

**Eigenspannungs-
und Fertigungseinflüsse
an Sektionsstößen von Schiffen**

Dem Promotionsausschuss der
Technischen Universität Hamburg-Harburg
zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)
vorgelegte Dissertation

von
Dipl.-Ing. Sonja Zacke

aus
Burg b. Magdeburg

2012

Vorsitzender des Prüfungsausschusses

Prof. Dr.-Ing. Stefan Krüger

Gutachter

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Fricke
2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Claus Emmelmann

Tag der mündlichen Prüfung 07.12.2012

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als Wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Konstruktion und Festigkeit von Schiffen der Technischen Universität Hamburg-Harburg.

Für die Möglichkeit im Rahmen meiner Tätigkeit am Institut promovieren zu können sowie für die Betreuung und intensive Zusammenarbeit, möchte ich mich ganz besonders bei meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Fricke bedanken. Er hat diese Arbeit mit seiner Erfahrung im Rahmen vieler Diskussionen immer wieder vorangetrieben.

Mein Dank gilt auch der Flensburger Schiffbau-Gesellschaft, hier im Besonderen Herrn Dipl.-Ing. Markus Brinkmann, der stets ein offenes Ohr für Probleme und werftspezifische Fragen hatte und alle notwendigen Informationen, die zur Bearbeitung des Themas notwendig waren, zur Verfügung stellte.

Weiterhin bedanke ich mich bei der GKSS, heute das Helmholtz-Zentrum Geesthacht, für die Zusammenarbeit und den Austausch von Informationen und Erfahrungen bei der bruchmechanischen Auswertung der Proben.

Ebenso geht ein Dankeschön an die Mitarbeiter des Instituts für Konstruktion und Festigkeit von Schiffen, insbesondere Herrn Dr. Höft, für die geduldige Hilfe und schnelle Reaktion bei der Beschaffung von Rechnerkapazitäten. Zudem bedanke ich mich bei Herrn cand.-Ing. Caspar Hickmott für seinen Beitrag zur Modellerstellung und seine Geduld für die unerklärlichen Phänomene der Inkompatibilität vorhandener Modelle in einem FE-Programm bei den jährlichen Versionswechseln.

Übersicht

Das Verschweißen der Stöße von Schiffssektionen ist im Hinblick auf den zu verschweißenden Luftspalt oft mit hohem Fertigungsaufwand verbunden, da bei der zugabenfreien Genaufertigung fallweise größere Luftspalte auftreten. Hinzu kommen mögliche Zwangsspannungen, welche aus der Struktursteifigkeit resultieren können. In der Schiffbaupraxis werden die aus Schweißprozessen resultierenden Schrumpfungen häufig nur grob in Abhängigkeit der Bauteilgröße abgeschätzt und Eigenspannungen in den Bemessungsformeln größtenteils in Höhe der Streckgrenze angesetzt.

Abbildung 1 zeigt eine typische Sektionsteilung eines RoRo-Schiffes (Roll on/Roll off, Frachtfähre für rollende Ladung). Bei größeren Schiffen liegt die Gesamtlänge der Sektionsstöße in der Größenordnung von mehreren Kilometern. Das Verschweißen erfolgt vorzugsweise mit der so genannten Pendeltechnik, bei welcher der gesamte Spalt durch Pendeln des Lichtbogens überbrückt wird. Bei zu großem Spalt ($> 25 \text{ mm}$) fordern die Fertigungsstandards [4] ein „Aufpuffern“ der Nahtflanken, was mit der Strich- bzw. Zugraupentechnik erfolgt, die generell viel aufwändiger und in Zwangslagen schwierig ist. Neben den fertigungstechnischen Herausforderungen dieser Schweißnähte ist deren Signifikanz für das Schiff an sich zu beachten. Risse, die sich im Bereich der Sektionsstöße bilden, pflanzen sich unter Betriebsbelastung im Allgemeinen bis zu diesem fort und wachsen dann entlang des Stoßes weiter. Werden solche Risse während der Inspektionen des Schiffes nicht erkannt, können sie zum Gesamtversagen und damit zum Auseinanderbrechen des Schiffes führen.

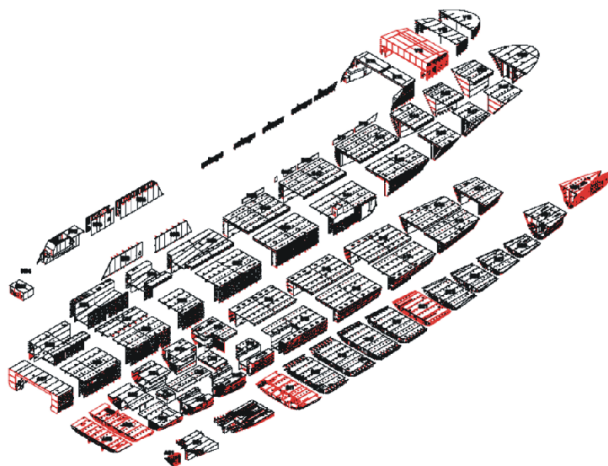


Abbildung 1 Typische Sektionsteilung eines RoRo-Schiffes

Aus diesen Gründen wurde im Rahmen der vorliegenden Arbeit untersucht, welchen Einfluss die Fertigungsbedingungen sowie die dadurch hervorgerufenen Eigenspannungen beim Verschweißen von Sektionsstößen auf das Tragverhalten des Schiffes haben. Aufbauend auf zwei Forschungsprojekte, die sich mit einer ähnlichen Problematik beschäftigen [5,6], wurde im ersten Teil der Arbeit anhand von Kleinproben die Festigkeit von Sektionsstößen untersucht. Dabei wurden verschiedene Fertigungseinflüsse an 250 mm langen und 15 mm dicken Schweißstößen (Spaltweite, Schweißtechnik, Einspanngrad u.a.) variiert. Darauf aufsetzend wurden die Parameter für den zweiten Teil, die Betrachtungen am Originalbauteil, festgelegt. Dieses erstreckt sich über insgesamt drei Sektionen, welche durch den betrachteten Sektionsstoß verbunden sind. Die Untersuchungen erfolgten anhand eines Finite-Element-Modells, wobei einerseits die Ergebnisse der Kleinproben überprüft und andererseits kritische Bereiche am Stoß lokalisiert und hinsichtlich der Bruchfestigkeit bewertet wurden. In diesem Zusammenhang wurde zudem geprüft, wie sich ein Strukturfehler, z.B. ein Riss, auf die Festigkeit auswirkt und welche Rolle hierbei die durch die Struktursteifigkeit der Sektionen bedingten Eigenspannungen spielen.

Summary

The welding of block joints in shipbuilding often creates much effort as the fabrication without margins sometimes leads to large gaps between them. Furthermore, the structural stiffness surrounding the block joint influences the magnitude of the welding induced residual stresses, which increase with raising constraints. In the shipbuilding design phase welding deformations are roughly estimated as a function of the size of the component and residual stresses are assumed to be in the range of the yield stress.

Figure 1 shows a typical sectional subdivision of a RoRo-vessel (Roll on Roll off, cargo ferry). For larger vessels the overall length of the block joints is in the magnitude of several kilometres. The welding is preferably carried out with the so called weaving technique, with which the entire gap width is filled by oscillating the arc. For gap widths larger than 25 mm the shipbuilding rules require the application of the string-bead technique which is generally more complex and difficult to deal with. In addition to the manufacturing challenges of the block joints their importance to the global strength of the ship is to take into account. Cracks that occur near the weld will grow parallel to it during service loads. If such cracks are not recognized they could easily cause total failure of the vessel.

For these reasons the present work investigates the influences of fabrication conditions and welding induced residual stresses at block joints on the structural behaviour. Based on two research projects referring to similar problems [5,6], the first part of this work deals with the strength of small-scale specimens. For this purpose, butt joints at 250 mm wide and 15 mm thick plates made of mild and higher-tensile steel, welded with different gaps and techniques under restraint conditions were investigated with respect to their fatigue and fracture strength. As one outcome the conditions for the second part, the investigations of the original large-scale geometry, were determined. The original block joint model involves the three blocks connected by the joint. Numerical welding simulations offer the possibility to recheck the results achieved with the small-scale specimens. Furthermore, critical areas were located along the joint and evaluated regarding their fracture strength. For the latter study the existence of a welding defect, e.g. a crack, was assumed with special focus on its significance regarding the structural strength and the importance of the residual stresses that depend on the structural stiffness of the joint.

Inhaltsverzeichnis

VORWORT	3
ÜBERSICHT	5
SUMMARY	6
INHALTSVERZEICHNIS	7
1 MOTIVATION	9
2 STAND DER WISSENSCHAFT	11
2.1 SCHWEIßPROZESSSIMULATION	11
<i>Prozesssimulation</i>	14
Metall-Aktiv-Gas-Verfahren	14
Prozessmodell	15
Erweiterte Prozessmodelle	16
<i>Struktursimulation</i>	16
<i>Werkstoffsimulation</i>	21
2.2 VEREINFACHTE ANSÄTZE ZUR EIGENSPANNUNGSBERECHNUNG	22
<i>Reduzierung der transienten auf stationäre Prozesse</i>	23
<i>Modifizierte Berücksichtigung der transienten Prozesse</i>	24
Local-Global-Method	24
Macro-Bead-Method	24
Schrumpfkraftmethode	24
<i>Vereinfachung des FE-Modells</i>	25
2D/ 3D	25
Schalen-/Volumenelemente	25
Dynamische Vernetzung	25
Superelemente	26
Kombination von Volumen- und Schalenelementen	26
2.3 SCHWINGFESTIGKEIT	26
2.4 BRUCHMECHANIK	30
3 ZIELSTELLUNG UND VORGEHENSWEISE	35
4 UNTERSUCHUNGEN ANHAND VON KLEINPROBEN	38
4.1 GEOMETRIE UND HERSTELLUNG DER PROBEN	38
4.2 WERKSTOFFCHARAKTERISIERUNG	45
<i>Zugversuche</i>	45
<i>Härtemessungen</i>	46
4.3 ERMÜDUNGSFESTIGKEIT	46
<i>Bewertung der Schwingfestigkeit nach dem Nennspannungskonzept</i>	48
<i>Bewertung der Schwingfestigkeit nach dem Strukturspannungskonzept</i>	50
<i>Bewertung der Schwingfestigkeit nach dem Kerbspannungskonzept</i>	53
4.4 BRUCHFESTIGKEIT	58
4.5 ERWEITERTE WERKSTOFFCHARAKTERISIERUNG	63
<i>Chemische Analyse</i>	63
<i>Schliffbilder</i>	64
<i>Untersuchung anhand eines Rasterelektronenmikroskops (REM)</i>	65
4.6 NUMERISCHE BERECHNUNG DER SCHWEIßEIGENSPANNUNGEN	66
<i>Modell</i>	66
<i>Materialdaten</i>	66
<i>Implementierung der Schweißtechniken</i>	67
<i>Goldak-Wärmequelle</i>	68
<i>Randbedingungen</i>	70
<i>Ergebnisse</i>	73
4.7 ZUSAMMENFASSUNG DER UNTERSUCHUNGEN AN KLEINPROBEN	79
5 UNTERSUCHUNGEN AM SEKTIONSSTOß	83

5.1	VORSTELLUNG DER VERWENDETEN GEOMETRIE	84
5.2	FE-MODELL	85
	<i>Materialgesetz</i>	86
	<i>Detailmodellierung</i>	86
	<i>Vernetzung</i>	89
	<i>Schweißfolge</i>	89
	<i>Randbedingungen</i>	90
5.3	VEREINFACHUNGSMAßNAHMEN ZUR UMSETZUNG DER SCHWEIßSIMULATION	91
5.4	THERMISCHE ANALYSE	94
5.5	STRUKTURMECHANISCHE ANALYSE	95
	<i>Validierung</i>	96
	<i>Ergebnisse/ Eigenspannungsverteilung</i>	99
	<i>Einfluss der Randbedingungen</i>	105
5.6	BELASTUNG UND SPANNUNGSUMLAGERUNG	108
	<i>Überlagerung eines globalen Biegemomentes</i>	108
	<i>Entlastung und Umlagerung</i>	112
5.7	EIGENSpannungsberechnung anhand von Ausschnittmodellen	115
5.8	Bewertung von Schweißnahtfehlern am Sektionsstoß	120
5.9	Zusammenfassung der Untersuchungen am Sektionsstoß	128
6	ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK	130
7	LITERATUR	133
	ANHANG A: HERSTELLUNG DER KLEINPROBEN	141
	ANHANG B: ANRISS- UND BRUCHFLÄCHENANALYSE DER KLEINPROBEN	143
	ANHANG C: EINFLUSS DER SCHWEIßBEDINGTEN VORVERFORMUNGEN	147
	ANHANG D: WERKSTOFFCHARAKTERISIERUNG DER KLEINPROBEN	150

