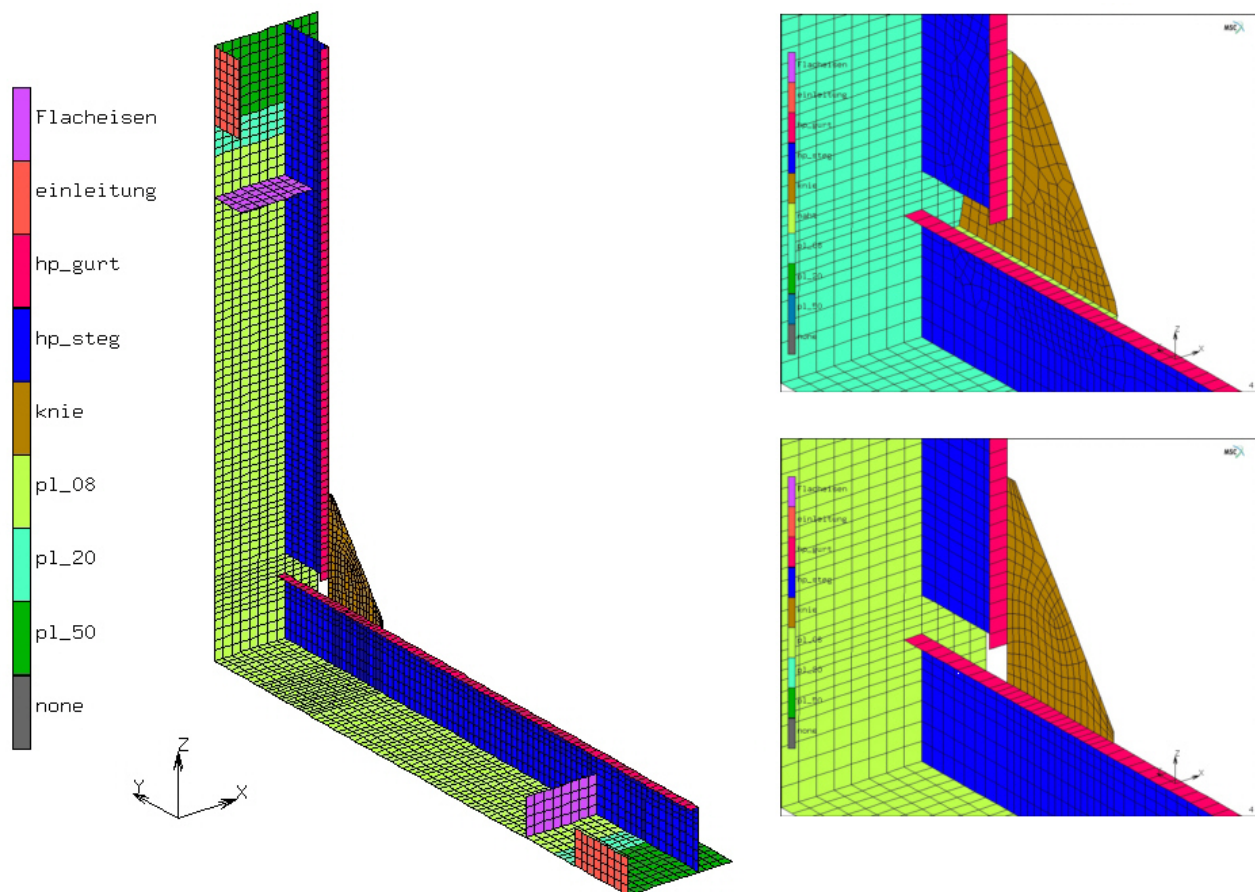


Abb. 2-4: Finite-Elemente-Modelle zur Überprüfung des Versuchsaufbaus (Halbmodell)

Abb. 2-5 zeigt die Verformungen der Modelle. Neben der Steifenbiegung tritt eine Querbiegung der Steifen im Bereich der Knieblechanschlüsse auf, die beim überlappten Knieblech kleiner ist. Diese Querbiegung ist in Abb. 2-5 farblich dargestellt. Sie ist auch in der realen Konstruktion zu erwarten.

Abb. 2-6 und Abb. 2-7 zeigen die berechneten Vergleichsspannungen im Umfeld der beiden Knieblechvarianten. Die höchsten Spannungen sind an den Knieblechanschlüssen zu erkennen. Die Höhe der Spannungen ist an beiden Schenkeln fast gleich. Im Bereich des Ausschnitts unter dem Knieblech treten wesentlich geringere Spannungen auf. Von den beiden, in Abb. 2-1 markierten Stellen ist nur eine höher beansprucht. An der anderen Stelle überlagern sich Normal- und Biegespannungen mit unterschiedlichem Vorzeichen.

Generell entspricht das Beanspruchungs- und Verformungsverhalten den Erwartungen.

Gefertigt wurden die vier Modelle für die Vorstudie von der Flensburger Schiffbau-Gesellschaft im Rahmen der Industriebeteiligung. Als Werkstoff wurde normalfester Schiffbaustahl (min. $R_{eH} = 235 \text{ N/mm}^2$) verwendet. Die Verschweißung erfolgte unter werftüblichen Bedingungen von Hand mit dem Metall-Schutzgas-Schweißverfahren (MAG) unter Anwendung von Fülldrähten. Schweißzusatzwerkstoff und Schweißnahtausführung erfolgten gemäß den Klassifikationsvorschriften (GL, 2005) bzw. dem Fertigungsstandard des Deutschen Schiffbaus (VSM, 1985).

Die Bauteile wurden mit Kehlnähten mit einem Nennmaß von $a = 3,5 \text{ mm}$ miteinander verschweißt. Die vorgesetzten Kniebleche wurden entsprechend der Werftnorm (FSG, 1996) unter 45° angefast und als halbe V-Naht mit einer Kehlnaht als Gegenlage bündig mit der Profilmallkante verschweißt (vgl. Schnitt A-A in Abb. 1-4). Abb. 2-8 zeigt die Schweißfolge bei der Montage der Modelle.

Die Montage der in Abb. 2-9 sichtbaren Endplatten zur Aufnahmen der Gelenkaugen für den Hydraulikzylinder erfolgte abschließend durch die Forschungsstelle.

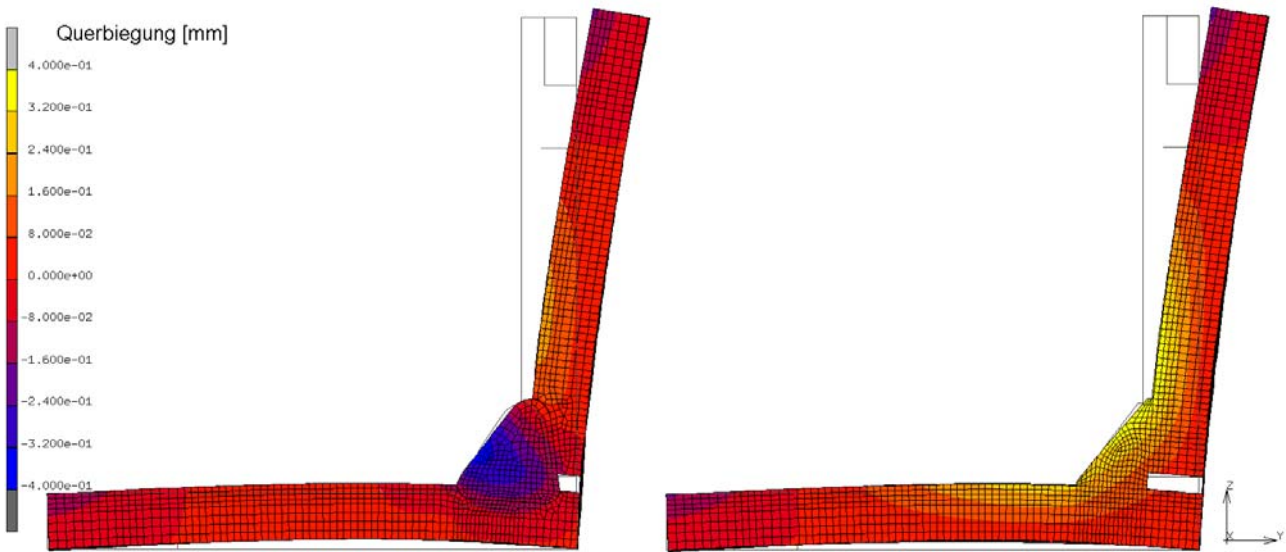


Abb. 2-5: Verformungen der beiden Modelle bei einer Zylinderkraft von 10 kN (50-fach überhöht dargestellt; die Querverformung ist mit Farben dargestellt)

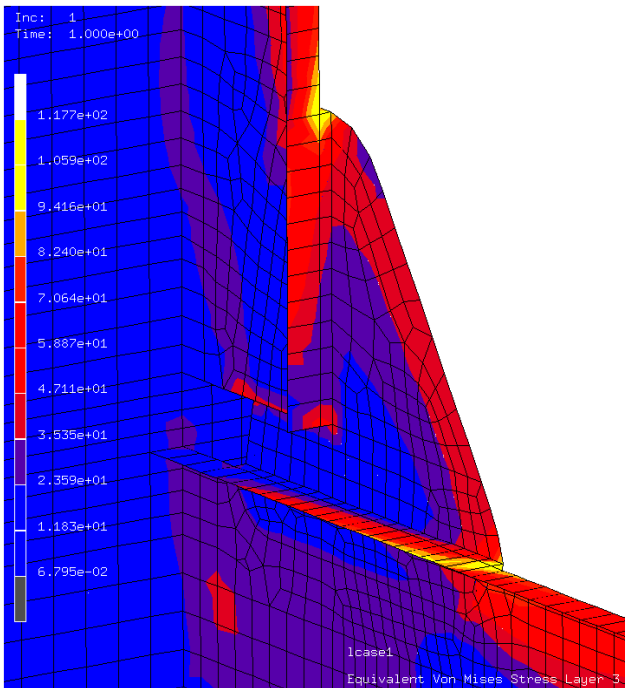


Abb. 2-6: Verteilung der Vergleichsspannung am überlappten Knieblech bei einer Zylinderkraft von 10 kN

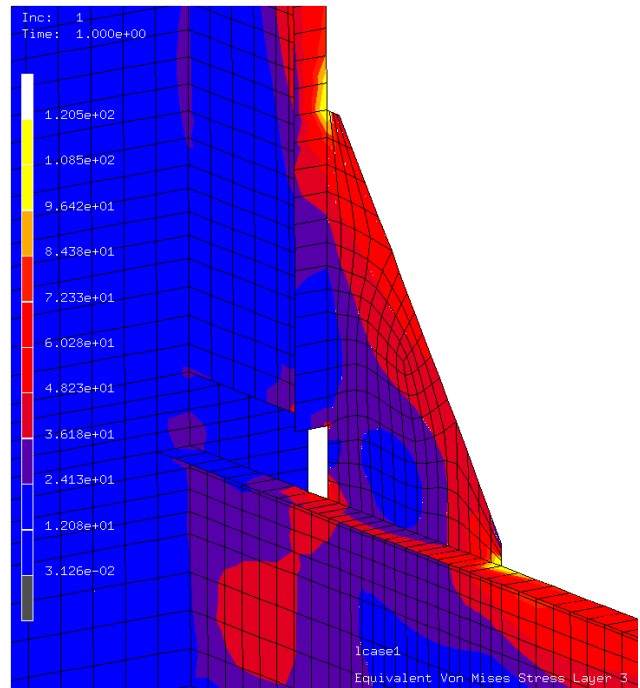


Abb. 2-7: Verteilung der Vergleichsspannung am vorgesetzten Knieblech bei einer Zylinderkraft von 10 kN

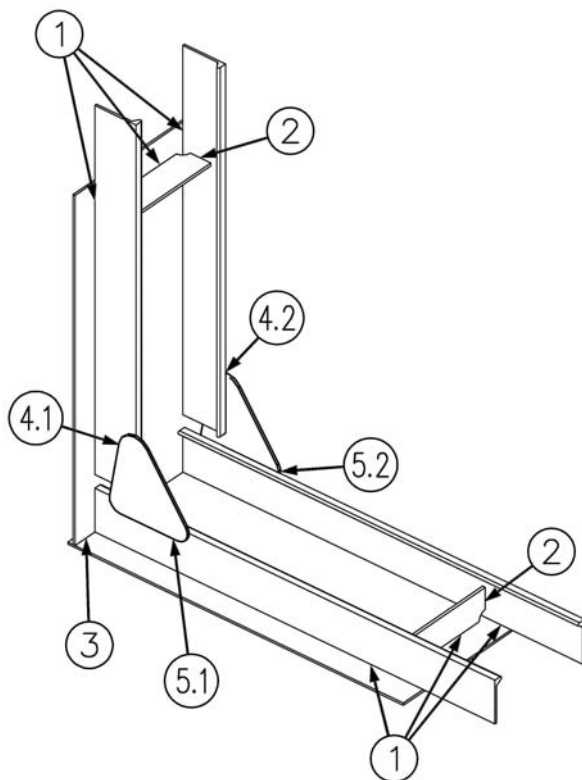


Abb. 2-8: Schweißfolge bei der Montage der Modelle



Abb. 2-9: Versuchsaufbau

2.3 Statische Messungen

An den Versuchskörpern wurden umfangreiche Dehnungsmessungen mittels linearer Dehnungsmessstreifen (DMS) vorgenommen. Diese lassen sich unterteilen in Messungen von Nenndehnungen und von Dehnungen an Orten, an denen die gemessenen Dehnungen durch die lokale Geometrie beeinflusst werden.

Die *Nenndehnungsmessungen* dienen in erster Linie der Überprüfung des Versuchsaufbaus, d.h. der gleichmäßigen Belastung der beiden in einem Versuchsmodell enthaltenen Aussteifungen. Hierbei gefundene ungleichmäßige Belastungen konnten durch Änderung der Ausrichtung des Hydraulikzylinders am Modell in gewissen Grenzen korrigiert werden. Weiterhin ließen die Nenndehnungsmessungen einen Vergleich von Messung und Rechnung zu. Diese Messungen wurden bei allen vier Modellen in 750 mm Entfernung von den Ecken der Plattenfelder auf den Oberseiten der Profile sowie auf den Außenseiten der Beplattung durchgeführt, siehe Abb. 2-10.

Die *lokalen Dehnungsmessungen* wurden zur Bestimmung der Strukturspannungen an den Schweißnahtübergängen, zu Vergleichen zwischen Messung und Rechnung und zur Anrisskontrolle während der Versuche benötigt. Die Anordnung der Messstellen (vgl. Abb. 2-10) wurde im Laufe der Studie aufgrund der gewonnenen Erfahrungen verändert. So wurden bei den ersten beiden Versuchen (Zug im Knieblech, Varianten ÜK und VK) an jeweils einer Knieblechverbindung innerhalb einer Probe die Messungen mittels DMS-Ketten mit 5 einzelnen Messstreifen durchgeführt, die aufgrund des geringen Abstands der Messgitter untereinander eine Bestimmung des nichtlinearen Dehnungsverlaufs vor den Schweißnahtübergängen ermöglichen. Die Platzierung der DMS-Ketten erfolgte möglichst nahe an den Schweißnahtübergängen. An der

zweiten Knieblechverbindung einer Probe wurden die Dehnungen mit je zwei einzelnen DMS in 5 mm bzw. 15 mm Abstand vor dem Nahtübergang gemessen. Die aus diesen beiden Messungen errechneten Spannungen wurden zur Ermittlung der Strukturspannung auf den Schweißnahtübergang extrapoliert.

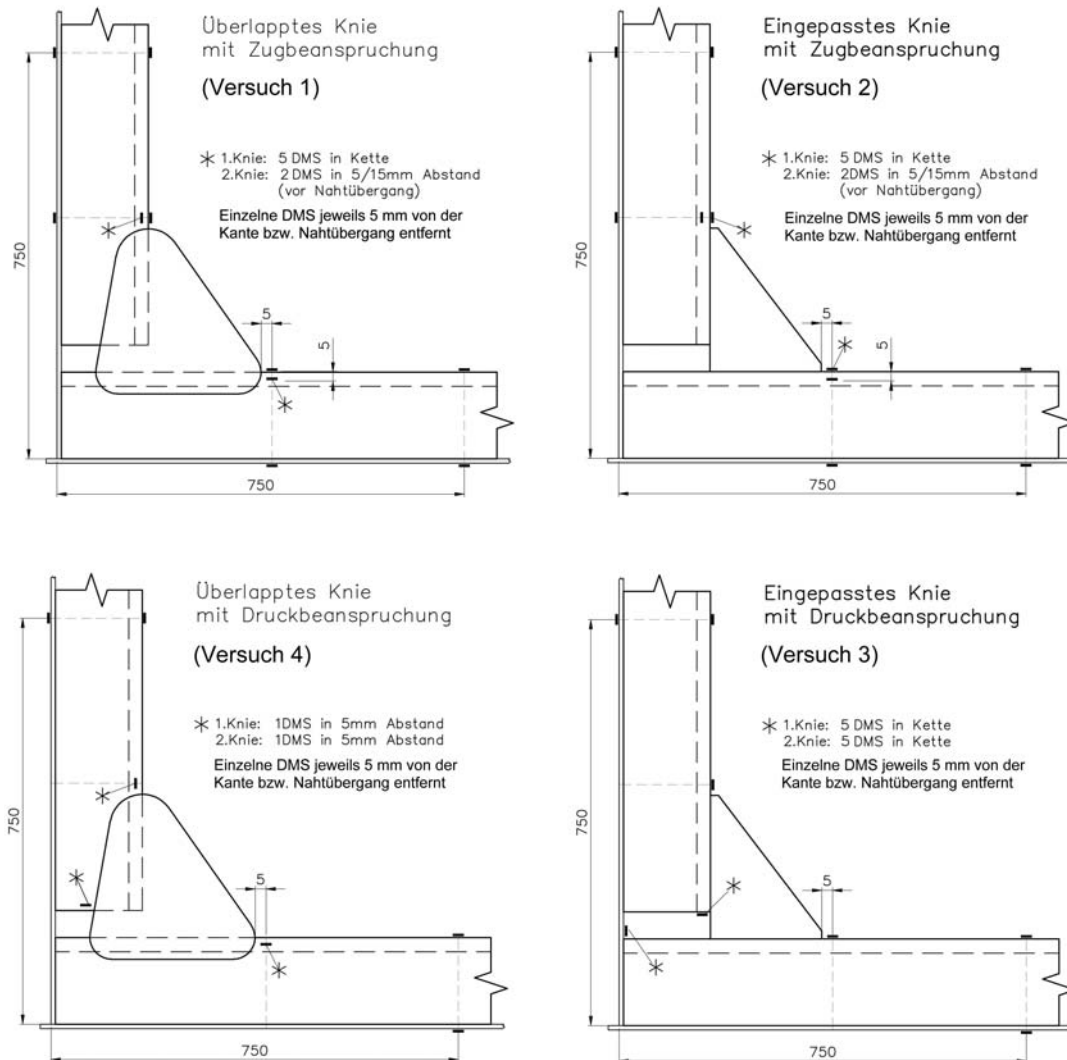


Abb. 2-10: Anordnung der Messstellen

Beim dritten Versuch (Druck im Knieblech, Variante VK) wurden im Bereich der Ausschnitte an beiden Knieblechverbindungen DMS-Ketten in gleicher Weise wie oben beschrieben appliziert. Da sich bei diesem Versuch zeigte, dass die Nahtübergänge im Bereich der Ausschnitte nicht anrissen, wurde die Anzahl der Messstellen im Bereich der Ausschnitte für den vierten Versuch reduziert. Eine Spannungsbewertung dieser Bereiche für den vierten Versuch (Druck im Knieblech, Variante ÜK) erfolgt somit im Wesentlichen rechnerisch.

Nach Einrichtung der Versuchsmodelle wurde eine Reihe statischer Messungen vorgenommen, um einerseits vor Versuchsbeginn die korrekte Funktion aller Messstellen zu gewährleisten und andererseits mittels der Nenndehnungen die Ausrichtung des Hydraulikzylinders im Modell zu überprüfen. Für diese statischen Vormessungen wurde das Versuchsmodell mit einer Last von 1 kN belastet und ein Nullabgleich der DMS durchgeführt. Nach dem Nullabgleich wurde die Last in Schritten von jeweils 5 kN auf 11 kN erhöht und wieder auf 1 kN zurückgefahren. Auf jeder Laststufe wurden die gemessenen Werte aller DMS aufgezeichnet. Nach Durchführung der Messreihe wurden die aufgezeichneten Werte geprüft und der Versuchsaufbau gegebenenfalls

korrigiert. Für die ersten Versuche konnten diese Messungen zusätzlich zur Bestimmung der Versuchsbelastung herangezogen werden. Das Vorgehen hierfür ist unter 2.4 beschrieben.

Die eigentlichen Versuche unter Schwingbelastung wurden in unregelmäßigen Abständen angehalten und das Verhalten an den Messstellen durch weitere Messungen verfolgt. Die Versuchsmodelle wurden bei diesen Messungen statisch mit Unter- und Oberlast belastet und die Dehnungen auf beiden Laststufen aufgezeichnet. Änderungen im Dehnungsverhalten an den Messstellen vor den Schweißnahtübergängen ließen Rückschlüsse auf Änderungen im Tragverhalten und somit auf Rissbildungen zu.

2.4 Vergleich gemessener und berechneter Spannungen

Zur Bestimmung der Strukturspannungen an den Nahtübergängen der Knieblechanschlüsse sowie im Bereich der Ausschnitte wurden lokal verfeinerte Finite-Elemente-Modelle erstellt, siehe Abb. 2-11 und Abb. 2-12. Im Gegensatz zu den unter 2.2 beschriebenen Modellen wurden diese vollständig mit Volumenelementen modelliert. Diese Art der Modellierung hat u. a. den Vorteil, dass die Geometrie wirklichkeitsgetreuer zu erfassen ist. So lassen sich z.B. Exzentrizitäten, wie sie beim überlappten Knieblechanschluss auftreten, sowie die Schweißnähte problemlos berücksichtigen.

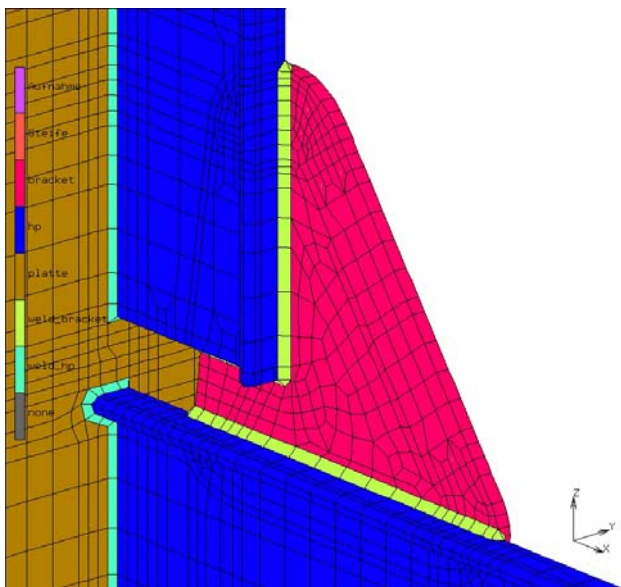


Abb. 2-11: Finite-Elemente-Modelle zur Ermittlung der Strukturspannungen (Überlapptes Knieblech)

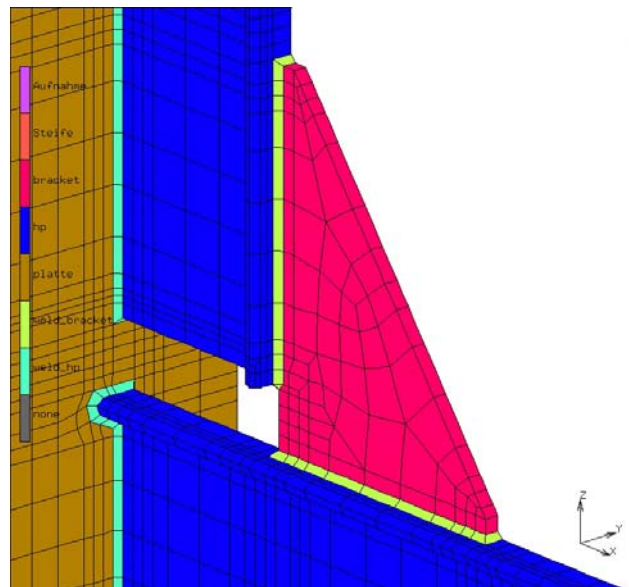


Abb. 2-12: Finite-Elemente-Modelle zur Ermittlung der Strukturspannungen (Vorgesetztes Knieblech)

Die gewählte Netzfeinheit genügt, soweit es die Ausschnittsbereiche betrifft, den Erfordernissen an die Strukturspannungsermittlung, d.h. es wurde ein Element über die Plattendicke angeordnet und die Kantenlänge der Elemente vor den zu untersuchenden Schweißnahtübergängen ist gleich der Blechdicke (Fricke, 2002).

Für die Ermittlung der Strukturspannungen an den Schweißnahtübergängen der Knieblechanschlüsse gibt es derzeit, wie bereits unter 1.2 angeführt, keine Modellierungsregeln. Hier wurden Elemente mit Kantenlängen von $10 \times 10 \text{ mm}^2$ modelliert. Die Breite dieser Elemente hängt von der jeweiligen, durch die Umschweißungen der Knieblechanschlüsse vorgegebenen örtlichen Geometrie ab.

In Tab. 2-2 sind die mittels Balkenstatik und Finite-Elemente-Rechnungen und aus Messungen ermittelten Nennspannungen für eine Zylinderkraft von $F = 10 \text{ kN}$ zusammengestellt. Der Vergleich zeigt eine relativ gute Übereinstimmung dieser Werte.

Tab. 2-2: Nennspannungen am Ort 750 mm von der Ecke für $F = 10 \text{ kN}$

		Spannungen [N/mm ²] Profilkopf / Beplattung	
		Variante ÜK	Variante VK
Balkenstatik		-24,0 / 7,9	
FE-Rechnung	horizontales Profil	-25,0 / 8,0	-24,8 / 8,1
	vertikales Profil	-25,2 / 8,2	-24,9 / 8,2
Messung	horizontales Profil	-23,7 / 7,9	-23,8 / 7,5
	vertikales Profil	-24,0 / 7,7	-24,7 / 7,5

Die vor den Nahtübergängen experimentell und rechnerisch ermittelten Spannungen wurden linear zum Nahtübergang extrapoliert, um die Struktur- oder Hot-Spot-Spannung σ_{hs} zu erhalten (Abb. 2-13 links). Am Profilkopf wurden mehrere Spannungsauswertepfade betrachtet, vgl. Abb. 2-13 rechts. Die Auswertung erfolgte für jeden der in Abb. 2-14 bezeichneten Orte. Die Ergebnisse sind in Tab. 2-3 und Tab. 2-4 zusammengestellt. Hier sind die Spannungsbeträge angegeben, da diese für beide Lastsituationen gleich sind. Die Übereinstimmung zwischen Rechnung und Messung ist nicht ganz zufrieden stellend. Aus der Rechnung ergibt sich generell eine höhere extrapolierte Spannung. Im weiteren Ablauf des Vorhabens ist zu klären, inwieweit dies auf die gewählte Modellierung zurückzuführen ist.

Aus den Ergebnissen erkennt man, dass sich an den Knieblechsausläufen (Orte 1 und 2) etwa doppelt so große Strukturspannungen ergeben wie an den Ausschnitten unter dem Knieblech (Orte 3 und 4). Wie eingangs erläutert sind die Vorzeichen unterschiedlich, so dass bei hohem Mittelspannungseinfluss und Druckbelastung im Knieblech die Orte 3 und 4 anrisskritisch sein können.

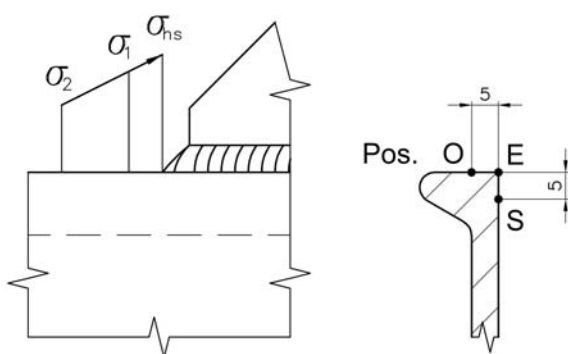


Abb. 2-13: Lineare Extrapolation zum Nahtübergang und Position der Spannungsauswertepfade am Profilkopf

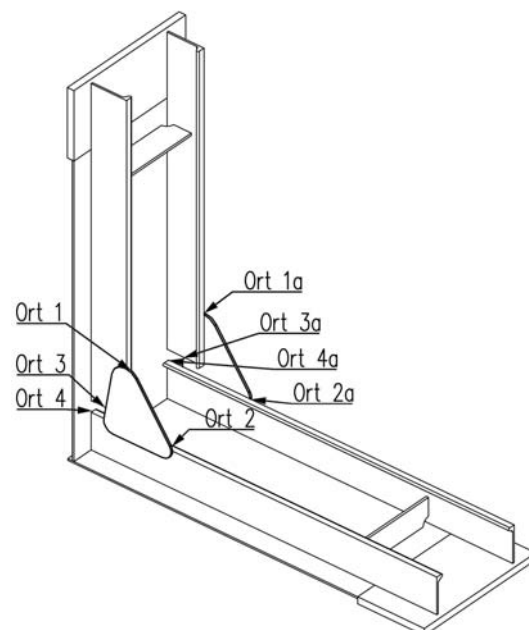


Abb. 2-14: Bezeichnung der Auswertorte

Tab. 2-3: Beträge der lokalen Spannungen aus FE-Rechnungen an den Knieblechen und Ausschnitten, F = 10 kN

Ort ¹⁾	Pfad ²⁾	Variante ÜK			Variante VK		
		σ_2 [N/mm ²]	σ_1 [N/mm ²]	σ_{hs} [N/mm ²]	σ_2 [N/mm ²]	σ_1 [N/mm ²]	σ_{hs} [N/mm ²]
1	O	-	69,1 ³⁾	-	48,2	71,1	82,5
	E	59,8	89,0	103,6	60,2	88,1	102,1
	S	58,3	80,0	90,8	-	68,6 ³⁾	-
2	O	-	64,7 ³⁾	-	49,8	69,2	78,9
	E	54,3	81,9	95,7	59,1	86,5	100,2
	S	53,0	73,4	83,6	-	67,2 ³⁾	-
3	-	20,5	22,4	23,4	26,8	46,0	55,6
4	-	25,1	40,3	47,9	24,7 ⁴⁾	28,4 ⁴⁾	29,7 ⁴⁾

¹⁾ siehe Abb. 2-14

²⁾ siehe Abb. 2-13 rechts

³⁾ Zum Vergleich mit Messungen

⁴⁾ Extrapolation über abweichende Stützstellenpositionen

Tab. 2-4: Beträge der lokalen Spannungen aus Messungen an den Knieblechen und Ausschnitten, F = 10 kN

Ort ¹⁾	Pfad ²⁾	Variante ÜK			Variante VK		
		σ_2 [N/mm ²]	σ_1 [N/mm ²]	σ_{hs} [N/mm ²]	σ_2 [N/mm ²]	σ_1 [N/mm ²]	σ_{hs} [N/mm ²]
1	O	-	47,4	-	48,0	65,1	73,6
	E	-	-	-	-	-	-
	S	57,5	70,1	76,4	-	62,6	-
2	O	-	47,7	-	49,8	59,8	64,8
	E	-	-	-	-	-	-
	S	51,1	59,4	63,5	-	65,9	-
3	-	-	-	-	-	33,9	-
4	-	-	37,9	-	-	25,5	-

¹⁾ siehe Abb. 2-14

²⁾ siehe Abb. 2-13 rechts

2.5 Schwingfestigkeitsversuche

Die Versuche wurden als Einstufenversuche durchgeführt. An den jeweils unter Zug stehenden Schweißnahtübergängen im Bereich der Knieblechläufe bzw. der Ausschnitte wurde ein

Grenzspannungsverhältnis von $R = 0$ angestrebt. Um ein mögliches geringes Spiel in den Gelenklagern des Zylinders auszuschalten wurden die Versuche stets unter einer kleinen Vorlast durchgeführt, d.h. das angestrebte Grenzspannungsverhältnis wurde nicht exakt eingehalten. Ein Einfluss der somit geringfügig erhöhten Mittellast auf die Versuchsergebnisse ist jedoch nicht zu erwarten.

Die ersten beiden Versuche wurden mit einer unteren Zylinderlast $F_U = -2$ kN und einer oberen Zylinderlast $F_O = -32$ kN gefahren, wobei das Vorzeichen die Lastrichtung in Bezug auf den Zylinder angibt (Druck negativ). Für die bei dieser Lastrichtung zu erwartenden anrisskritischen Orte an den Knieblechanschlüssen (vgl. Abb. 2-1 links) bedeutet dies ein Grenzspannungsverhältnis von $R \approx 0$ im Zugschwellbereich. Die Lasten wurden so gewählt, dass sich an den oben genannten Orten eine Strukturspannungsschwingbreite einstellt, die ein Versagen im Zeitbereich erwarten ließ ($\Delta\sigma_{hs} \approx 200$ N/mm²).

Bei den beiden Versuchen mit Zuglast im Zylinder, vgl. Abb. 2-1 rechts, wurden mittels der Strukturspannungsberechnungen ebenfalls Lasten bestimmt, die an den unter Zug stehenden Orten im Bereich der Ausschnitte eine Lebensdauer in der gleichen Größenordnung wie bei den beiden ersten Versuchen erwarten ließen. Die gewählte Schwingbreite der Last liegt hier bei $\Delta F = 44,8$ kN. Diese im Vergleich zu den ersten beiden Versuchen erheblich höhere Belastung führt auch zu einer höheren Spannungsschwingbreite an den Knieblechanschlüssen, jetzt jedoch im Druckschwellbereich.

Die Versuche wurden bei einer Frequenz von 0,5 Hz durchgeführt, so dass rechnerisch etwa 40.000 Lastwechsel (LW) pro Tag erzielbar waren. Die Versuche mussten jedoch für die Durchführung von statischen Messungen zur Kontrolle der Rissbildung unterbrochen werden. Für die Messungen wurde der dynamische Versuch unterbrochen und die Modelle wurden statisch mit oberer und unterer Zylinderlast beaufschlagt. Unter diesen statischen Lasten wurden die Dehnungen der DMS an den anrisskritischen Stellen aufgezeichnet. Anhand mehrerer Aufzeichnungen konnte das Verhalten der Probe mit fortschreitender Lastwechselzahl überwacht werden. Um zu große Messintervalle zu vermeiden wurden die Versuche anfänglich alle 10.000 LW unterbrochen. Tatsächlich wurden deshalb nur etwa 20.000 LW pro Tag erreicht, wodurch Versuchsdauern von mehreren Wochen für eine Probe entstanden.

Die Modelle wurden regelmäßig visuell auf Rissbildung und –fortschritt untersucht. Hierfür wurde das Farbeindringverfahren genutzt. Die Risslängen wurden mittels Stechzirkel abgenommen und zusammen mit ihrer Position an der Probe protokolliert.

Anrisse traten durchweg nur an den Knieblechanschlüssen auf (Orte 1 und 2), wobei der Ausgangsort fast ausschließlich der Nahtübergang zum Profil war. In Abb. 2-15, Abb. 2-16 und Abb. 2-17 sind die Risslängen über der Lastwechselzahl für die ersten drei Versuche aufgetragen. In den Darstellungen wurden die Risslängen getrennt für die Wulstoberfläche (Oben) und im Steg (Seite) des Profils aufgetragen. Durch diese Trennung können die Risslängen in diesen beiden Richtungen am Profilquerschnitt dargestellt werden, wodurch ein genauere Eindruck vom Rissfortschritt durch das Profil entsteht. Abb. 2-18 zeigt diese graphisch für die betrachteten Knieblechverbindungen. „O“ steht hierbei für Oben und „S“ für Seite. Der Rissverlauf wich nur wenig von der Senkrechten zur Profillängsrichtung ab.

Bei Versuch 1 (Zug im Knieblech, Variante ÜK) wurde die Trennung anfänglich nicht dokumentiert. Die aufgetragene Risslänge am zuerst angerissenen Ort 1a stellt somit die Gesamtrisslänge dar. Die Anrisse an den Orten 2 und 2a erfolgten erheblich später und konnten sich nicht weiter ausbilden, da der Versuch wegen der zu großen Risslänge bei 1a beendet werden musste. Die Probe des Versuchs 2 mit vorgesetztem Knieblech zeigte eine erheblich geringere Lastwechselzahl bis zum Rissbeginn. Gemein sind den beiden Proben der ersten Versuche mit Zug im Knieblech die Dominanz eines Risses und die sich mit zunehmender Lastwechselzahl

erhöhende Rissfortschrittsgeschwindigkeit. Dieses entspricht den Erwartungen, da die durch den Riss fortfallende tragende Querschnittsfläche im Bereich des Profilkopfes zu einer Erhöhung des Spannungsniveaus am vorhandenen Riss führt.

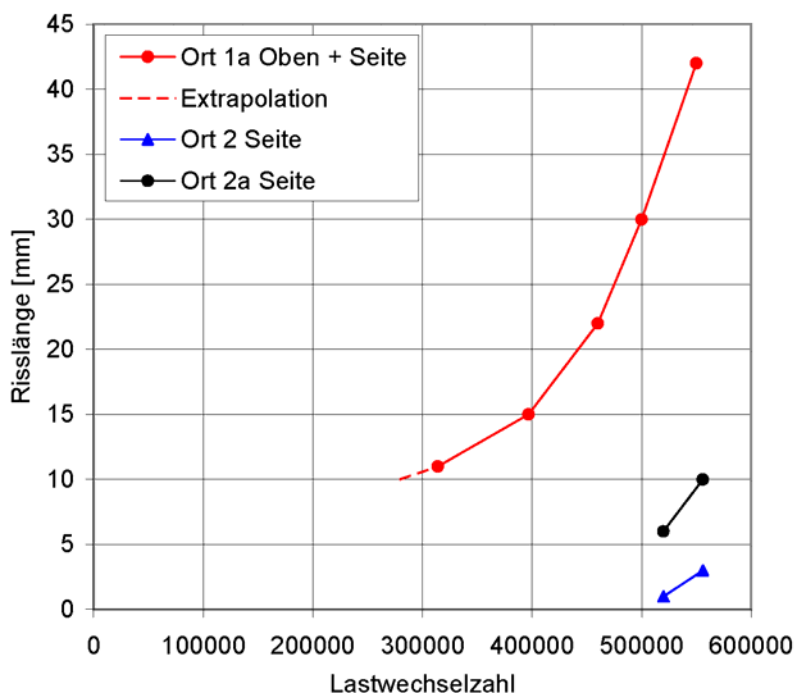


Abb. 2-15: Risslängen über der Lastwechselzahl, Versuch 1 (überlapptes Knie unter Zug)

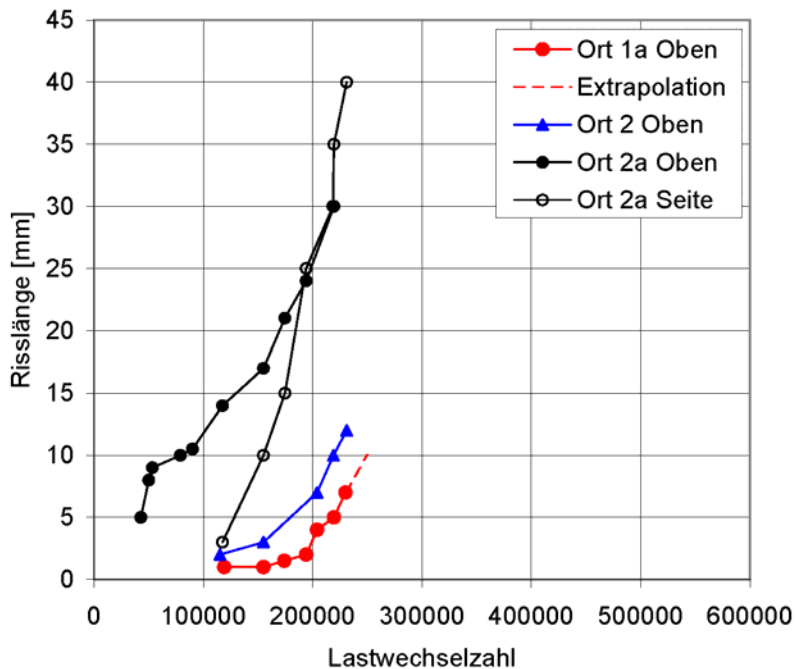


Abb. 2-16: Risslängen über der Lastwechselzahl, Versuch 2 (vorgesetztes Knie unter Zug)

Bei dem dritten Versuch mit Druckspannungen an den Knieblechausläufen zeigten sich entgegen den Erwartungen keine Anrisse im Bereich der Ausschnitte, sondern ebenfalls an den Ausläufen der Kniebleche. Im Gegensatz zu den ersten beiden Versuchen gab es hier jedoch keinen dominanten Riss, sondern alle Orte an den Knieblechausläufen waren angerissen.

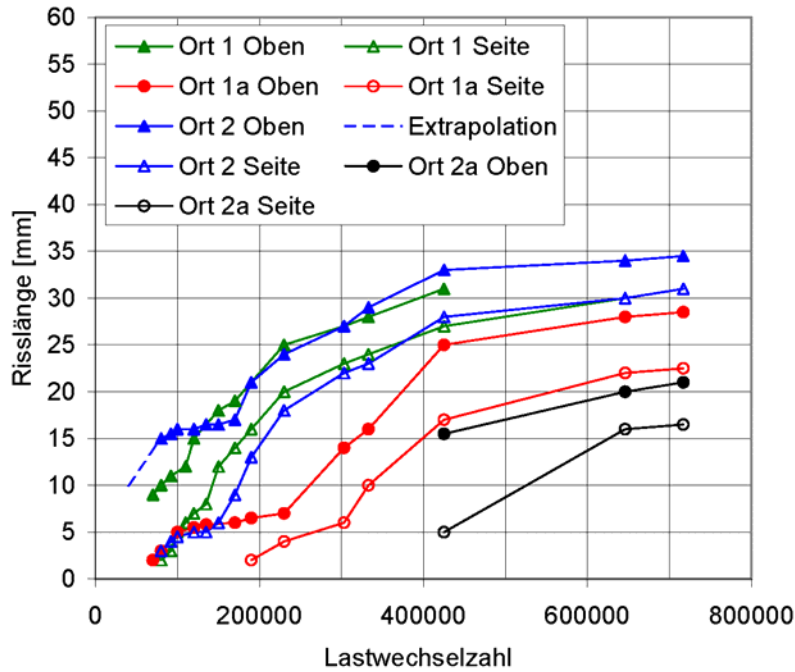


Abb. 2-17: Risslängen über der Lastwechselzahl, Versuch 3 (vorgesetztes Knie unter Druck)

Eine Besonderheit betrifft den Riss am Ort 2a. Dieser Ort zeigte anfänglich gar keinen Anriss, dann jedoch einen Riss auf der Naht. Da dieser Innenriss von außen nicht beobachtbar war, konnte sich zwischen zwei Beobachtungen nach dem Durchschlagen durch die Nahtoberfläche eine beachtliche Risslänge entwickeln. Die Rissfortschrittsgeschwindigkeit bei diesem Versuch nahm im Gegensatz zu den ersten beiden Versuchen mit wachsender Lastwechselzahl ab. Dass unter Druckbeanspruchung überhaupt Risse entstehen, dürfte hauptsächlich auf hohe Zugeigenspannungen vor dem Nahtübergang zurückzuführen sein. Im weiteren Versuchsablauf verlässt der Riss das Zugeigenspannungsfeld, so dass die Rissfortschrittsgeschwindigkeit abnimmt. Der allgemein sehr frühe Rissbeginn dieser Probe lässt sich durch das höhere Lastniveau dieses Versuchs erklären.

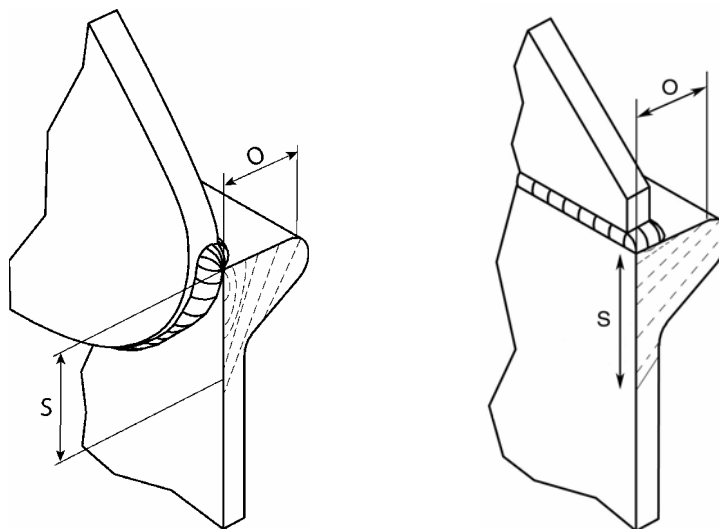


Abb. 2-18: Angenäherter Rissverlauf durch das Profil am überlappten (links) und vorgesetzten Knieblech (rechts)

Der Versuch 4 (Druck am Knieblech, Variante ÜK) zeigte nach 866000 Lastwechseln keinerlei Anrisse und wurde abgebrochen. Ein Grund für die sehr hohe Lebensdauer im Vergleich zur vorgesetzten Knieblechvariante könnten reduzierte Eigenspannungen infolge der geringeren Schrumpfbehinderung der Naht am Knieblechende sein.

Tab. 2-5 fasst die Lebensdauern bis zu einer Anrisslänge von ca. 10 mm zusammen. Man sieht eindeutig, dass das überlappte Knieblech ein besseres Schwingfestigkeitsverhalten zeigt. Obwohl mit den Ergebnissen noch keine statistisch abgesicherten Aussagen möglich sind, scheint der Unterschied in den Lebensdauern in der Größenordnung von Drei zu liegen, was angesichts etwa gleicher Strukturspannungen am Nahtübergang Fragen der Bewertung aufwirft. Hier spielt möglicherweise das örtliche Nahtprofil eine Rolle, das infolge der Umschweißung des Knieblechenauslaufs von Hand sehr unterschiedlich ausfällt. Der Geometrieinfluss könnte mit dem eingangs erwähnten Kerbspannungskonzept bewertet werden.

Die Abb. 2-19 zeigt die Schweißnahtprofile und die Rissverläufe am Beispiel der Probe des Versuchs 3. Gut erkennbar ist der über die Naht verlaufende Innenriss am Ort 2a.

Tab. 2-5: Lebensdauer (Lastwechsel) bis 10 mm Risslänge

Versuch	Anrissorte			
	1	1a	2	2a
1 Überlapptes Knie, Zug	k. A. *)	ca. 280.000	> 556.000	556.000
2 Vorgesetztes Knie, Zug	k. A. *)	ca. 250.000	220.000	80.000
3 Vorgesetztes Knie, Druck	80.000	200.000	ca. 40.000	ca. 420.000
4 Überlapptes Knie, Druck	k. A. *)	k. A. *)	k. A. *)	k. A. *)

*) k. A. = kein Anriss

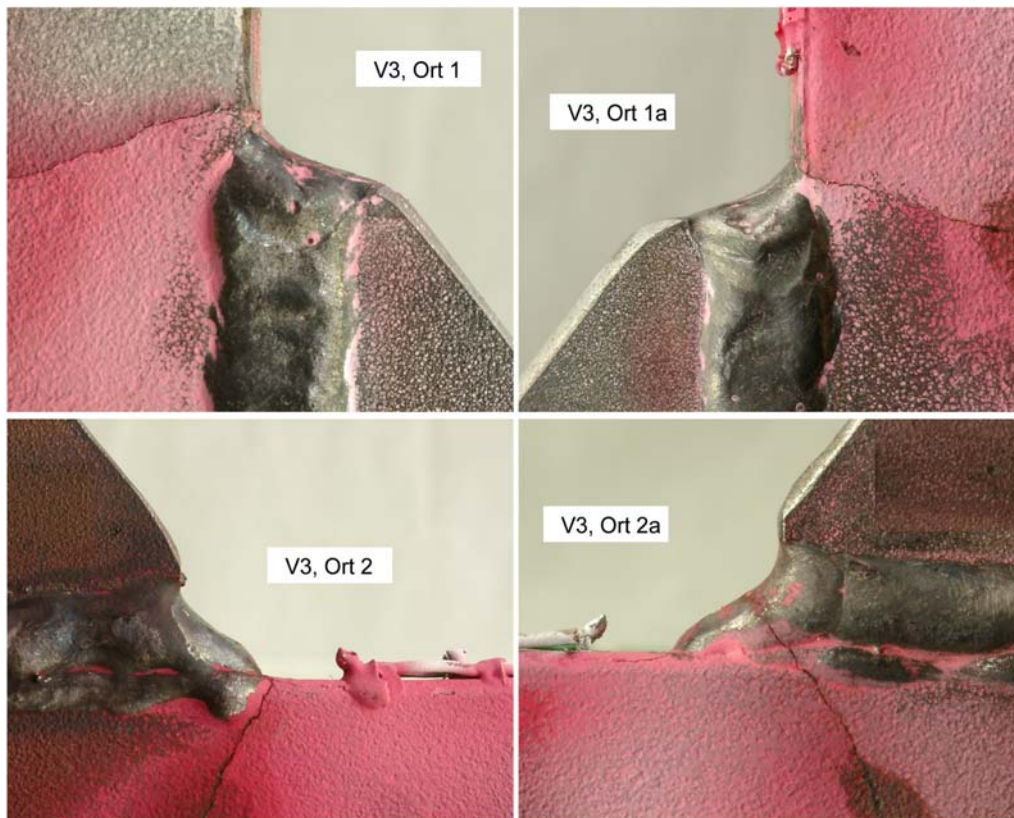


Abb. 2-19: Schweißnahtprofile und Risse des Versuchs 3 (vorgesetztes Knie unter Druck)

2.6 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen der Vorstudie

In der Vorstudie wurden je zwei der in Abb. 2-2 und Abb. 2-3 dargestellten Versuchsmodelle untersucht. Dabei handelt es sich um Spanteckverbindungen mit überlappten bzw. vorgesetzten Knieblechen nach Wertstandard der Flensburger Schiffbau-Gesellschaft (FSG, 1996). Die Modelle wurden so gestaltet, dass jeweils zwei gleichartige Knieblechverbindungen in einem Modell vorhanden sind, die überwiegend Biegemomente aus den angeschlossenen Flachwulstprofilen übertragen.

Die Dehnungen im Nennquerschnitt der Profile sowie im Bereich der anrisskritischen Stellen wurden mit Dehnmessstreifen aufgenommen und rechnerisch mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode ermittelt. Im Rahmen der Schwingfestigkeitsversuche wurde das jeweils erste Modell der beiden Varianten so belastet, dass die Knieblechanschlüsse im Zugschwellbereich beansprucht wurden, wo die Anrisse erwartet wurden. Im zweiten Modell wurde eine Druckschwellbeanspruchung an den Knieblechanschlüssen erzeugt. Dabei kommen die Kerbbereiche am Ausschnitt unterhalb der Kniebleche unter Zugbeanspruchung, so dass dort die

ersten Anrisse zu erwarten waren. Beide Situationen sind realistisch und treten in der Schiffskonstruktion auf. Durch die gleichartigen Modelle und Belastungen sollte ein direkter Vergleich der Bauformen ermöglicht werden, allerdings ließ die Anzahl der Modelle noch keine statistisch abgesicherten Aussagen zu.

Aus den Untersuchungen ergaben sich die folgenden Hauptergebnisse:

1. Die ersten Anrisse traten an den Knieblechanschlüssen nicht nur unter Zugschwellbeanspruchung auf, sondern bei dem vorgesetzten Knieblech auch unter Druckschwellbeanspruchung. Beim überlappten Knieblech unter Druckschwellbeanspruchung war nach Versuchsende überhaupt kein Riss vorhanden. Demnach sind die Kerben am Ausschnitt unter dem Knieblech weniger kritisch, was aus den Berechnungen nicht erkennbar war.
2. Die überlappten Knieblechverbindungen wiesen eine höhere Anrisslebensdauer auf als die vorgesetzten Kniebleche. Aus den Berechnungen und Dehnungsmessungen ergaben sich vergleichbare Werte. Allerdings zeigte die überlappte Knieblechverbindung eine wesentlich geringere Querbiegung als das vorgesetzte Knieblech, was auf den geringeren Abstand des Knieblechs zum Schubmittelpunkt zurückzuführen ist.
3. Die Rissfortschrittsphase ist im Vergleich zur Anrissphase sehr lang. Hier stellt sich die Frage nach einem geeigneten Versagenskriterium.

Aufgrund der Ergebnisse unter 1. wurde für die weiteren Versuche im Rahmen der Hauptstudie entschieden, diese nur noch mit der kritischen Zugschwellbeanspruchung am Knieblechanschluss durchzuführen. Da für das Versagen hauptsächlich die Beanspruchungen vor dem Knieblechanschluss maßgebend sind, ergeben sich bei gleicher Profilbelastung kaum Unterschiede zwischen Eckverbindungen (Abb. 1-1a und b) und T-förmigen Verbindungen (Abb. 1-1c und d). Daher wurde für die weiteren Untersuchungen entschieden, diese auf die Eckverbindung zu beschränken.

Andererseits zeigen die Ergebnisse unter 2., dass Querbiegeeffekte eine wesentliche Rolle spielen. Im Hinblick auf die Hauptstudie wurde demnach eine Variation der Profilform als sinnvoll erachtet. Neben den Flachwulst- und Winkelprofilen werden häufig Flachstahlprofile in der oberen Gurtung von Schiffen eingesetzt, weil hier die Längsbeanspruchung gegenüber der Biegebeanspruchung aus Laterallasten dominiert. Bei Knieblechen an Flachstählen könnten sich die Querbiegeeffekte umkehren, d. h. die überlappten Kniebleche verursachen infolge ihrer exzentrischen Anordnung eine Querbiegung. Andererseits verursacht ein vorgesetztes Knieblech in einem Flachstahl eine höhere Kerbwirkung als in einem Profilwulst. Somit wurden zusätzliche Schwingfestigkeitsversuche an Flachstahlprofilen mit ergänzenden rechnerischen Analysen im Rahmen der Hauptstudie vorgeschlagen und verwirklicht.

An den in der Vorstudie als kritisch identifizierten Knieblechanschlüssen entstehen beim Verschweißen sehr unterschiedliche Nahtprofile. Es wurde daher beschlossen, im Rahmen der Hauptstudie die Nahtprofile aufzumessen und kennzeichnende Parameter mit den Anrisslebensdauern zu korrelieren, wobei örtliche Bewertungskonzepte wie das Kerbspannungskonzept zum Einsatz kommen sollten.

3 Versuche der Hauptstudie

Auf der Basis der Ergebnisse aus der Vorstudie wurden die Details zu den Modellen für die Hauptversuche festgelegt. Im Folgenden wird erläutert, wie die Versuche konzeptioniert wurden, die Versuchsmodelle werden näher beschrieben und es werden die durchgeführten statischen Messungen und Schwingfestigkeitsversuche dargestellt.

3.1 Konzeption der Versuche

Ursprünglich war vorgesehen, insgesamt sechs Versuchsserien zu untersuchen. Diese sind in Tab. 3-1 näher beschrieben. Zwei dieser Serien sollten jeweils ein Modell mit vorgesetzten Knieblechen umfassen, bei denen die Kehlnähte an der höchstbeanspruchten Stelle geschliffen werden, um den streuenden Einfluss der Nahtübergangskerbe auszuschließen. Hiermit sollte der Einfluss der Nahtform näher untersucht und Abminderungsfaktoren für reale Nahtformen gegenüber einer beschliffenen Naht abgeleitet werden. Im Rahmen einer Sitzung des projektbegleitenden Ausschusses wurde der Nutzen eines solchen Faktors allerdings in Frage gestellt. Mit nur zwei vorgesehenen Proben unterschiedlichen Typs ist zudem auch keine statistische Absicherung möglich. Überdies nimmt bei beschliffenen Kehlnähten die Wahrscheinlichkeit für einen Anriss an der Nahtwurzel zu. Es wurde daher entschieden, die Serie mit den zwei beschliffenen Proben aus dem Versuchsprogramm zu streichen.

Die anderen Versuchsserien umfassen jeweils vier Versuchsmodelle im unveränderten, abgeschweißten Zustand. Mit jeweils zwei gleichen Anrissorten je Modell lassen sich statistisch abgesicherte Aussagen zur Zeitfestigkeitsgeraden der Wöhlerlinie treffen, wobei für Schweißkonstruktionen in der Regel ein Standardwert für den Neigungsexponenten angenommen wird ($m = 3$).

Hinsichtlich der Geometrie lag das Hauptaugenmerk auf dem Vergleich zwischen den überlappten und den vorgesetzten Knieblechen. Das für die Vorstudie gewählte Flachwulstprofil mittlerer Größe (HP 160 x 9) wurde dabei weiter für die ersten beiden Versuchsserien verwendet. Daneben wurden zwei Versuchsserien mit Flachstahlprofilen untersucht, wobei eine Serie überlappte und die andere vorgesetzte Knieblechverbindung enthielt.

Tab. 3-1: Versuchsserien der Hauptstudie

	Modelle mit HP-Profilen	Modelle mit Flachstahlprofilen	Gesamtzahl der Modelle
Überlapptes Knieblech, wie geschweißt	4	4	8
Vorgesetztes Knieblech, wie geschweißt	4	4	8
Vorgesetztes Knieblech, geschliffen	1	1	2
Summe	9	9	18

Für die übrigen vier Versuchsserien wurden insgesamt 16 Versuchsmodelle mit jeweils zwei Knieblechverbindungen benötigt. Die Ergebnisse von einem Modell aus der Vorstudie konnten dabei berücksichtigt werden. Die zusätzlichen 15 Modelle wurden wie in der Vorstudie vom Kooperationspartner, der Flensburger Schiffbau-Gesellschaft, gefertigt.

Bei der Vorbereitung der Versuche wurden die Schweißnahtprofile in den anrisskritischen Bereichen aufgemessen, so dass sie für die weiteren Bewertungen und Berechnungen nach örtlichen Konzepten zur Verfügung standen. Hierfür wurde im Rahmen der Hauptstudie ein

lasergestütztes Messsystem beschafft. Dieses Messsystem und das Erfassen der Schweißnahtprofile im Bereich der Knieblechenden hiermit wird unter 5.2 und 5.3 beschrieben.

Wie in der Vorstudie wurde eine Lastkombination aus überwiegend Biegung mit einer zusätzlichen Quer- und Normalkraft im Profil erzeugt. Aufgrund der Erfahrungen der Hauptstudie wurden für die weiteren Untersuchungen im Rahmen der Hauptstudie nur noch mit der kritischen Zugschwellbeanspruchung am Knieblechenauslauf durchgeführt.

Zur Beanspruchungsermittlung wurden wiederum Dehnungsmessstreifen an den Nennquerschnitten (zur Kontrolle der Nennbelastung und Lastverteilung in den Modellen) sowie an den kritischen Nahtübergängen appliziert. Letztere wurden so angeordnet, dass die örtlichen Spannungen im Nahtumfeld erfasst und zum Nahtübergang hin extrapoliert werden konnten. Die Beanspruchungen wurden in einem Vorversuch bei schrittweise erhöhten Belastungen gemessen. Das Vorgehen ist unter 3.3 beschrieben.

Die Schwingfestigkeitsversuche jeder Serie wurden auf einem Belastungshorizont im Zeitfestigkeitsbereich durchgeführt. Statistisch abgesicherte Aussagen lassen sich, wie oben bereits erwähnt, unter Annahme einer typischen Wöhlerlinienneigung treffen. Anrisse wurden an den kritischen Nahtübergängen visuell detektiert. Im weiteren Verlauf wurden die Risslängen in regelmäßigen Abständen optisch erfasst, um die Lebensdauer mit einer definierten Risslänge korrelieren zu können. Die Durchführung der Schwingfestigkeitsversuche ist unter 3.5 näher beschrieben.

3.2 Beschreibung der Versuchsmodelle

Im Vergleich zur Vorstudie wurde in der Hauptstudie eine andere Verbindungsform des vorgesetzten Knieblechs am Flachwulstprofil gewählt. In der Vorstudie war dieses bündig mit der Mallkante des Flachwulstprofils verschweißt. In der Hauptstudie wurde eine mittige Anordnung des Knieblechs auf dem Profilwulst gewählt. Diese Anordnung ist fertigungsgünstiger, da das Knieblech komplett mittels Kehlnähten abgeschweißt werden kann und keine spezielle Nahtvorbereitung erforderlich ist. Die Verbindungsformen der Knieblechvarianten am Flachwulstprofil sind in Abb. 3-1 mit ihren Abkürzungen dargestellt.

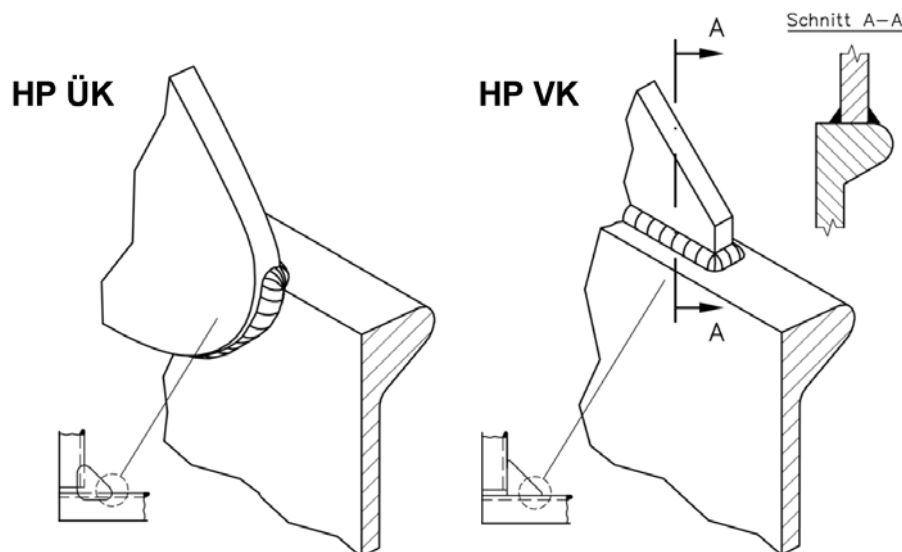


Abb. 3-1: Verbindungsformen der Knieblechvarianten am Flachwulstprofil (HP)

Die in der Hauptstudie ebenfalls untersuchten Versuchsmodelle mit Flachstahlprofilen wurden analog zu den Versuchsmodellen mit Flachwulstprofil konstruiert und gefertigt. Die dabei

vorgesehenen Verbindungsformen der Kniebleche mit den Flachstahlprofilen sind in Abb. 3-2 gezeigt. Die Abkürzung „FB“ steht darin für „Flatbar“, dem englischen Wort für Flachstahlprofil. Es wurde ein Flachstahlprofil FB 160 x 15 gewählt, dessen minimales Widerstandsmoment mit anteiliger Beplattung $111,5 \text{ cm}^3$ beträgt und somit der Flachwulstprofilvariante mit ca. 5% Unterschied recht ähnlich ist. Die Verbindung des überlappten Knieblechs mit dem Flachstahlprofil ist identisch mit der Variante HP ÜK. Für das vorgesetzte Knieblech am Flachstahlprofil wurde eine auf der Außenseite bündige Anordnung gewählt, wobei das Knieblech über eine halbe V-Naht mit einer Kehlnaht als Gegenlage verschweißt wurde (s. Schnitt A-A in Abb. 3-2). Diese Verbindungsform wurde bei einer Sitzung des projektbegleitenden Ausschusses beschlossen, da sie die fertigungsgünstigste Alternative darstellt. Bei einer mittigen Anordnung des Knieblechs auf dem Profil hätte aufgrund des geringen Dickenunterschieds zwischen Knieblech und Profil (10 mm und 15 mm) eine Doppel-HV-Naht (K-Naht) mit einer beidseitigen Nahtvorbereitung vorgesehen werden müssen.

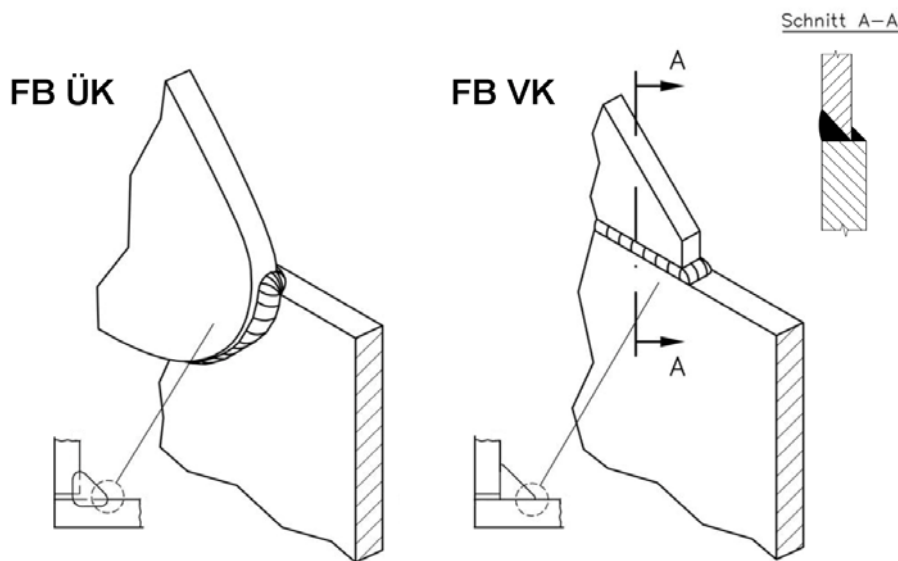


Abb. 3-2: Verbindungsformen der Knieblechvarianten am Flachstahlprofil (FB)

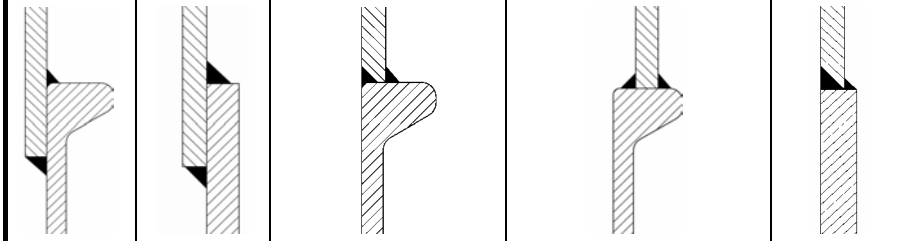
Gefertigt wurden die Versuchsmodelle von der Flensburger Schiffbau-Gesellschaft aus normalfestem Schiffbaustahl unter den gleichen Bedingungen wie die Versuchsmodelle der Vorstudie (siehe 2.2). Um der Gefahr von Innenrissen entgegenzuwirken, wurde das a-Maß der Kehlnähte auf $a = 4 \text{ mm}$ erhöht.

Der Versuchsaufbau für die Variante HP ÜK der Hauptstudie entspricht dem der Vorstudie (vgl. Abb. 2-2). Der Versuchsaufbau für die Variante HP VK entspricht ebenso dem der Vorstudie (vgl. Abb. 2-3) mit dem Unterschied, dass die Kniebleche bei der Hauptstudie mittig auf dem Profilwulst angesetzt wurden. Abb. 3-3 und Abb. 3-4 stellen den Versuchsaufbau der Flachstahlprofilvarianten der Hauptstudie dar.