1 Motivation

„Ich möchte Sie davon abhalten, sich abzuwenden, nur weil Sie die Sache nicht verstehen. Meine Physikstudenten verstehen die Sache ebenfalls nicht ... weil ich sie nicht verstehe. Niemand versteht es.“ Richard P. Feynman

Es gibt viele Bereiche der theoretischen Physik, auf die das zutrifft. Die Kunst des Ingenieurwesens jedoch, und das ist das Schöne daran, ist es, die Dinge solange vereinfachend auf makroskopischer Ebene zu durchdringen, bis sie einen praktischen Nutzen haben. Die Physiker können sich mit den mikroskopischen Grundsätzen und den damit verbundenen philosophischen „Warum“-Fragen auseinandersetzen, der Ingenieur findet derweil eine Anwendung. In dieser Arbeit ist die „Sache“ ein Atom im Kristallgitter eines Metalls, welches unter bestimmten Bedingungen Bewegungen ausführt, die zum Auseinanderbrechen von Schiffen führen können. Für diesen Fall betrachtet der Physiker das Atom, der Ingenieur das Schiff. Fakt ist, das Versagen einer Struktur tritt bei Überschreitung einer maximal ertragbaren Belastung ein. Wenn die Belastung bekannt ist, sie geringer ist als die maximal ertragbare Beanspruchbarkeit und dennoch Versagen auftritt, fehlt ein Term in der Gleichung. Innerhalb der vorliegenden Arbeit ist dieser Term eine Funktion von wärmeinduzierten Einflussgrößen beim Schweißen metallischer Konstruktionen am Beispiel der Sektions-schweißung eines Schiffes. Ein wesentlicher Bestandteil des Terms sind die so genannten Eigenspannungen.

Die Bedeutung von Eigenspannungen, die sich beispielsweise aufgrund thermischer Beeinflussung des Materials ergeben, ist heute unumstritten. Umstritten hingegen sind ihre Verteilung, Größenordnung, die Umwandlung der Gefügezusammensetzung etc. Mit Hilfe von Schweißprozesssimulationen können die genannten Größen zwar berechnet werden, jedoch gibt es noch immer viele Unbekannte innerhalb dieser Berechnungen, z.B. den Ausgangszustand des Grundmaterials, der in Abhängigkeit von der Herstellung sowie der weiterverarbeitenden Maßnahmen recht unterschiedlich ausfallen kann. Hinzu kommt die technische Limitation der Computertechnik, die die Berechnung großer Strukturen erschwert, sofern eine möglichst exakte Abbildung aller Prozesse angestrebt wird.

In den vergangenen 20 Jahren hat sich auf dem Gebiet der Schweißsimulation viel getan. Tatsächlich wird die Thematik bereits seit den 50er Jahren behandelt, so stellten Rosenthal und Rykalin [1,2] erste Ansätze zu Temperaturfeldberechnungen und daraus resultierenden Spannungsfeldern vor. Aus vereinfachten Ansätzen, wie dem Schrumpfkraftmodell, das wenig später in Erscheinung trat, entwickelten sich komplexe nichtlineare 3D Computersimulationen, die die einhergehende Steigerung der Rechenkapazität oftmals überforderten. Im Prinzip sind die Möglichkeiten und Ansätze zur Berechnung von Eigenspannungszuständen infolge von Schweißvorgängen im Jahre 2011 sehr fortschrittlich, überfordern die herkömmlichen Computerkapazitäten allerdings noch immer. Die Berechnungen haben zudem keinen Eingang in die Praxis gefunden, da sie aufgrund ihrer Zeitintensivität und der Forderung nach speziell geschultem Personal unwirtschaftlich sind. Dennoch wird der Ruf der Praxis nach einem anwendbaren Algorithmus immer größer.

Besonders im Schiffbau führen die Anforderungen an die Passgenauigkeit beim Zusammenbau der Sektionen und Module und die damit verbundenen Richt- und Anpassarbeiten zu Verzögerungen der Bauphase, welche durch eine Vorabkenntnis der entstehenden Schweißverzüge minimiert werden könnte. Aber auch im konstruktiven Stahlhochbau werden numerische Bemessungsgrundlagen in der Europäischen Norm (EC) [3] eingeführt, die für die Traglastberechnungen die Möglichkeit der Einbeziehung von Schweißeigenspannungen zulassen. In beiden Fällen sind die zu Grunde liegenden Strukturen in ihrer Dimension mit den heutigen Rechnerkapazitäten entweder gar nicht oder nur mit hohem Zeitaufwand berechenbar.

Neben der Kenntnis von Verformungen steht auch die Untersuchung des Einflusses der Eigenspannungen auf die Konstruktion im Fokus der Metallindustrie. Dabei handelt es sich allgemein um die Veränderung des Tragverhaltens einer Konstruktion und damit um die Höhe der anzusetzenden Belastungen für den Bemessungsprozess. Hinzu kommen speziellere Bewertungen wie beispielsweise bei Stabilitätsproblemen oder bei Nachweisen der Ermüdungs- und Bruchfestigkeit. Diese Arbeit konzentriert sich auf die letzten beiden Punkte.

Die Ausgangssituation für die vorliegende Dissertation ist demnach die Forderung nach der Kenntnis der Einflussgrößen auf die Festigkeit geschweißter Konstruktionen. Und weil der Kaufmann im Ingenieur meist mitdenkt, ist neben der wissenschaftlichen Durchdringung auch der praktische Nutzen Motivation. So kann die im Allgemeinen nur stichprobenartige Überprüfung von Schweißnähten gezielter erfolgen, wenn mögliche kritische Stellen bekannt sind. Daher wird eine rechnerische Ermittlung der Einflussgröße Eigenspannung durchgeführt, so dass kritische Stellen für die Bruch- und Ermüdungsfestigkeit ermittelt werden können.

„Grundlegende wissenschaftliche Ideen sind meist im Prinzip einfach und lassen sich in der Regel allgemeinverständlich ausdrücken.“ Albert Einstein

1. Lohnt sich ein hoher Aufwand an Vorbereitung beim Schweißen von Sektionsstößen oder hat die Breite des Luftspaltes, die Wahl des Schweißverfahrens etc. keinen Einfluss auf die Festigkeit der Struktur?
2. Gibt es Orte am Sektionsstoß, auf die man vor und nach dem Schweißen besonderes Augenmerk legen sollte?

Die Antworten auf diese Fragen sind Motivation und Thema der Dissertation und werden gemäß den Aussagen von Richard P. Feynman und Albert Einstein bearbeitet: Konzentration auf das, was machbar ist, unter Berücksichtigung und Akzeptanz dessen, was noch nicht realisiert werden kann.

2 Stand der Wissenschaft

2.1 Schweißprozesssimulation

„Die Rechenautomaten haben etwas von den Zauberern im Märchen. Sie geben einem wohl, was man sich wünscht, doch sagen sie einem nicht, was man sich wünschen soll.“ Hiermit hat Norbert Wiener (1894 – 1964), amerikanischer Mathematiker, die enormen Möglichkeiten der sich zu seiner Zeit stetig entwickelnden Finite-Element-Methoden (FEM), aber auch deren Unsicherheiten zusammengefasst. Als er sich am Massachusetts Institute of Technology (MIT) mit der Lösung partieller Differentialgleichungen beschäftigte, stellten sich am gleichen Ort zur gleichen Zeit mehrere Ingenieure die Frage nach Berechnungsmöglichkeiten von wärmeinduzierten Verformungen. Keiner von Ihnen hatte damals eine Ahnung davon, wie effektiv zusammenführbar ihre Problemstellungen sind. Die FEM und die Schweißprozesssimulation entwickelten sich zwar völlig unabhängig voneinander, dennoch sind sie heute untrennbar.

Erste Versuche den Schweißprozess wissenschaftlich zu erklären begannen mit der Entwicklung der Wärmeleitmodelle. Bereits 1941 veröffentlichte Rosenthal [1] in einer amerikanischen Fachzeitschrift einen Formelapparat zur Berechnung des Temperaturfeldes infolge einer wandernden Wärmequelle. 1957 erscheint eine der ersten detaillierten Bücher von Rykalin [2] zur Berechnung der Wärmevorgänge beim Schweißen. In den 80er Jahren werden diese Theorien von Lancaster [8] weiterentwickelt. Verschiedene Teilphänomene wie die Ausbildung des Lichtbogens mit Plasmaströmen, die Verdampfung an der Schmelzbadoberfläche, das Abschmelzen und die Tropfenbildung an der Elektrode sowie die Formung der Nahtoberfläche wurden zunehmend in die Untersuchungen miteinbezogen [9,10,11,12]. Bisher wurden die Teilmodelle allerdings nur teilweise zu ingenieurmäßig handhabbaren Gesamtmodellen verbunden [13,14,15,16]. Die Genauigkeit der Simulationen war in der Vergangenheit vor allem durch die begrenzten Rechnerkapazitäten geprägt. Mit zunehmender Weiterentwicklung dieses Bereiches ergeben sich neue Möglichkeiten, die Modellgenauigkeiten zu erweitern. Dennoch, in den 50ern bis weit hinein in die 90er Jahre zeigte sich die Praxis wenig beeindruckt vom bis dahin entwickelten Kenntnisstand der Wärmeleitmodelle, da sie nicht das eigentliche Ziel lieferten, die Bestimmung der Deformationen.

Parallel zu den Ansätzen zur Beschreibung des Wärmeeintrags sowie des nicht-statischen Temperaturfeldes während des Schweißens, fokussierten sich Ingenieure daher auf die Berechnung der daraus resultierenden Deformationen. Okerblom [17] entwickelte bereits 1955 Ansätze zur temperaturabhängigen Beschreibung von Schweißverformungen für verschiedene Details. Hierfür hatte er sich zunächst ausführlich mit dem Schweißprozess auseinandergesetzt [18]. Für die Berechnung der Deformationen bezog er plastische Dehnungen in seine Überlegungen ein, zu diesem Zeitpunkt eine sehr fortschrittliche Haltung. Ähnlich den bruchmechanischen Ansätzen zur Bestimmung der plastischen Risszonenbeanspruchung, legte er in Abhängigkeit verschiedener Geometrie- und Temperaturfaktoren eine Breite der plastischen Zone fest.

Auch in Deutschland wurde das Interesse zunehmend größer an der Ermittlung von Schweißdeformationen. Bereits in den 20er Jahren wurden erste Stahlschiffe in teilweiser Schweißbauweise gefertigt, doch gelang es bei der Anwendung des Schweißens nicht, die erforderliche Maßhaltigkeit zu gewährleisten [19]. Für die Schiffbauer war die Anwendung der Schweißtechnik hinsichtlich der möglichen Gewichtsersparnisse ein besonderer Anreiz, so war es auch ein Schiffbauer, der im Jahre 1930 erste und umfangreiche Richtlinien für das praktische Beherrschen der Schweißschumpfung vorstellte [20,21]. Bis Mitte der 70er Jahre beschäftigte sich die Forschung in diesem Bereich hauptsächlich mit der Erklärung der Eigenspannungsentwicklung, zunehmend im Zusammenhang mit der Messung von Spannungen und Deformationen. In [22] und [23] ist der damalige Stand der Technik zusammengefasst. Die Zerlegemethode zur Bestimmung der Eigenspannungen

fand Zustimmung, v.a. weil sie logisch erschien und kaum Zusatzausstattung notwendig war. Allerdings war die Berücksichtigung, bzw. viel eher die Nicht-Berücksichtigung plastischer Spannungsanteile hierbei umstritten, in diesem Punkt hat sich bis heute nichts geändert. Die Validierung einer Eigenspannungsberechnung mit solchen Messmethoden war und ist dementsprechend viel diskutiert.

Während die Welt der Schweißforschung an der Weiterentwicklung der Messmethoden und der analytischen Erklärung der Prozesse beim Schweißen arbeitete und immer wieder mit praktischen Rückschlägen in Form von einstürzenden Brücken konfrontiert wurde, erlebte die Welt der finiten Elemente einen enormen Aufstieg. In den späten 70ern gesellte sich die digitale Computertechnik zu den Aufsteigern, so dass die Schweißforschung sich nunmehr auf die Berechnung der Eigenspannungen und Deformationen konzentrierte. Zunächst noch mit Berechnungsmöglichkeiten, die auch per Hand nachvollziehbar waren [24], zunehmend aber unter Einbeziehung der FEM [25]. Nun konnten erste rechnerische Parameterstudien zum Einfluss von Schweißtechniken bzw. Streckenenergien und Schweißnahtlängen durchgeführt werden [26,28]. Die zugrunde liegenden geometrischen Details waren T-Stöße und Stumpfnahtschweißungen. Dennoch bestand in der Forscherwelt kein besonderes Vertrauensverhältnis zu den quantitativen Aussagen solcher Berechnungen, die nur selten und unter Zuhilfenahme einer großen Übereinstimmungstoleranz, mit den Messergebnissen (nun auch röntgenographisch ermittelt) konform gingen (Gesamtaussage in [25 - 28]).

Am MIT befasste man sich derweil bereits mit den Wechselwirkungen von bruchmechanischen Ansätzen und der Eigenspannungsermittlung, mit Auswirkungen möglicher Schweißnahtfehler und Mehrlagenschweißungen [27]. Doch auch hier ist es noch nicht gelungen, eine vollständige, zeitinkrementierte Eigenspannungsberechnung durchzuführen, da die Computertechnik in den 90ern nicht Schritt halten kann mit den analytischen Erkenntnissen, allem voran die Entwicklung von Speicherkapazität. Zu dieser Zeit lag der übliche Festplattenspeicherplatz bei 100 MB. Bis 2000 steigt er auf 10 GB an, weitere zehn Jahre vergehen, bis die ersten Terrabyte-Festplatten erhältlich sind. Diese Entwicklung, kombiniert mit jener der Prozessorleistung, war und ist Grundvoraussetzung für die Schweißsimulation, denn noch immer sind die dabei produzierten Datenmengen sowie die Berechnungszeit eine Herausforderung. Doch da der Mensch naturgemäß ungeduldig ist, wartet er nicht auf die Weiterentwicklung der Computertechnik, um Eigenspannungsberechnungen durchzuführen, er findet andere Möglichkeiten. So sind die Jahre zwischen 1990 und 2000 einerseits durch engagiertes Vorantreiben der Schweißsimulation anhand computergestützter FE-Technik [29 - 34] und andererseits durch Vereinfachungsversuche der Schweißsimulation gekennzeichnet, auf die im nachfolgenden Kapitel eingegangen wird.

Ab 2000 sind die drei wichtigsten Komponenten der Schweißsimulation auf einem vergleichbaren Niveau: Die Computertechnik mit entsprechender Hardware zur Datenspeicherung, die FEM auf Basis kommerzieller Programme sowie die analytische Erfassung der Berechnung schweißbedingter Eigenspannungen. Zahlreiche Arbeiten zur Berechnung verschiedener Details entstehen [35 - 49]. Hierbei werden zwei- und dreidimensionale Ansätze diskutiert, die statische und dynamische Wärmeeinbringung sowie die Unterscheidung der verschiedenen Schweißverfahren. Dennoch haben die Berechnungen, die nun als Schweißprozesssimulationen bezeichnet werden, Grenzen. Diese betreffen besonders die Berechnungszeit, welche die Größe der zu untersuchenden Struktur enorm einschränkt. Für größere Strukturen werden weiterhin vereinfachende Ansätze entwickelt [50,51].

Das in den 50er Jahren geschaffene Fundament hat sich bis heute kaum verändert: Wärmeleitmodelle liefern geschlossene analytische Lösungen, sind stabil und bieten eine je nach Größe der untersuchten Struktur schnelle und zuverlässige Abschätzung der Temperaturverteilung. Der Ver-

teilung der Wärmequelle bzw. ihrer Form wurden Messungen und Beobachtungen zufolge eine Gauß-Verteilung zugrunde gelegt, welcher je nach Schweißgeschwindigkeit in Schweißrichtung unterschiedliche Volumina zugeordnet werden. Die Unterteilung in einen vorderen und einen hinteren Ellipsoiden, wobei der hintere etwa zwei Drittel des Gesamtvolumens beinhaltet, wird als Goldak-Quelle [52] bezeichnet.

Trotz des hohen numerischen Aufwandes und der Genauigkeit der Ergebnisse sind die Wärmeleitmodelle für die vollständige Abbildung des Schweißvorganges unzureichend, da sie nicht den Prozess selbst, sondern dessen Wirkung beschreiben. Dabei sind Prozessparameter, die tatsächlich in gegenseitiger Wechselwirkung stehen, Eingangswerte für die Simulation und müssen daher vorab bekannt sein. Dazu gehören die Schweißparameter sowie die Geometrie des Schmelzbades. Aus diesen Gründen ist eine Kalibrierung des Modells unumgänglich, wenn das Temperaturfeld im Fokus der Untersuchungen steht. Zu diesem Zweck werden Temperaturmessungen am zu untersuchenden Bauteil vorgenommen, mit denen das berechnete Temperaturfeld validiert werden kann. Für die Grundlagenforschung ist diese Vorgehensweise angebracht, da dem Ziel aufwendiger numerischer Simulationen jedoch die Einsparung experimenteller Untersuchungen zugrunde liegt, stellt die Schweißsimulation in dieser Form eher einen zusätzlichen Aufwand dar. Über alles gesehen ist die Forschung sowohl hinsichtlich der Beschreibung des Schweißprozesses als auch die Rechnerkapazitäten betreffend sehr fortgeschritten. Vereinfacht zusammengefasst bemüht man derzeit ein FE-Programm, implementiert eine bewegte Wärmequelle und berechnet das daraus resultierende, zeitlich abhängige Temperaturfeld, aus dem dann die thermischen Dehnungen und letztlich das Eigenspannungsfeld ermittelt werden können. Diese Vorgehensweise kann unterschiedlich detailliert formuliert werden. Generell unterscheidet man zwischen der Prozesssimulation, der Struktursimulation und der Werkstoffsimulation. Diese Bereiche können ganz oder teilweise ge- oder entkoppelt berücksichtigt werden. Radaj beschreibt in [106] anschaulich, welche Bereiche der Simulation in Verbindung stehen (Abbildung 2).

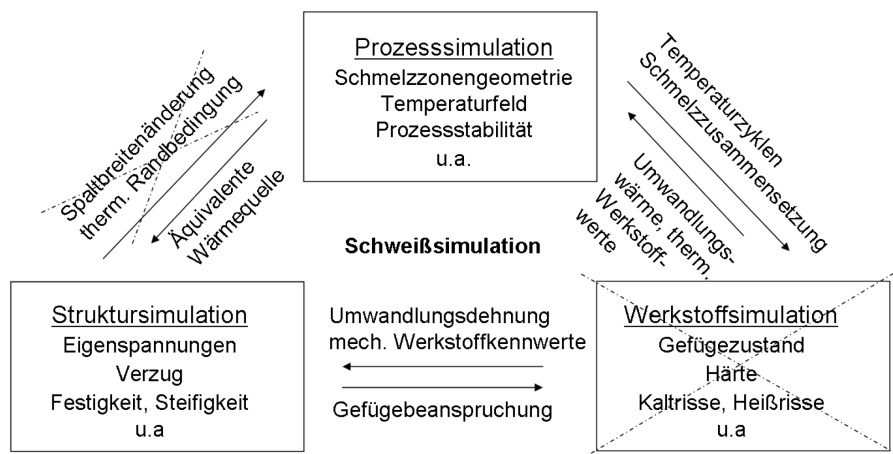


Abbildung 2 Aufteilung der Schweißsimulation nach Radaj [106]

Die zu treffenden Vereinfachungen müssen dabei stets mit der Zielstellung der Berechnung in Einklang gebracht werden. Welche Faktoren die einzelnen Bereiche beinhalten und welche Entkoppelungen vorgenommen werden, wird im Folgenden zusammengefasst.

Prozesssimulation

Unter Prozesssimulation versteht man die Abbildung des Schweißprozesses mit seinen Parametern. Ausgangspunkt ist die Unterscheidung des Schweißverfahrens:

- Lichtbogen
- Laser- und Elektronenstrahl
- Gasflamme
- Widerstandserwärmung
- Reiberwärmung

In dieser Arbeit kommt das Metall-Aktiv-Gas-Verfahren (MAG) zur Anwendung, welches zu den Lichtbogenschweißungen zählt.

Metall-Aktiv-Gas-Verfahren

Das MAG-Schweißen gehört den Schutzgasschweißverfahren an. Hierbei brennt ein elektrischer Lichtbogen zwischen einem automatisch zugeführten, abschmelzenden Schweißdraht und dem Werkstück. Ein separat zugegebenes Gas schützt den Lichtbogen und die Schweißzone vor den Einwirkungen der Außenluft. Das Schutzgas und der Schweißdraht müssen auf den Grundwerkstoff angepasst werden.

Der Draht wird mit gleichmäßiger Geschwindigkeit in den Schweißbrenner geschoben. Etwa 15 mm außerhalb der Stromkontaktdüse bildet er den Ansatzpunkt für den Lichtbogen, schmilzt auf und liefert als Drahtelektrode den Schweißzusatz für die Schweißnaht. Dieser wird in Form einzelner Tropfen entweder durch den Lichtbogen transportiert (Tropfübergang) oder gelangt im Kurzschluss zum Werkstück (Kontaktübergang).

Der Lichtbogen dient als gasförmiger Leiter. Innerhalb des Lichtbogens lassen sich drei Zonen unterscheiden: der so genannte „Anodenfall“, der durch eine steil abfallende Spannung gekennzeichnet ist, der „Kathodenfall“, der ebenfalls einen Spannungsabfall aufweist und der zwischen liegende Bereich, in dem sich Elektronen, Ionen, Neutronen und Moleküle befinden und welcher einen gleichförmigen Spannungsabfall zeigt. Der Lichtbogen brennt nur, wenn die dafür erforderlichen Spannungen und Ströme zur Verfügung stehen. Bei Unterbrechung der Stromzufuhr erlischt der Bogen.

Das Schutzgas sorgt dafür, dass der Schweißprozess ohne äußere Einwirkung ablaufen kann. Zudem nimmt es aktiv an den metallurgischen Vorgängen teil, im Gegensatz zu den inerten Schutzgasschweißverfahren (z.B. MIG-Schweißen). Als Schutzgas wird im Allgemeinen reines Kohlendioxid (CO₂) oder Bestandteile davon verwendet.

Der Werkstoffübergang von der Elektrode erfolgt durch die Ablösung von Tröpfchen, die durch den Lichtbogen hindurch zum Werkstück geschleudert werden. Innerhalb des Lichtbogens bildet sich durch den Schweißstrom ein Magnetfeld aus, das die Ablösung des Tropfens unterstützt und ihn in Richtung Bogenachse des Lichtbogens beschleunigt. Die Anzahl und das Volumen der Tropfen entscheiden maßgebend über das Aussehen der Naht. Beides wird über den Schweißstrom festgelegt: Mit steigendem Schweißstrom erhöht sich die Anzahl der Tropfen und das Tropfenvolumen sinkt.

Prozessmodell

Die Simulation und Berechnung der Wärmeverteilungen basiert auf Wärmeleitmodellen. Die Verhältnisse in der Schmelzzone lassen sich durch ein auf Wärmeleitung beschränktes Modell nicht hinreichend erfassen. Damit entfällt die Möglichkeit, schmelzzonentypische Probleme der Schweißbarkeit und der Schweißqualität rechnerisch zu behandeln, wie z.B. die Einstellung ausreichenden Einbrands, die Begrenzung der Nahtüberhöhung, die Vermeidung von Heißrissen oder die Erzeugung einer günstigen Korngröße. Diese Fragestellungen treten vor allem dann auf, wenn der Einsatzbereich eines Schweißverfahrens auf andersartige Werkstoffe oder Bauweisen erweitert werden soll. Die Zahl der Einstellparameter ist groß und ihr Zusammenwirken schwer überschaubar, was die genaue Definition des Simulationsziels erfordert. Nur auf diese Weise können detaillierte Untersuchungen zu bestimmten Gesichtspunkten erfolgen. Hierfür wird auf die Darstellung von Prozessen geringen Einflusses verzichtet, so kann die Berechnung auf die gewünschten Aspekte konzentriert werden.