Tab. 3-2 zeigt die Versuchsmatrix des gesamten Vorhabens inklusive der Versuche der Vorstudie. Die Versuche sind entsprechend der Chronologie ihrer Durchführung nummeriert. Angegeben sind die Art der Belastung (Zug oder Druck im Knieblech), der verwendete Knieblech- und Profiltyp und die Art der Verbindung für das vorgesetzte Knieblech am Flachwulstprofil (HP). Die einzelnen Versuchsserien der Hauptstudie sind farblich gekennzeichnet. Die entsprechende kennzeichnende Farbe einer Versuchsserie wird für die weiteren Betrachtungen beibehalten werden. Zu erkennen ist, dass der Versuch Nr. 1 der Vorstudie in die Serie HP ÜK der Hauptstudie aufgenommen werden konnte. Die anderen Vorstudienversuche passen entweder aufgrund der Verbindungsform (Nr. 2 und 3) oder der Belastung (Nr. 3 und 4) nicht in die Serien der Hauptstudie. Der Versuch

Tab. 3-2: Versuchsmatrix der Vor- und Hauptstudie

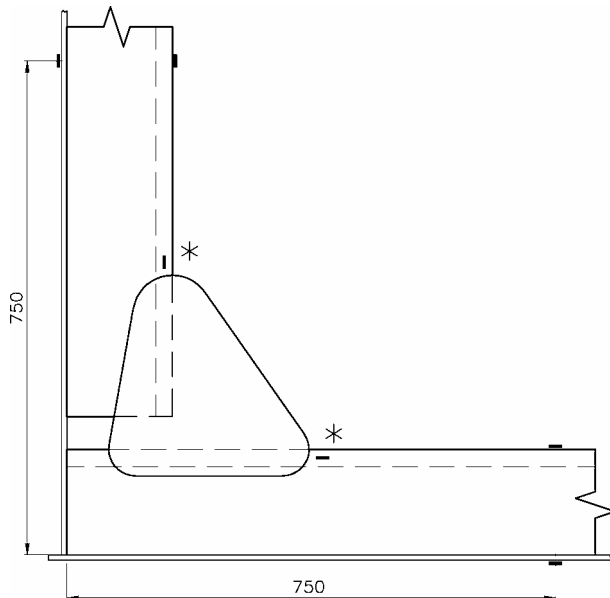
	Versuch Nr.	Lastfall	Geometrie					
			Überlappt (ÜK)		Vorgesetzt (VK)			
			HP	FB	HP (auf Mallkante)	HP (auf Mitte Wulst)	FB	
Vorstudie	1	Zug	X					
	2	Zug			X			
	3	Druck			X			
	4	Druck	X					
Hauptstudie	5	Zug				X		
	6	Zug	X					
	7	Zug	X					
	8	Zug	X					
	9	Zug				X		
	10	Zug				X		
	11	Zug				X		
	13	Zug		X				
	14	Zug		X				
	15	Zug		X				
	16	Zug		X				
	17	Zug						X
	18	Zug						X
	19	Zug						X
	20	Zug						X



3.3 Statische Messungen

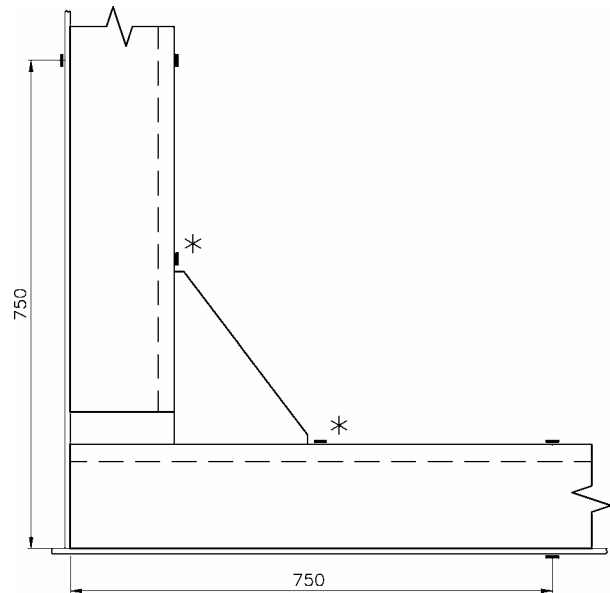
Auch an den Versuchsmodellen der Hauptstudie wurden Dehnungsmessungen mittels linearer Dehnungsmessstreifen (DMS) durchgeführt. Die Orte und die Art der applizierten DMS ähneln denen der Vorstudie für die Versuche mit Zugschwellbeanspruchung im Knieblech. Abb. 3-5 bis Abb. 3-8 zeigen die Anordnung der Messstellen für die einzelnen Varianten. Für das erste Versuchsmodell einer Serie wurde der volle Umfang der dargestellten Anordnung appliziert. Es wurden an jeweils einem Knieblech vor dem oberen und unteren Nahtübergang DMS-Ketten mit jeweils 5 DMS möglichst nahe am Nahtübergang appliziert. Am gegenüberliegenden Knieblech wurden vor den anrisskritischen Nahtübergängen jeweils zwei einzelne DMS in 5 mm und 15 mm (HP VK, HP ÜK und FB VK) bzw. 6 mm und 15 mm (FB ÜK) Abstand vom Nahtübergang appliziert. Die Anordnung dieser einzelnen DMS orientiert sich an den Empfehlungen des IIW (Hobbacher, 2005) für die Extrapolation der Strukturspannung. Für die Varianten HP VK, HP ÜK

und FB VK wurde eine Anordnung für einen Nahtübergang auf einer Plattenkante und relativ grobe Finite-Elemente-Netze gewählt. Für die Variante FB ÜK wurde eine Anordnung für einen Nahtübergang auf einer Plattenoberfläche und relativ feine Finite-Elemente-Netze gewählt. Diese Zusammenhänge sind unter 4.1 näher erläutert. Zudem wurden jeweils 750 mm von der Ecke des Versuchsmodells entfernt an alle vier Versteifungen einzelne DMS auf dem Profilkopf und gegenüber auf der Rückseite der Beplattung appliziert. Diese „Nenndehnungs-DMS“ dienen der Überprüfung der Belastung der Versuchsmodelle.



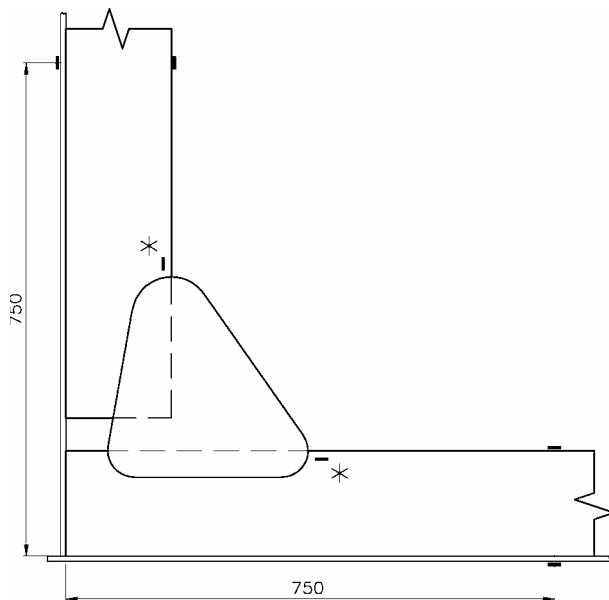
- * 1. Knie: 5 DMS in Kette (möglichst nah am Nahtübergang)
- 2. Knie: 2 DMS (im Abstand von 5 / 15 mm vom Nahtübergang)

Abb. 3-5: Messstellen der Variante HP ÜK



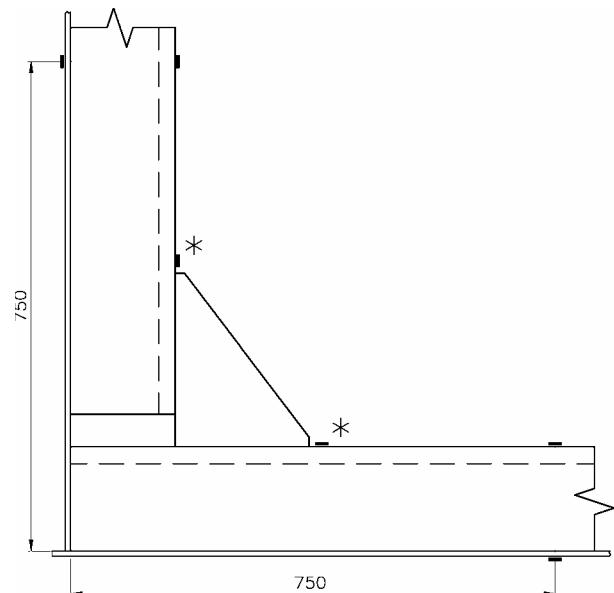
- * 1. Knie: 5 DMS in Kette (möglichst nah am Nahtübergang)
- 2. Knie: 2 DMS (im Abstand von 5 / 15 mm vom Nahtübergang)

Abb. 3-6: Messstellen der Variante HP VK



- * 1. Knie: 5 DMS in Kette (möglichst nah am Nahtübergang)
- 2. Knie: 2 DMS (im Abstand von 6 / 15 mm vom Nahtübergang)

Abb. 3-7: Messstellen der Variante FB ÜK



- * 1. Knie: 5 DMS in Kette (möglichst nah am Nahtübergang)
- 2. Knie: 2 DMS (im Abstand von 5 / 15 mm vom Nahtübergang)

Abb. 3-8: Messstellen der Variante FB VK

Für die Folgeversuche innerhalb einer Serie wurde der Umfang der applizierten DMS reduziert. Es wurden nur noch die „Nenndehnungs-DMS“ an den 750 mm-Positionen auf dem Profilkopf und vor

allen anrisskritischen Nahtübergängen jeweils zwei einzelne DMS in 5 mm und 15 mm bzw. 6 mm und 15 mm Abstand vom Nahtübergang appliziert.

Die statischen Messungen wurden, wie in der Vorstudie, vor Beginn der Schwingfestigkeitsversuche ausgeführt. Die Last wurde dabei wieder stufenweise erhöht und bei jeder Laststufe wurden die gemessenen Dehnungen der DMS aufgezeichnet. Zunächst wurde eine Last von -1 kN (negatives Vorzeichen = Druckkraft im Zylinder) aufgebracht und ein Nullabgleich der DMS durchgeführt. Dann wurde die Last in Schritten von -10 kN auf -11 kN, -21 kN und -31 kN erhöht und danach stufenweise wieder auf -1 kN zurückgefahren. Hierbei wurden die DMS auf ihre korrekte Funktion überprüft. Mithilfe der „Nenndehnungs-DMS“ wurde die Gleichmäßigkeit der Lasteinleitung geprüft und konnte, falls nötig, in gewissen Grenzen über die Ausrichtung der Krafteinleitungspunkte des Zylinders korrigiert werden.

Die Ergebnisse der statischen Messungen werden unter 3.4 und 4.3 dargestellt und mit den Ergebnissen aus balkenstatischen und Finite-Elemente-Rechnungen verglichen.

3.4 Vergleich gemessener und berechneter Nennspannungen

Für die bei den statischen Messungen ermittelten Nenndehnungen wird im Folgenden ein Vergleich mit berechneten Nennspannungen durchgeführt. Die gemessenen Nenndehnungen wurden in Spannungen umgerechnet und einerseits mit balkenstatisch und aus FE-Modellen berechneten Spannungen verglichen. Die hierfür verwendeten FE-Modelle wurden für die Berechnung von Strukturspannungen erstellt und sind unter 4.2 eingehend dargestellt. Der Vergleich wurde für eine Zylinderkraft von $F = -10$ kN durchgeführt. Tab. 3-3 zeigt diesen Vergleich für die Nennspannungen auf dem Profilkopf und an der gegenüberliegenden Beplattung aller untersuchten Varianten jeweils für das horizontale und das vertikale Profil. Die angegebenen gemessenen Spannungen sind gemittelte Spannungen über alle zur Verfügung stehenden Messwerte an den entsprechenden Orten.

Tab. 3-3: Nennspannungen am Ort 750 mm von der Ecke für $F = -10$ kN

		Nennspannung σ_n [N/mm ²]			
		Profilkopf / Beplattung			
		HP VK	HP ÜK	FB VK	FB ÜK
Balkenstatik		23,7 / -7,7		24,7 / -8,3	
FE-Rechnung	horizontales Profil	23,6 / -8,1	24,4 / -8,0	24,8 / -8,4	24,8 / -8,3
	vertikales Profil	23,5 / -8,3	24,6 / -8,1	24,9 / -8,4	24,8 / -8,4
Messung	horizontales Profil	21,9 / -7,0	22,0 / -7,5	22,5 / -7,5	23,6 / -8,0
	vertikales Profil	22,2 / -6,9	22,6 / -7,6	22,8 / -7,8	23,6 / -8,0

Der Vergleich in Tab. 3-3 zeigt eine relativ gute Übereinstimmung der balkenstatisch ermittelten Spannungen und der Spannungen aus Finite-Elemente-Modellen. Dies bestätigt die Richtigkeit der Ergebnisse der Finite-Elemente-Modelle. Die gemessenen Nennspannungen jedoch liegen, wie auch in der Vorstudie, teilweise deutlich niedriger als die berechneten. Die Gründe hierfür werden z. T. in Reibungseffekten in den Krafteinleitungspunkten des Zylinders gesehen und z. T. in Abweichungen der Istmaße der Versuchsmodelle von den Nennmaßen. Die verwendeten warmgewalzten Halbzeuge (Profile und Platten) weichen in ihren Abmaßen mitunter recht erheblich von den Nennmaßen ab. Da die Fertigung der Versuchsmodelle aber

Schweißen oft stark abgeschmolzen, sodass hier teilweise relativ weiche Nahtübergänge auftraten und entgegen den Erwartungen sehr selten Anrisse entstanden.

Interessanterweise trat die weitaus überwiegende Anzahl der Anrisse an den Orten 2 und 2a auf. Dies ist durch die Lage der Versuchsmodelle beim Verschweißen und die daraus resultierenden Nahtkonturen zu erklären. Die Versuchsmodelle wurden in der Lage abgeschweißt, wie sie in Abb. 3-9 dargestellt ist. Durch die Schwerkraftwirkung beim Schweißen nimmt die Naht in der Regel eine s-förmige Kontur an, wie sie in Abb. 3-10 für den Nahtübergang an der Umschweißung des Knieblechendes eines Versuchsmodells der Variante HP VK am Ort 2 dargestellt ist. Deutlich ist der erheblich kleinere untere Radius der Naht am Übergang zur Profilerkante (R_2) zu erkennen. Hierdurch ist dieser Nahtübergang wesentlich anrisskritischer. An den Orten 1 und 1a tritt der größere Übergangsradius an den Nahtübergangskerben zum Profil auf, wodurch diese Kerben entschärft sind. In Abb. 2-19 ist die s-förmige Ausprägung der Nahtkonturen der Umschweißung der Knieblechenden des Versuchsmodells Nr. 3 (HP VK) aus der Vorstudie gut zu erkennen.

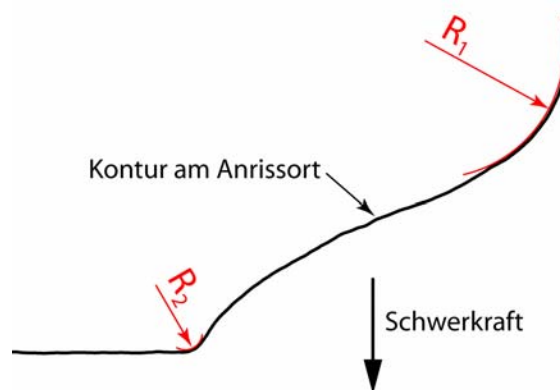


Abb. 3-10: Typische Nahtkontur der Umschweißung eines Knieblechendes (HP VK)

Abb. 3-11 und Abb. 3-12 zeigen die typischen Rissverläufe an den VK- bzw. ÜK-Varianten am Beispiel des Typs HP VK und HP ÜK. Insbesondere bei den ÜK-Varianten traten gelegentlich auch mehr als ein Anriss an einem Ort auf. Zumeist vereinigten sich die verschiedenen Anrisse im Laufe des Versuchs und mussten dann als ein Riss betrachtet werden.

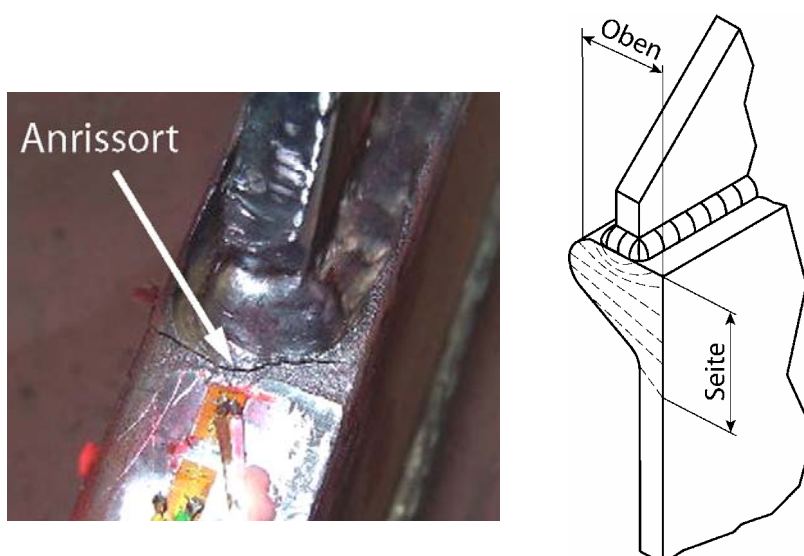


Abb. 3-11: Typischer Rissverlauf an den VK-Varianten am Beispiel des Typs HP VK

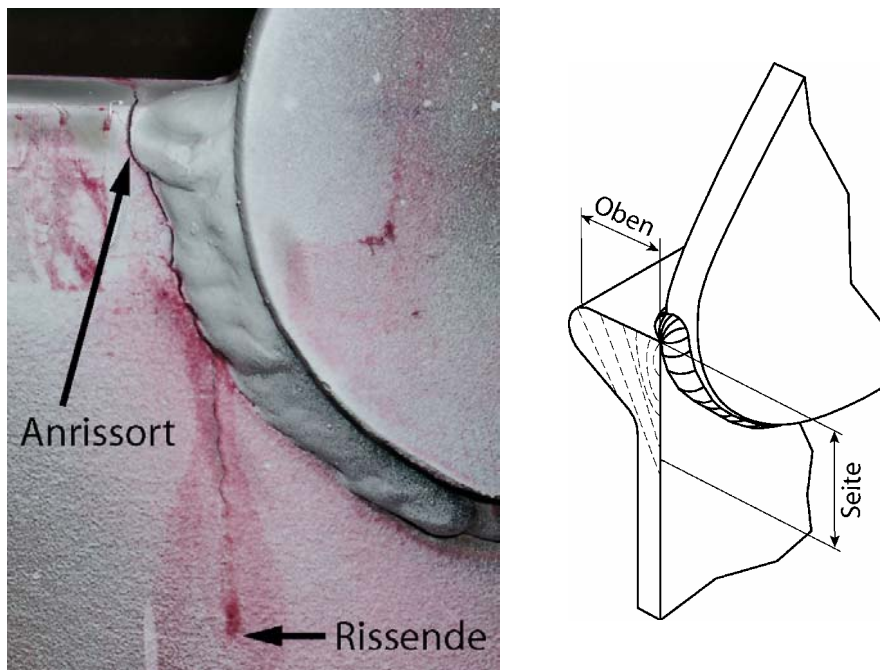


Abb. 3-12: Typischer Rissverlauf an den ÜK-Varianten am Beispiel des Typs HP ÜK

Das Auftreten von Anrissen und der Rissfortschritt wurden wie in der Vorstudie regelmäßig visuell kontrolliert und dokumentiert. Unterschieden wurde dabei zwischen gemessenen Risslängen an der Seite und an der Oberkante des Profils. Ein Versuch wurde beendet, wenn ein aufgetretener Riss eine so große Länge erreicht hatte, dass im Versuchsmodell eine deutliche Umlagerung der Belastung zu erkennen war und die Stabilität des Versuchsaufbaus gefährdet war (vgl. Abb. 3-12 links). Abb. 3-13 zeigt beispielhaft die Risslängen über der Lastwechselzahl für den Versuch Nr. 5 (HP VK).

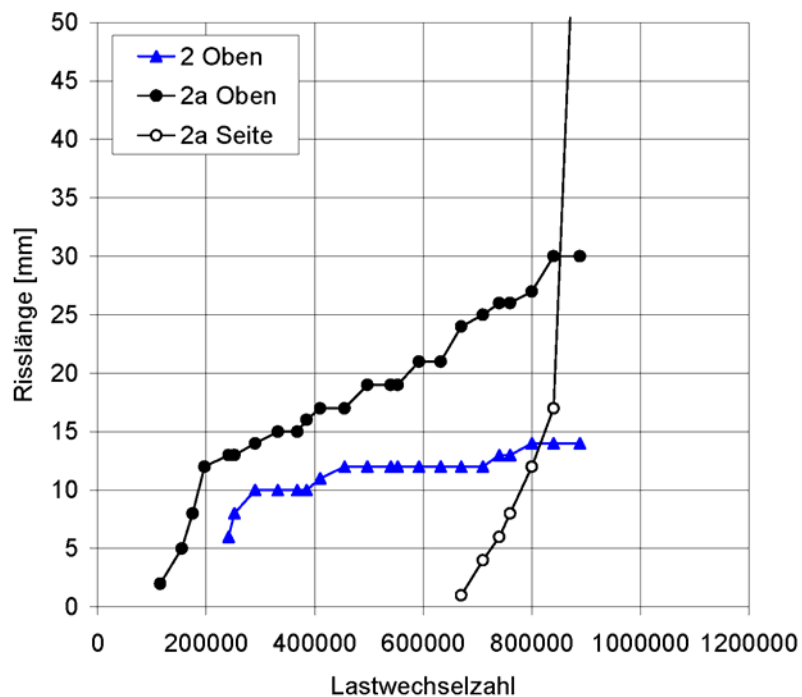


Abb. 3-13: Rissverläufe des Versuchs Nr. 5 (HP VK)

Die gemessenen Risslängen oben auf dem Profil und an der Seite wurden wie in der Vorstudie getrennt aufgetragen. Rissverläufe mit unausgefüllten Symbolen stellen die Fortsetzung eines Risses gleicher Farbe dar, der oben oder an der Seite entstanden und über die Profillecke gelaufen ist. In Abb. 3-13 ist der Rissverlauf „2a Seite“ z.B. die Fortsetzung von Rissverlauf „2a Oben“ an der Seite des Profils. Die Rissverläufe für alle anderen Versuche der Hauptstudie sind in Anhang A dargestellt.

Während der Schwingfestigkeitsversuche wurden die Dehnungen der jeweils ersten DMS vor einem anrisskritischen Nahtübergang in Abständen von ca. 20 Minuten kurzzeitig dynamisch mit gemessen und aufgezeichnet. Damit konnten Anrisse auch durch Signale der DMS frühzeitig detektiert werden, sofern diese im Bereich vor den DMS auftraten. Da aber die Anrisse, insbesondere bei den ÜK-Varianten, oft an anderen Stellen als direkt vor einem DMS auftraten, ist das DMS-Signal kein geeignetes Versagenskriterium für die hier untersuchten Knieblechverbindungen.

In Anhang B sind in Tab. B-1 und Tab. B-2 die erreichten Lebensdauern bei einer gemessenen Gesamtoberflächenrisslänge von 10 mm für die untersuchten Varianten dargestellt. Abb. 3-14 zeigt einen direkten Vergleich dieser Lebensdauern. Für Risse, die sich über die Ecke des Profils erstreckten, wurde die Summe der Risslängen oben und an der Seite des Profils betrachtet. Die Überlebenswahrscheinlichkeiten $P_0 = 10\%$, 50% und 90% sind für die einzelnen Varianten in das Diagramm eingetragen. Der direkte Vergleich ist zulässig, da die Belastung der Versuchsmodelle äquivalent ist. Bei jeder Versuchsserie gibt es 16 theoretisch anrisskritische Orte. Die in Abb. 3-14 fehlenden Anrisse sind entweder gar nicht aufgetreten (Durchläufer) oder sie haben bis zum Versuchsende die betrachtete Risslänge nicht erreicht. Ein Beispiel für Letzteres ist der Riss „2 Oben“ in Abb. 3-13. Zu beachten ist, dass sich in dem Diagramm einige Ergebnisse aufgrund gleicher oder ähnlicher Lastwechselzahlen gegenseitig verdecken. Für die Variante HP VK liegen 8 Ergebnisse vor, für Variante HP ÜK 9 Ergebnisse, für Variante FB VK 11 Ergebnisse und für Variante FB ÜK 10 Ergebnisse. Die gewählte Risslänge von 10 mm entspricht der Dicke des Knieblechs und repräsentiert somit eine signifikante Abmessung des hier betrachteten Strukturdetails. Betrachtet man größere Risslängen, treten zunehmend Sprünge in den Rissverläufen auf, wenn sich an einem Ort mehrere unabhängig voneinander entstandene Anrisse vereinigen.

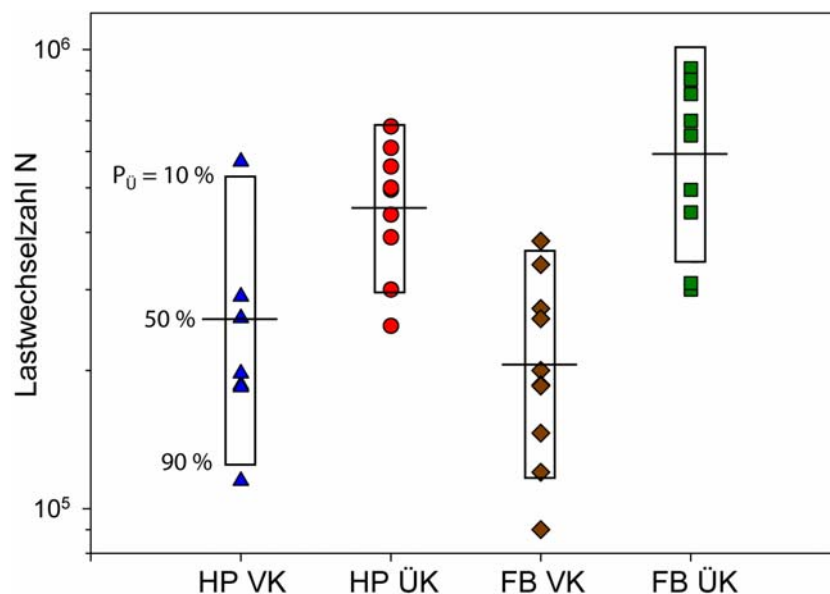


Abb. 3-14: Vergleich der Lebensdauern für eine Oberflächenrisslänge von 10 mm

Zu erkennen ist, dass die überlappten Knieblechvarianten den vorgesetzten für die betrachtete Risslänge deutlich überlegen sind. Damit bestätigt sich das Ergebnis aus der Vorstudie nicht nur für die Flachwulstprofilvarianten, sondern auch für die in der Hauptstudie zusätzlich betrachteten Versuchsmodelle mit Flachstahlprofilen. Bei Letzteren ist die Überlegenheit für die betrachtete Risslänge sogar noch ausgeprägter.

3.6 Ableitung von Nennspannungs-Detailkategorien

Betrachtet man die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche im Zusammenhang mit den herrschenden Nennspannungen, können diese gemeinsam in einem Wöhlerdiagramm aufgetragen werden. Hierfür wurden die an der Oberkante der Profile an den Knieblechenden wirkenden Nennspannungen balkenstatisch ermittelt. Wie in 3.4 erläutert, wurden die so berechneten Nennspannungen mit einem Faktor korrigiert, der den Unterschied zwischen der balkenstatisch berechneten und der gemessenen Nennspannung an der 750 mm-Position auf dem Kopf des jeweils betrachteten Profils berücksichtigt. Tab. 3-4 zeigt diese Korrekturfaktoren abhängig von der jeweiligen Variante und dem Anrissort (vgl. Abb. 3-9). Die einzelnen Korrekturfaktoren wurden mit Mittelwerten über alle gemessenen Nenndehnungen bzw. -spannungen an den entsprechenden Orten einer Variante ermittelt. Die so korrigierten Nennspannungen sind in Anhang B in Tab. B-1 und Tab. B-2 aufgeführt.

Tab. 3-4: Gemittelte Korrekturfaktoren für die berechneten Nennspannungen

	HP VK	HP ÜK	FB VK	FB ÜK
Orte 1 (vertikale Profile)	0.94	0.95	0.92	0.96
Orte 2 (horizontale Profile)	0.92	0.93	0.91	0.96

In Abb. 3-15 bis Abb. 3-18 sind die korrigierten Nennspannungen mit den erreichten Lebensdauern für eine Risslänge von 10 mm für jede Variante in einem Wöhlerdiagramm aufgetragen. Es wurde jeweils eine statistische Auswertung durchgeführt und die Linien mit den Überlebenswahrscheinlichkeiten von $P_0 = 10\%$, 50% , 90% und $97,7\%$ sowie die Entwurfswöhlerlinien FAT 36, FAT 45 oder FAT 50 sind mit in die Diagramme eingetragen. Zudem ist die Standardabweichung s von $\log(N)$ angegeben. Die Auswertung wurde unter Annahme einer Neigung der Wöhlerlinie von $m = 3$ für Schweißverbindungen durchgeführt.

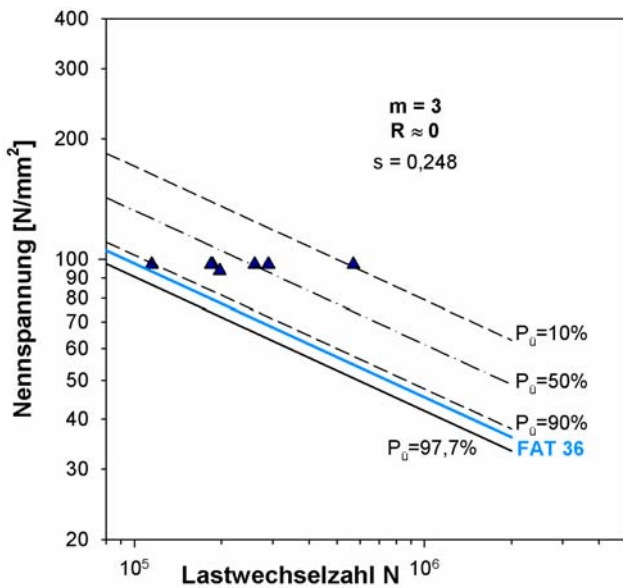


Abb. 3-15: Wöhlerdiagramm für die Variante HP VK und eine Risslänge von 10 mm

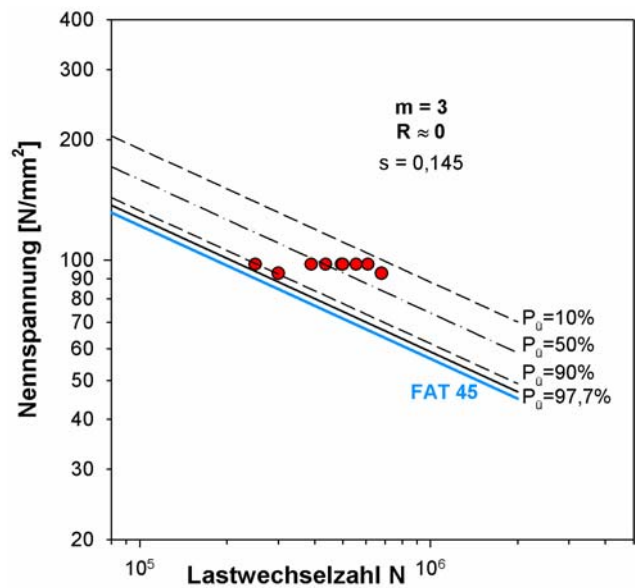


Abb. 3-16: Wöhlerdiagramm für die Variante HP ÜK und eine Risslänge von 10 mm

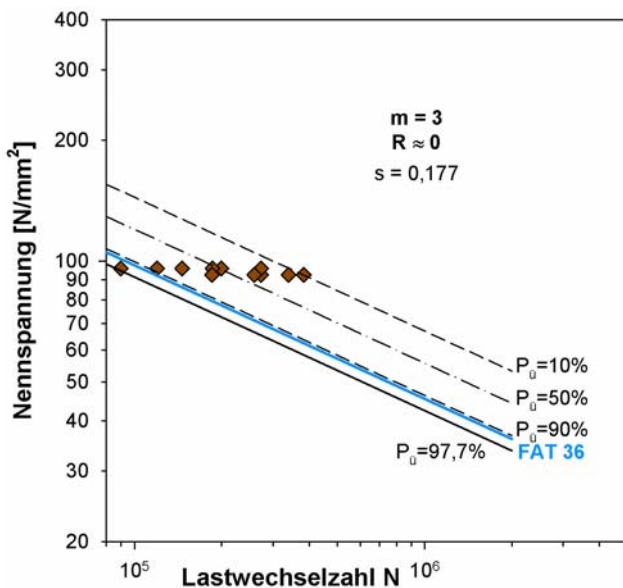


Abb. 3-17: Wöhlerdiagramm für die Variante FB VK und eine Risslänge von 10 mm

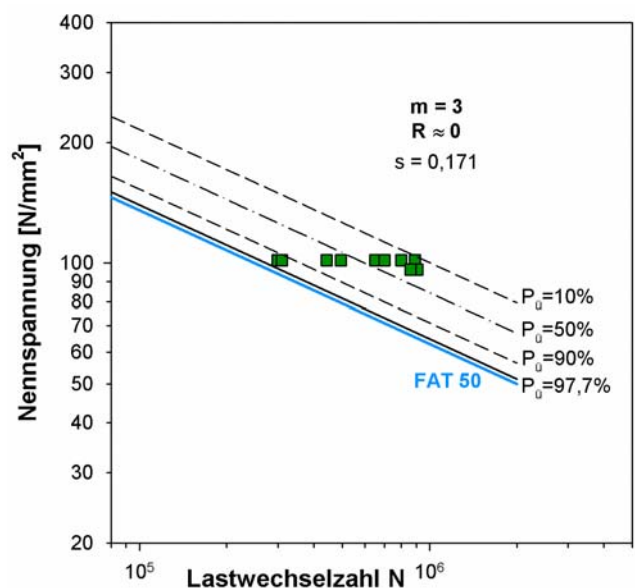






Abb. 3-18: Wöhlerdiagramm für die Variante FB ÜK und eine Risslänge von 10 mm

Die leicht unterschiedlichen Nennspannungen einzelner Punkte einer Variante sind durch unterschiedliche Belastungen der zwei anrisskritischen Nahtübergänge, resultierend aus der Unsymmetrie der Kniebleche, und durch die verschiedenen individuellen Korrekturfaktoren in Tab. 3-4 zu erklären.

Aus der statistischen Auswertung der Schwingfestigkeitsversuche unter Berücksichtigung der herrschen Nennspannungen kann für jede Variante ein Referenzwert abgeleitet werden, der die Höhe der ertragbaren Nennspannung bei einer Lastwechselzahl von $2 \cdot 10^6$ für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_0 = 97,7\%$ angibt. Dieser Referenzwert ist vergleichbar mit den Nennspannungs-Detailkategorien in den Klassifikationsvorschriften, z.B. des Germanischen Lloyd (GL, 2005). Tab. 3-5 gibt die abgeleiteten Nennspannungs-Detailkategorien für die vier Knieblechvarianten an. Auch hier wird für eine Risslänge von 10 mm die Überlegenheit der

überlappten gegenüber den vorgesetzten Knieblechvarianten deutlich. Die Referenzwerte liegen jeweils für die überlappten wie für die vorgesetzten Varianten auf ungefähr gleichem Niveau.

Tab. 3-5: Nennspannungs-Detailkategorien [N/mm²]

HP VK	HP ÜK	FB VK	FB ÜK
33.3	47.7	33.7	51.5
			

Die überlappten Knieblechvarianten liegen oberhalb von FAT 45 bzw. FAT 50. Die vorgesetzten Knieblechvarianten erreichen jedoch nicht ganz FAT 36. Allerdings weisen die Ergebnisse der Variante FB VK und insbesondere der Variante HP VK größere Streuungen auf. Dies führt zu niedrigeren Referenzwerten. Von allen Ergebnissen liegt nur ein Ergebnis der Variante FB VK unterhalb der in den Diagrammen angegebenen Entwurfswöhlerlinien.

4 Strukturspannungsuntersuchungen

Im Rahmen der Hauptstudie wurden umfangreiche Strukturspannungsberechnungen mit dem Ziel durchgeführt, bestehende Bewertungskonzepte hinsichtlich ihrer Anwendbarkeit auf die untersuchten Knieblechvarianten, insbesondere der Flachwulstprofilvarianten, zu überprüfen und ggf. zu modifizieren.

4.1 Allgemeines

Die beim Strukturspannungskonzept bewertete Spannung σ_s enthält die von der lokalen Struktur erzeugte Spannungserhöhung, klammert jedoch den spannungserhöhenden Einfluss der Schweißnahtkerbe aus. Abb. 4-1 zeigt dies für das Beispiel eines Knieblechauslaufs auf einer mit der Nennspannung σ_n belasteten Platte.

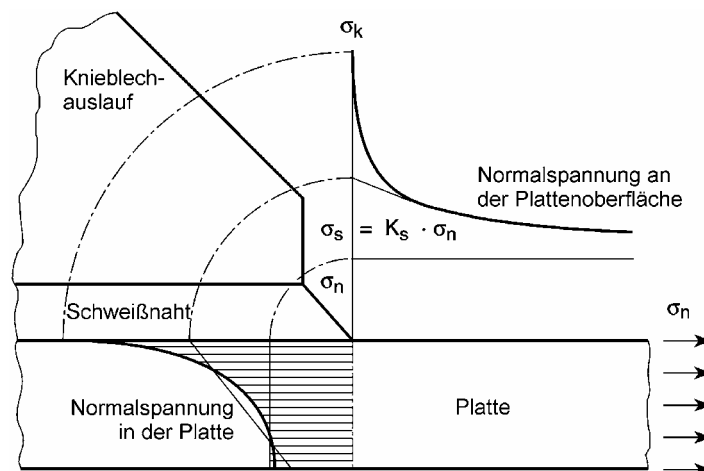


Abb. 4-1: Verteilung der Normalspannung vor einem Knieblechauslauf

Typischerweise wird die Strukturspannung ermittelt, indem entweder die Oberflächennormal- oder -hauptspannung an definierten Punkten vor einem Nahtübergang zu diesem hin extrapoliert wird. In Abb. 4-2 sind die Extrapolationsmethoden nach den Empfehlungen des International Institute of Welding (IIW) (Hobbacher, 2005) dargestellt.

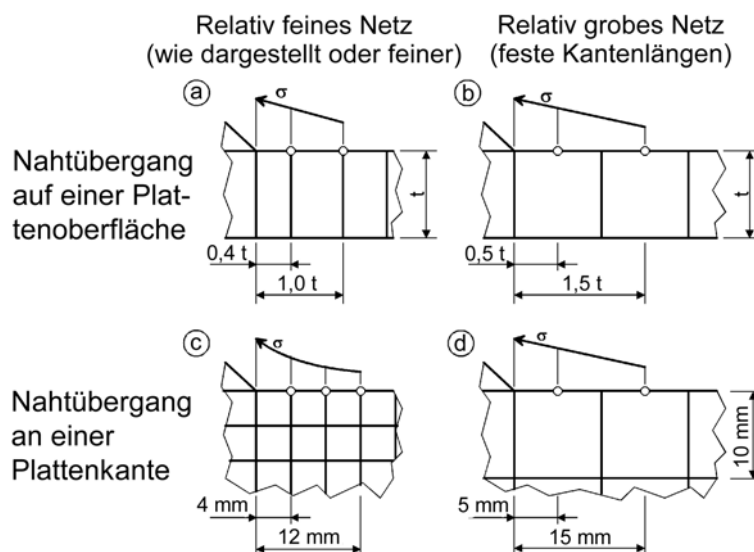


Abb. 4-2: Extrapolationsmethoden (Hobbacher, 2005)

Hierbei wird einerseits zwischen relativ feinen und groben Netzen vor dem Nahtübergang und andererseits zwischen Nahtübergängen auf einer Plattenoberfläche und an einer Plattenkante unterschieden. Bei der Extrapolation an Nahtübergängen auf einer Plattenoberfläche wird die Elementgröße und die Entfernung der Stützpunkte der Extrapolation zum Nahtübergang von der Plattendicke „t“ bestimmt. Bei der Extrapolation an Nahtübergängen auf einer Plattenkante hingegen sind feste Entfernungen der Stützpunkte vom Nahtübergang vorgesehen.

Bei mehreren der hier untersuchten Knieblechvarianten ist die Zuordnung des anrisskritischen Ortes zu einer Plattenkante oder -oberfläche fraglich.

4.2 Finite-Elemente-Modelle für Strukturspannungsberechnungen

Für die Ermittlung von Strukturspannungen an den anrisskritischen Nahtübergängen der verschiedenen Knieblechvarianten wurden unterschiedlich feine Finite-Elemente-Modellen erstellt. Dabei wurde der Frage nachgegangen, welche Modellierungsart korrekte Spannungen im Vergleich zu gemessenen Spannungen liefert und inwieweit von bestimmten Referenzpunkten extrapolierte Spannungen zutreffende Lebensdauervorhersagen ermöglichen.

Die Finite-Elemente-Modelle zur Berechnung der Strukturspannungen wurden wie in der Vorstudie als Halbmodelle aus Volumenelementen erzeugt. Verwendet wurden 20-Knoten-Volumenelemente mit einer reduzierten Integrationsordnung. Abb. 4-3 zeigt die Gesamtansicht eines FE-Modells für die Variante HP VK mit den aufgebrachtten Lasten und Randbedingungen. Die Zylinderkraft wurde auf zwei äquivalente Kräfte in den globalen Koordinatenrichtungen am oberen Kraffteinleitungspunkt aufgeteilt (F_x und F_z). Gelagert wurde das Modell im unteren Kraffteinleitungspunkt unverschieblich in x- und z-Richtung und an der Eckverbindung der Beplattung in z-Richtung. Die Symmetrieebene wurde in y-Richtung unverschieblich gelagert.

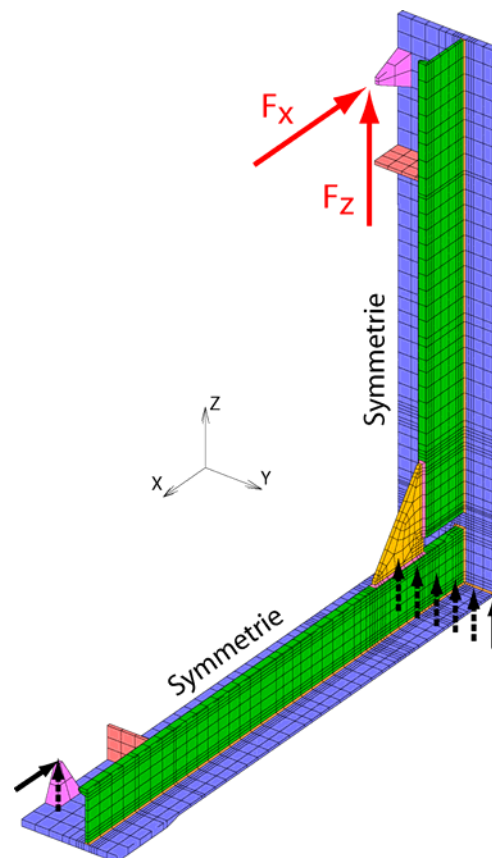


Abb. 4-3: Gesamtansicht eines FE-Modells für die Variante HP VK

Für die Berechnung der Strukturspannungen der verschiedenen Varianten wurde von dem bestehenden Bewertungskonzept in den Empfehlungen des IIW (Hobbacher, 2005) ausgegangen, wie es in 4.1 bereits kurz vorgestellt wurde. Für jede der vier Varianten der Hauptstudie wurde zunächst ein relativ feines und ein relativ grobes Finite-Elemente-Modell erzeugt. Der Bereich des unteren Nahtübergangs zum Knieblech (Orte 2) ist für die einzelnen Varianten und jeweils für das relativ grobe und relativ feine Finite-Elemente-Modell in Abb. 4-4 bis Abb. 4-11 dargestellt. Für die VK-Varianten wurden die Modelle entsprechend der Extrapolationsmethode für Nahtübergänge auf einer Plattenkante vernetzt und ausgewertet, da die Anrisse auf der Profilerkante entstanden. Die Skizzen c) und d) in Abb. 4-2 zeigen also eine Seitenansicht für diese Variante. Ebenso wurde die Variante HP ÜK vernetzt, da der Ort der überwiegend seitlichen Anrisse aufgrund des rückwärtigen Profilhulstes als Plattenkante betrachtet wurde. Die Variante FB ÜK wurde dagegen entsprechend der Extrapolationsmethode für Nahtübergänge auf einer Plattenoberfläche vernetzt und ausgewertet, da die fast ausschließlich seitlichen Anrisse auf einer Plattenoberfläche liegen, wenn das Flachstahlprofil als Platte angesehen wird. Für die ÜK-Varianten stellen die entsprechenden Skizzen a) bis d) in Abb. 4-2 also eine Draufsicht auf die Profilerseite dar.

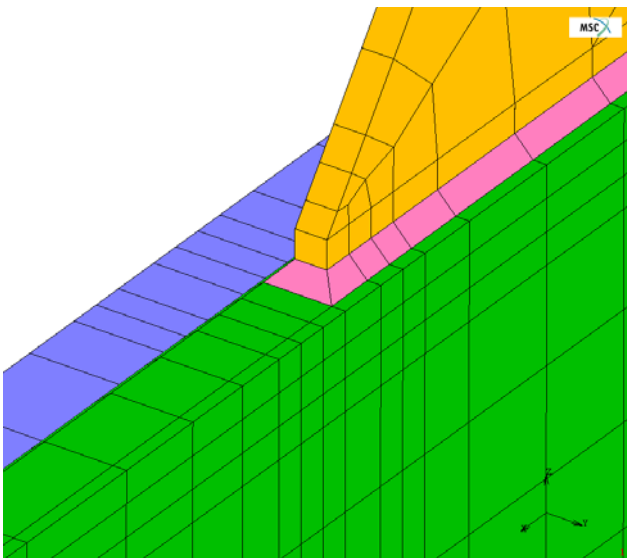


Abb. 4-4: FE-Modell mit relativ grobem Netz für die Variante HP VK

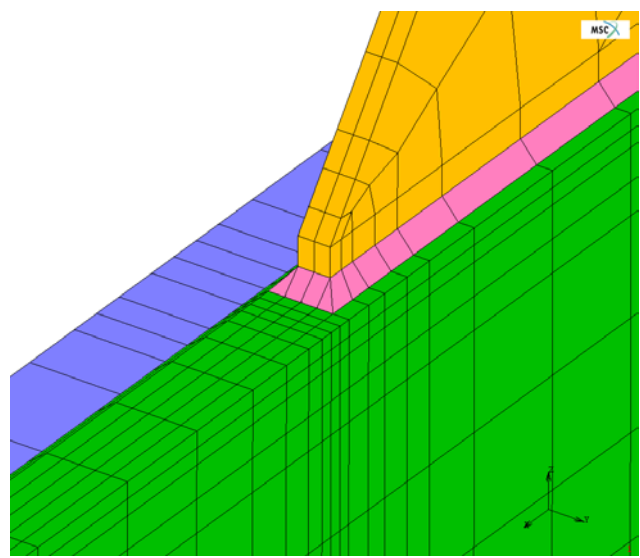


Abb. 4-5: FE-Modell mit relativ feinem Netz für die Variante HP VK

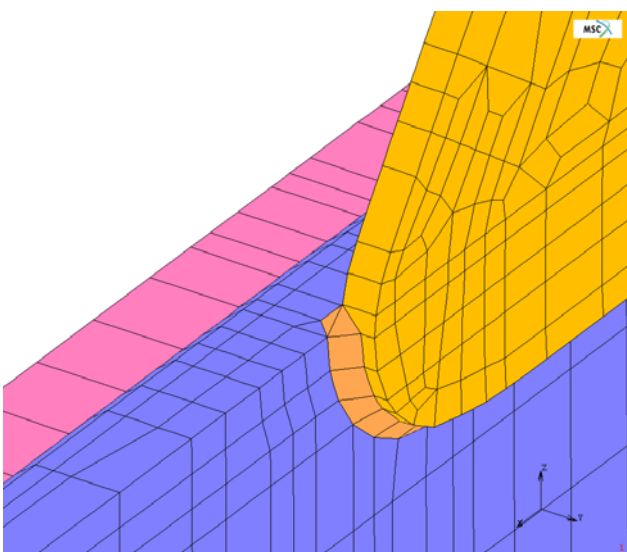


Abb. 4-6: FE-Modell mit relativ grobem Netz für die Variante HP ÜK

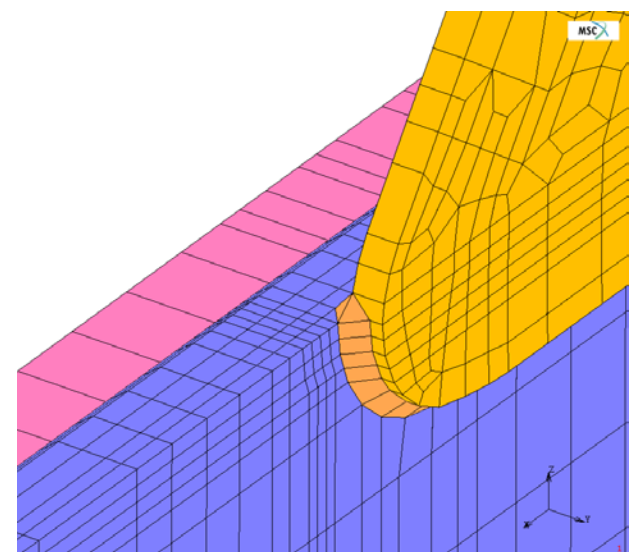


Abb. 4-7: FE-Modell mit relativ feinem Netz für die Variante HP ÜK

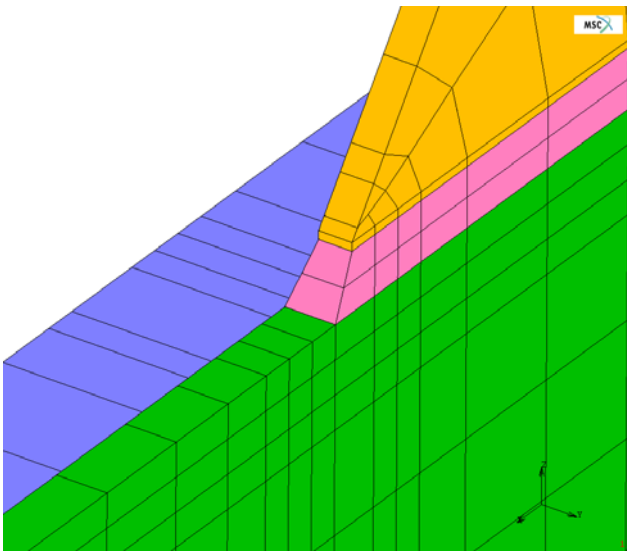


Abb. 4-8: FE-Modell mit relativ grobem Netz für die Variante FB VK

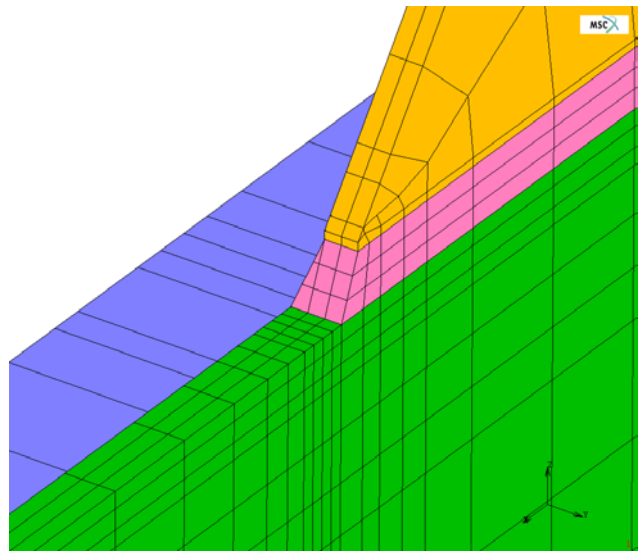


Abb. 4-9: FE-Modell mit relativ feinem Netz für die Variante FB VK

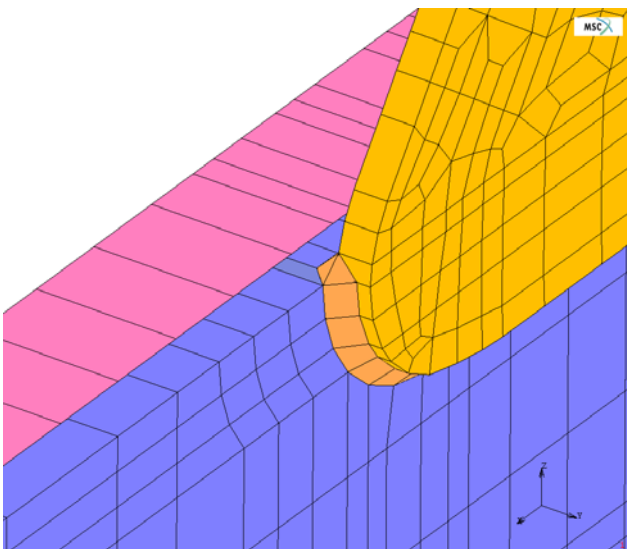


Abb. 4-10: FE-Modell mit relativ grobem Netz für die Variante FB ÜK

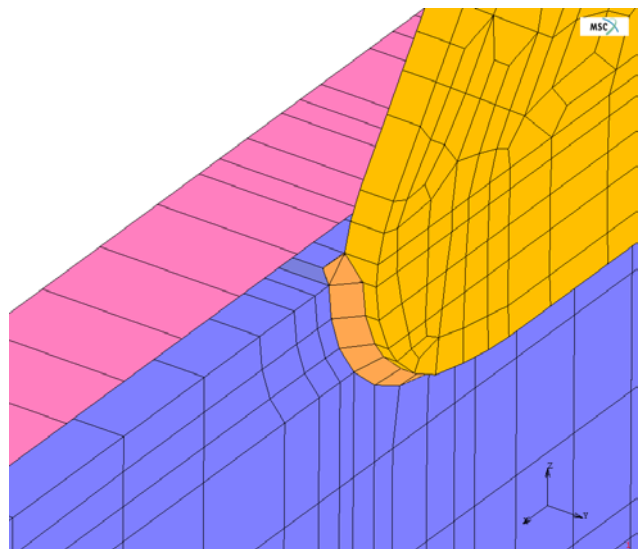


Abb. 4-11: FE-Modell mit relativ feinem Netz für die Variante FB ÜK

Die modellierten Abmessungen der Schweißnähte entsprechen den Zeichnungsmaßen (Kehlnahtdicke $a = 4 \text{ mm}$). Für die Variante FB VK musste allerdings eine sehr viel steilere Nahtkontur angenommen werden, da hier keine typische Kehlnahtverbindung vorlag, sondern eine Doppel-HV-Naht mit einer Kehlnaht als Gegenlage (vgl. Schnitt A-A in Abb. 3-2), die diese abweichende Nahtform erzeugte. Die mittleren Nahtschenkellängen an den anrisskritischen Nahtübergängen betrugen $l_s = 7 \text{ mm}$ (parallel zur Profilloberseite) und $h_s = 17,5 \text{ mm}$ (senkrecht zur Profilloberseite), vgl. Abb. 4-8 und Abb. 4-9.

Die mit den oben beschriebenen Finite-Elemente-Modellen ermittelten Spannungen an den Stützpunkten für die Strukturspannungsextrapolation wurden, wie erwähnt, mit gemessenen Spannungen verglichen (siehe 4.3). Dabei lieferte das Modell der Variante HP VK mit dem relativ groben Netz viel zu geringe Spannungen, woraufhin ein modifiziertes Modell erzeugt wurde. Dieses ist in Abb. 4-12 dargestellt. Im modifizierten Modell wurden die sehr breiten Elemente vor der Naht an der Umschweißung des Knieblechs wesentlich schmaler gestaltet, was zu einer

realistischeren Normalspannungsverteilung vor der Naht führt und entsprechend höhere Spannungen liefert. Die IIW-Empfehlung (Hobbacher, 2005), die Elementbreite entsprechend der Anschlussbreite zu wählen, sollte danach auf Nahtübergänge auf Platten und Gurten bezogen werden.

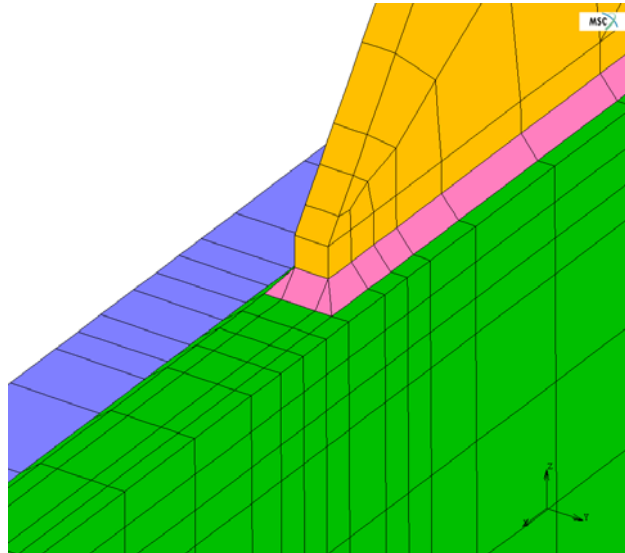


Abb. 4-12: Modifiziertes FE-Modell mit relativ grobem Netz für die Variante HP VK

4.3 Vergleich gemessener und berechneter Strukturspannungen

Um zu prüfen, ob die erzeugten Finite-Elemente-Modelle vor den anrisskritischen Nahtübergängen korrekte Spannungen liefern, wurden diese mit den Ergebnissen der statischen Messungen verglichen. Hierfür wurden die Spannungen mit Finite-Elemente-Modellen sowohl mit realitätsnahen als auch mit Schweißnahtabmessungen nach Zeichnung berechnet. Die realitätsnahen Schweißnahtabmessungen wurden aus Aufmessungen der realen Nahtkontur an den Orten abgeleitet, an denen die DMS vor den anrisskritischen Nahtübergängen appliziert wurden. Die Aufmessungen wurden mit dem unter 5.2 beschriebenen Laser-Lichtschnitt-Messsystem durchgeführt.

Der Vergleich wurde für die jeweils ersten Versuchsmodelle einer Serie für den Ort 1 und 2 durchgeführt. An diesen Orten der betrachteten Versuchsmodelle wurden für die statischen Messungen DMS-Ketten appliziert (vgl. Abb. 3-5 bis Abb. 3-8).

Wie in 3.4 erläutert, wurden auch die berechneten Spannungen vor den Nahtübergängen mit einem Faktor korrigiert, der den Unterschied zwischen der mit FE-Modellen berechneten und der gemessenen Nennspannung an der 750 mm-Position auf dem Kopf des jeweils betrachteten Profils berücksichtigt. Tab. 4-1 zeigt diese Korrekturfaktoren abhängig vom jeweiligen Versuchsmodell und dem Anrissort. Die hier verwendeten Korrekturfaktoren wurden im Gegensatz zu den Korrekturfaktoren in Tab. 3-4 allerdings nur mit den gemessenen Nenndehnungen bzw. -spannungen an genau dem Profil des betrachteten Vergleichsortes ermittelt.

Tab. 4-1: Korrekturfaktoren für die berechneten Strukturspannungen

	HP VK (Versuch 5)	HP ÜK (Versuch 1)	FB VK (Versuch 17)	FB ÜK (Versuch 13)
Ort1 (vertikales Profil)	0.95	0.98	0.91	0.97

Ort 2 (horizontales Profil)	0.90	0.94	0.89	1.00
--	------	------	------	------

Die berechneten Spannungen wurden aus den Finite-Elemente-Modellen an den Stellen ermittelt, an denen die DMS vor den Nahtübergängen an den Versuchsmodellen appliziert waren. Bei den Modellen mit vorgesetzten Knieblechen waren die DMS vor den Nahtübergängen auf der Mittelebene des Knieblechs appliziert, bei den Modellen mit überlappten Knieblechen an den Seiten der Profile, 5 mm unterhalb der Oberkante (vgl. Abb. 3-5 bis Abb. 3-8). Da die verwendeten linearen Dehnungsmessstreifen nur die Dehnung in ihrer Längsrichtung messen, wurden für den Vergleich mit berechneten Spannungen die entsprechenden Normalspannungen aus den Finite-Elemente-Modellen ermittelt.

Abb. 4-13 bis Abb. 4-20 zeigen den Vergleich der gemessenen und berechneten Spannungen vor den anrisskritischen Nahtübergängen. Die linke Seite der Abbildungen zeigt die jeweils vor den Messstellen vorhandene Schweißnahtkontur. Eingezeichnet wurden zudem eine „realitätsnahe“ Nahtkontur mit dem theoretischen Nahtübergangspunkt „b“ und die Nahtkontur „nach Zeichnung“ mit dem theoretischen Nahtübergangspunkt „a“. Die Nahtschenkellängen der beiden Nahtkonturen wurden vermaßt. Es wurden nun sowohl relativ feine als auch relativ grobe Finite-Elemente-Modelle mit beiden Nahtkonturen berechnet. Das Diagramm rechts in Abb. 4-13 bis Abb. 4-20 zeigt die entsprechenden Spannungen an den Stützstellen der Extrapolation der Strukturspannung nach Abb. 4-2. Die roten Punkte stellen die Ergebnisse an den Stützstellen der relativ groben und die grünen die Ergebnisse der relativ feinen Finite-Elemente-Modelle dar. Die ausgefüllten Symbole sind die Ergebnisse für die realitätsnahe Nahtkontur, die unausgefüllten Symbole die für die Nahtkontur nach Zeichnungsmaß. Die blaue Kurve in den Diagrammen stellt den gemessenen Spannungsverlauf vor den Nahtübergängen dar. Die Messpunkte auf dieser Kurve sind vom Nahtübergang „b“ der realitätsnahen Nahtkontur abgesetzt. Für die mit den Nahtkonturen nach Zeichnungsmaß berechneten Spannungen wurden die extrapolierten Strukturspannungen mit in die Diagramme eingezeichnet. Entsprechend Abb. 4-2 wurde z.T. linear und z.T. quadratisch zum Nahtübergang hin extrapoliert. Die dargestellten Strukturspannungen korrespondieren zu denen, die unter 4.4 für die Wöhlerdiagramme verwendet wurden. Allerdings wurden dort Hauptspannungen ausgewertet.

Zu erkennen ist, dass die mit den realitätsnahen Nahtkonturen berechneten Spannungen sowohl für die relativ feinen als auch relativ groben Finite-Elemente-Modelle recht gut mit den gemessenen Spannungen übereinstimmen. Für den Versuch 13 (FB ÜK) ist die Übereinstimmung allerdings, insbesondere an Ort 2, nicht ganz zufrieden stellend, vgl. Abb. 4-19 und Abb. 4-20. Die berechneten Spannungen fallen zu hoch aus. Der Spannungsverlauf hingegen stimmt gut überein. Werden feinere Netze verwendet als hier für die relativ feinen Netze modelliert, fallen die Spannungen zudem noch höher aus. In Anbetracht der guten Übereinstimmung bei den übrigen Vergleichen, stellt sich die Frage, ob die Messergebnisse in diesem Fall vertrauenswürdig sind.

Die mit den Nahtkonturen nach Zeichnungsmaß berechneten Spannungen liegen etwas, teilweise aber auch erheblich höher oder niedriger als die mit den realitätsnahen Nahtkonturen berechneten Spannungen. Wie stark die Abweichungen sind und in welche Richtung sie abweichen, hängt davon ab, wie sehr die Steigungen der Nahtkonturen sich unterscheiden und welche Nahtkontur die größere Steigung besitzt. Je steiler die Nahtkontur ist, desto höher ist die sich ergebende Spannung. Die extrapolierten Strukturspannungen fallen für die relativ feinen Finite-Elemente-Modelle in der Regel höher aus, da für diese, außer bei der Variante FB ÜK, eine quadratische Extrapolation durchgeführt wird. Bei den relativ groben Finite-Elemente-Modellen wird die Strukturspannung generell linear extrapoliert (vgl. Abb. 4-2). Interessanterweise liegt der am dichtesten am Nahtübergang befindliche Spannungswert, der an den Kantenmittelknoten des am Nahtübergang liegenden Elements bestimmt wurde, bei der groben Modellierung trotz der Spannungssingularität kaum höher als der Spannungsverlauf der relativ feinen Netze. Dies

unterscheidet sich von früheren Berechnungen an plattenartigen Strukturen und ist teilweise für die großen Unterschiede zwischen den extrapolierten Spannungen verantwortlich.

Trotz der etwas zu hohen berechneten Spannungen für den Versuch 13 (FB ÜK) bestätigt der durchgeführte Vergleich die Richtigkeit der mit den beschriebenen Finite-Elemente-Modellen ermittelten Spannungen vor den anrisskritischen Nahtübergängen.