Folgende Vorgänge werden in dieser Arbeit innerhalb der Simulationen berücksichtigt: die Erzeugung der Schweißwärme und deren Übertragung in das Schmelzbad sowie die Wärmeableitung in das Werkstück. Diese beruht auf den Erhaltungssätzen der Energie, der Masse und des Impulses. Die Thermodynamik steht dabei im Vordergrund, da im Modell die Enthalpie die wichtigste Bezugsgröße ist und da thermodynamische Ergebnisgrößen wie Temperaturfelder und Temperaturzyklen weiter verwendet werden.

Das eigentliche Schweißverfahren wird vom Wärmeleitmodell (nach Fourier, beschrieben in [38]) nicht berücksichtigt. Die Auswirkungen des Lichtbogens bzw. die Wärmeerzeugung an der Schweißquelle werden durch die Einführung von Wärmequellen erzeugt. Hierfür werden Linien-, Flächen- oder Volumenquellen genutzt, von denen die Volumenquelle zur Darstellung im dreidimensionalen Raum am effektivsten ist. Auf diese Weise kann der Wärmeeintrag sowohl auf der Oberfläche als auch in Tiefenrichtung abgebildet werden.

Volumenquellen können halbkugelförmig oder halbellipsoidförmig sein, wobei die Wärmequellendichte Gauß-normalverteilt ist. Die Form der Volumenquelle ist von der des Schmelzbades abhängig und sollte durch Versuche gestützt angepasst werden. Eine realitätsnahe Beschreibung der Wärmequelle kann durch eine unsymmetrische Verteilung der Wärmequellendichte erfolgen, siehe Abbildung 3. Nach Goldak [52] geschieht dies durch eine Unterteilung des vorderen und hinteren Ellipsoidenteils. Durch die unterschiedliche Definition der beiden Volumenanteile kann die Form mittels der Eingabe der Volumenrandbedingung der Schmelzbadform angepasst werden. Die eingebrachten Wärmeleistungen können in den beiden Volumina unterschiedlich sein, müssen in der Summe allerdings die Gesamtleistung ergeben.

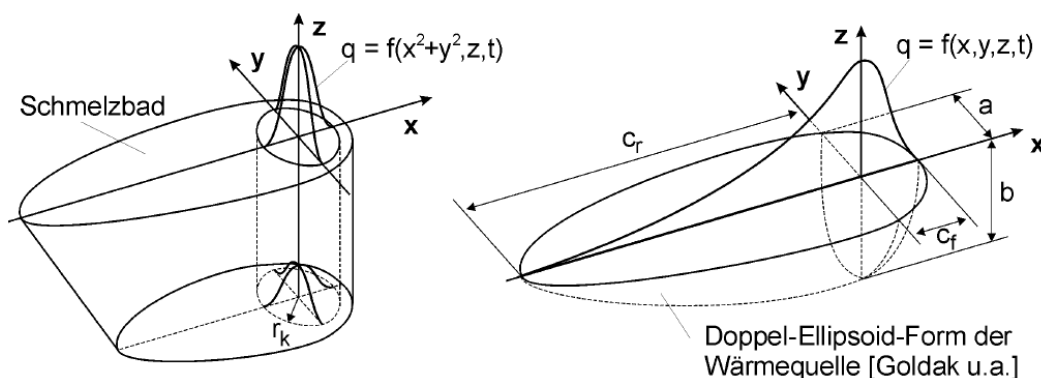


Abbildung 3 Gauß-Volumenquelle (links) und Goldak-Quelle (rechts) [66]

Die infolge des Schweißvorganges in das Material eingebrachte Wärme ist Grundlage für die Berechnung des Temperaturfeldes. Der Wärmeeintrag wird bis heute fast ausschließlich mit Hilfe der Goldak-Wärmequelle simuliert.

Erweiterte Prozessmodelle

Erweiterte Prozessmodelle greifen neben der Thermodynamik weitere Teilbereiche der Physik auf. Für das Lichtbogenschweißen sind das folgende Vorgänge:

- Schmelzbadströmung [53,54,55]
- Lichtbogen mit Plasmaströmung [56,57]
- Verdampfung an der Schmelzbadoberfläche [58]
- Abschmelzen der Elektrode [59,60,61]
- Tröpfchenbildung an der Elektrode [62,63]
- Formung der Nahtoberfläche [64,65]

Damit werden die Physikteilgebiete der Fluidmechanik, der Plasmaphysik, der Strahlungslehre, der Elektronen- und Wellenoptik etc. eingebunden in einen ohnehin sehr aufwändigen Berechnungskomplex. Dies ist zwar Stand der Wissenschaft, die Anwendung ist derzeit allerdings sehr selten. Grund dafür sind die Einschränkungen der Computertechnik.

Struktursimulation

Als Folge der aus der Prozesssimulation resultierenden thermischen Belastungen treten Dehnungen und Spannungen im Material auf, die im Rahmen der Struktursimulation berechnet werden. Diese werden mit elastisch-plastischen, temperaturabhängigen Materialdaten berechnet. Ein Problem hierbei ist das Vorhandensein dieser Daten. Diese müssen aufwendig anhand von Versuchen ermittelt werden oder man bedient sich der verfügbaren Materialien und modifiziert sie nach eigenen Annahmen. So werden beispielsweise die Daten eines hochfesten Stahls durch Extrapolation der Streckgrenzen eines höherfesten oder normalfesten Stahls gewonnen, sofern die Güte vergleichbar ist. Weiterhin stellt sich die Frage, ob die Fließkurven als bilineare Spannungs-Dehnungskurven oder als Polygonzüge abgebildet werden. Solche Entscheidungen werden weitestgehend von der Zielstellung der Berechnung bestimmt.

Die innerhalb der Struktursimulation zu bestimmenden Spannungen und Verformungen können große Bedeutung für die Bauteilfestigkeit haben. Zudem bewirken sie Änderungen der mechanischen Eigenschaften wie Härte, Festigkeit und besonders die Schwingfestigkeit. Um dies berechnen zu können, müssen folgende Prozesse, die während des Schweißens ablaufen, in der Simulation abgebildet werden:

Während die Schweißdüse die Naht abfährt, werden die Bereiche um die Düse herum stark erwärmt. Durch die Erwärmung dieses nahtnahen Bereiches und der damit verbundenen Ausdehnung entstehen Zwängungen im Material. Die entfernteren, kalten Werkstückzonen behindern die Dehnungen. Die durch die Erwärmung reduzierte Streckgrenze wird dabei überschritten, so dass diese Ausdehnungsbehinderung bei Stahl zu plastischen Dehnungen führt. Die aus diesem Dehnungszustand resultierenden Spannungen im nahtnahen Bereich sind Druckspannungen. Der Erwärmungsphase schließt sich die Erstarrungs- bzw. Abkühlphase an. Hierbei zieht sich das Material zusammen; die Bereiche außerhalb der Wärmeeinflusszone bewirken nun eine Schrumpfungsbehinderung, was Zugspannungen im Nahtbereich und Druckspannungen im nahtfernen Bereich verursacht. Beide Phasen bestimmen in Abhängigkeit von ihrer Ausprägung den Endzu-

stand des Schweißstoßes hinsichtlich des durch die Dehnungen hervorgerufenen Spannungszustandes, welcher als Eigenspannungszustand bezeichnet wird.

Der allgemeine Begriff Spannung wird von den Eigenspannungen auf Basis der Belastung unterschieden: Unter Eigenspannungen versteht man jene Spannungen, welche sich ohne Einwirkung äußerer Kräfte einstellen. Hierzu zählen die zuvor erläuterten Schweiß eigenspannungen, die thermisch induziert sind im Folgenden als Eigenspannungen bezeichnet werden. Eigenspannungen können in drei Arten unterteilt werden. Die Eigenspannungen erster Art, auch als Makrospannungen bezeichnet, sind durch einen homogenen Verlauf über größere Werkstoffbereiche gekennzeichnet. Eine Homogenität über kleine Werkstoffflächen weisen die Mikrospannungen bzw. Eigenspannungen zweiter Art auf. Sie wirken vor allem innerhalb des Kristallgitters zwischen den Kristallen und verursachen als Sonderform der plastischen Verformung eine Umwandlungsplastizität. Zwischen den Atomen wirken die Eigenspannungen dritter Art. Von Bedeutung für die strukturelle mechanische Analyse sind allerdings nur die Eigenspannungen erster Art, zu denen auch die Schweiß eigenspannungen zählen.

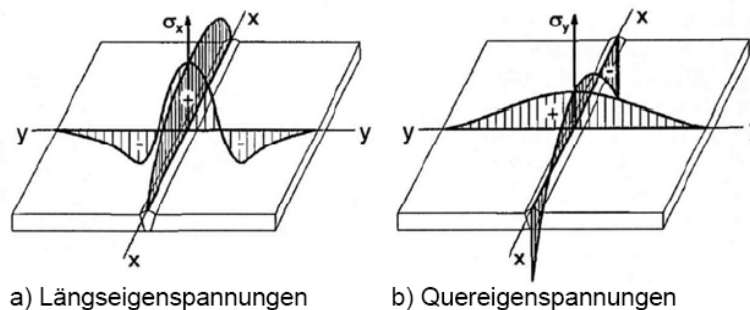


Abbildung 4 Schweiß eigenspannungen [37]

Für einen einlagig verschweißten Stumpfstoß stellt sich der Eigenspannungszustand nach Abkühlung auf Raumtemperatur qualitativ nach Abbildung 4 dar. Hierbei werden Quer- und Längseigenspannungen unterschieden, welche nach ihrer Wirkungsrichtung quer und längs zur Naht benannt sind. Beide Spannungsverteilungen sind durch hohe Zugspannungen in der Naht gekennzeichnet, welche aus den Schrumpfprozessen in beide Richtungen resultieren. Diese sehr lokalen Spannungen werden in den weiterführenden Diskussionen als lokale Spannungen bezeichnet. Die in der Platte wirkenden, globalen Eigenspannungen sind Folge der Einstellung eines Gleichgewichtszustandes. So zeigen die Längsspannungen neben der Naht Druckspannungen, welche das Zugband längs der Naht ausgleichen. Die Höhe dieser Spannungen ist maßgeblich von der Platten geometrie abhängig. Da die Längsspannungen nach den Gleichgewichtsgesetzen ihren Ausgleich in dem orthogonalen Schnitt zu ihrer Wirkung (quer zur Naht) finden, spielen hier v.a. die Plattenbreite und -dicke eine entscheidende Rolle. Für die Querspannungen hingegen ist ein Schnitt parallel zur Naht maßgeblich; der Ausgleich der quer wirkenden Zugspannungen in der Naht muss daher auch innerhalb der Naht erfolgen, was die Druckspannungen an den Nahtenden zeigen. Diese sind meist sehr hoch und können durch eine Variation der Nahtlänge oder -dicke kaum beeinflusst werden, da sie hinsichtlich des Verformungszustandes aus der Längsschrumpfung der Naht resultieren und damit sehr lokal sind. Die in Längsrichtung wirkenden Druckspannungen neben der Naht hingegen können durchaus mit zunehmender Plattenbreite stark reduziert werden. Ein solcher Eigenspannungszustand bezieht sich auf die Schrumpfungsvorgänge, also der oben beschriebenen zweiten Phase des Prozesses. Stellen sich allerdings während der Erwärmungsphase (erste Phase) bereits hohe Druckspannungen im Nahtbereich ein, kann der endgültige Eigenspannungszustand differenzierter aussehen. Dies ist v.a. bei Mehrlagennähten der Fall. Der sich dabei einstellende Gleichgewichtszustand ist komplizierter als der der beschriebenen Einlagennaht.

Im Allgemeinen werden die so entstehenden Eigenspannungen als Spannungen definiert, die nur mit sich selbst im Gleichgewicht stehen. Dies allerdings ist nur dann gegeben, wenn das Bauteil in seiner Verformung nicht von außen behindert wird (externe Verformungsbehinderung), also keine Klemmungen oder Einspannungen vorliegen. Ist das nicht der Fall, stehen die Eigenspannungen mit den entsprechenden Einspannkraften im Gleichgewicht. Zudem werden sie in ihrer Höhe durch diese Einspann- oder Reaktionskräfte maßgeblich beeinflusst: Je höher der Einspanngrad, desto höher sind im Normalfall die Eigenspannungen. Es wäre daher sinnvoll, Eigenspannungen namentlich von den um den Einspanngrad erhöhten Spannungen zu unterscheiden. Die aus nicht externer Verformungsbehinderung resultierenden Schweißseigenspannungen sind eher als Zwangsspannungen zu betrachten. Der allgemein übliche Begriff Eigenspannungen wird im Folgenden beibehalten; auf den Unterschied sei jedoch hingewiesen. Eine solche externe Verformungsbehinderung liegt nicht nur bei Einspannungen vor. Große Strukturen, wie der hier untersuchte Sektionsstoß, erzeugen ebenfalls Zwangsspannungen aufgrund ihrer, die Schweißnaht umgebenden Struktursteifigkeit. Dieser Zusammenhang ist neben den Fertigungseinflüssen Thema dieser Arbeit.

Bedingt durch die plastischen Verformungen des Schweißnahtbereichs bzw. der Wärmeeinflusszone verformt sich das Bauteil entsprechend. Diese Verformung wird als Verzug bezeichnet und maßgeblich durch die Bauteileinspannungen beeinflusst. Soll der Verzug möglichst gering gehalten werden, bedeutet dies, dass die Dehnung des Schweißnahtbereiches während der Erstarungsphase stark behindert wird, wodurch große Eigenspannungen hervorgerufen werden. Der Verzug und die Eigenspannungen sind demnach gegenläufig. Geringe Eigenspannungen ziehen große Formänderungen nach sich, während bei hohen Anforderungen bezüglich der Beibehaltung der Bauteilgeometrie hohe Schweißseigenspannungen in Kauf genommen werden müssen. Die Formen des Verzuges können der Beanspruchung entsprechend unterschiedlich ausfallen. Abbildung 5 zeigt die Arten der schweißbedingten Verzüge. Vorhandene Verformungen können meist auf eine Überlagerung der abgebildeten Formen zurückgeführt werden.

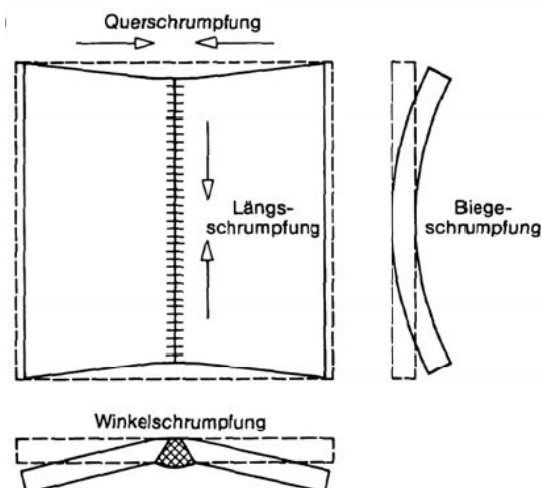


Abbildung 5 Schrumpfformen beim Schweißen [37]

Die Ausbildung von Eigenspannungen kann im Allgemeinen nicht vermieden werden. Allerdings gibt es eine Reihe von Einflussgrößen, die bereits im Entwurfsstadium durch genaue Planung günstig ausgelegt werden können. Die Einflussgrößen können in drei Bereiche unterteilt werden. Seitens des Werkstoffes sind Werkstoffart, chemische Zusammensetzung, Gefügestruktur sowie der gewählte Zusatzwerkstoff zu berücksichtigen. Als konstruktiver Aspekt sind Bauteilgeometrie und Gestaltung zu nennen. Weiterhin haben die Schweißparameter, die Einspannungsart

sowie die Fertigungsbedingungen Bedeutung für die Schweißspannungen, daher werden sie im Rahmen dieser Arbeit untersucht.

Um die metallurgischen Vorgänge während des Schweißprozesses nachvollziehen und eine quantitative Aussage diesbezüglich treffen zu können, ist es notwendig die thermischen Prozesse zu verstehen. Die mathematische Beschreibung physikalischer Zustände ist für die Berechnung von großer Bedeutung, besonders die Entkopplung der thermischen von der strukturellen Berechnung, daher werden an dieser Stelle die Grundlagen besonders detailliert dargestellt.

Das Gesetz der Energieeinsparung oder das erste Gesetz der Thermodynamik bildet den Ausgangspunkt für die folgenden Betrachtungen. Die Gesamtenergie eines Systems setzt sich aus der inneren und der von außen zugeführten Energie zusammen. Die beiden Anteile können unterschiedlich sein, müssen allerdings in der Summe die Gesamtenergie ergeben. Damit entspricht der Betrag der Änderung der Gesamtenergie der zugeführten Bewegungsenergie plus dem Betrag der Wärmezufuhr. Unter der zugeführten Energie versteht man den Betrag der Arbeit, der durch die externe Oberflächenzugkraft und die Volumenkraft im Massesystem verrichtet wird. Der Wärmeeintrag besteht aus dem Energieanteil, der durch die Oberfläche übertragen wird, sowie aus der Kraft einer verteilten, internen Wärmequelle.

Ausgehend von einem geschlossenem Kontinuum von Teilchen, die mit ihrer Umgebung keine Materie austauschen, wird ein Bezugssystem betrachtet, das durch sein Volumen V_0 und seine Oberfläche S_0 zum Zeitpunkt $t=0$ beschrieben wird. Die Bezugsachsen bilden ein kartesisches Koordinatensystem mit den Koordinaten X_j eines Teilchens. Zu einem Zeitpunkt $t > 0$ wird ein Volumen V und der Oberfläche S durch das System eingenommen. Für ein Teilchen dieses Systems an seiner Position X_j kann nun folgende Bilanz aufgestellt werden:

$$\rho \frac{du}{dt} + \frac{\partial q_j}{\partial X_j} = \sigma_{ij} D_{ij} + \rho \cdot r \quad (1)$$

Dabei ist ρ die Massedichte eines Teilchens zum Zeitpunkt t , $\rho \cdot u$ die interne Energie je Volumeneinheit, σ_{ij} die CAUCHY-Spannungstensoren, D_{ij} die Komponenten des Betrages des Verformungstensors, $\rho \cdot r$ stellen die innere Wärmezufuhr dar und q_j entspricht den Komponenten des Wärmeflussvektors.

Der Term des Wärmeflusses steht auf der linken Seite der Gleichung, da er eine äußere Einwirkung beschreibt. Bezieht man Gleichung (1) auf das oben beschriebene Bezugssystem, erhält man:

$$\rho_0 \frac{\partial u}{\partial t} + \frac{\partial q_j}{\partial X_j} = S_{ij} \frac{\partial E_{ij}}{\partial t} + \rho_0 \cdot r \quad (2)$$

Wobei S_{ij} die Komponenten des zweiten Piola-Kirchhoff-Spannungstensors darstellen, E_{ij} die Lagrange-Dehnungskomponenten beschreiben und $\rho_0 \cdot r$ die verteilte innere Wärmequelle im Bezugssystem abbildet. Der Spannungs-Verformungsterm aus Gleichung (1) wird durch den Fläche-Dehnungsterm (Hookesches Gesetz) ersetzt, bei dem die Verformung als Steifigkeitsänderung in Abhängigkeit von der Zeit beschrieben wird.

Der Wärmefluss bezogen auf die Ausgangssituation, also dem Bezugssystem, kann folgendermaßen ausgedrückt werden:

$$q_j = \frac{\rho_0}{\rho} \cdot \frac{\partial X_j}{\partial X_k} \cdot q_k \quad (3)$$

Hierbei wird die ursprüngliche Massendichte auf die Massendichte zum Zeitpunkt t bezogen und in Abhängigkeit von der neuen Position x_k mit dem dort vorhandenen Wärmefluss q_k modifiziert.

Die Gleichungen beschreiben den Zustand eines Teilchens, das nur sehr geringe Verschiebungen erfährt. Basierend auf dieser Tatsache kann Gleichung (2) vereinfacht werden, indem die kleinen Dehnungen den Lagrange-Dehnungen gleichgesetzt werden ($\varepsilon_{ij} \sim E_{ij}$). Diese Annahme gilt ebenfalls für $\sigma_{ij} \approx S_{ij}$, $\rho_0 \approx \rho$, $q_j \approx q_j$:

$$\rho_0 \frac{\partial u}{\partial t} + \frac{\partial q_j}{\partial X_j} = \sigma_{ij} \frac{\partial \varepsilon_{ij}}{\partial t} + Q \quad (4)$$

Q ersetzt in Gleichung (4) den Term $\rho_0 \cdot r$. Der so erhaltende Ausdruck stellt die Gleichung für eine Zweiwege-Kopplung dar. Der Term $\sigma_{ij} \partial \varepsilon_{ij} / \partial t$ wird als Druckkraft bezeichnet und kennzeichnet den von außen zugeführten Energieanteil, der nicht zur kinetischen Energie des Gesamtsystems beiträgt. Dieser Term ist das Bindeglied zwischen mechanischem und thermischem Zustand. Die Interpretation von Gleichung (4) zeigt, dass Spannung und Dehnung einen gewissen Beitrag zur Erwärmung leisten.

Im Rahmen dieser Arbeit wird auf die Zweiwege-Kopplung verzichtet. Die Simulation wird nur in eine Richtung gekoppelt, dies bedeutet, dass ausschließlich der Einfluss der thermischen Zustandsänderungen auf den Spannungs- und Verformungszustand betrachtet wird. Für diesen Fall kann der Druckterm entfallen. Zudem gilt für die Einwege-Kopplung, dass sämtliche Terme nur von der Temperatur abhängig sind, dies gilt im Vergleich zu den vorhergehenden Gleichungen insbesondere für die innere Energie:

$$\rho \cdot u = \rho \cdot C_p(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad (5)$$

C_p beschreibt die spezifische Wärmekapazität des Materials. Die Energiegleichung für die Einwege-Kopplung stellt sich damit folgendermaßen dar:

$$\rho \cdot C_p(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = Q - \frac{\partial q_j}{\partial X_j} \quad (6)$$

Für die bevorstehenden Berechnungen ist von Interesse, inwiefern diese Vereinfachung die Genauigkeit der Ergebnisse beeinflusst bzw. inwieweit diese Annahme gerechtfertigt ist. Um Gleichung (6) lösen zu können, müssen die thermischen Randbedingungen eingesetzt werden. Diese werden in die Formulierung des mechanischen Zustandes miteinbezogen. Das bedeutet, dass auch die mechanischen Belastungen und Randbedingungen in das System aufgenommen werden, obwohl kein „Ausgabeterm“ für den mechanischen Zustand in der Gleichung vorhanden ist. Eine mechanisch bedingte Zustandsänderung zieht demnach keine Änderung des thermischen Zustandes nach sich. Damit beeinflusst der thermische Zustand den mechanischen, umgekehrt liegt keine Beeinflussung vor. Dieser Umstand ist in Abbildung 2 durch das Durchstreichen des rückführenden Pfeils von der Struktur- zur Prozesssimulation dargestellt.

Unter welchen Bedingungen die einseitige Kopplung gerechtfertigt ist, ergibt sich aus dem Grad des Einflusses der einzelnen Gleichungskomponenten. Beim Schweißen wird ein sehr großer Wärmefluss auf einen kleinen Teil des Werkstoffes aufgebracht. Als Folge dieses intensiven, lokalen Wärmeflusses ergeben sich große Temperaturgradienten in naher Umgebung der Schweißnaht. Der Druckkraftterm hingegen hat im Verhältnis zum Wärmezufuhrterm einen sehr geringen Anteil an der Energiegleichung und kann in diesem Fall vernachlässigt werden. Diese Annahme begründet die Wahl der Einwege-Kopplung im vorliegenden Modell.

Der Stand der Wissenschaft der Struktursimulation lässt sich wie folgt zusammenfassen:

- Verwendung elastisch-plastischer Materialgesetze
- Entkopplung der thermo-metallurgischen und thermo-mechanischen Berechnung
- Anwendung von Wärmeleitmodellen mit vorgefertigten Wärmequellen (Goldak, Gauß etc.)
- Dreidimensionale Berechnungen unter Anwendung Finiter-Elemente-Methoden (FEM) anhand kommerzieller Software z. B. ANSYS, SYSWELD, ABAQUS, MARC, etc.
- Die Komplexität der Berechnungen und die getroffenen Annahmen und Vereinfachungen lassen häufig nur qualitative Aussagen zu Eigenspannungen und Verzug zu

Probleme bereiten derzeit große und komplexe Strukturen sowie die weitestgehend unbekanntesten Konsequenzen der strukturellen Vereinfachungen, die aus Gründen eingeschränkter Rechnerkapazitäten vorgenommen werden. Im Rahmen dieser Arbeit wird daher auch diese Thematik untersucht.