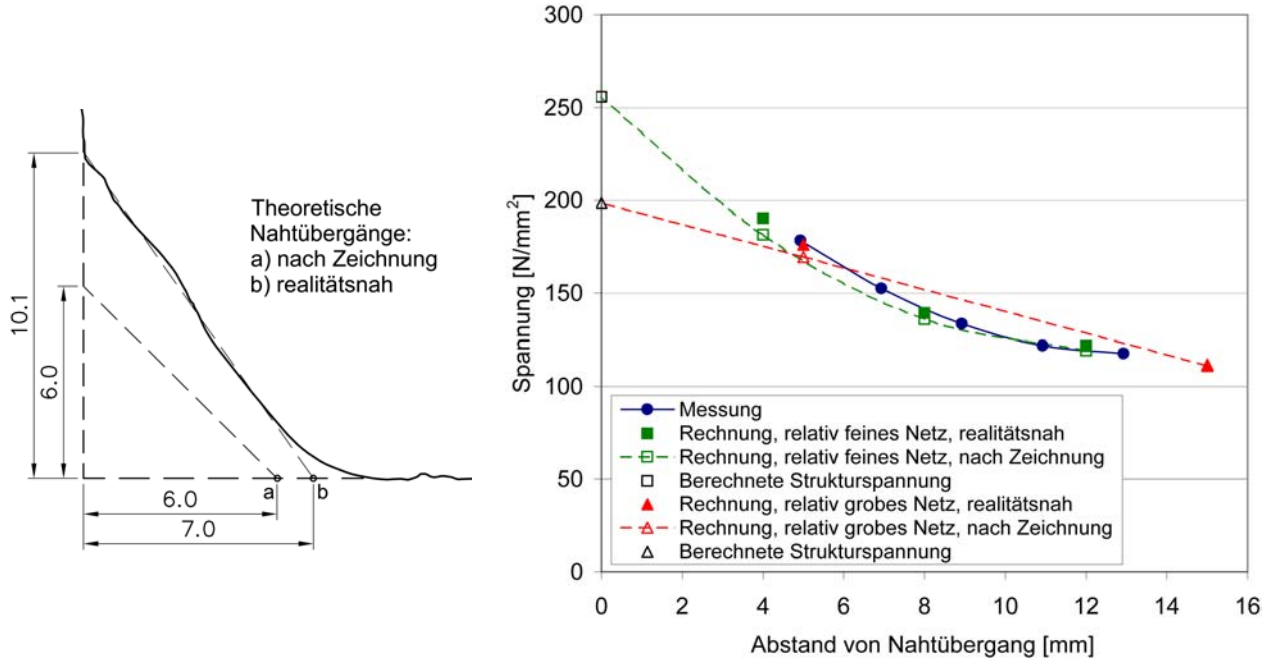


Abb. 4-13: Vergleich gemessener und berechneter Spannungen, Versuch 5, Ort 1 (HP VK)

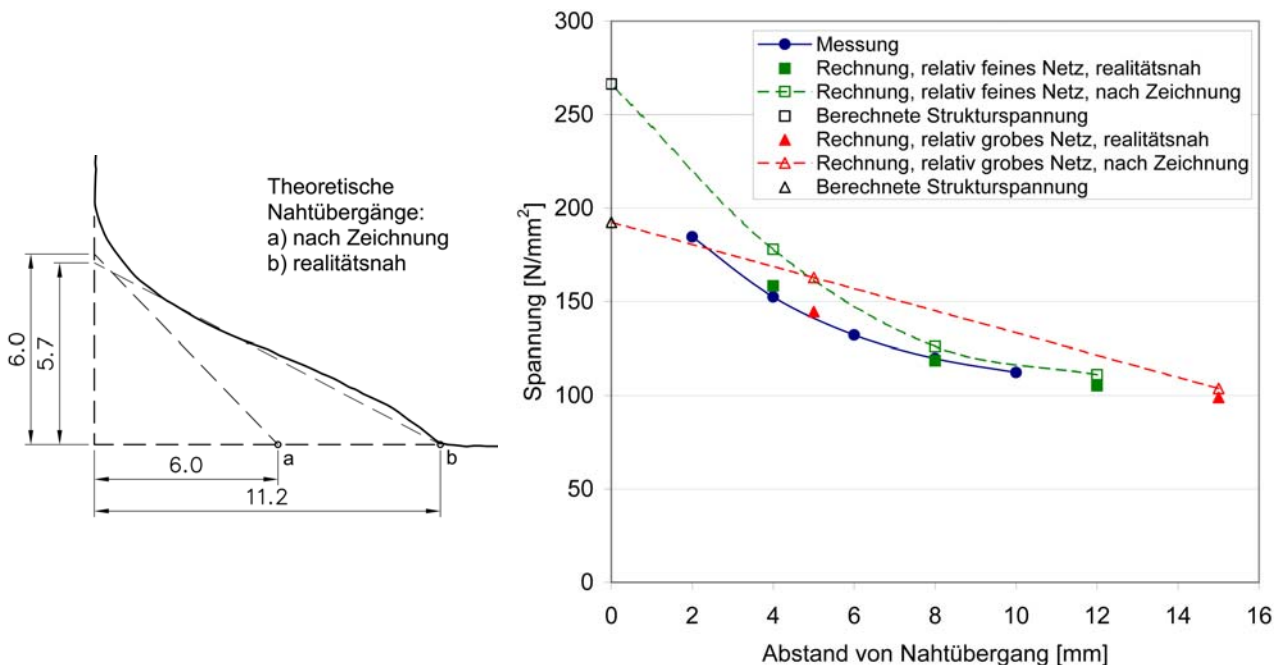


Abb. 4-14: Vergleich gemessener und berechneter Spannungen, Versuch 5, Ort 2 (HP VK)

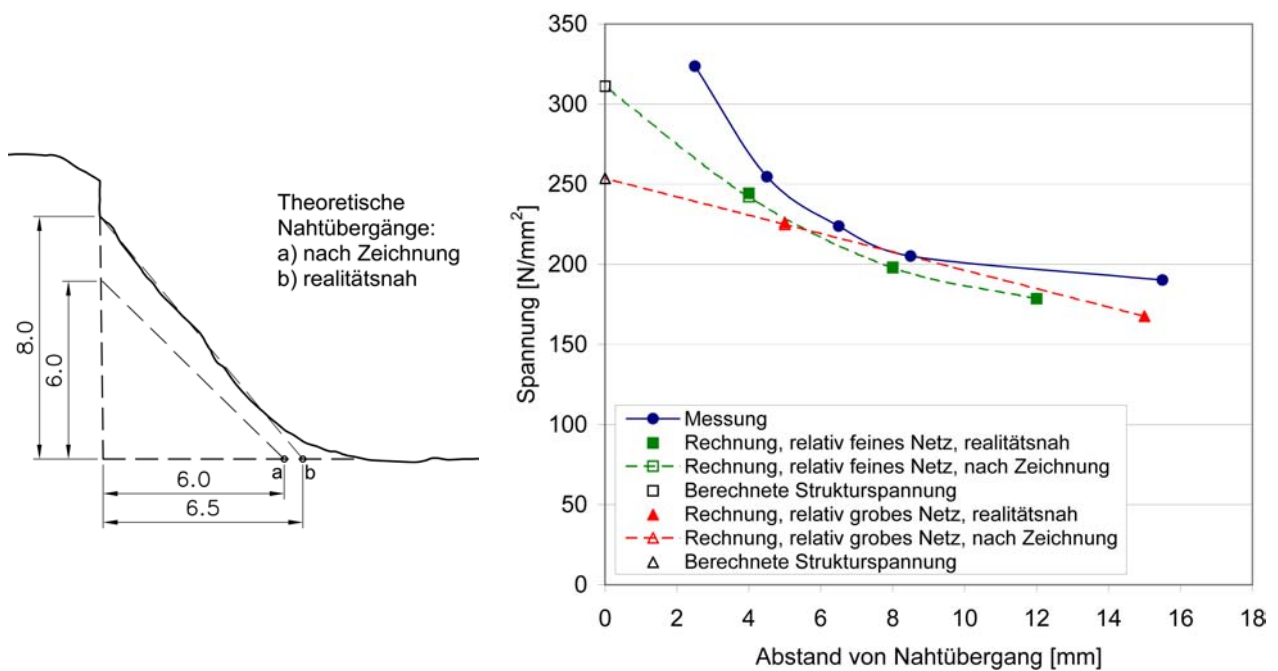


Abb. 4-15: Vergleich gemessener und berechneter Spannungen, Versuch 1, Ort 1 (HP ÜK)

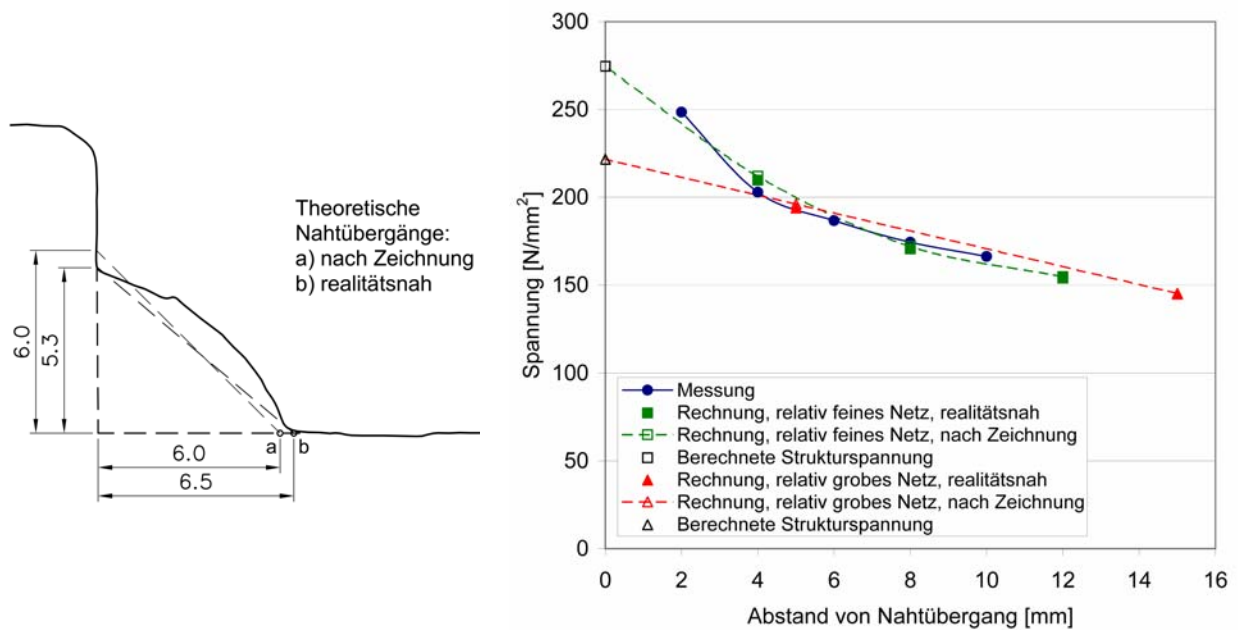


Abb. 4-16: Vergleich gemessener und berechneter Spannungen, Versuch 1, Ort 2 (HP ÜK)

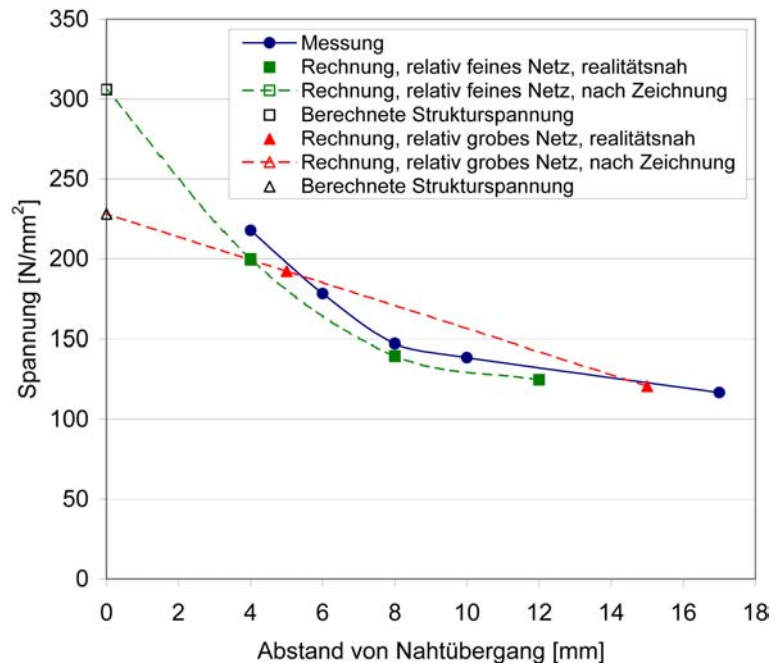
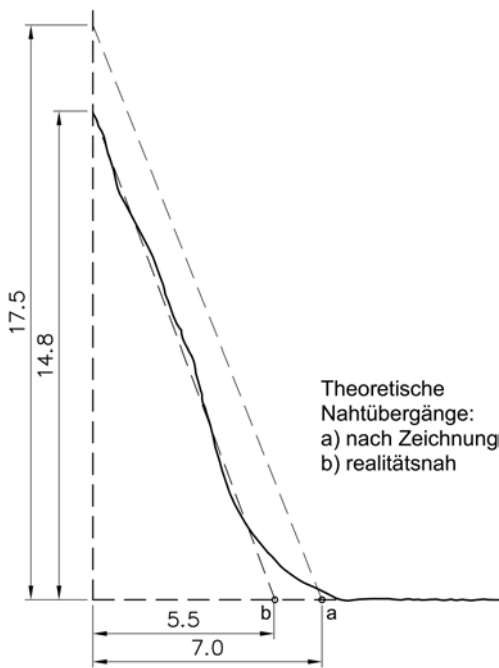


Abb. 4-17: Vergleich gemessener und berechneter Spannungen, Versuch 17, Ort 1 (FB VK)

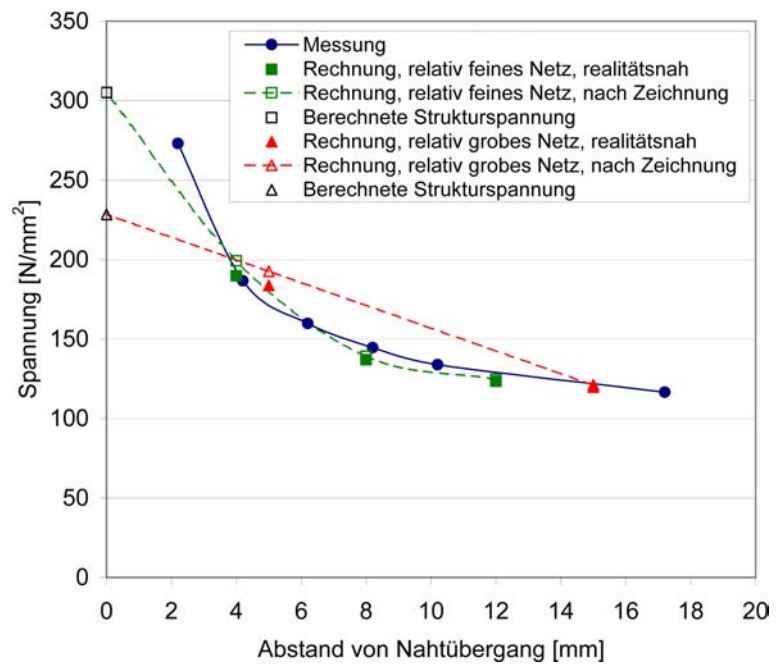
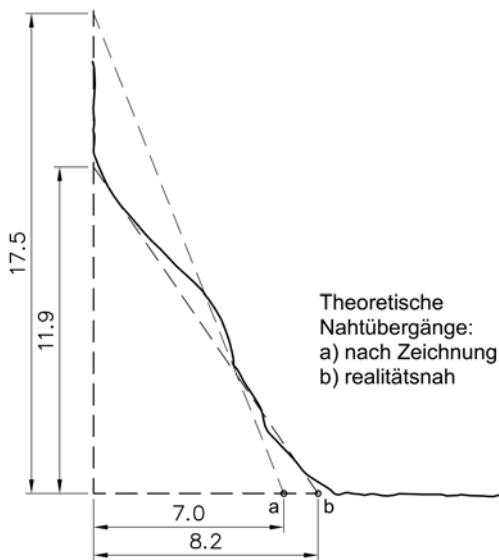


Abb. 4-18: Vergleich gemessener und berechneter Spannungen, Versuch 17, Ort 2 (FB VK)

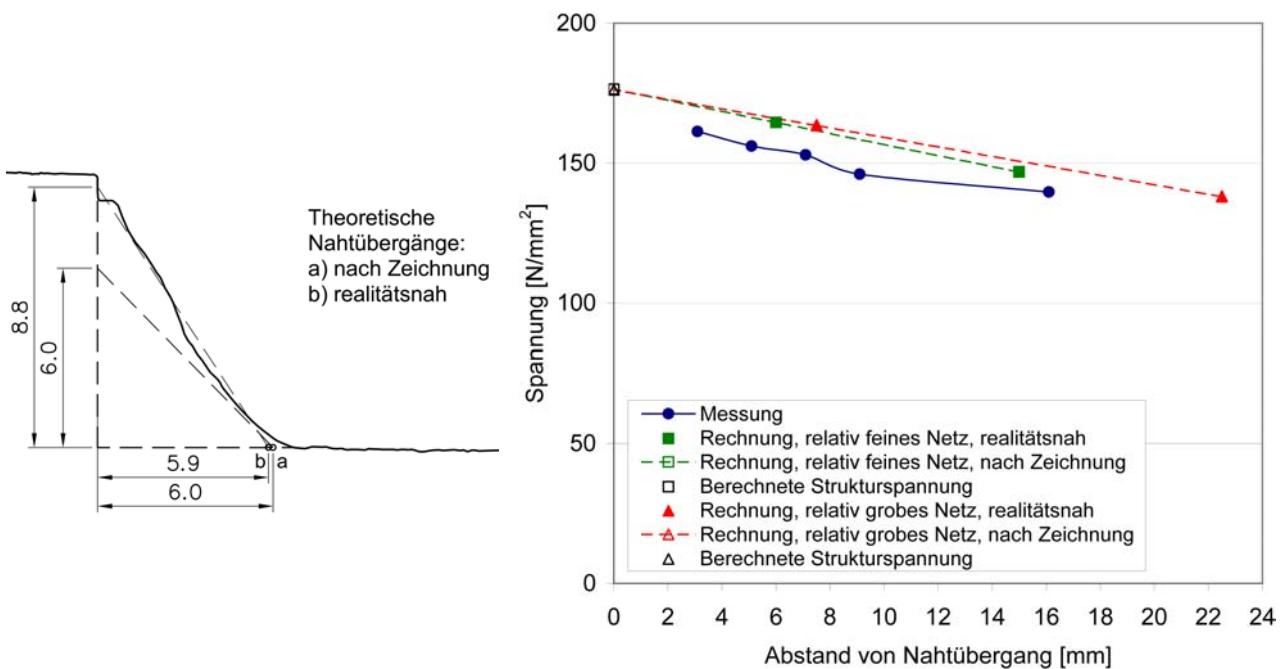


Abb. 4-19: Vergleich gemessener und berechneter Spannungen, Versuch 13, Ort 1 (FB ÜK)

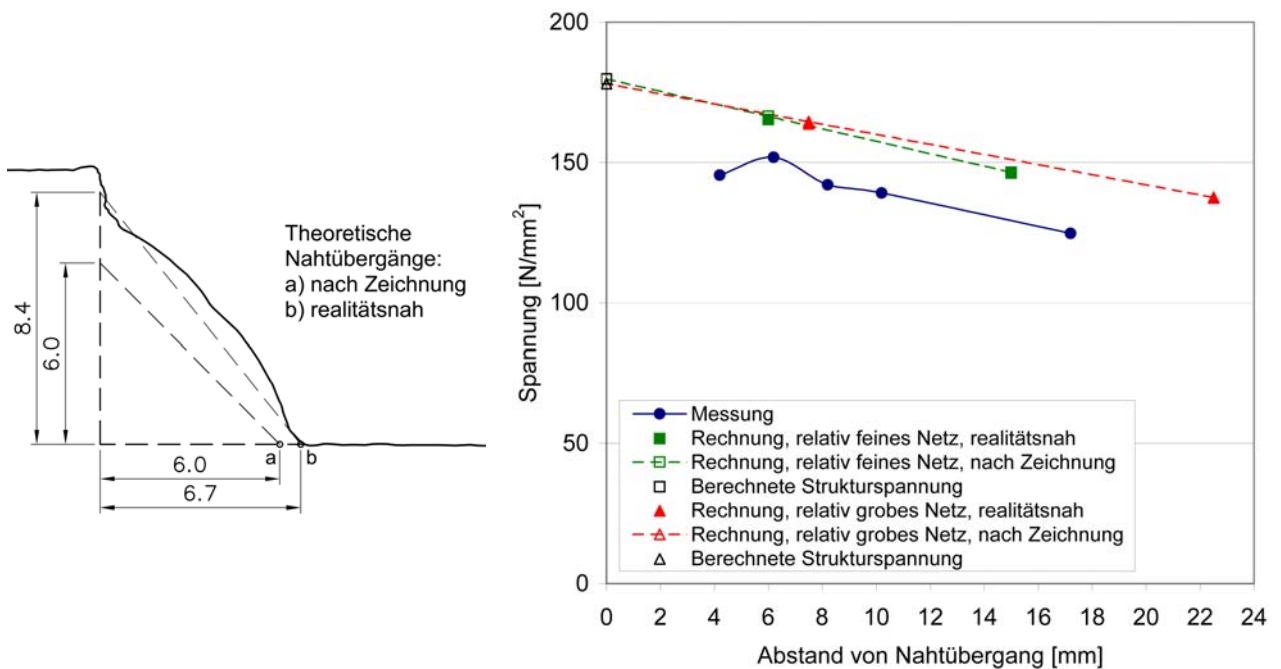


Abb. 4-20: Vergleich gemessener und berechneter Spannungen, Versuch 13, Ort 2 (FB ÜK)

4.4 Ergebnisse der Strukturspannungsberechnungen

Die Ergebnisse der Strukturspannungsberechnungen sind in Anhang B in Tab. B-1 und Tab. B-2 angegeben und werden im Folgenden in Form von Wöhlerdiagrammen dargestellt. Die verwendeten Strukturspannungen wurden aus den Finite-Elemente-Modellen mit Schweißnahtabmessungen nach Zeichnung ermittelt. Hierfür wurde an den Stützstellen der Strukturspannungsextrapolation jeweils die größte Hauptspannung in Richtung des Nahtübergangs am Ort des jeweiligen Anrisses ermittelt. Mit diesen Spannungen wurde dann, wie in 4.2 beschrieben, die Strukturspannung extrapoliert.

Die berechneten Spannungen vor den Nahtübergängen wurden wieder mit einem Faktor korrigiert, der den Unterschied zwischen den mit den Finite-Elemente-Modellen berechneten und den gemessenen Nennspannungen berücksichtigt. Tab. 4-2 zeigt diese Korrekturfaktoren. Hier wurden wieder, wie in Tab. 3-4, die gemittelten gemessenen Nenndehnungen bzw. -spannungen an den entsprechenden Orten einer Variante für die Korrekturfaktoren verwendet.

Tab. 4-2: Gemittelte Korrekturfaktoren für die berechneten Strukturspannungen

	HP VK	HP ÜK	FB VK	FB ÜK
Orte 1 (vertikale Profile)	0.94	0.92	0.92	0.95
Orte 2 (horizontale Profile)	0.93	0.90	0.91	0.95

Abb. 4-21 zeigt die Ergebnisse der Strukturspannungsberechnungen mit relativ groben Netzen zusammen mit den erreichten Lebensdauern für eine gemessene Oberflächenrisslänge von 10 mm. Die mit einer statistischen Auswertung für die Gesamtheit der Versuche ermittelten Überlebenswahrscheinlichkeiten P_0 von 10 %, 50 %, 90 % und 97,7 % sind mit in das Diagramm eingetragen. Als Entwurfswöhlerlinie ist hier nach IIW (Hobbacher, 2005) FAT 90 für voll lasttragende Kehlnähte anzunehmen. Bei der Variante FB VK liegt zwar eine volle Durchschweißung vor, jedoch rechtfertigt der steile Nahtflankenwinkel die niedrigere Einstufung. Zudem ist die Standardabweichung s von $\log(N)$ angegeben. Die statistische Auswertung erfolgte wieder unter Annahme einer Neigung der Wöhlerlinie von $m = 3$. Abb. 4-22 zeigt die Ergebnisse in gleicher Weise für die Berechnungen mit relativ feinen Netzen.

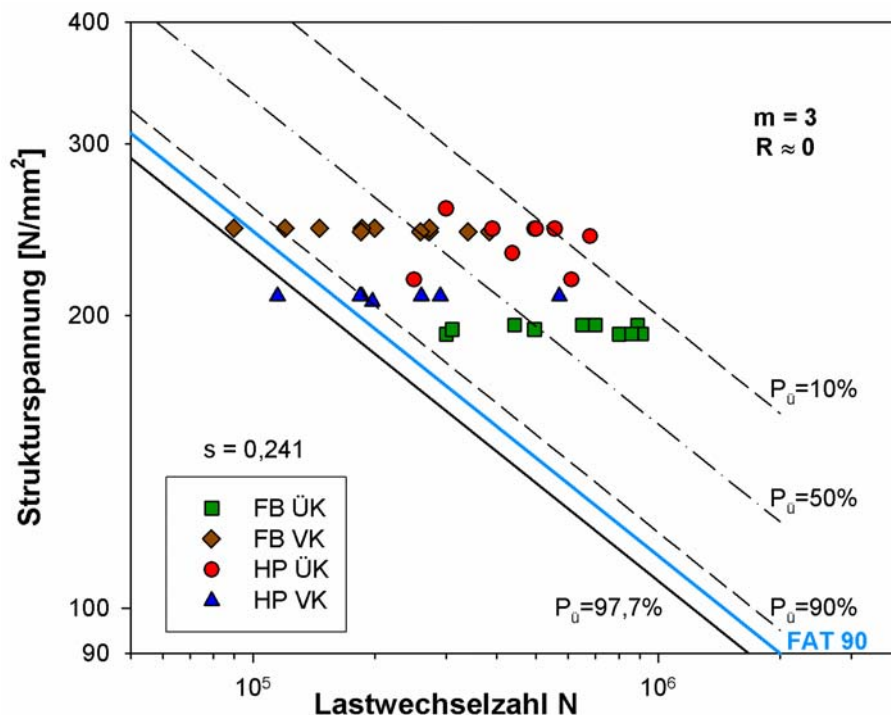


Abb. 4-21: Wöhlerdiagramm mit Strukturspannungen aus Berechnungen mit relativ groben Netzen für eine Risslänge von 10 mm

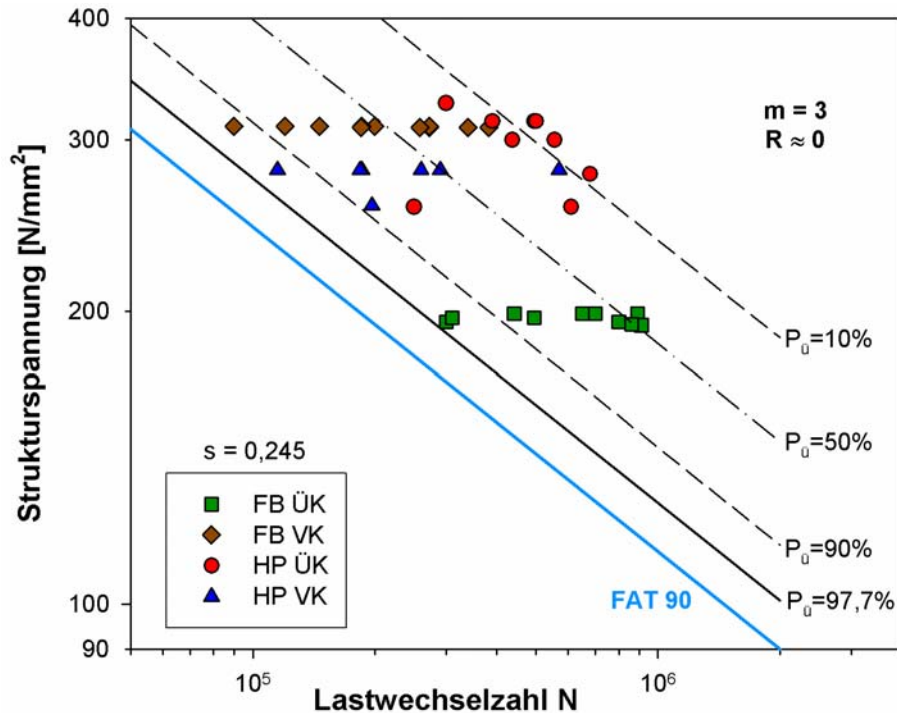


Abb. 4-22: Wöhlerdiagramm mit Strukturspannungen aus Berechnungen mit relativ feinen Netzen für eine Risslänge von 10 mm

Die unterschiedlichen Strukturspannungen einzelner Punkte einer Variante in Abb. 4-21 und Abb. 4-22 sind durch unterschiedliche Belastungen der zwei anrisskritischen Nahtübergänge und durch die Auswertung der Strukturspannung direkt am Ort des jeweiligen Anrisses zu erklären. Letzteres trifft für die überlappten Kniebleche zu.

Die Streuung der Berechnungen mit relativ feinen und relativ groben Netzen ist für die Gesamtheit der Versuche vergleichbar. Die Linie mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,7 % liegt für die Gesamtheit der Versuche mit der betrachteten Risslänge im Vergleich zur FAT 90-Linie bei den Berechnungen mit relativ feinen Netzen im konservativen Bereich. Für die Berechnungen mit relativ groben Netzen wird dies für die betrachtete Risslänge nicht ganz erreicht. Die Strukturspannungen für die Variante HP ÜK fallen im Vergleich zu den anderen Varianten und im Verhältnis zu den erreichten Lebensdauern dieser Variante überhöht aus. Der Vergleich mit den Ergebnissen aus Kerbspannungsuntersuchungen (siehe 5.6) wird hier weiteren Aufschluss geben.

5 Kerbspannungsuntersuchungen

Neben den Strukturspannungsberechnungen wurden im Rahmen der Hauptstudie auch Kerbspannungsberechnungen durchgeführt. Im Folgenden wird das Kerbspannungskonzept beschrieben und die Berechnungen unter Berücksichtigung der realen Nahtkontur und mit idealen Nahtkonturen dargestellt. Zudem wird das in dem Forschungsvorhaben beschaffte Laser-Lichtschnitt-Messsystem beschrieben, mit dem die realen Nahtkonturen der Knieblechverbindungen erfasst wurden.

5.1 Allgemeines

Beim Kerbspannungskonzept wird die ermüdungswirksame (effektive) Kerbspannung im Kerbgrund als schädigender Parameter betrachtet und bewertet. Das Kerbspannungskonzept wurde sowohl für geschweißte als auch nicht geschweißte Strukturen entwickelt, wobei für die Ersteren verschiedene Varianten entstanden sind (Radaj et al., 2006). Im Folgenden wird das Kerbspannungskonzept nach Radaj (1985) beschrieben, welches auch in die Entwurfsempfehlungen des IIW Eingang gefunden hat (Hobbacher, 2005).

Das Konzept ist für die Bestimmung der Dauerfestigkeit von Schweißverbindungen entwickelt worden. Die bewertete ermüdungswirksame Kerbspannung ist die elastizitätstheoretische Kerbspannung, die unter Berücksichtigung einer Stützwirkung der umgebenden Werkstoffmikrostruktur ermittelt wird. Die Mikrostützwirkungshypothese wurde von Neuber (1968) eingeführt. Für Schweißverbindungen kann dieser Effekt durch das fiktive Ausrunden der anrisskritischen Schweißnahtkerbe erreicht werden. Der fiktive Radius ergibt sich aus

$$\rho_f = \rho + s \cdot \rho^* \quad (5.1)$$

wobei ρ der vorhandene Radius, ρ^* die sog. Ersatzstrukturlänge und s ein Mehrachsigenkoeffizient ist. Für normalfesten Stahl und unter der Annahme, dass der Anriss im Bereich des Gussgefüges am Nahtübergang liegt, ist $\rho^* = 0,4$ mm anzunehmen. Der Mehrachsigenfaktor s wird üblicherweise mit 2,5 angenommen. Hierbei wird ein ebener Dehnungszustand und die Gestaltänderungsenergiehypothese zugrunde gelegt. Abb. 5-1 zeigt die Anordnung fiktiver Radien an Nahtübergangs- bzw. -wurzelkerben für einen Kreuz- und einen Stumpfstoß. Liegen keine Informationen über den Kerbradius vor oder soll der ungünstigste Fall betrachtet werden, wird für den vorhandenen Kerbradius $\rho = 0$ mm angenommen, sodass sich mit Gl. (5.1) für Stahl ein fiktiver Radius von $\rho_f = 1$ mm ergibt. In Abb. 5-2 ist die ideale Kontur einer Kehlnaht dargestellt, von der nur das nominelle a -Maß bekannt ist. Falls jedoch die reale Nahtform bekannt und durch qualitätssichernde Maßnahmen verlässlich ist, können sich in vielen Fällen geringere Kerbspannungen ergeben und somit zu einer günstigeren Bewertung der Schwingfestigkeit führen.

Die Berechnung der Kerbspannung kann mithilfe von Kerbwirkungszahlen über die herrschende Nenn- bzw. Strukturspannung oder unter Anwendung der Randelemente- oder Finite-Elemente-Methode erfolgen. Für die Bestimmung der Kerbspannung mit einer der beiden letztgenannten Methoden muss die Nahtübergangs- bzw. -wurzelkerbe im Rechenmodell explizit berücksichtigt werden. Dies stellt relativ hohe Anforderungen an die Modellierung, da die Nahtgeometrie und insbesondere der fiktiv vergrößerte Kerbradius ausreichend fein vernetzt werden muss. Die Elementgröße im Kerbradius sollte 0,25 mm nicht überschreiten (Fricke, 2006). Vereinfachend kann die Kerbspannung mit ebenen Kerbschnittmodellen unter Verwendung des ebenen Dehnungszustands berechnet werden, wenn diese parallel zu der maßgeblichen vorhandenen Hauptspannungsrichtung liegen. Begrenzt wird die Anwendung des Konzeptes in dieser Form durch die Plattendicke, wenn die fiktive Ausrundung der Kerbe zu einer Schwächung des

betrachteten Querschnitts führt. Hierfür wurden alternative Konzepte entwickelt, die einen reduzierten fiktiven Radius von z.B. $\rho_f = 0,05 \text{ mm}$ verwenden (Eibl et al., 2003).

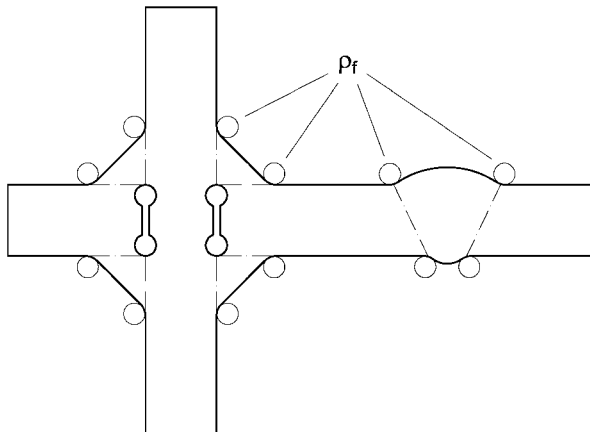


Abb. 5-1: Fiktive Radien an Nahtübergangs- bzw. -wurzelkerben

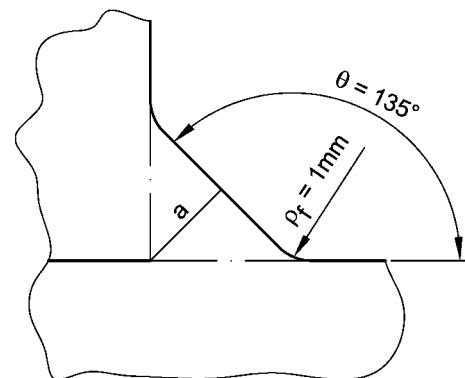


Abb. 5-2: Stark idealisierte Kontur einer Kehlnaht

Die Dauerfestigkeit wird in den Empfehlungen des IIW (Hobbacher, 2005) mit $\Delta\sigma_D = 225 \text{ N/mm}^2$ bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_U = 97,7 \%$ (FAT 225) unabhängig vom Grenzspannungsverhältnis angegeben. Hierbei wird von einem fiktiven Kerbradius von $\rho_f = 1 \text{ mm}$ ausgegangen.

5.2 Laser-Lichtschnitt-Messsystem

Wie bereits erwähnt, wurde zur Aufmessung der realen Nahtkonturen der Knieblechverbindungen ein Messsystem beschafft, welches mit dem Laser-Lichtschnittverfahren, auch Lichtschnitt-Triangulation genannt, arbeitet. Das Messprinzip dieses Verfahrens ist in Abb. 5-3 schematisch dargestellt. Auf das zu vermessende Objekt wird ein Lichtband projiziert, das durch das Auffächern eines Laserstrahls erzeugt wird (Projektor). Dies geschieht z.B. über einen oszillierenden Spiegel, der vom Laser angestrahlt wird. Das beleuchtete Objekt wird von einer (CCD-) Kamera beobachtet, die in einem definierten Abstand und Winkel zum Projektor angeordnet ist. Das von der Kamera aufgenommene Lichtband ist entsprechend der Objektgeometrie verzerrt und kann mithilfe des bekannten Abstands und Winkels zwischen Projektor und Kamera nach dem Triangulationsprinzip in die reale Höhenkontur des Messobjekts umgerechnet werden. Bewegt sich nun die Einheit Projektor-Kamera längs des Messobjekts und werden kontinuierlich Lichtschnitte aufgenommen und gespeichert, wird ein räumliches Abbild der Oberfläche erzeugt. Durch die Abbildung des Lichtbandes auf dem Pixelraster des CCD-Chips der Kamera erhält man als Messergebnis eine digitale dreidimensionale Punktwolke.

Abb. 5-4 zeigt das für dieses Forschungsvorhaben beschaffte Laser-Lichtschnitt-Messsystem. Projektor und Kamera befinden sich in einem gemeinsamen Gehäuse, das auf einer Linearachse verfahrbar ist. Der Verfahrensweg beträgt ca. 300 mm. Der Austritt des aufgefächerten Laserlichts ist in Abb. 5-4 angedeutet. Das Messsystem verfügt über eine Auflösung von ca. $45 \mu\text{m}$ auf der Lichtschnittlinie. Das bedeutet, es werden ca. 22 Messpunkte pro mm erzeugt, insgesamt 520 Messpunkte pro Lichtschnitt. Der einzelne Lichtschnitt überstreicht einen messbaren Bereich von ca. 25 mm. Im Messbetrieb zeichnet das System im Abstand von $100 \mu\text{m}$ jeweils einen Lichtschnitt auf. Abb. 5-5 zeigt die gerenderte Darstellung einer Punktwolke, welche das Ergebnis einer Aufmessung der Umschweißung eines Knieblechendes mit dem beschriebenen Messsystem ist. Mit einer speziellen Software können die aufgemessene Punktwolke weiterverarbeitet und geometrische Parameter wie z.B. der Nahtübergangsradius vermessen werden.

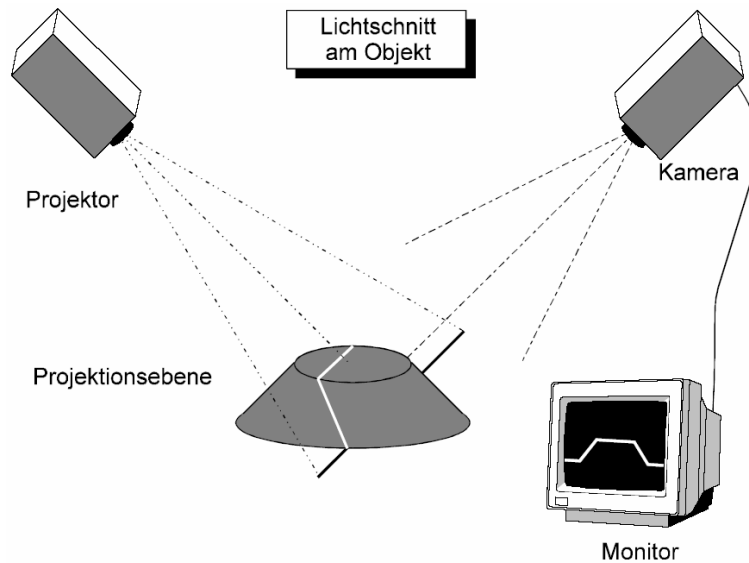


Abb. 5-3: Prinzip der Lichtschnitt-Triangulation (Wolf, 1998)

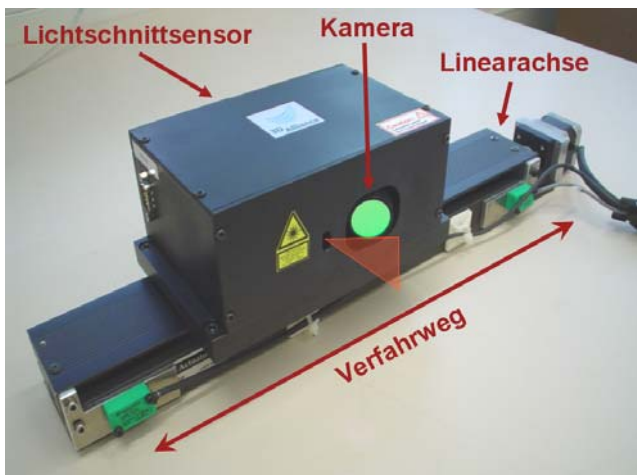


Abb. 5-4: Laser-Lichtschnitt-Messsystem

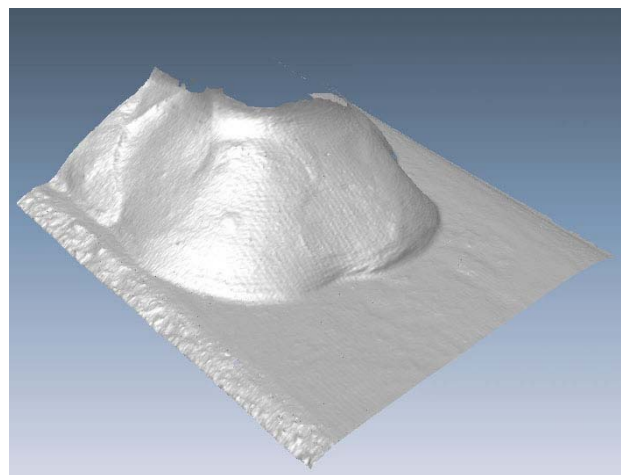


Abb. 5-5: Gerendete Punktwolke der Umschweißung eines Knieblechendes

Die Messgenauigkeit des Laser-Lichtschnittverfahrens auf rauen Oberflächen ist aufgrund der optischen Technik physikalisch durch das sog. Specklerauschen begrenzt (Berndt, 2003). Die Auflösung des oben beschriebenen Messsystems ermöglicht das zuverlässige Vermessen z.B. des Nahtübergangsradius einer typischen Kehlnaht ab ca. 0,2 mm. Dieser Umstand schließt aber auch aus, dass durch das Messverfahren die Rauigkeit der Oberfläche erfasst wird, was von Vorteil bei der Vermessung makroskopischer Geometrieparameter wie z.B. des Nahtübergangsradius ist. Ein Nachteil des Verfahrens ist die Störanfälligkeit durch spiegelnde und unterschiedlich stark reflektierende Oberflächen. Diese Problematik lässt sich aber umgehen, indem die zu messende Oberfläche mit einem Kreidespray behandelt wird, wie es auch für die Farbeindringprüfung an Schweißnähten verwendet wird.

5.3 Erfassung der Nahtgeometrie und Ableitung realitätsnaher Nahtkonturen

Um Kerbspannungen unter Einbeziehung der real vorhandenen Nahtkontur berechnen zu können, musste diese aufgemessen werden. Dies geschah mit dem unter 5.2 beschriebenen Laser-Lichtschnitt-Messsystem, bevor die Schwingfestigkeitsversuche durchgeführt wurden. Aufgemessen wurden alle anrisskritischen Nahtübergänge.

Um die Nahtkonturen in Finite-Elemente-Modelle zu implementieren, wurden aus den aufgemessenen Punktwolken an den Orten, an denen Anrisse auftraten, bestimmte Geometrieparameter ermittelt. In Abb. 5-6 sind die ermittelten Parameter für eine Kehlnaht grafisch dargestellt. Es handelt sich um die Nahtschenkellängen l_s und h_s , den oberen und unteren Nahtübergangsradius r_{oben} und r_{unten} , und den Nahtflankenwinkel θ am angerissenen Nahtübergang. Um die genannten Parameter aus den aufgemessenen Punktwolken zu ermitteln, wurden im Bereich des aufgetretenen Anrisses in regelmäßigen Abständen ($\leq 0,5$ mm) Schnittlinien mit der Oberfläche der Naht erzeugt. Abb. 5-7 zeigt dies für die Umschweißung eines Knieblechendes auf der Oberkante des Hollandprofils an einem Versuchsmodell der Variante HP VK.

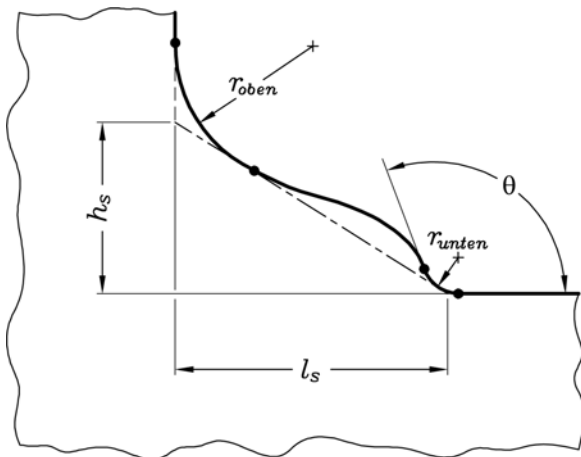


Abb. 5-6: Realitätsnahe Kontur einer Kehlnaht

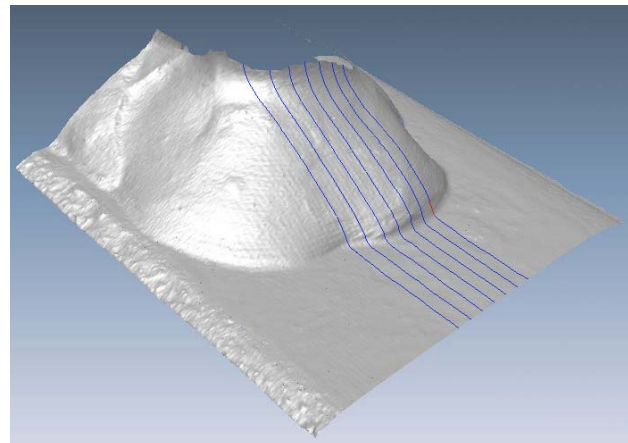


Abb. 5-7: Aufgemessene Nahtoberfläche mit Schnittlinien (Variante HP VK)

Die einzelnen Schnittlinien wurden dann in Teilbereiche zerlegt, mit deren Hilfe die einzelnen Parameter der Nahtkontur bestimmt werden konnten. Abb. 5-9 zeigt dies beispielhaft für die Vermessung des unteren Nahtübergangsradius und -winkels der in Abb. 5-8 dargestellten Schnittlinie. Damit lag für jeden Anriss entsprechend der Anzahl der ausgewerteten Schnittlinien ein Satz von Nahtkonturparametern vor. Die Anzahl der betrachteten Schnittlinien hing davon ab, wie lang der jeweilige Anriss bei seiner ersten optischen Detektierung war. Für einen Anriss, der bei seiner Entdeckung 3 mm lang war, wurden also mindestens 7 Schnittlinien erzeugt.

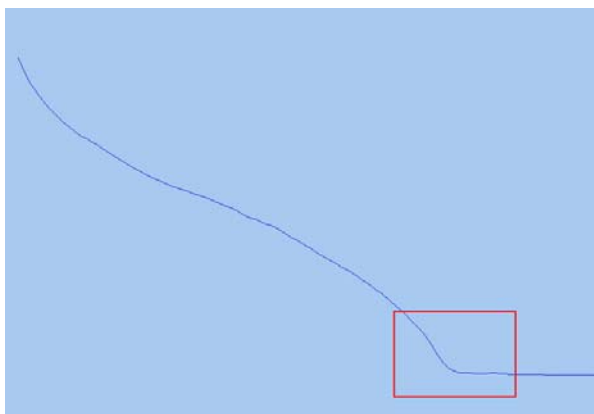


Abb. 5-8: Einzelne Schnittlinie



Abb. 5-9: Vermessung des Nahtübergangsradius und -winkels

Prinzipiell ist auch eine automatische Auswertung der einzelnen Schnittlinien denkbar. Durchgeführt wurde dies bereits von Lieurade et al. (2003) zur Untersuchung des Einflusses der Schweißnahtqualität auf die Schwingfestigkeit. Zur Auswertung wurde eine Software entwickelt,

die mit speziellen Algorithmen den Nahtübergangsradius identifizieren, diesen vermessen und den Nahtflankenwinkel bestimmen kann. Allerdings treten bei dem Verfahren Schwierigkeiten auf, wenn die aufgemessenen Nahtgeometrien von der gewöhnlichen Form abweichen. Für das oben vorgestellte Forschungsvorhaben wurde ein solcher Ansatz nicht verfolgt, da insbesondere die Nahtoberflächen der Steignähte sehr unregelmäßig ausfielen und ähnliche Schwierigkeiten zu erwarten waren.

Für die Finite-Elemente-Berechnung der Kerbspannungen an den angerissenen Nahtübergängen der Knieblechverbindungen unter Berücksichtigung der real vorhandenen Nahtform wurde eine realitätsnahe Nahtkontur verwendet, wie sie in Abb. 5-6 dargestellt ist. Die Kurve, die den unteren und oberen Nahtübergang verbindet, wurde als Spline angenähert, der tangentialstetig in den unteren und oberen Nahtübergangsradius einläuft. Der Nahtübergang, an dem der Anriss auftrat, wurde, wie unter 5.1 beschrieben, mit dem um 1 mm erhöhten vorhandenen Kerbradius ausgerundet.

Für Schweißnähte, an denen Einbrandkerben auftraten oder die eine ungewöhnliche Form aufwiesen, wurden entsprechend modifizierte Nahtkonturen definiert. Abb. 5-10 zeigt die realitätsnahe Kontur einer Kehlnaht mit Einbrandkerbe, wie sie vereinzelt an den Knieblechverbindungen aufgetreten ist. Hier wurde ein zusätzlicher Radius der Einbrandkerbe r_{EB} und die Tiefe der Einbrandkerbe t_{EB} vermessen. Abb. 5-11 zeigt die realitätsnahe Kontur einer mehrlagigen Naht, wie sie typischerweise an den Knieblechverbindungen der Variante FB VK auftrat, vgl. Abb. 4-18 links. Hier wurde, falls nötig, ein zusätzlicher Zwischenpunkt mit den Abständen l_{zp} und h_{zp} auf der Nahtkontur vermessen, um die reale Nahtkontur besser nachbilden zu können.

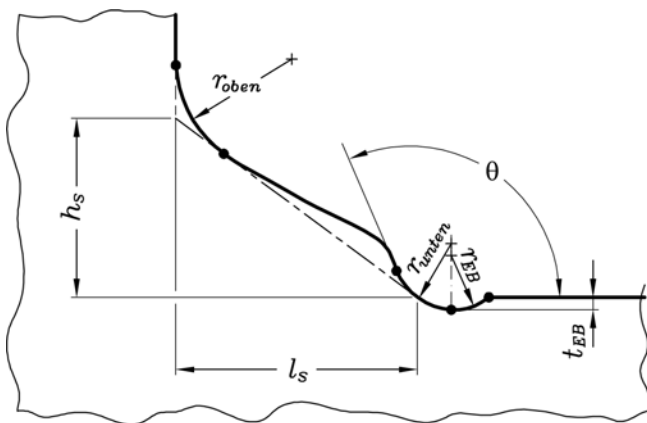


Abb. 5-10: Realitätsnahe Kontur einer Kehlnaht mit Einbrandkerbe

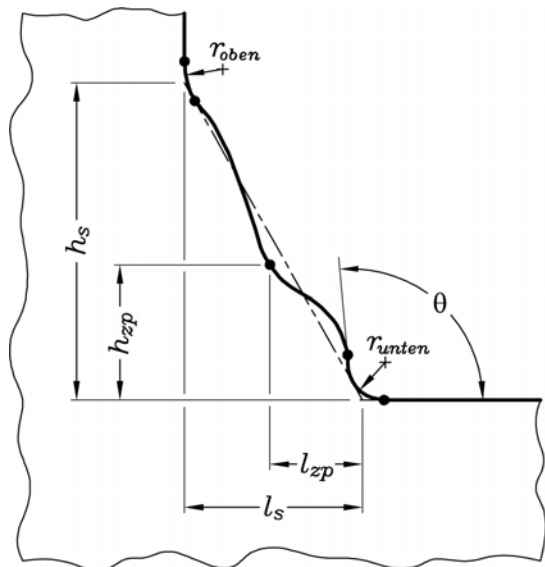


Abb. 5-11: Realitätsnahe Kontur einer mehrlagigen Naht

5.4 Kerbspannungsberechnungen unter Berücksichtigung der realen Nahtgeometrie

Die Kerbspannungsberechnungen mit realitätsnahen Nahtkonturen wurden sowohl mit ebenen Kerbschnittmodellen als auch mit dreidimensionalen Finite-Elemente-Modellen durchgeführt. In beiden Fällen wurde die Submodelltechnik für die Berechnungen eingesetzt. In Abb. 5-12 ist das Vorgehen für die Berechnung mit einem ebenen Kerbschnittmodell unter Einbeziehung der real vorhandenen Nahtgeometrie für die Variante HP VK dargestellt. Benötigt wird hierbei ein globales

FE-Modell, mit dem das strukturmechanische Verhalten des gesamten Versuchsmodells errechnet werden kann. Zudem werden für den Bereich der Schweißnahtverbindung lokale Submodelle erzeugt, die die ermittelten Nahtkonturparameter am Anrissort enthalten. Zur Berechnung des Submodells werden aus dem Globalmodell die entsprechenden Verformungen auf den Rand des Submodells aufgebracht. Mit dem Submodell kann nun unter der Annahme eines ebenen Dehnungszustandes die effektive Kerbspannung errechnet werden, die sich aus der maximalen Randspannung im Nahtübergangsradius ergibt.

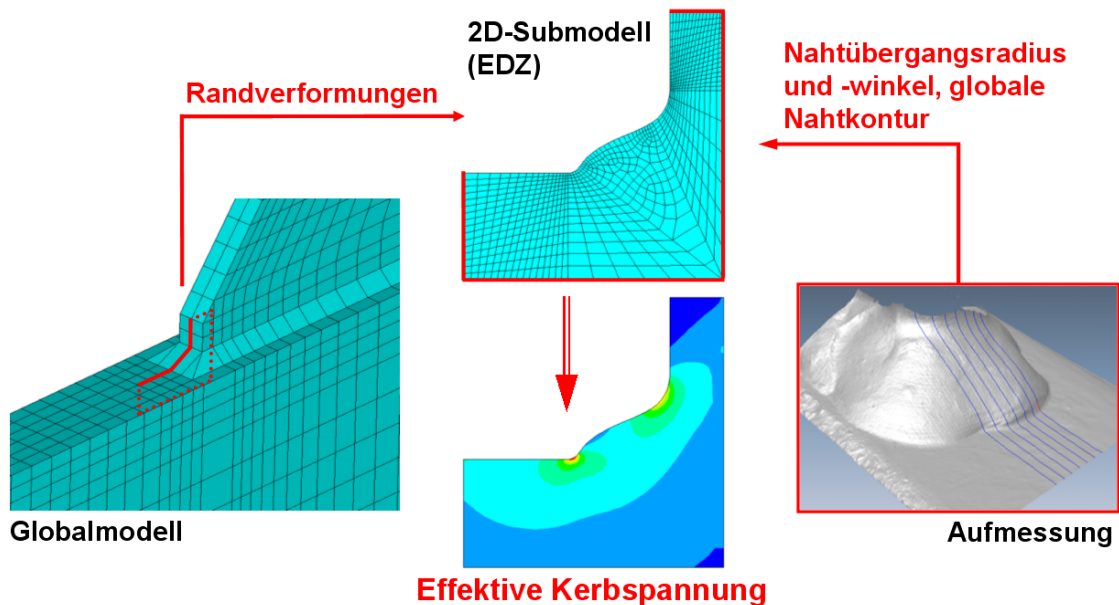


Abb. 5-12: Kerbspannungsberechnung mit der Submodelltechnik unter Einbeziehung der real vorhandenen Nahtgeometrie

Für jeden aufgetretenen Anriss lagen aus den unter 5.3 beschriebenen Aufmessungen mehrere Schnittlinien mit den zugehörigen Nahtkonturparametern vor. Für die Erstellung der Submodelle wurden die Nahtkonturparameter aus jeweils drei nebeneinander liegenden Schnittlinien gemittelt, um das Risiko von eventuell aufgetretenen Mess- und Auswertungsfehlern zu streuen. Abb. 5-13 zeigt die Mittelung für die Nahtübergangsradien einer aufgemessenen Schweißnaht im Bereich des aufgetretenen Anrisses. Die blauen Punkte sind die aus den einzelnen Schnittlinien gewonnenen Übergangsradien. Die rote Kurve stellt den Verlauf der über jeweils drei Schnittlinien gemittelten Werte dar.

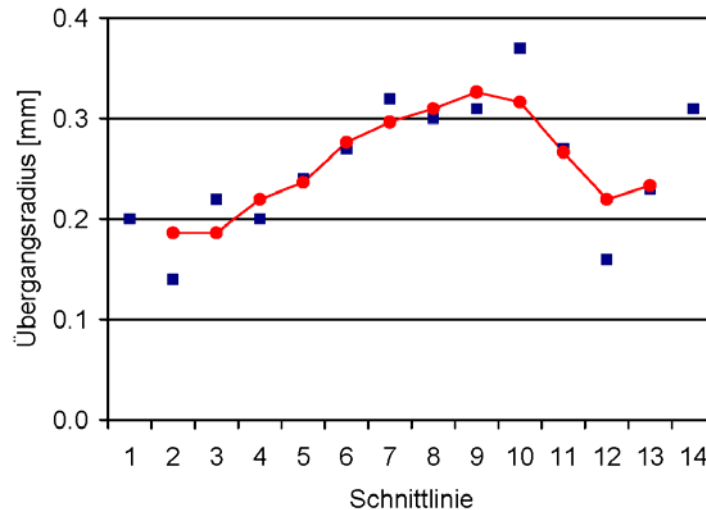


Abb. 5-13: Gemittelte Übergangsradien im Bereich eines Anrisses

Für die gemittelten Parameter wurden dann individuelle Submodelle erzeugt und berechnet. Für den in Abb. 5-7 dargestellten angerissenen Nahtübergang wurden somit fünf individuelle Submodelle berechnet. Die Nahtübergangsradien wurden hierbei, wie unter 5.1 beschrieben, um 1 mm erhöht. Die für den jeweiligen Anriss aus allen berechneten Submodellen ermittelte höchste effektive Kerbspannung wurde als maßgebliche Kerbspannung betrachtet und für die weiteren Betrachtungen verwendet.

Wie bereits erwähnt, traten bei den Versuchsmodellen mit vorgesetztem Knieblech (VK-Varianten) die Anrisse immer an der Umschweißung des Knieblechendes auf der Profilerseite am Nahtübergang zum Profil auf. Für die Berechnung der Kerbspannungen dieser Varianten konnten ebene Kerbschnittmodelle eingesetzt werden, da diese mit der in Abb. 5-12 angedeuteten Anordnung relativ parallel zur Richtung der größten vorhandenen Hauptspannung lagen. Bei den Varianten mit überlapptem Knieblech (ÜK) traten die meisten Anrisse an der seitlichen Umschweißung des Knieblechs am Nahtübergang zum Profil auf. Hier erwies sich die Anordnung eines ebenen Kerbschnittmodells parallel zu der vorherrschenden Hauptspannungsrichtung mit dem verwendeten Elementtyp in Verbindung mit der Submodelltechnik als nicht praktikabel. Abb. 5-14 zeigt den Hauptspannungsverlauf vor der seitlichen Umschweißung eines überlappten Knieblechs. Die Drehung der Hauptspannung in Richtung des Knieblechs ist deutlich zu erkennen. Die Kerbspannungen wurden daher für die ÜK-Varianten mit dreidimensionalen Submodellen berechnet. Rechts in Abb. 5-15 ist ein solches Submodell dargestellt. Links ist die Berandung des Submodells im zugehörigen Globalmodell angedeutet. Das Submodell wurde durch die Extrusion der Nahtform am Anrissort entlang der Nahtübergangslinie erzeugt. In Abb. 5-15 rechts ist der Anrissort markiert, an dem die Kerbspannung ermittelt wurde.

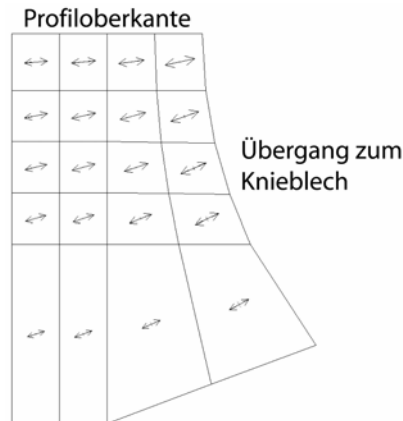


Abb. 5-14: Hauptspannungsverlauf vor der seitlichen Umschweißung eines überlappten Knieblechs

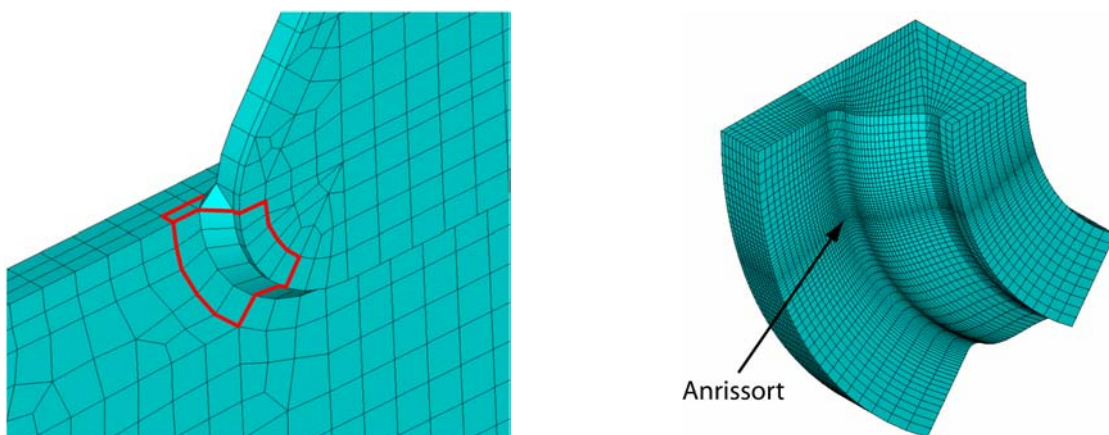


Abb. 5-15: Global- und Submodell für die Variante FB ÜK

Da die Modellierung der Umschweißung des Knieblechs an der Profilkante bei den überlappten Knieblechverbindungen in einem dreidimensionalen Submodell sehr kompliziert ist und für jeden Anriss mehrere individuelle FE-Modelle erzeugt werden mussten, wurden die Kerbspannungen nur für die seitlichen Anrisse dieser Varianten berechnet. Die Kerbspannung wurde für jeden seitlichen Anriss individuell an dem Ort bestimmt, an dem der Anriss auch tatsächlich auftrat (vgl. Abb. 5-15 rechts).

Die ermittelten Nahtkonturparameter an den Orten der aufgetretenen Anrisse, für die Kerbspannungen berechnet wurden, sind in Anhang B in Tab. B-3 und Tab. B-4 angegeben. Die Tabellen listen jeweils die über drei Schnittlinien gemittelten Parameter auf, für die die höchste Kerbspannung am Ort des jeweiligen Anrisses errechnet wurde. Die Verteilungen der wichtigsten dieser gemittelten Nahtkonturparameter sind in den Diagrammen in Abb. 5-16 bis Abb. 5-18 für die verschiedenen Varianten der Knieblechverbindungen gezeigt. Abb. 5-16 zeigt die Verteilung der Nahtflankenwinkel θ_0 , die sich aus den Nahtschenkellängen l_s und h_s (vgl. Abb. 5-6 bzw. Abb. 5-10 und Abb. 5-11) ergeben. Deutlich zu erkennen sind die geringen Nahtflankenwinkel und die somit sehr steilen Nahtflanken der Variante FB VK. Die Nahtflankenwinkel der ÜK-Varianten sind vergleichbar. Die Variante HP VK weist die flachsten Nahtflanken an den Anrissorten auf. Abb. 5-17 zeigt die Verteilung der Nahtübergangsradien r_{unten} und Abb. 5-18 die Verteilung der Nahtübergangswinkel θ am angerissenen Nahtübergang. Die Variante FB VK weist die im Mittel geringsten Nahtübergangsradien auf. Die restlichen Varianten zeigen ähnliche mittlere Nahtübergangsradien. Die Nahtübergangswinkel der HP-Varianten liegen im Mittel höher und zeigen eine geringere Streuung als die der FB-Varianten.

Für den Versuch Nr. 1, der in die Serie HP ÜK der Hauptstudie aufgenommen wurde (vgl. Tab. 3-2), konnten keine Nahtübergangsradien und –winkel ermittelt werden, da der Versuch im Rahmen der Vorstudie durchgeführt wurde, als noch kein Messsystem zur Verfügung stand. Durch den vorhandenen Riss am Nahtübergang lassen sich der Nahtübergangsradius und –winkel nachträglich nicht zuverlässig vermessen. Zudem konnte für den Ort 1 des Versuchs Nr. 9 (HP VK) aus der Aufmessung kein Nahtübergangsradius sinnvoll ermittelt werden. Daher konnten die Ergebnisse des Versuchs Nr. 1 und des Ortes 1 des Versuchs Nr. 9 für die Kerbspannungsuntersuchungen nicht berücksichtigt werden.

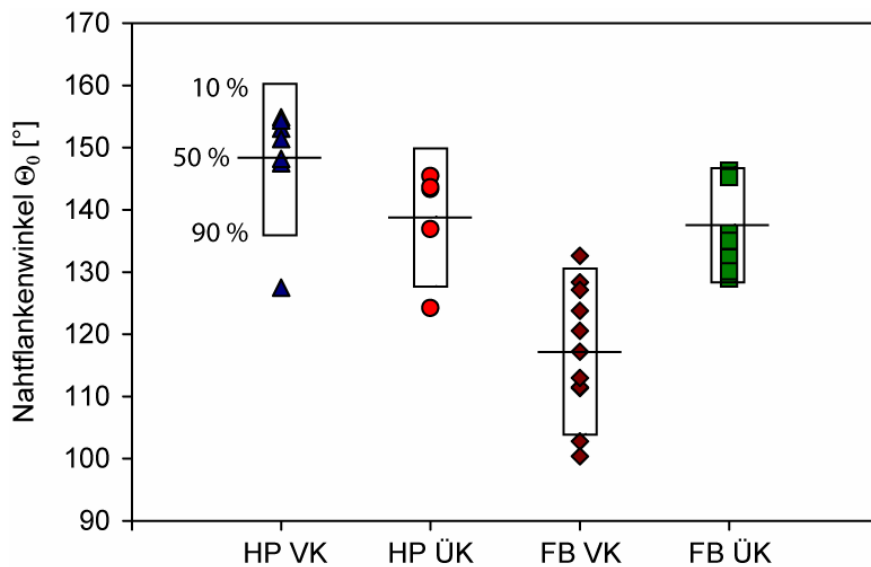


Abb. 5-16: Verteilung der gemittelten Nahtflankenwinkel

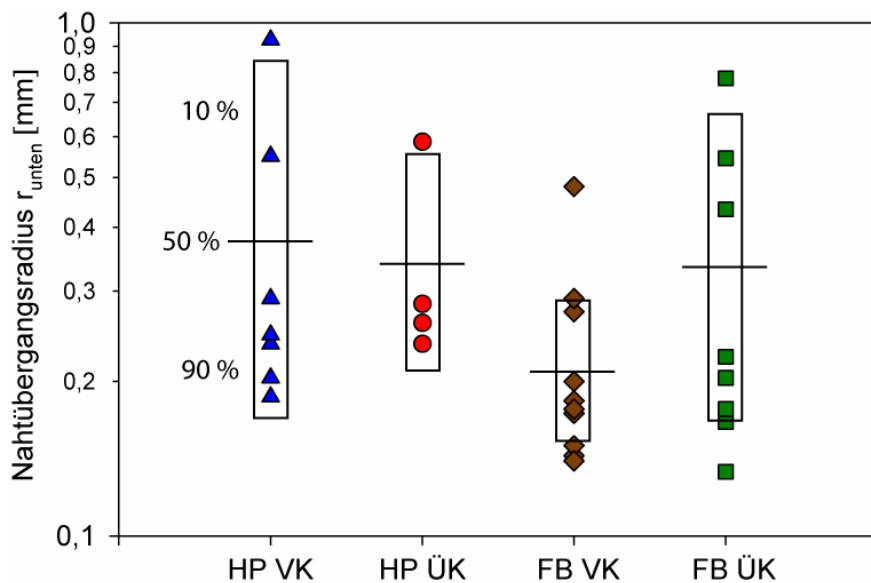


Abb. 5-17: Verteilung der gemittelten Nahtübergangsradien

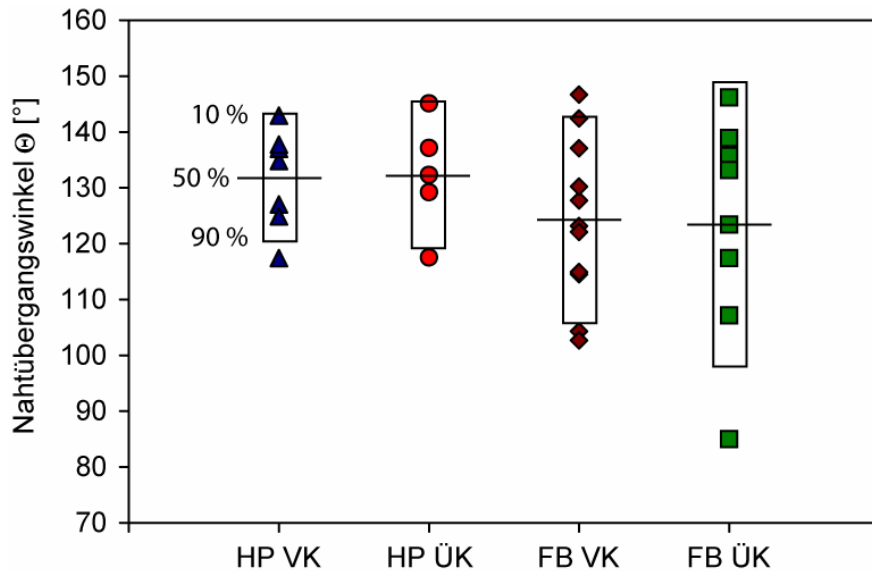


Abb. 5-18: Verteilung der gemittelten Nahtübergangswinkel

Die Ergebnisse der Kerbspannungsberechnungen unter Berücksichtigung der real vorhandenen und fiktiv um 1 mm zusätzlich ausgerundeten Nahtkonturen sind in Anhang B in Tab. B-1 und Tab. B-2 angegeben. Abb. 5-19 zeigt diese Ergebnisse zusammen mit den erreichten Lebensdauern für eine gemessene Oberflächenrisslänge von 10 mm in einem Wöhlerdiagramm. Die mit einer statistischen Auswertung für die Gesamtheit der Versuche ermittelten Überlebenswahrscheinlichkeiten $P_{\bar{0}}$ von 10 %, 50 %, 90 % und 97,7 % sowie die Entwurfswöhlerlinie FAT 225 nach IIW (Hobbacher, 2005) sind mit in das Diagramm eingetragen. Zudem ist die Standardabweichung s von $\log(N)$ angegeben. Die statistische Auswertung erfolgte unter Annahme einer Neigung der Wöhlerlinie von $m = 3$.