Werkstoffsimulation

Neben der Struktursimulation wird häufig noch die Werkstoffsimulation in die Berechnung einbezogen. Diese umfasst die temperaturabhängige Phasentransformation im Bereich der Wärmeeinflusszone. Die Gefügeumwandlung als zusätzliches Werkzeug einer möglichst genauen Prozessabbildung erhöht die benötigte Berechnungszeit allerdings enorm, je nach Anzahl der Schweißlagen. Die Berücksichtigung der Phasen- bzw. Gefügeumwandlung in der Schweißnaht bedeutet, dass die hier vorliegenden Härten und Streckgrenzen, die sich vom Grundmaterial unterscheiden, in die Berechnung Eingang finden. Dies kann bei umwandelnden Materialien wie niedriglegierten Stählen von Bedeutung sein. Die entstehenden Phasen sind i.A. Bainit, Perlit und Martensit, welche sich aus den γ -Kristallen (Austenit) des Stahls entwickeln.

Ein weiteres Phänomen, das während der Phasenumwandlung auftritt, ist die Volumenzunahme während der Abkühlung. Vergleichbar mit dem Wechsel zwischen verschiedenen Aggregatzuständen, der ebenfalls als Phasenumwandlung bezeichnet werden kann, findet beim Übergang von einem Gefüge in ein anderes eine Neuordnung der Atome im Kristallgitter statt. Die damit verbundene Volumenzunahme ist abhängig vom Kohlenstoffgehalt und liegt z.B. für die Martensitphase bei ca. 3 % [107]. Während beispielsweise beim Übergang des Wassers vom gasförmigen in den flüssigen Zustand hauptsächlich die Dichte die Phasen unterscheidet, kommt beim fest-fest Übergang innerhalb der Gefügeumwandlung noch der Verzerrungstensor hinzu, der die Phasen charakterisiert. Die Abbildung der Volumenzunahme kann über diesen in die FE-Simulation aufgenommen werden.

Die Grundidee bei der Implementierung der Gefügeumwandlung basiert auf Zeit-Temperatur-Umwandlungsschaubilder (ZTU) oder Schweiß-ZTU-Schaubilder. Letztere werden, im Gegensatz zu ZTU-Schaubildern, auf der Grundlage eines für einen Schweißzyklus typischen Temperatur-Zeit-Verlaufes erstellt. Während des Erwärmungs- und Abkühlungsvorganges beim Schweißen treten in Abhängigkeit von der Temperatur sowie von der Aufheiz- bzw. Abkühlungsrate verschiedene Gefügestände im Material auf. Stellt man sich einen Ausschnitt aus der Schweißnaht vor, der durch ein Element im FE-Modell verkörpert wird, so muss zu jedem Zeitpunkt der Berechnung überprüft werden, welche Temperatur und welcher Zeit-Temperaturgradient vorliegt. Darauf aufbauend wird dem Element dann ein entsprechendes Materialgesetz zugeordnet, welches das Gefüge darstellt. Dieser Vorgang muss für jedes Element in der Wärmeeinflusszone in jedem Berechnungsschritt erfolgen. Auch wenn der Ablauf augenscheinlich „nur“ eine Abfrage von Temperaturen und eine Zuweisung von Materialien ist, kann er in Abhängigkeit von der Anzahl der Elemente einen beträchtlichen Zeitaufwand bedeuten. Hinzu kommt, dass damit die Einzelsteifig-

keitsmatrizen benachbarter Elemente sehr unterschiedlich sein können, was numerische Instabilitäten nach sich ziehen kann.

Das weitaus größere Problem allerdings ist die genaue Kenntnis darüber, bei welcher Temperatur und welchem Zeit-Temperaturgradienten eine Phasenumwandlung stattfindet und welche Materialeigenschaften diese Phase hat. Wann welche Phase entsteht ist für zahlreiche Materialien und Abkühlungskurven in ZTU-Diagrammen zusammengestellt. Dennoch sind bei weitem nicht alle Materialien zu finden. Die Materialeigenschaften der Gefüge sind anhand von Dilatometerversuchen zu ermitteln, in einigen FE-Programmen sind sie bereits implementiert. Zur Beschreibung der erläuterten Vorgänge kommt in den meisten Fällen das Leblond-Gefügemodell [67] zum Einsatz. Die Sensibilität dieses Modells in Bezug auf veränderte Maximaltemperaturen, die während der Berechnung auftreten können, ist von Berkhout in [68] untersucht worden.

Grundsätzlich ist die Gefügekineematik ein bereits sehr weit erforschtes Gebiet, doch auch hier limitiert die Computertechnik ihre Anwendungsgebiete. Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen eignet sich die Berücksichtigung der Werkstoffsimulation nicht. Allerdings wurden die Schweißstöße hinsichtlich ihrer Gefügestruktur untersucht (Kapitel 4.5) und es konnte festgestellt werden, dass die für die numerischen Eigenspannungsberechnungen verwendete Schweißtechnik im Zusammenhang mit den eingesetzten Werkstoffen keine nennenswerten Festigkeitsänderungen im Schweißgut im Vergleich zum Grundmaterial nach sich ziehen. Hinsichtlich der Volumenänderungen während der Umwandlungsprozesse wird aufgrund der Größenordnung davon ausgegangen, dass dieser eine untergeordnete Rolle spielen. Aus diesen Gründen wäre die Berücksichtigung der Gefügeumwandlung gemessen an der damit verbundenen Zeitintensität für diesen Fall redundant; der Bereich der Werkstoffsimulation entfällt in dieser Arbeit und ist daher in Abbildung 2 durchgestrichen.

2.2 Vereinfachte Ansätze zur Eigenspannungsberechnung

Insgesamt existieren derzeit ausreichend gute Kenntnisse für eine hinreichend genaue Simulation von schweißbedingten Temperaturfeldern und Verzügen, das Hauptproblem liegt in der benötigten Berechnungszeit, die bisher nur die Untersuchung kleiner Strukturen zulässt. Daher wird die Simulation häufig dem Fokus der Untersuchungen sowie der Geometrie angepasst. Eine Einlagenschweißung einer 4 mm dicken Platte wird beispielsweise kaum von der Gefügeumwandlung beeinflusst sein, auf die in diesem Fall möglicherweise verzichtet werden kann. Liegen genaue Kenntnisse der Eigenspannungsverteilung im Vordergrund, ist besonders auf die Vernetzung im Nahtbereich zu achten. Wobei erwähnt werden muss, dass genaue Kenntnisse der Eigenspannungsverteilung einer geschweißten Struktur grundsätzlich mit Skepsis zu betrachten sind, da der Einfluss der numerischen Berechnungsparameter der verschiedenen FE-Programme oft dramatisch ist und bei Veränderung zu völlig unterschiedlichen Ergebnissen führen kann. Derzeit ist ein Vergleich mit Messungen noch unumgänglich, wobei auch hierbei die verschiedenen Messmethoden sehr große Differenzen aufweisen.

Im deutschen Schiffbau hat sich zur Abschätzung der Schweißverzüge das Konzept des sogenannten „Shrinkage Managers“ von Heinemann et al. (1998) und Nicolay (2002) [69] bewährt. Hierbei stand eine Algorithmen-Entwicklung zur Schrumpfungsschätzung im Mittelpunkt, die auf einer systematischen Auswertung von Konstruktions- und Prozessdaten basiert. Angesichts des enormen experimentellen Aufwandes zur Bereitstellung einer statistisch abgesicherten Datenbasis ist diese Methodik für vorhandene Konstruktionen anwendbar, bei der Entwicklung von Prototypen oder Optimierungsverfahren allerdings ist dieses Vorgehen kaum zu empfehlen.

Noch müssen sich besonders die Werften solcher Abschätzungsmaßnahmen bedienen, da eine zuverlässige Berechnung der Schweißschrumpfungen der einzelnen Fertigungsschritte aufgrund

der Komplexität und Größe der Strukturen nicht möglich ist. Vorhandene Vereinfachungsansätze reduzieren zwar die Berechnungszeiten, doch oft in gleichem Maße auch die Genauigkeit der Ergebnisse.

Unter Maßnahmen zur Reduzierung der Berechnungszeit versteht man einerseits die folgend beschriebenen Vereinfachungen, andererseits kann auch ohne diese durch Nutzung verschiedener mathematischer Möglichkeiten zur Lösung des numerischen Gleichungssystems eine erhebliche Zeitersparnis erzielt werden. Die Standard-Lösungseinstellungen der FE-Programme zielen meist auf kleine Modelle ab, für komplexe Modelle mit ausgeprägter Nichtlinearität sollten diese Einstellungen überprüft werden. Hinweise hierzu gibt [74].

Weiterhin entscheidend ist die Wahl des Computers, der für die Berechnung genutzt werden soll. Stand der Technik sind, abgesehen von Super-Computern und Cluster, 64bit Stationen mit 6 CPUs und 16 GB RAM. Ein solcher Computer wurde für den zweiten Teil der Arbeit, die Eigenspannungsberechnung an einem Sektionsstoß, verwendet. Während der Bearbeitung des ersten Teils war diese Rechnerausstattung noch nicht verfügbar. Zu berücksichtigen ist weiterhin, dass die Berechnungszeit nicht linear mit zunehmender Anzahl der Prozessoren oder Erhöhung des Arbeitsspeichers abnimmt, sondern dass vielmehr eine Erhöhung der Berechnungszeit auftreten kann, wenn das FE-Programm mehr damit beschäftigt ist, Daten zwischen den Prozessoren auszutauschen. Für die Berechnung des Sektionsstoßes in dieser Arbeit beispielsweise ergaben sich höhere Berechnungszeiten auf einem Cluster unter Verwendung von 15 CPUs und 132 GB RAM, als auf der oben erwähnten 64bit Station. Testrechnungen sind hierfür zu empfehlen.

Nach dem heutigen Stand der Wissenschaft können die Vereinfachungsansätze wie folgt unterteilt werden:

Reduzierung der transienten auf stationäre Prozesse

Hierbei wird die Wärme innerhalb eines Zeitschrittes auf die gesamte Schweißnaht aufgebracht. Damit können die Längsspannungen relativ gut abgebildet werden, die Querspannungen jedoch werden stark unterschätzt. Aus diesem Grund werden neben der Naht quer zu dieser Federn eingesetzt. Laut Hinrichsen [71,72] können so auch quantitativ gute Ergebnisse zur Abschätzung der Schrumpfverformung erzielt werden. Auf Hinrichsen aufbauend veröffentlichte Dürkop 2006 [70] seine Dissertation, welche einen Ansatz zur Berechnung größerer Strukturen thematisiert. Die Untersuchungen beziehen sich auf dünnwandige Bauteile, Hauptbestandteil der Arbeit ist die Berechnung eines 3000 x 3000 x 1000 mm großen Doppelbodenabschnittes ohne Verdeckelung. Als thermo-mechanische Basis verwendet Dürkop einen zweiparametrischen, nichtlinearen Ansatz mit stationärem Wärmeeintrag. Die Wärmeeinwirkzeit kalibriert er an einfacheren Modellen und orientiert sich weiterhin an den Untersuchungen von Hinrichsen. Es wurden Schalenelemente verwendet. Hinsichtlich der Verzugsberechnung tritt auch bei Dürkop eine gute Annäherung der Längsschrumpfung der Naht auf, die Querschrumpfung allerdings, die maßgeblich aus der Bewegung der Wärmequelle resultiert, konnte ohne weitere Maßnahmen nicht abgebildet werden. Aus diesem Grund kommen hier ebenfalls quer gerichtete Federn zum Einsatz. Diese sind, und das ist der wesentlichste Unterschied zum Modell von Hinrichsen, zu Beginn der Simulation spannungsfrei. Sie beeinflussen folglich nicht den Spannungszustand im Nahtbereich des Bauteils. Damit soll eine Verfälschung der initialen Spannungsfelder aus vorangegangenen Simulationsschritten ausgeschlossen werden. Die Problemstellung bei der Verwendung von Querfedern ist die Bestimmung der Federsteifigkeit, die in der Arbeit durch das „Prinzip des unsystematischen Probierens“ ermittelt wurde. Begleitend zu den Rechnungen und Validierungen des Ansatzes wurden photogrammetrische Messungen am Bauteil vorgenommen, mit deren Hilfe die berechneten Verzüge einge-

ordnet werden konnten. Der Vergleich von Messung und Simulation zeigte eine deutliche quantitative Unterschätzung der Querschrumpfung.