Die dargestellten Ergebnisse werden unter 5.5 mit den Kerbspannungsberechnungen mit idealen Nahtkonturen verglichen und diskutiert.

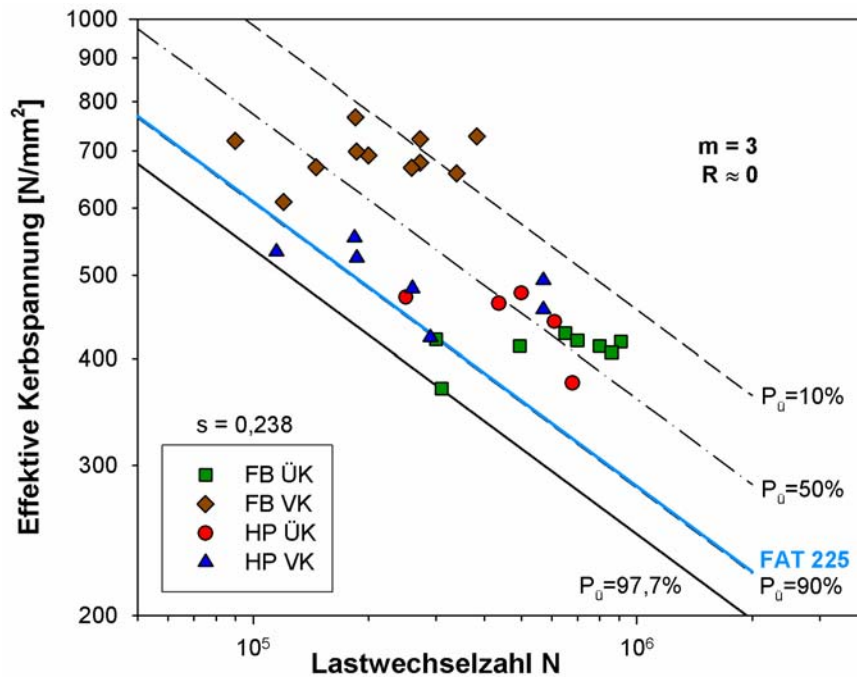


Abb. 5-19: Wöhlerdiagramm mit Kerbspannungen aus Berechnungen unter Berücksichtigung der real vorhandenen Nahtgeometrie für eine Risslänge von 10 mm

5.5 Kerbspannungsberechnungen mit idealen Nahtkonturen

Neben den Kerbspannungsberechnungen unter Berücksichtigung der realen Nahtgeometrie wurden für die einzelnen Anrissorte zudem Kerbspannungen mit einer idealen Nahtkontur, wie sie in Abb. 5-2 dargestellt ist, berechnet. Die Nahtdicke a wurde nach Zeichnungsmaß angenommen. Für die Variante FB VK wurde wie bei den Strukturspannungsberechnungen eine steilere Nahtkontur angenommen (siehe 4.2). Die Kerbspannung für die ÜK-Varianten wurde an der seitlichen Umschweißung des Knieblechs 5 mm unterhalb der Profilloberkante bestimmt, was etwa der durchschnittlichen Position aller beobachteten Anrisse an der Seite des Profils entspricht. Hierdurch ergibt sich bei gleicher Belastung eine einheitliche Kerbspannung am oberen bzw. unteren Nahtübergang (Orte 1 und 2). Die Ergebnisse sind in Anhang B in Tab. B-1 und Tab. B-2 angegeben und sind in Abb. 5-20 wiederum in einem Wöhlerdiagramm für eine Oberflächenrisslänge von 10 mm dargestellt.

Vergleicht man die Berechnungen unter Einbeziehung der real vorhandenen Nahtgeometrie mit denen mit idealer Kontur, fällt zunächst mehr oder weniger der Einfluss der Nahtgeometrie auf die Kerbspannung auf, je nachdem wie stark sich die Nahtkonturen bestimmter Varianten von der Idealform unterscheiden. Die Streuung der Auswertungen ist vergleichbar. Offensichtlich lässt sich durch die Berücksichtigung der realen Nahtkontur für die Gesamtheit der Versuche keine geringere Streuung erzielen. Erkennbar ist aber, dass sich für einzelne Serien wie z.B. HP VK und HP ÜK eine geringere Streuung einstellt. Hierbei muss aber beachtet werden, dass mit der verwendeten Art der Modellierung der Nahtkontur aus einzelnen Schnitten die Form entlang der Naht nicht berücksichtigt wird. Insbesondere bei Umschweißungen und Steigenähten ändert sich diese aber u. U. erheblich. Ebenso bleiben Einflüsse durch Eigenspannungen unberücksichtigt, die aber, gerade bei dem Vergleich so unterschiedlicher Strukturdetails wie hier, stark ausfallen können.

Durch die Annahme eines vorhandenen Radius von $\rho = 0$ mm, wodurch sich ein fiktiver Radius von $\rho_f = 1$ mm ergibt, und die oft steilere Nahtkontur liegt der Mittelwert der Kerbspannungen bei der idealen Nahtform wesentlich höher. Die Grenze mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,7 %, die in Bezug zu der Entwurfswöhlerlinie (FAT 225) gesetzt werden kann, liegt für die

Gesamtheit der Versuche mit der betrachteten Risslänge rechts von dieser. Die Berechnungen mit idealer Nahtform, wie sie auch ein Konstrukteur durchführen würde, fallen im Vergleich zu den Berechnungen unter Einbeziehung der real vorhandenen Nahtgeometrie somit konservativ aus. Diese Ergebnisse zeigen, dass für die Bewertung der Berechnungen unter Berücksichtigung der real vorhandenen Nahtgeometrie und einem zusätzlich fiktiv um 1 mm erhöhten Nahtübergangsradius eher FAT 200 angebracht ist.

Interessant zu beobachten ist, dass bei beiden Modellierungsarten für die VK-Varianten höhere Kerbspannungen auftreten als für die ÜK-Varianten, was eine Erklärung für die Überlegenheit Letzterer beim direkten Vergleich liefert.

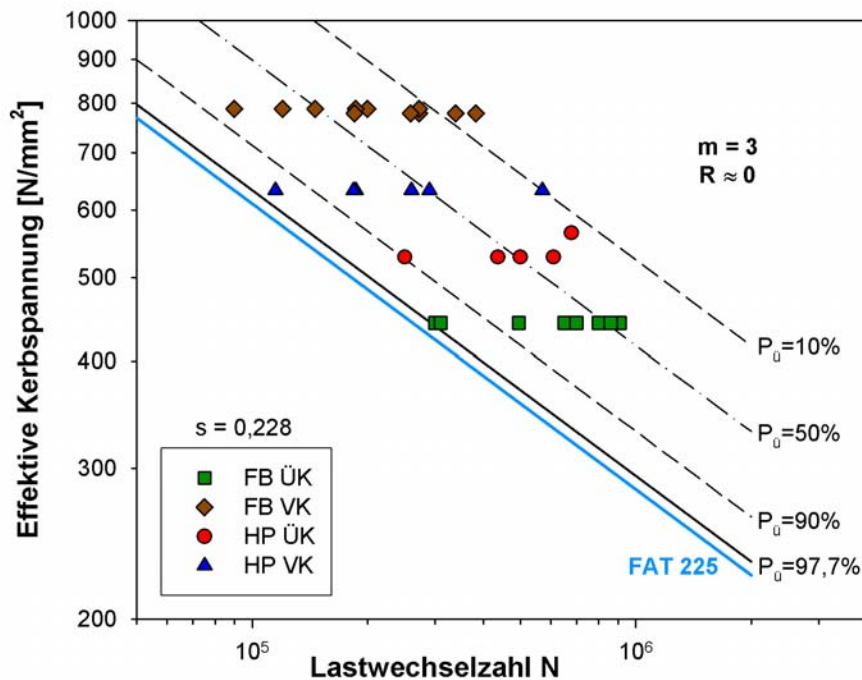


Abb. 5-20: Wöhlerdiagramm mit Kerbspannungen aus Berechnungen mit idealer Nahtkontur für eine Risslänge von 10 mm

5.6 Vergleich mit Strukturspannungsberechnungen

Im Vergleich zu den Strukturspannungsberechnungen weisen die Kerbspannungsberechnungen für die Gesamtheit der Versuche eine etwas geringere Streuung auf. Die Kerbspannungsberechnungen mit idealer Nahtkontur fallen im Verhältnis zur entsprechenden Entwurfswöhlerlinie konservativer aus als die Strukturspannungsberechnungen mit relativ groben Netzen, aber weniger konservativ als die mit relativ feinen Netzen.

Wie unter 4.4 bereits diskutiert, sind die Strukturspannungen für die Variante HP ÜK gegenüber den VK-Varianten überhöht. Dies bestätigt auch der Vergleich mit den Kerbspannungsberechnungen, für die sich die Ergebnisse entsprechend der angenommenen Steigung der Wöhlerlinie gut einordnen. Die Vernetzung der Variante HP ÜK entsprechend der Extrapolationsmethode für Nahtübergänge an einer Plattenkante nach Abb. 4-2c und d ist also eine konservative Annahme. Eine Vernetzung entsprechend der Extrapolationsmethode für Nahtübergänge auf einer Plattenoberfläche nach Abb. 4-2a und b mit Bezug auf die Plattendicke ist hier (Breite des Profilwulstes: 30 mm) aber unpraktikabel, erzeugt sehr große Elemente und liefert zu niedrige Spannungen.

6 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

In dem vorliegenden Forschungsvorhaben wurden überlappte und vorgesetzte Knieblechvarianten an Flachwulst- und Flachstahlprofilen sowohl experimentell als auch rechnerisch hinsichtlich ihrer Schwingfestigkeit untersucht und miteinander verglichen. Motivation hierfür war die immer häufiger durch Reeder geforderte Verwendung vorgesetzter Kniebleche in der schiffbaulichen Konstruktion, was mit einer geringeren Gefahr der Rissbildung gegenüber der überlappten Knieblechverbindung begründet wird. Von vielen Werften wird jedoch die Verwendung überlappter Kniebleche bevorzugt, da dies einen wesentlich geringeren Fertigungsaufwand zur Folge hat. Neben dem Vergleich der verschiedenen Varianten von Knieblechverbindungen wurden Berechnungs- und Bewertungsverfahren hinsichtlich Schwingfestigkeit überprüft und weiterentwickelt, die für die Knieblechverbindungen insbesondere an Flachwulstprofilen anwendbar sind.

Das Forschungsvorhaben wurde in eine Vor- und eine Hauptstudie aufgeteilt. Ein wesentliches Ziel der Vorstudie war, Zweifel auszuräumen, dass die Schwingfestigkeit der überlappten Verbindung der vorgesetzten mindestens gleichwertig ist. Es wurden Versuche an vier Versuchsmodellen mit überlappten und vorgesetzten Knieblechen an Flachwulstprofilen durchgeführt. Die Versuchsmodelle mit überlappter Knieblechverbindung stellten sich hierbei als überlegen heraus. Mit den Erkenntnissen aus der Vorstudie wurden Entscheidungen bezüglich der zu untersuchenden Varianten und Lastfälle für die weiteren Untersuchungen im Rahmen der Hauptstudie getroffen. So stellte sich heraus, dass eine Zugschwell- gegenüber einer Druckschwellbeanspruchung am Knieblechsauslauf der kritische Lastfall ist, weshalb die Hauptstudie auf diesen Lastfall beschränkt wurde. Das Versagen an den Knieblechsausläufen wurde als maßgeblich identifiziert, wodurch die in der Vorstudie verwendete Eckverbindungsform der Versuchsmodelle beibehalten werden konnte.

In der Hauptstudie wurden Schwingfestigkeitsversuche mit insgesamt 15 Versuchsmodellen durchgeführt. Die Ergebnisse eines Versuchs aus der Vorstudie konnten für die Hauptstudie verwendet werden. In der Hauptstudie wurden neben Knieblechverbindungen mit Flachwulstprofilen (HP) auch solche mit Flachstahlprofilen (FB) untersucht. Diese wurden analog zu den Versuchsmodellen mit Flachwulstprofilen konstruiert und gefertigt. Insgesamt standen somit Ergebnisse aus Schwingfestigkeitsversuchen für vier verschiedene Varianten mit jeweils vier Versuchsmodellen zur Verfügung. Dabei stellten sich die überlappten Knieblechvarianten (ÜK) im direkten Vergleich für eine Risslänge bis 10 mm gegenüber den vorgesetzten Knieblechvarianten (VK) als erheblich überlegen heraus. Dies gilt sowohl für die Varianten mit Flachwulst- als auch mit Flachstahlprofilen. Die mittlere Lebensdauer bis zum Erreichen einer Risslänge von 10 mm lag bei den Flachwulstprofilvarianten mit der überlappten Knieblechverbindung um das 1,7-fache höher als mit dem vorgesetzten Knieblech. Bei den Flachstahlvarianten betrug der Unterschied sogar das 2,9-fache zugunsten der überlappten Verbindung. Entsprechend verhält es sich mit den Referenzwerten der Nennspannung bei einer Lastwechselzahl von $2 \cdot 10^6$ und einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,7 %. Die Varianten HP ÜK und FB ÜK genügen einer Kerbfallklasse FAT 45 bzw. FAT 50. Die vorgesetzten Knieblechvarianten erreichen jedoch nicht ganz FAT 36. Hierbei ist allerdings die höhere Streuung der Ergebnisse dieser Varianten zu beachten. Die gewählte Risslänge von 10 mm entspricht der Dicke des Knieblechs und repräsentiert somit eine signifikante Abmessung des hier betrachteten Strukturdetails. Zudem empfiehlt sie sich als Versagenskriterium, da durch sie zumindest ein Teil der im Vergleich zur Anrissphase sehr langen Rissfortschrittsphase berücksichtigt wird.

Aufgrund der Unsicherheiten in Bezug auf die Modellbildung für eine rechnerische Bewertung der Schwingfestigkeit auf Basis von Strukturspannungen, insbesondere bei den untersuchten Flachwulstprofilen, wurden für die untersuchten Knieblechvarianten umfangreiche Strukturspannungsberechnungen durchgeführt. Dabei wurden Finite-Elemente-Modelle mit

verschiedenen Netzfeinheiten auf Basis der vorhandenen Modellierungsempfehlungen des „International Institute of Welding“ (IIW) für die Berechnung von Strukturspannungen erzeugt. Die hiermit berechneten Spannungen wurden mit Messungen verglichen, die an den Versuchsmodellen vorgenommen wurden. Dabei lieferte das Modell der Variante HP VK mit dem relativ groben Netz zu geringe Spannungen. Daraufhin wurde ein modifiziertes Modell erzeugt, wobei die sehr breiten Elemente vor der Naht an der Umschweißung des Knieblechs schmaler gestaltet wurden, was entsprechend höhere Spannungen lieferte. Die IIW-Empfehlung, die Elementbreite entsprechend der Anschlussbreite zu wählen, sollte danach auf Nahtübergänge auf Platten und Gurten beschränkt werden. Die mit den so erstellten und modifizierten Finite-Elemente-Modellen berechneten Spannungen zeigten eine recht gute Übereinstimmung mit den an den Versuchsmodellen gemessenen Spannungen.

Die berechneten Strukturspannungen wurden mit den Lebensdauern aus den Schwingfestigkeitsversuchen für eine Risslänge von 10 mm in Wöhlerdiagrammen aufgetragen. Dabei fiel auf, dass die Strukturspannungen für die Variante HP ÜK im Vergleich zu den anderen Varianten und im Verhältnis zu den erreichten Lebensdauern dieser Variante überhöht ausfallen. Dies bestätigte auch der Vergleich mit den ebenfalls durchgeführten Kerbspannungsberechnungen. Die Vernetzung der Variante HP ÜK entsprechend der Extrapolationsmethode für Nahtübergänge an einer Plattenkante ist somit eine konservative Annahme. Eine Vernetzung entsprechend der Extrapolationsmethode für Nahtübergänge auf einer Plattenoberfläche stellte sich wegen des Bezugs auf eine nicht klar definierte Plattendicke aber als unpraktikabel heraus, erzeugt sehr große Elemente und liefert zu niedrige Spannungen. Im Verhältnis zu der hier anzunehmenden Entwurfswöhlerlinie der Kerbfallkategorie FAT 90 liegen die Ergebnisse der Strukturspannungsberechnungen mit relativ feinen Netzen konservativ. Mit den relativ groben Netzen liegen zwei Ergebnisse unterhalb dieser Entwurfswöhlerlinie. Die Ergebnisse der Variante FB ÜK unterscheiden sich für die beiden Modellierungsarten nur gering, da in beiden Fällen die Strukturspannung linear extrapoliert wird. Die quadratische Extrapolation mit den feinen Netzen erzeugt hingegen für die übrigen Varianten, die entsprechend einem Nahtübergang auf einer Plattenkante modelliert wurden, wesentlich höhere Strukturspannungen als die lineare Extrapolation mit den groben Netzen. Die Verwendung relativ feiner Netze ist danach für die Berechnung von Strukturspannungen am Auslauf vorgesetzter Kniebleche auf Flachwulstprofilen vorzuziehen. Die Streuung der Gesamtheit der Ergebnisse ist allerdings für beide Modellierungsarten durch die Verschiedenheit der untersuchten Knieblechverbindungen größer als üblich.

Neben den Strukturspannungsberechnungen wurden Kerbspannungsberechnungen sowohl mit idealen Schweißnahtkonturen als auch unter Berücksichtigung der realen Nahtgeometrie für die untersuchten Knieblechverbindungen durchgeführt. Hierbei wurden sowohl ebene als auch dreidimensionale Finite-Elemente-Modelle in Verbindung mit der Submodelltechnik angewendet. Zur Erfassung der realen Nahtform an den anrisskritischen Orten wurde im Rahmen des Forschungsvorhabens ein Laser-Lichtschnitt-Messsystem beschafft. Aus den Aufmessungen wurden für einzelne Schnitte signifikante Geometrieparameter ermittelt, mit denen eine realitätsnahe Modellierung der Nahtkontur an der Anrissstelle in den Finite-Elemente-Modellen erfolgte. Sowohl die ebenen als auch die dreidimensionalen Finite-Elemente-Modelle basieren somit auf der zweidimensionalen Nahtkontur im Bereich des Anrisses. Um die Stützwirkung der umgebenden Werkstoffmikrostruktur zu berücksichtigen, wurden die realen Nahtkonturen mit einem fiktiven Radius von 1 mm nach dem Konzept von Radaj zusätzlich ausgerundet. Für die alternativen Berechnungen mit idealer Nahtform, wie sie auch ein Konstrukteur durchführen würde, wurde die Naht in den Finite-Elemente-Modellen entsprechend den Zeichnungsmaßen und mit einem vom IIW empfohlenen Kerbradius von 1mm modelliert.

Die Ergebnisse wurden mit den Lebensdauern für eine Risslänge von 10 mm in Wöhlerliniendiagrammen aufgetragen, in denen sie sich entsprechend der angenommenen

Steigung gut einordnen. Bei den Berechnungen unter Einbeziehung der real vorhandenen Nahtgeometrie ist deren Einfluss auf die Kerbspannung deutlich zu erkennen. Sowohl bei der Modellierungsart mit realitätsnahen als auch bei der mit idealen Nahtkonturen traten für die VK-Varianten höhere Kerbspannungen auf als für die ÜK-Varianten, was die Überlegenheit letzterer hinsichtlich der Schwingfestigkeit erklärt. Die Streuung der Ergebnisse beider Modellierungsarten ist jedoch fast identisch und im Vergleich zu den auf Strukturspannungen basierenden Wöhlerlinien nur wenig reduziert. Eine verringerte Streuung kann mit den realitätsnahen Nahtkonturen nur für einzelne Varianten beobachtet werden. Mit einer idealen Nahtkontur auf Basis des vom IIW empfohlenen Kerbradius von 1mm wurde die Kerbfallkategorie FAT 225 bestätigt. Eine Bewertung der Ergebnisse der Berechnungen mit realitätsnahen Nahtkonturen kann dagegen mit der Kerbfallkategorie FAT 200 vorgenommen werden. Allerdings erlaubt deren Ermittlung eine rationale Berücksichtigung der relevanten Nahtformparameter, was eine Optimierung der Nahtform und die Berücksichtigung nahtverbessernder Maßnahmen ermöglicht.

Vergleicht man die Kerbspannungsberechnungen mit idealer Nahtkontur mit den Strukturspannungsberechnungen mit den relativ feinen Netzen, zeigt sich, dass diese, abgesehen von den überhöhten Spannungen der Variante HP ÜK, das Schwingfestigkeitsverhalten der Knieblechverbindungen gut wiedergeben. Die gegenüber den Empfehlungen des IIW z.T. modifizierten relativ groben Netze liefern für die vorgesetzten Knieblechvarianten im Vergleich zu den genannten Kerbspannungsberechnungen etwas zu niedrige Strukturspannungen, sodass die Linie mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,7 % im Wöhlerliniendiagramm leicht unkonservativ liegt. Auch hiernach ist somit der Verwendung relativ feiner Netze für die Berechnung von Strukturspannungen am Auslauf vorgesetzter Kniebleche auf Flachwulstprofilen der Vorzug zu geben.

7 Literatur

- Berndt, D. (2003): Leitfaden zu Grundlagen und Anwendungen der optischen 3-D-Messtechnik. Fraunhofer-Allianz Vision, Vision 6, Erlangen.
- DNV (1999): Rules for Classification - Steel Ships, Part 3. Det Norske Veritas, Høvik.
- Dudszus, A. und Danckwardt, E. (1982): Schiffstechnik – Einführung und Grundbegriffe. VEB-Verlag Technik, Berlin 1982.
- Eibl, M.; Sonsino, C.M.; Kaufmann, H. und Zhang, G. (2003): Fatigue assessment of laser welded thin sheet aluminium. *Int. J. of Fatigue* 25, S. 719-731.
- Fricke, W.; Borchardt, H.; Gritl, D. und Pohl, S. (1991): Bewertung der Betriebsfestigkeit schiffbaulicher Strukturdetails mit Hilfe von Formzahlen. *Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft* 85, S. 371 - 380, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York.
- Fricke, W. und Säbel, A. (1999): Berechnung der Strukturspannung an Schweißnahtübergängen zur Betriebsfestigkeitsbewertung. *Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft* 93, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York.
- Fricke, W. (2002): Recommended hot spot analysis procedure for structural details of ships and FPSO's based on round robin FE analyses. *Int. J. of Offshore and Polar Engng.* 12, S. 40 - 47.
- Fricke, W. (2006): Round-Robin Study on Stress Analysis for the Effective Notch Stress Approach. IIW-Doc. XIII-2129-06 / XV-1223-06, International Institute of Welding.
- FSG (1995): Normkniebleche Montagebeispiel. Bauteilkatalog Abschnitt 4.3.2, Flensburger Schiffbau-Gesellschaft.
- FSG (1996): Normkniebleche. Bauteilkatalog Abschnitt 4.3.21 Flensburger Schiffbau-Gesellschaft.
- GL (2005): Klassifikations- und Bauvorschriften, I – Schiffstechnik, Teil 1 – Seeschiffe, Kap. 1 – Schiffskörper. Germanischer Lloyd, Selbstverlag Hamburg.
- Hobbacher, A., Ed. (2005): Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components, Final Draft. IIW-Doc. XIII-1965-03 / XV-1127-03, International Institute of Welding.
- Johnsen, K.R. und Haslum, K. (1976): A Design Procedure for Triangular Brackets. *Norwegian Maritime Research* 4, S. 2 - 8.
- Jordan, C.R. und Krumpen, R.P. (1984): Performance of Ship Structural Details. *Welding Journal*, Jan., S. 18 - 28.
- Lehmann, E. (2002): Grundzüge des Schiffbaus, Band II. TU Hamburg-Harburg.
- Lieurade, H.-P.; Huther, I. und Lebaillif, D. (2003): Weld quality assessment as regard to Fatigue. Proc. of the IIW Fatigue Seminar 2003, Report 14, Lappeenranta University of Technology, Finland, S. 177-192.
- Müller, L. und Nath, C. (1978): Festigkeit und Tragverhalten von Knieblechanschlüssen. *Schiff und Hafen* 30, S. 650 - 651.
- Naubereit, H. und Weydling, C. (1990): Betriebsfestigkeitsuntersuchungen an Spantekverbindungen. *Schiffbauforschung* 29, S. 227 - 236.
- Neuber, H. (1968): Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen. *Konstruktion* 20:7, S. 245 - 251.
- Paetzold, H.; Doerk, O. und Kierkegaard, H. (2001): Fatigue behaviour of different bracket connections. In *Practical Design of Ships and other Floating Structures* (Ed. Y.-S. Wu, W.-C. Cui und G.-J. Zhou), Elsevier Science, Oxford.

- Petershagen, H.; Fricke, W. und Paetzold, H. (1994): Betriebsfestigkeit schiffbaulicher Konstruktionen. In: Handbuch der Werften, Band XXII, Schiffahrts-Verlag „Hansa“ C. Schroedter & Co., Hamburg.
- Radaj, D. (1985): Gestaltung und Berechnung von Schweißkonstruktionen - Ermüdungsfestigkeit. Fachbuchreihe Schweißtechnik, Bd. 82, DVS-Verlag, Düsseldorf.
- Radaj, D.; Sonsino, C.M. und Fricke, W. (2006): Fatigue assessment of welded joints by local approaches. Woodhead Publishing, Cambridge.
- Schwager, G. (1969): Über Kräfteinleitungsprobleme in schiffbaulichen Konstruktionen. Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft 63, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York.
- VSM (1985): Fertigungsstandard des Deutschen Schiffbaus. Verband der Deutschen Schiffbauindustrie, 3. Ausgabe.
- VSM (1998): Schiffbautechnik und Schiffbautechnologie. Herausgegeben vom Verband für Schiffbau und Meerestechnik e. V. (VSM), Seehafen-Verlag, Hamburg.
- Wolf, H. (1998): Absolute Moirémeßtechnik zur Formerfassung nicht notwendigerweise stetiger Oberflächen. 5. ABW-Workshop, 20.-21.01.1998, Esslingen.
- Wulff, H. (1969): Allgemeine konstruktive Hinweise zu den Schiffbaulichen Bauvorschriften des Germanischen Lloyd, Ausgabe 1967. Schiff und Hafen 21, S. 188 – 192.
- Wulff, H. (1970): Allgemeine konstruktive Hinweise zu den Schiffbaulichen Bauvorschriften des GL. Schiff und Hafen 22, S. 417 – 419.
- Wulff, H. (1977): Allgemeine konstruktive Hinweise zu den Schiffbaulichen Bauvorschriften des Germanischen Lloyd. Schiff und Hafen 29, S. 911 – 915.
- Yagi, J. und Tomita, Y. (1992): Definition of hot spot stress in welded plate type structure for fatigue assessment (1st Report). J. Society of Nav. Arch. of Japan 169, pp. 311 - 318 (auch in: IIW-Doc. XIII-1414-91).
- Yoneya, T.; Kumano, A. et al. (1993): Hull cracking of very large ship structures. In: Integrity of Offshore Structures (Ed. D. Faulkner, M.J. Dowling et al.), EMAS, London.
- Youn, J.-G. und Kim, H.-S. (1998): Geometric effect on the fatigue properties of the side frame in a hull structure. Welding in the World 41, S. 288 - 297.

Anhang A Rissfortschritt an den Versuchsmodellen der Hauptstudie

Wie unter 3.5 bereits beschrieben, wurden während der Schwingfestigkeitsversuche das Auftreten von Anrissen und der Rissfortschritt regelmäßig visuell kontrolliert und dokumentiert. Unterschieden wurde dabei zwischen gemessenen Risslängen an der Seite und an der Oberkante des Profils. Abb. A-1 bis Abb. A-16 zeigen die beobachteten Risslängen über der Lastwechselzahl für die Versuche der Hauptstudie. Um eine gute Vergleichbarkeit zu gewährleisten, wurden die Diagramme hier gruppenweise in der Reihenfolge HP VK, HP ÜK, FB VK, FB ÜK sortiert. Die Rissverläufe des in der Vorstudie untersuchten Versuchs Nr. 1, der in die Serie HP ÜK der Hauptstudie aufgenommen werden konnte (vgl. Tab. 3-2), wurden hier noch einmal mit dargestellt (vgl. Abb. A-5).

Der Übersichtlichkeit halber wurden verschiedene Farben und Symbole für Risse an den unterschiedlichen anrisskritischen Orten (vgl. Abb. 3-9) gewählt. Bei einigen Versuchen traten an einem Ort parallel zwei unabhängige Risse auf. In diesen Fällen wurde der zweite Riss in einem helleren Ton der dem Ort entsprechenden Farbe dargestellt. Die folgende Liste gibt die gewählten Farben und Symbole an:

- Ort 1: Grün / Hellgrün, Dreieckiges Symbol
- Ort 1a: Rot / Hellrot, Kreisförmiges Symbol
- Ort 2: Blau / Hellblau, Dreieckiges Symbol
- Ort 2a: Schwarz / Grau, Kreisförmiges Symbol

Die gemessenen Risslängen oben und an der Seite des Profils wurden, wie für die Versuche der Vorstudie, getrennt aufgetragen. Rissverläufe mit unausgefüllten Symbolen stellen die Fortsetzung eines Risses gleicher Farbe dar, der oben oder an der Seite entstanden und über die Profilecke gelaufen ist. In Abb. A-1 ist der Rissverlauf „2a Seite“ z.B. die Fortsetzung von Rissverlauf „2a Oben“ an der Seite des Profils. Die Verbindung zweier unabhängiger Risse an einem Ort wurde in den Diagrammen kommentiert.

Um die Rissverläufe gut miteinander vergleichen zu können, wurde eine einheitliche Skalierung der Achsen der Diagramme gewählt. Die Risslänge wurde bis max. 50 mm aufgetragen. Bei dieser Risslänge konnte bei allen Varianten ein rapides Risswachstum beobachtet werden und die Versuche wurden i.d.R. kurze Zeit später abgebrochen. Der Rissfortschritt wurde bis max. $1,2 \cdot 10^6$ Lastwechsel dargestellt. Alle bis auf einen Versuch wurden vor Erreichen dieser Lastwechselzahl beendet.

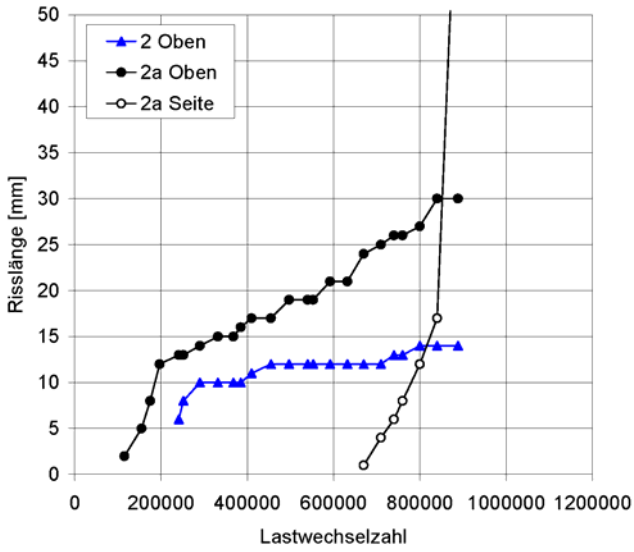


Abb. A-1: Rissverläufe des Versuchs Nr. 5 (HP VK)

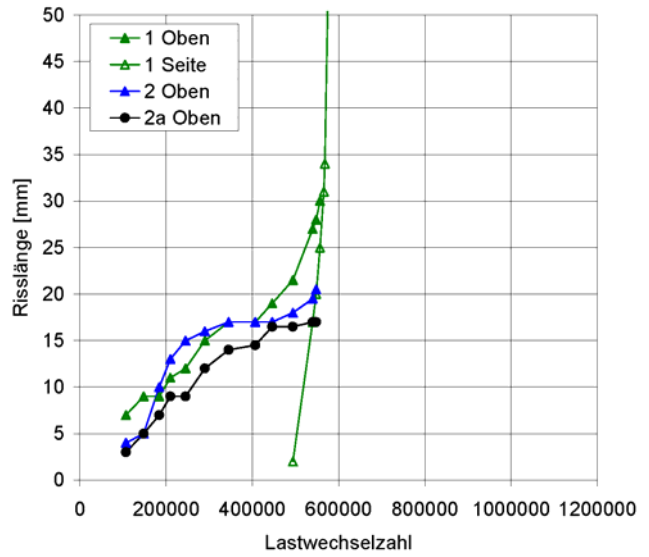


Abb. A-2: Rissverläufe des Versuchs Nr. 9 (HP VK)

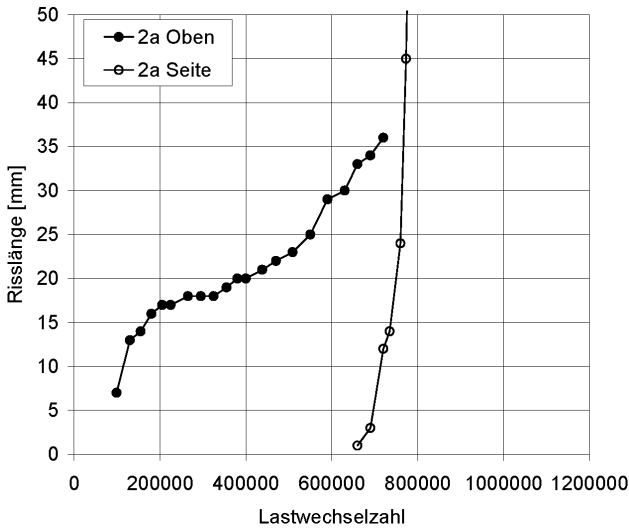


Abb. A-3: Rissverläufe des Versuchs Nr. 10 (HP VK)

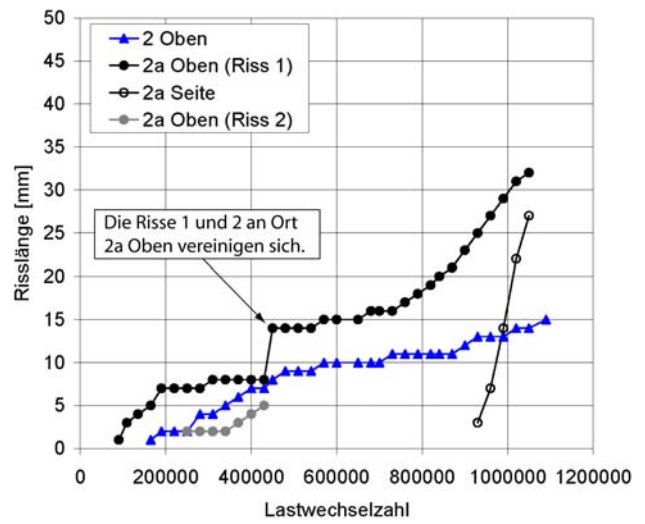


Abb. A-4: Rissverläufe des Versuchs Nr. 11 (HP VK)

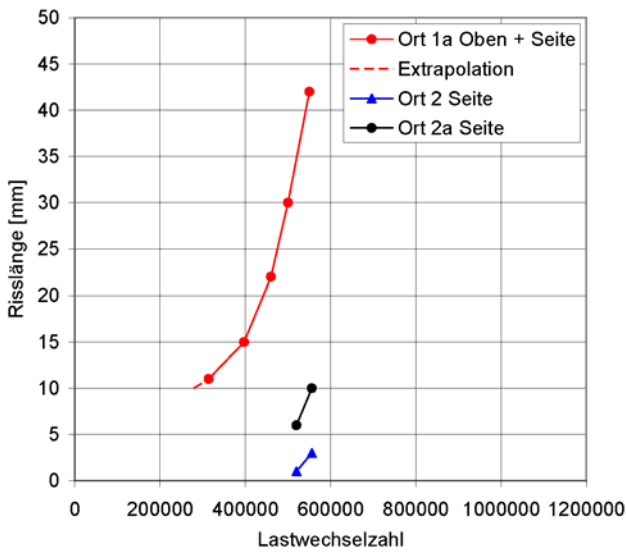


Abb. A-5: Rissverläufe des Versuchs Nr. 1 (HP ÜK, Vorstudie)

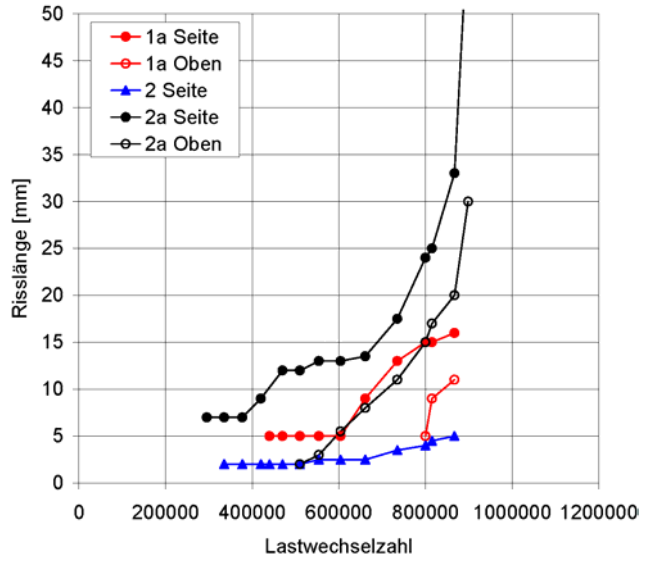


Abb. A-6: Rissverläufe des Versuchs Nr. 6 (HP ÜK)

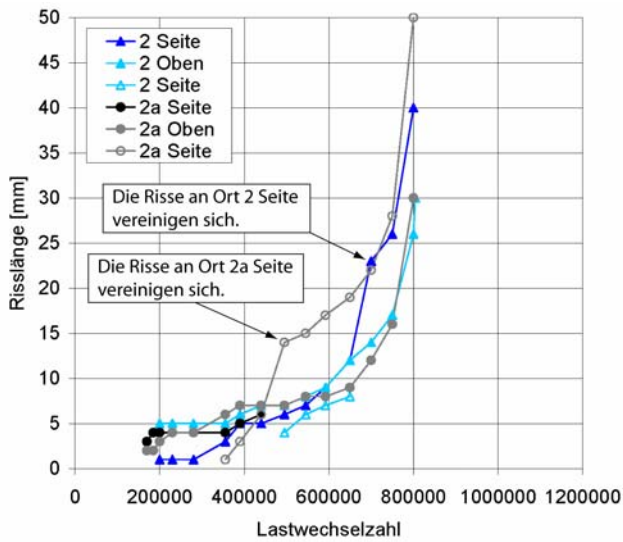


Abb. A-7: Rissverläufe des Versuchs Nr. 7 (HP ÜK)

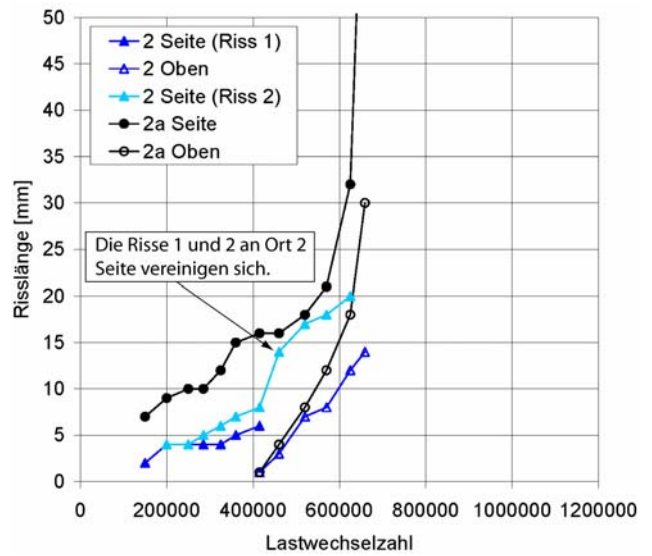


Abb. A-8: Rissverläufe des Versuchs Nr. 8 (HP ÜK)

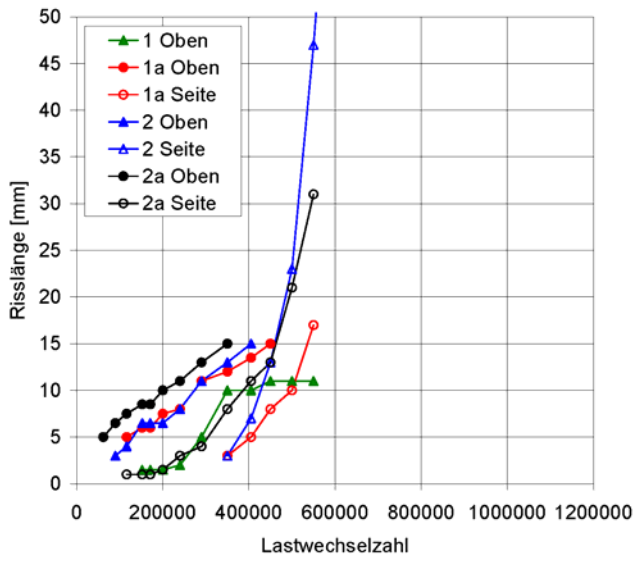


Abb. A-9: Rissverläufe des Versuchs Nr. 17 (FB VK)

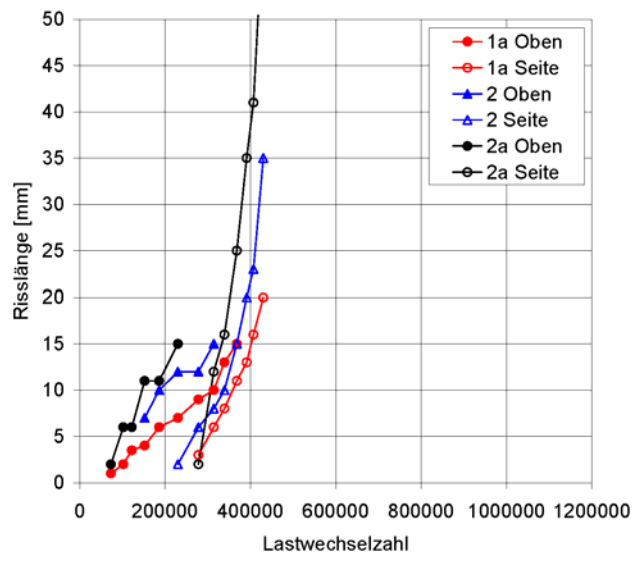


Abb. A-10: Rissverläufe des Versuchs Nr. 18 (FB VK)

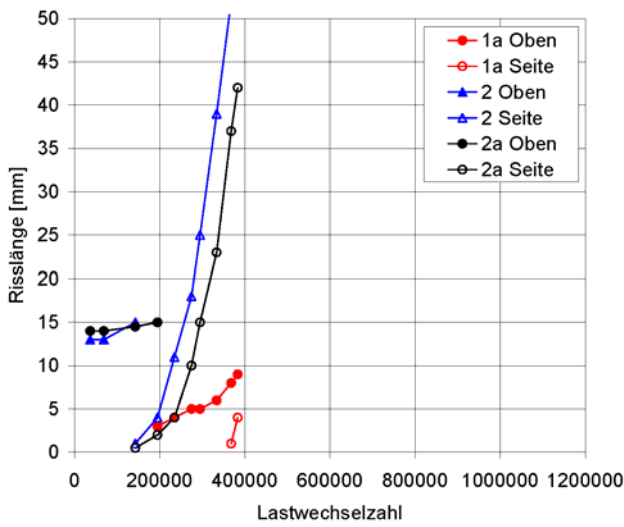


Abb. A-11: Rissverläufe des Versuchs Nr. 19 (FB VK)

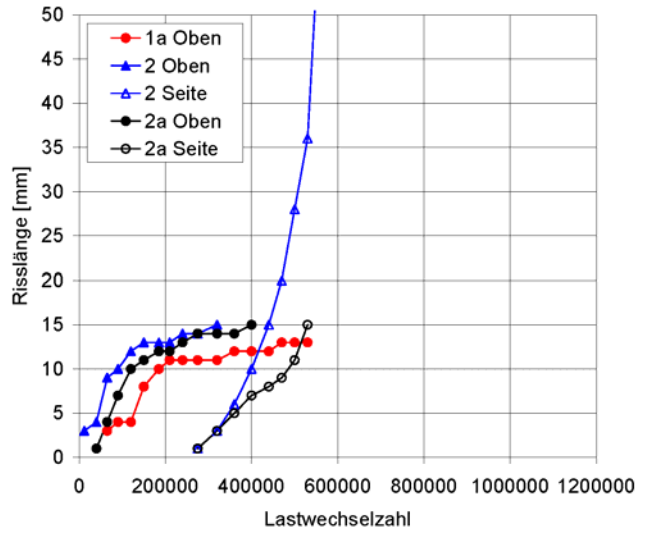


Abb. A-12: Rissverläufe des Versuchs Nr. 20 (FB VK)

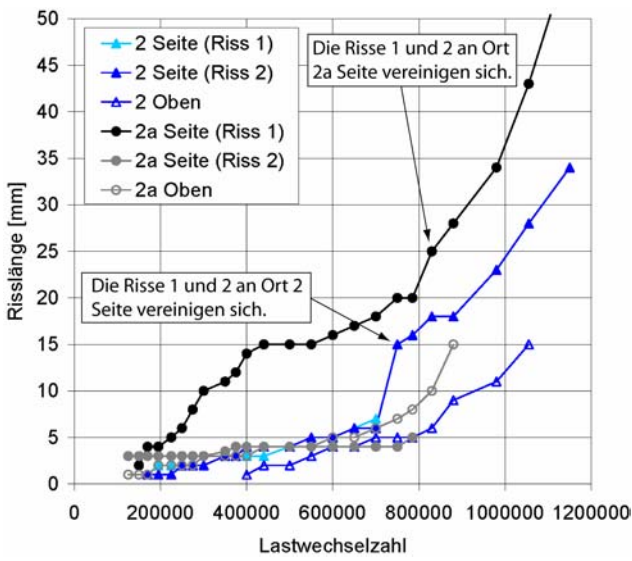


Abb. A-13: Rissverläufe des Versuchs Nr. 13 (FB ÜK)

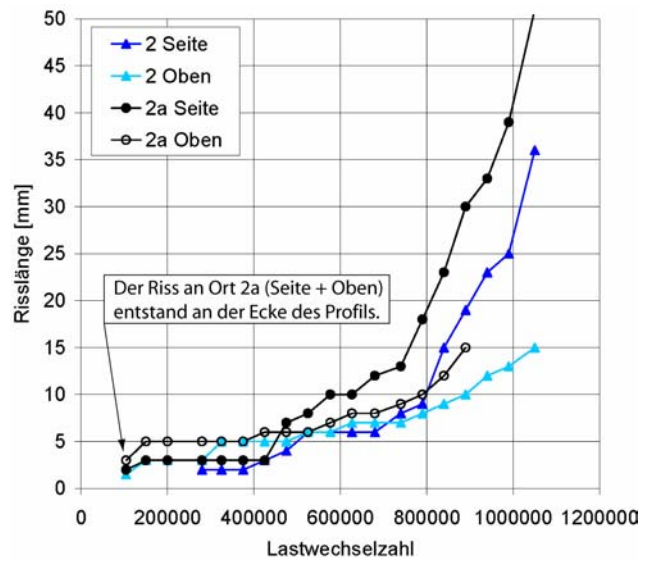


Abb. A-14: Rissverläufe des Versuchs Nr. 14 (FB ÜK)

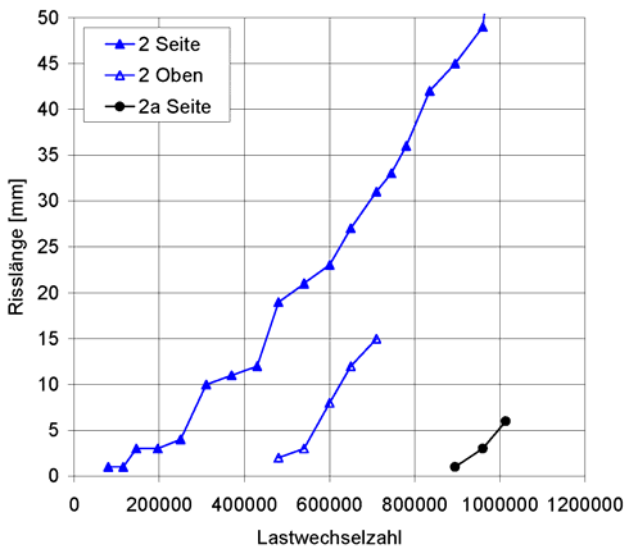


Abb. A-15: Rissverläufe des Versuchs Nr. 15 (FB ÜK)

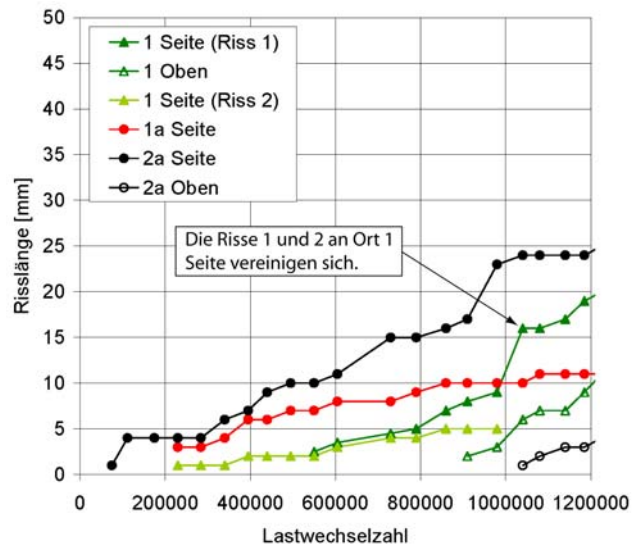


Abb. A-16: Rissverläufe des Versuchs Nr. 16 (FB ÜK)

Anhang B Zusammenfassung der Ergebnisse der rechnerischen Untersuchungen

Im Folgenden werden die Ergebnisse der rechnerischen Untersuchungen und die aufgemessenen Nahtkonturparameter an den Anrissorten in Tabellenform zusammengefasst.

In Tab. B-1 und Tab. B-2 sind für alle Anrisse, die eine Länge von 10 mm erreicht haben, die berechneten Nennspannungen σ_n , Strukturspannungen σ_s und Kerbspannungen σ_k aufgeführt. Die Strukturspannungen sind für die Berechnungen mit relativ groben und relativ feinen Finite-Elemente-Modellen angegeben. Die Kerbspannungen sind für die Berechnungen mit realitätsnahen und idealen Nahtkonturen angegeben. Die Nahtkonturparameter für die Berechnungen mit realitätsnahen Nahtkonturen sind in Tab. B-3 und Tab. B-4 zusammengefasst. Zudem sind in Tab. B-1 und Tab. B-2 die im Schwingfestigkeitsversuch erreichten Lastwechselzahlen N für eine gemessene Gesamtoberflächenrisslänge von 10 mm angegeben. Hierbei wurde für Risse, die sich über die Ecke des Profils erstreckten, die Summe der Risslängen oben und an der Seite des Profils betrachtet.

In Tab. B-3 und Tab. B-4 sind für alle in Tab. B-1 und Tab. B-2 aufgeführten Anrisse die aufgemessenen Nahtkonturparameter angegeben, wie sie unter 5.3 beschrieben wurden. Dargestellt sind jeweils die über drei Schnittlinien gemittelten Parameter, für die die höchste Kerbspannung am Ort des jeweiligen Anrisses errechnet wurde. Zusätzlich wurde der Nahtflankenwinkel θ_0 angegeben, der sich aus den Nahtschenkellängen l_s und h_s errechnet. Außerdem enthalten die Tabellen in der vierten Spalte für seitlich am Profil aufgetretene Risse (ÜK-Varianten) die Rissposition gemessen von der Oberkante des Profils.

Wie unter 5.4 beschrieben, wurden bei den ÜK-Varianten nur für die überwiegend aufgetretenen seitlichen Anrisse Kerbspannungen berechnet. Daher sind die Nahtkonturparameter auch nur für diese Anrisse der ÜK-Varianten angegeben. Für den Versuch Nr. 1, der in die Serie HP ÜK der Hauptstudie aufgenommen wurde, konnten keine Nahtübergangsradien ermittelt werden, da der Versuch im Rahmen der Vorstudie durchgeführt wurde, als noch kein Messsystem zur Verfügung stand. Für den Ort „1 Oben“ des Versuchs Nr. 9 (HP VK) konnte aus der Aufmessung kein Nahtübergangsradius sinnvoll ermittelt werden, sodass hier keine Berechnung der Kerbspannung erfolgen konnte. Daher sind die Nahtkonturparameter für den Versuch Nr. 1 und den Ort „1 Oben“ des Versuchs Nr. 9 in der Tabelle nicht angegeben.

Tab. B-1: Lastwechselzahlen für 10 mm Risslänge und berechnete Spannungen für die HP-Varianten

Variante	Versuch Nr.	Anrissort	N für 10 mm Risslänge	σ_n [N/mm ²]	σ_s [N/mm ²]		σ_k [N/mm ²]	
					grob ¹⁾	fein ²⁾	realitätsnah ³⁾	ideal ⁴⁾
HP VK	5	2 Oben	290000	97.1	209.4	279.3	423.2	633.0
		2a Oben	186000	97.1	209.4	279.3	524.4	633.0
	9	1 Oben	197000	93.7	206.6	256.7	- ⁵⁾	- ⁵⁾
		2 Oben	184000	97.1	209.4	279.3	553.9	633.0
		2a Oben	260000	97.1	209.4	279.3	483.0	633.0
	10	2a Oben	115000	97.1	209.4	279.3	533.6	633.0
	11	2 Oben	570000	97.1	209.4	279.3	456.4	633.0
		2a Oben (Riss 1)	570000	97.1	209.4	279.3	494.1	633.0
HP ÜK	1	1a Oben + Seite ⁷⁾	280000	92.7	257.2	327.0	- ⁵⁾	- ⁵⁾
		2a Seite	556000	97.6	245.4	299.8	- ⁵⁾	- ⁵⁾
	6	1a Seite	680000	92.7	241.1	276.7	374.6	564.2
		2a Seite	437000	97.6	231.5	299.8	463.7	528.6
	7	2 Seite	611000	97.6	217.7	255.9	441.5	528.6
		2 Oben	495000	97.6	245.4	313.4	- ⁶⁾	- ⁶⁾
		2a Oben	390000	97.6	245.4	313.4	- ⁶⁾	- ⁶⁾
	8	2 Seite (Riss 2)	500000	97.6	245.4	313.4	477.1	528.6
		2a Seite	250000	97.6	217.7	255.9	471.7	528.6

¹⁾ vgl. Abb. 4-6, Abb. 4-8, Abb. 4-10, Abb. 4-12

²⁾ vgl. Abb. 4-5, Abb. 4-7, Abb. 4-9, Abb. 4-11

³⁾ vgl. Abb. 5-6, Abb. 5-10, Abb. 5-11

⁴⁾ vgl. Abb. 5-2

⁵⁾ Für diesen Riss liegen keine Nahtkonturparameter vor.

⁶⁾ Für diesen Riss wurden keine Kerbspannungen berechnet, s. 5.4.

⁷⁾ Die Längen dieses Risses wurden nicht getrennt für „Oben“ und „Seite“ dokumentiert.

Tab. B-2: Lastwechselzahlen für 10 mm Risslänge und berechnete Spannungen für die FB-Varianten

Variante	Versuch Nr.	Anrissort	N für 10 mm Risslänge	σ_n [N/mm ²]	σ_s [N/mm ²]		σ_k [N/mm ²]	
					grob ¹⁾	fein ²⁾	realitätsnah ³⁾	ideal ⁴⁾
FB VK	17	1 Oben	340000	92.6	243.6	308.9	658.7	779.0
		1a Oben	273000	92.6	243.6	308.9	678.8	779.0
		2 Oben	273000	96.0	245.8	309.6	723.0	788.4
		2a Oben	200000	96.0	245.8	309.6	691.7	788.4
	18	1a Oben	259000	92.6	243.6	308.9	669.6	779.0
		2 Oben	186000	96.0	245.8	309.6	699.7	788.4
		2a Oben	146000	96.0	245.8	309.6	670.2	788.4
	19	1a Oben	383000	92.6	243.6	308.9	728.9	779.0
	20	1a Oben	185000	92.6	243.6	308.9	767.1	779.0
		2 Oben	90000	96.0	245.8	309.6	719.4	788.4
		2a Oben	120000	96.0	245.8	309.6	610.1	788.4
	FB ÜK	13	2 Seite (Riss 2)	650000	101.6	195.6	198.7	428.4
2a Seite (Riss 1)			300000	101.6	191.2	194.9	421.2	443.0
2a Seite (Riss 2)			700000	101.6	195.6	198.7	419.9	443.0
14		2 Seite	800000	101.6	191.2	194.9	413.6	443.0
		2 Oben	890000	101.6	195.6	198.7	- ⁵⁾	- ⁵⁾
		2a Oben + Seite (läuft über Ecke)	442000	101.6	195.6	198.7	- ⁵⁾	- ⁵⁾
15		2 Seite	310000	101.6	193.4	196.8	369.0	443.0
16		1 Seite (Riss 1)	910000	96.4	191.3	193.4	418.3	443.0
		1a Seite	860000	96.4	191.3	193.8	406.9	443.0
		2a Seite	495000	101.6	193.4	196.8	413.6	443.0

¹⁾ vgl. Abb. 4-6, Abb. 4-8, Abb. 4-10, Abb. 4-12

²⁾ vgl. Abb. 4-5, Abb. 4-7, Abb. 4-9, Abb. 4-11

³⁾ vgl. Abb. 5-6, Abb. 5-10, Abb. 5-11

⁴⁾ vgl. Abb. 5-2

⁵⁾ Für diesen Riss wurden keine Kerbspannungen berechnet, s. 5.4.

Tab. B-3: Gemittelte Nahtkonturparameter für die HP-Varianten

Variant e	Versuch Nr.	Anrissort	Riss-position ¹⁾ [mm]	$r_{\text{unten}}^2)$ [mm]	$\theta^2)$ [°]	$r_{\text{EB}}^3)$ [mm]	$t_{\text{EB}}^3)$ [mm]	$l_s^2)$ [mm]	$h_s^2)$ [mm]	$\theta_0^4)$ [°]	
HP VK	5	2 Oben	-	0.93	134.8	-	-	11.2	5.7	153.0	
		2a Oben	-	0.55	142.9	-	-	6.9	9.0	127.5	
	9	1 Oben	-	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾
		2 Oben	-	0.20	117.4	-	-	9.1	5.8	147.5	
		2a Oben	-	0.24	137.0	-	-	10.8	5.9	151.4	
	10	2a Oben	-	0.19	127.0	-	-	10.0	6.2	148.2	
	11	2 Oben	-	0.29	137.7	-	-	11.3	5.3	154.9	
		2a Oben (Riss 1)	-	0.25	124.9	-	-	10.0	4.8	154.4	
HP ÜK	1	1a Oben + Seite ⁷⁾	-	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	
		2a Seite	-	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	
	6	1a Seite	8	4.24	132.3	0.25	0.18	4.9	7.2	124.2	
		2a Seite	4	0.24	137.1	-	-	10.3	7.1	145.4	
	7	2 Seite	11	0.26	129.2	-	-	8.2	6.1	143.4	
		2 Oben	-	- ⁶⁾	- ⁶⁾	- ⁶⁾	- ⁶⁾	- ⁶⁾	- ⁶⁾	- ⁶⁾	
		2a Oben	-	- ⁶⁾	- ⁶⁾	- ⁶⁾	- ⁶⁾	- ⁶⁾	- ⁶⁾	- ⁶⁾	
	8	2 Seite (Riss 2)	2	0.59	145.1	-	-	7.8	7.3	136.9	
		2a Seite	8	0.28	117.5	-	-	7.6	5.6	143.6	

¹⁾ Position eines seitlichen Anrissortes gemessen von Oberkante Profil

²⁾ vgl. Abb. B-1 links

³⁾ vgl. Abb. B-1 rechts

⁴⁾ errechnet aus l_s und h_s

⁵⁾ Für diesen Riss liegen keine Nahtkonturparameter vor.

⁶⁾ Für diesen Riss wurden keine Kerbspannungen berechnet, s. 5.4. Daher wurden auch keine Nahtkonturparameter angegeben.

⁷⁾ Die Längen dieses Risses wurden nicht getrennt für „Oben“ und „Seite“ dokumentiert.

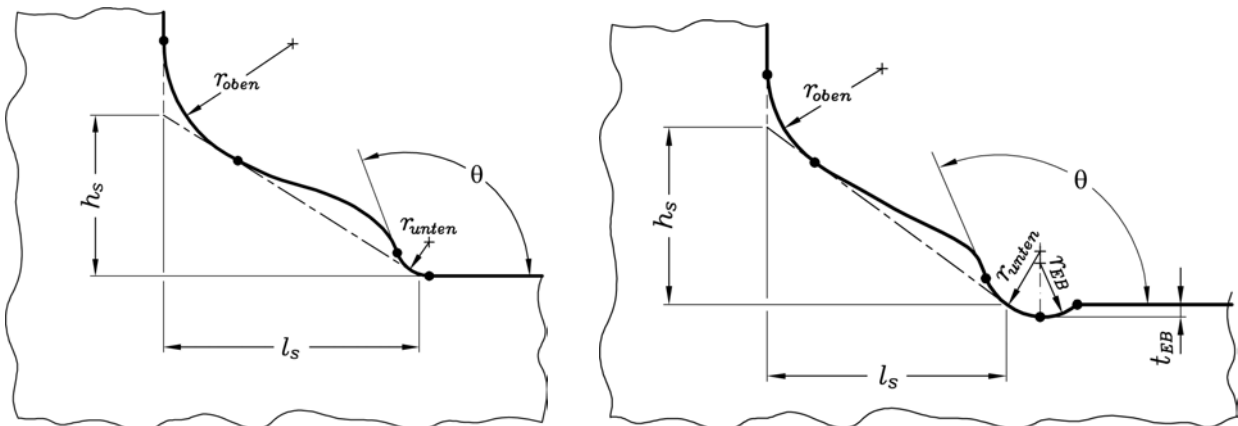


Abb. B-1: Realitätsnahe Konturen von Kehlnähten ohne und mit Einbrandkerbe

Tab. B-4: Gemittelte Nahtkonturparameter für die FB-Varianten

Variante	Versuch Nr.	Anrissort	Rissposition ¹⁾ [mm]	$r_{\text{unten}}^{2)}$ [mm]	$\theta^{2)}$ [°]	$r_{\text{EB}}^{3)}$ [mm]	$t_{\text{EB}}^{3)}$ [mm]	$l_s^{2)}$ [mm]	$h_s^{2)}$ [mm]	$\theta_0^{4)}$ [°]
FB VK	17	1 Oben	-	0.48	137.1	1.08	0.20	5.8	14.9	111.4
		1a Oben	-	0.27	127.7	-	-	6.3	16.0	111.5
		2 Oben	-	0.14	114.5	-	-	8.3	10.5	128.3
		2a Oben	-	0.17	123.1	-	-	9.2	15.6	120.5
	18	1a Oben	-	0.18	146.7	1.15	0.40	7.2	14.0	117.2
		2 Oben	-	0.20	122.1	-	-	8.1	10.7	127.1
		2a Oben	-	0.18	130.2	-	-	12.1	18.1	123.8
	19	1a Oben	-	0.29	114.9	-	-	5.0	22.0	102.8
	20	1a Oben	-	0.15	104.3	-	-	3.3	18.0	100.4
		2 Oben	-	0.09	102.7	-	-	6.9	7.5	132.6
		2a Oben	-	0.14	142.4	-	-	6.1	14.4	113.0
	FB ÜK	13	2 Seite (Riss 2)	2	0.55	123.4	-	-	6.3	7.8
2a Seite (Riss 1)			10	0.13	107.2	-	-	8.7	5.8	146.3
2a Seite (Riss 2)			1	0.78	138.9	2.82	0.68	8.0	5.5	145.5
14		2 Seite	11	0.22	135.7	0.43	0.15	7.1	6.8	136.2
		2 Oben	-	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾
		2a Oben + Seite (läuft über Ecke)	-	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾	- ⁵⁾
15		2 Seite	6	0.17	146.2	-	-	11.1	7.7	145.3
16		1 Seite (Riss 1)	3	0.43	133.2	-	-	7.2	7.9	132.3
		1a Seite	12	0.18	85.0	-	-	7.6	7.6	135.0
		2a Seite	7	0.20	117.4	-	-	7.5	8.9	130.1

¹⁾ Position eines seitlichen Anrissortes gemessen von Oberkante Profil

²⁾ vgl. Abb. B-1 links

³⁾ vgl. Abb. B-1 rechts

⁴⁾ errechnet aus l_s und h_s

⁵⁾ Für diesen Riss wurden keine Kerbspannungen berechnet, s. 5.4. Daher wurden auch keine Nahtkonturparameter angegeben.