Als Fazit seiner Berechnungen hält Dürkop fest, dass eine realitätsnahe Simulation und damit einhergehend eine quantitative Beurteilung der Schweißverzüge und -eigenstressen, selbst bei der in Teilen linearisierten thermo-mechanischen Grundgleichung, eine Lösung für das thermische Problem mit bewegter Wärmequelle erfordert. Diese Erkenntnis konstatiert man auch in [73].

Modifizierte Berücksichtigung der transienten Prozesse

Die folgend vorgestellten Ansätze sind derzeit nur teilweise in Anwendung. Sie sind Bestandteil des Forschungsclusters „Anwendungsnahe Schweißsimulation komplexer Strukturen“ [75].

Local-Global-Method

Die Local-Global-Method basiert auf dem Ansatz, dass das aus der Wärmeverteilung resultierende Dehnungsfeld über den größten Teil der Schweißnaht konstant ist. Aus einer gegebenen Geometrie wird ein kleiner Ausschnitt der Naht vollständig transient berechnet; die berechneten Dehnungen werden dann auf die übrige Struktur übertragen. Bei einer Struktur, die aus mehreren Schweißnähten gleicher Art aufgebaut ist, kann z.B. eine Naht berechnet werden, und die Ergebnisse können dann auf die anderen Nähte übertragen werden. Als Abschluss der Berechnung wird ein letzter Berechnungsschritt durchgeführt, in dem sich das dadurch gestörte Gleichgewicht einstellen kann [74].

Dieser Ansatz stellt einen sehr guten Kompromiss zwischen Berechnungszeit und Quantität der Ergebnisse dar, ist allerdings für praktische Strukturen nur selten anwendbar. Die Steifigkeitsverhältnisse um die Naht sind entscheidend für die sich einstellenden Dehnungen und Spannungen. Die Voraussetzung für die Anwendung der Local-Global-Method ist, dass diese Steifigkeit über die gesamte Nahtlänge gleich ist. Für einfache Strukturen, wie z.B. einen Stumpfstoß, trifft das mit Ausnahme der Randbereiche zu. Für den in dieser Arbeit untersuchten Sektionsstoß liegen große Steifigkeitsänderungen über die Nahtlänge vor, daher kann die Local-Global-Method hier nicht verwendet werden.

Macro-Bead-Method

Die Macro-Bead-Method erinnert an ein Pilgerschrittverfahren, bei dem die einzelnen Pilgerschritte als stationär aufgefasst werden, also in jedem Pilgerschritt stationär Wärme eingebracht wird. Mit zunehmender Größe der Pilgerschritte bzw. der stationären Abschnitte verliert die Berechnung an Genauigkeit.

Dieser Ansatz wird im Rahmen der Untersuchungen aufgegriffen, weniger als ein Schweißen in Abschnitten des zu untersuchenden Sektionsstoßes, sondern mehr in Form größerer Elemente, in die innerhalb eines Berechnungsschrittes Wärme eingebracht wird.

Schrumpfkraftmethode

Von den drei Ansätzen ist die Schrumpfkraftmethode die mit Abstand Radikalste. Hierbei werden entweder mittels analytischer Ansätze oder durch eine Testsimulation die aus der Wärmebelastung resultierenden Schrumpfkraften berechnet und auf das Modell übertragen. Die Schrumpfkraft kann entweder in einem Lastschritt konstant über die gesamte Nahtlänge oder transient, ähnlich der wandernden Wärmequelle, implementiert werden. Es handelt sich hierbei um eine sehr vereinfachte Betrachtung, die nach Meinung der Autorin lediglich zur Lokalisierung kritischer Stellen dienen sollte, an denen dann zur genauen Beurteilung eine Schweißsimulation durchgeführt werden soll-

te. Ein weiteres Anwendungsgebiet dieser Methode ist die Optimierung von Schweißreihenfolgen [76].

Vereinfachung des FE-Modells

2D/ 3D

Vereinfachungen des FE-Modells betreffen u.a. die Dimensionalität, also die Unterscheidung zwischen 3D und 2D Modellen. 2D Modelle mit Schalenelementen bedeuten eine enorme Zeitersparnis, aber auch einen Kompromiss mit dem beim Schweißen erzeugten dreidimensionalen Spannungszustand. In [77] wurde eine Mehrlagennaht mit einem 2D Modell berechnet, die Ergebnisse stimmten mit den Messungen weitestgehend überein. Auch in [50], [73] und [66] wird dieser Ansatz diskutiert, das Fazit ist hier, dass 3D Modelle zu bevorzugen sind.

Schalen-/Volumenelemente

Ein weiterer Punkt ist die Wahl des Elementes: Volumen- oder Schalenelemente sind hierfür verfügbar. Bei Schalenelementen besteht die Problematik des nicht umsetzbaren dreidimensionalen Wärmeeintrags. Eine Schale hat in der Regel nur eine Ebene, die der Anwender ansprechen kann. Auch bei Verwendung mehrerer Schichten (Layer) im Schalenelement, um beispielsweise komplizierte Biegeverformungen berechnen zu können, ist eine Belastung nur in einer Ebene verfügbar. Für die hochgradig dreidimensionale Wärmeverteilung beim Schweißen stellt dies ein Problem dar. Im Rahmen einer Masterarbeit [78] wird derzeit die Schweißsimulation eines Panels mit Schalenelementen untersucht. Hierbei wird das Zentrum der Wärmeverteilung auf eine Schalenoberfläche aufgebracht und mittels eines quadratischen Ansatzes über die Schalendicke verteilt. Erste Berechnungen zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit den gemessenen Verformungen. Testrechnungen ergaben zudem, dass Schalenelemente mit mehr als einer Schicht nur marginale Vorteile hinsichtlich der Berechnungszeit ergeben. In diesem Zusammenhang bedarf es außerdem weiterer Forschung zur möglichen Anwendung des sehr neuen Schalen-Volumenelementes, welches seit 2011 in den gängigen, kommerziellen FE-Programmen verfügbar ist.

Dynamische Vernetzung

Hinsichtlich der Umsetzung weniger eine Vereinfachung als vielmehr eine Herausforderung stellt die dynamische Vernetzung dar. Die Idee dahinter ist die Einsparung von Knoten und Elementen. Das FE-Netz wird nur in den Bereichen sehr fein unterteilt, in denen es notwendig ist, also um die Wärmequelle. Die feine Vernetzung wandert dementsprechend mit der Wärmequelle mit. Dies ist ein theoretisch effektiver Ansatz, da die Genauigkeit der Simulation nicht eingeschränkt wird. Praktisch jedoch bedeutet das, dass nach jedem Berechnungsschritt in einem bestimmten Bereich das FE-Netz gelöscht und neu erstellt werden muss. Dabei müssen die berechneten Spannungen und Dehnungen des ursprünglichen Netzes auf ein Neues übertragen werden. Die fein aufgelösten Spannungsgradienten in der Naht gehen dabei wieder verloren. In [79] wurde erfolgreich ein dynamisches Netz zur Berechnung eines T-Stoßes verwendet. Dabei wurden die so genannten graded elements, also abgestufte Elemente, verwendet. Diese Elemente werden mit anderen Elementtypen nicht mittels Knotenverbindungen, sondern anhand von Kopplungen und Zwangsbedingungen verbunden. Für eine wandernde Vernetzung sind solche Elemente sehr zeitsparend, im Gegenzug können Kopplungen und Zwangsbedingungen in nichtlinearen Bereichen zu hohem numerischen Aufwand führen und die Berechnungszeit beeinträchtigen. Das in [79] verfolgte Ziel, die Berechnung einer komplexen schiffbaulichen Struktur, wurde trotz der gut funktionierenden Testschweißungen mit dynamischen Netzen an kleinen Modellen mit der Local Global Methode durchgeführt, da dem Autor zufolge die Berechnungszeit ansonsten zu groß geworden wäre. Die

Anwendung eines dynamischen Netzes kommt aus diesem Grund für die vorliegende Arbeit ebenfalls nicht in Frage.

Superelemente

Für große Strukturen bietet weiterhin das Superelement viele Möglichkeiten. Vereinfachend dargestellt ist ein Superelement ein Element, welches viele andere Elemente zusammenfassen kann. Soll z.B. die Biegung eines auf Kragträger gelagerten Balkons berechnet werden, kann das gesamte Haus, an dem der Balkon befestigt ist, durch ein Superelement abgebildet werden. Es beinhaltet die Steifigkeitsmatrix des gesamten Hauses, aber in nur einem Element. Dies ist eine viel versprechende Technologie, deren mathematische Grundsätze [80] zu entnehmen sind. Ein Negativaspekt ist, dass der Modellierungsaufwand nicht erleichtert wird, da, am Beispiel des Hauses, dieses erst vollständig modelliert und vernetzt werden muss, bevor es zu einem Superelement zusammengefasst werden kann. Weiterhin sind Superelemente nur in linearen Berechnungen anwendbar, da die im Superelement gespeicherte Steifigkeitsmatrix nicht veränderbar ist. Für diese Arbeit kommt die Verwendung von Superelementen durchaus für die Bereiche des Modells in Frage, in denen keine plastischen Verformungen erwartet werden und keine Temperaturbelastung aufgebracht wird. Testrechnungen ergaben allerdings, dass die sich der Berechnung anschließende Auflösung des Superelementes, also die Spannungsberechnung im Element und deren Übertragung auf die ursprünglichen, zusammengefassten Elemente, bei großen Modellen sehr zeitaufwendig ist. Die Superelementtechnologie fand im Rahmen dieser Arbeit zwar Anwendung, für die endgültigen Berechnungen wurde allerdings aus den genannten Gründen auf sie verzichtet.

Kombination von Volumen- und Schalenelementen

Die Grundidee der kombinierten Verwendung von Volumen- und Schalenelementen liegt in der Einsparung von Knoten, indem man die Schweißnaht mit Volumenelementen und die übrige Struktur mit Schalenelementen vernetzt. Da keine Einschränkung der Schweißsimulation per se vorgenommen wird, ist dieser Ansatz viel versprechend. Die Problematik hierbei liegt in der Verbindung der beiden Elementtypen, welche aufgrund der unterschiedlichen Anzahl von Freiheitsgraden nicht ohne Zusatzmaßnahmen ausgeführt werden kann. Eine weitere Frage ist, wie groß der Bereich mit Volumenelementen sein muss, um den Schweißprozess richtig zu erfassen. Hinweise dazu sind in [81] zusammengefasst. Die Kombination von Volumen- und Schalenelementen wird in dieser Arbeit aufgegriffen und die angesprochenen Schwierigkeiten in Kapitel 5.2 diskutiert.

2.3 Schwingfestigkeit

Schwingfestigkeitsnachweise sollen die Widerstandsfähigkeit eines Bauteils gegenüber Betriebsbelastungen sicherstellen. Die Widerstandsfähigkeit gegenüber häufig wiederholten oder schwingenden Beanspruchungen ist meist sehr viel geringer als bei statischer Beanspruchung. Diese Ermüdung des Bauteils bzw. des Materials basiert auf einer Rissinitiiierung und einem fortlaufenden Risswachstum. Das Wachstum des Risses unter wechselnder Beanspruchung findet häufig unterhalb der Streckgrenze statt, ist der Restquerschnitt nicht mehr in der Lage, die Spannungen aufzunehmen, erfolgt der Bruch.

Bei Schweißverbindungen entsteht der Ermüdungsriß eher an der Schweißnaht als an anderer Stelle. Kleinste Diskontinuitäten innerhalb der Gefügestruktur können zur Rissbildung führen. Dabei stellt sich die Initiierungsphase meist als sehr kurz ein, der Großteil der Ermüdungszeit beinhaltet daher den Vorgang der Rissausbreitung. Das häufig raue Oberflächenprofil vieler Nähte führt bei Stumpfnähten besonders am Nahtübergang, bei Kehlnähten zudem an der Wurzel zu lokalen Spannungsspitzen. Bestehen in diesen kritischen Bereichen Unstetigkeiten, werden sie mit höhe-

ren Spannungen beaufschlagt, was eine weitere Ausbreitung des geschwächten Bereiches nach sich zieht.

Allgemein wird die Schwing- oder auch Ermüdungsfestigkeit einer Schweißverbindung als Spannungsschwingbreite definiert, unter welcher bei konstanter Lastamplitude eine bestimmte Anzahl an Spannungsschwingspielen ertragbar ist. Als Spannungsschwingbreite bezeichnet man dabei die Differenz zwischen aufgebrachter Ober- und Unterspannung. Die Anzahl der Spannungsspiele beschreibt die Lebensdauer der Konstruktion.

Bereits ab 1858 mit der industriellen Entwicklung, besonders mit dem Einsatz geschweißter Eisenbahnräder, untersuchte August Wöhler den Einfluss zyklischer Belastungen auf Konstruktionen. Nach ihm sind die Wöhlerversuche benannt, die noch heute durchgeführt werden, um die Lebensdauer eines Bauteils abzuschätzen. Innerhalb eines Wöhlerversuchs werden Versuchskörper zyklisch, meist unter einer sinusförmigen Beanspruchungs-Zeit-Funktion, belastet. Die Lastamplituden sowie das Spannungsverhältnis aus Unterlast zu Oberlast sind konstant. Der Versuch läuft bis ein definiertes Versagen eintritt. Die Ergebnisse des Versuchs werden in einem Wöhlerliniendiagramm aufgetragen, in dem die Nennspannungsamplitude linear oder logarithmisch über die logarithmisch abgebildete, ertragbare Schwingspielzahl dargestellt wird. Dabei ergeben sich Streuungen der Versuchsergebnisse, die hauptsächlich auf divergierende Werkstoffeigenschaften innerhalb der Bauteile zurückzuführen sind. Diese Streuung gehorcht der Normalverteilung nach Gauß; Hinweise und Anmerkungen zur statistischen Auswertung von Schwingfestigkeitsversuchen sind [85] zu entnehmen. Ein erweitertes Wöhlerdiagramm beinhaltet daher auch eine Streubandfunktion. Innerhalb eines Vertrauensbereiches wird die charakteristische Schwingfestigkeit bei einer Lastspielzahl von $N=2 \cdot 10^6$ (nach [83]) definiert, die Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\bar{u}}$ liegt bei 97,5 % (Abbildung 6). Ab dieser Lastspielzahl spricht man vom Dauerfestigkeitsbereich, allerdings ist heute umstritten, inwiefern dieser tatsächlich existent ist. Diese Diskussion steht nicht im Fokus der vorliegenden Arbeit. Bei den durchgeführten Versuchen liegen keine Temperaturbeeinflussungen vor, getestet wird ausschließlich im Zeitfestigkeitsbereich. Die Versuchsergebnisse werden zur Ermittlung der charakteristischen Schwingfestigkeit bei einer Wöhlerneigung von $m=3$ auf $N=2 \cdot 10^6$ extrapoliert.

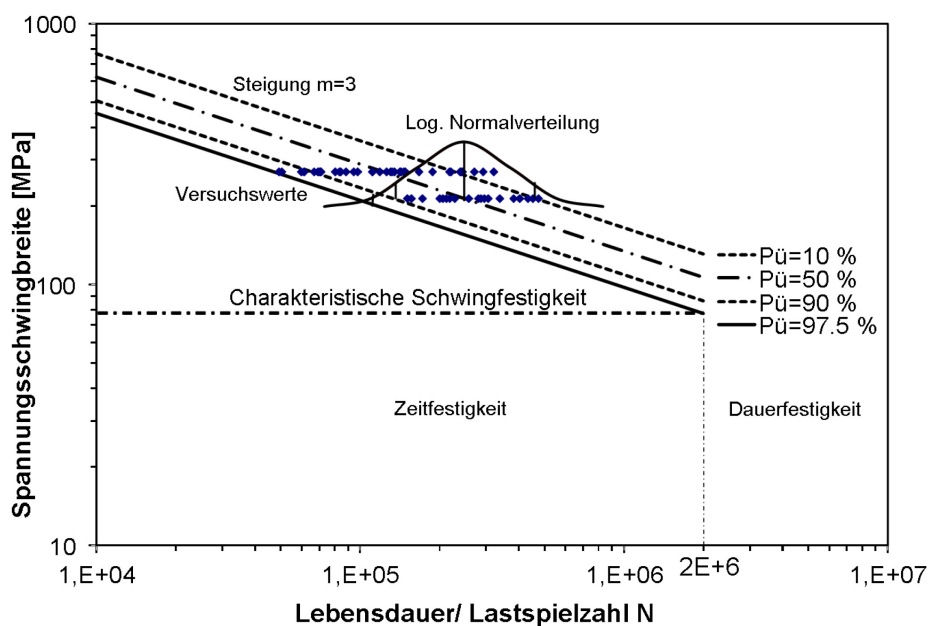


Abbildung 6 Exemplarisches Wöhlerliniendiagramm

Die so ermittelte charakteristische Schwingfestigkeit sollte oberhalb der in Regelwerken angegebenen liegen. In den Vorschriften des Germanischen Lloyd [83] wird diese als Detailkategorie bezeichnet und kann geometrie- und fallweise fertigungsabhängig den Kerbfallklassen entnommen werden. Die Anforderungen sind eng an die Vorschriften des International Institute of Welding (IIW) [84] angelehnt. Im Rahmen dieser Arbeit liegen ausschließlich Stumpfstöße vor, denen laut [83] eine Detailkategorie von 80 MPa zugeordnet wird.

Innerhalb der Arbeit werden verschiedene Varianten von Schweißstößen untersucht, die keine Berücksichtigung in den Regelwerken finden. Zentrale Themen sind beispielsweise die Schweißtechnik sowie die Breite des zu verschweißenden Luftspalts. Bei der Zuordnung eines Details in eine Kerbfallklasse bzw. Detailkategorie existiert keine Unterscheidung dieser Parameter; die Ergebnisse der Schwingfestigkeit zeigen jedoch, dass diese Vorgehensweise zu überdenken ist.

Ein weiterer Untersuchungsparameter sind die schweißbedingten Eigenspannungen, die jedoch laut den Empfehlungen des IIW [84] entweder durch Berücksichtigung dieser innerhalb der Versuche mit Kleinproben in Form einer erhöhten Mittelspannung (Spannungsverhältnis R von Unter- zu Oberspannung = 0,5) oder, sofern dies nicht erfolgt ist, durch eine pauschale Reduzierung der charakteristischen Schwingfestigkeit um 20 % erfolgen (wenn der Versuch mit $R=0$ durchgeführt wurde). Dies trägt dem Umstand Rechnung, dass bei Versuchen mit Kleinproben durch das Heraussägen dieser aus einem Bauteil vorher vorhandene Eigenspannungen ausgelöst werden; die Kleinproben also als fast eigenspannungsfrei anzunehmen sind.

Der Mittelspannungseinfluss wird am Effektivsten durch die Haigh-Diagramme [85,125] ausgedrückt. Hiernach bewirkt eine höhere Mittelspannung eine kleinere ertragbare Spannungsamplitude, wobei eine Abhängigkeit vom Grenzspannungsverhältnis R besteht. Zudem ist der Mittelspannungseinfluss für verschiedene Details (z.B. Stumpfstoß, Quersteife etc.) unterschiedlich [125]; dennoch ist dieser bereits bekannte Umstand in die IIW-Empfehlungen nicht integriert.

Die Berücksichtigung des Eigenspannungseinflusses erfolgt in dieser Arbeit über die Erhöhung der Mittelspannung, allerdings nicht um einen pauschalisierten Wert, sondern mit Hilfe während des Schweißprozesses gemessener Reaktionskräfte.

Wird ein Ermüdungsfestigkeitsnachweis erforderlich, muss anhand der vorliegenden Gegebenheiten entschieden werden, welches der zur Verfügung stehenden Grundkonzepte Anwendung finden könnte. Folgende, hiernach erläuterte Konzepte, finden derzeit Anwendung:

- Nennspannungskonzept
- Strukturspannungskonzept
- Kerbspannungskonzept
- Kerbdehnungskonzept
- Rissfortschrittskonzept

Die Gegenüberstellung der Nachweisverfahren kann anhand einer Auflistung von Vor- und Nachteilen stattfinden. Die Gewichtung der einzelnen Argumente ist fallabhängig vom Ingenieur festzulegen.

Beim Nennspannungskonzept handelt es sich um ein einfach anzuwendendes Nachweisverfahren, mit dem gute Genauigkeiten erzielt werden können. Hierbei werden die in Schwingfestigkeitsversuchen erreichten Lastspielzahlen der aufgetragenen Spannungsschwingbreite gegenübergestellt; lokale Effekte oder strukturelle Vorverformungen sind damit indirekt einbezogen. Die relevanten Bauteil-, Werkstoff- und Fertigungseinflüsse werden in den experimentell ermittelten Wöhlerlinien erfasst. Aufgrund der fehlenden Informationen über örtliche Beanspruchungen können zusam-

mengesetzte Lasten nur unzureichend bestimmt werden. Dies ist vor allem bei komplizierten Konstruktionen oder Knotenverbindungen nachteilig. Zudem ist die Übertragbarkeit der Ergebnisse in Bezug auf Geometrie- oder Belastungsänderung nur eingeschränkt möglich. Das Nennspannungskonzept kann nicht angewendet werden, wenn die Werkstoffbeanspruchung im plastischen Bereich liegt und wenn die Komplexität des Bauteils die Angabe eines konstanten Nennspannungsfeldes nicht zulässt. Anwendung findet dieses Konzept bei Einzelkonstruktionen und Kleinserien, die wiederkehrende Konstruktionselemente aufweisen. Empfehlungen zur Anwendung und zu weiterführenden theoretischen Hintergründen dieses Konzeptes finden sich in [85].

Neben dem Nennspannungskonzept, welches auch als globales Konzept bezeichnet wird, existieren die so genannten lokalen Konzepte. Das Strukturspannungskonzept [86] erfasst strukturelle Verformungen des zu untersuchenden Bauteils, die zumeist aus der Fertigung resultieren. Beim vorliegenden Stumpfstoß beispielsweise ist häufig ein Nahteinfall zu erkennen, der während der Schwingfestigkeitsversuche eine sekundäre Biegespannung hervorruft. Diese Zusatzspannung wird durch die Strukturspannung erfasst, die statt der Nennspannung als Spannungsschwingbreite verwendet wird. Eine Erweiterung dieser Vorgehensweise ist das Kerbspannungskonzept. Hierbei wird zusätzlich zu eventuellen Verformungen auch die lokale Spannungserhöhung an der Nahtkerbe berücksichtigt. Beiden Konzepten obliegt als Herausforderung die Bestimmung der Struktur- bzw. der Kerbspannung. Dies kann messtechnisch erfolgen, was v.a. für die Kerbspannungen schwierig ist, da die Applikation von Dehnungsmessstreifen in der Kerbe nicht möglich ist. Häufiger werden Finite-Element-Rechnungen eingesetzt.

Das Örtliche Konzept oder auch Kerbdehnungskonzept [110] ist ein Verfahren zur Berechnung der Anrisslebensdauer zyklisch beanspruchter Bauteile. Dabei wird die Anrisslebensdauer als die Zeitspanne zwischen rissfreiem bis zum Zustand des technischen Anrisses definiert. In diese Berechnungsart finden örtliche Beanspruchungsabläufe Zugang, was eine realistische Beurteilung des Bauteilzustandes zulässt. Ausgehend von den örtlichen elastisch-plastischen Dehnungsamplituden im Kerbgrund erfolgt die Bestimmung der Anrisslebensdauer über einen Vergleich mit der entsprechenden Dehnungswöhlerlinie des Werkstoffs in einer ungekerbten Vergleichsprobe. Diese Vorgehensweise basiert auf der Übertragung der Verhältnisse im Kerbgrund hinsichtlich lokaler Deformation, Schädigung und Risseinleitung auf eine kleine, gedanklich an dieser Stelle positionierte Zugprobe. Die Zugprobe ist ideal glatt, sie besitzt demnach keine Kerben. Sie wird mit den lokalen Bedingungen der Kerbe des betrachteten Konstruktionsdetails beaufschlagt und anschließend zum Nachweis herangezogen. Problematisch ist, dass die zyklischen Materialdaten bekannt sein müssen. Diese können zwar mit der Ramberg-Osgood-Gleichung [108,109] dargestellt werden, allerdings bleibt die Beziehung zwischen äußerer Last und den lokalen Dehnungen in der Kerbe eine Unbekannte. Insgesamt findet das Kerbdehnungskonzept v.a. bei niedrigzyklischen Belastungen Anwendung, welche nicht Thema der vorliegenden Arbeit sind. Zudem ist das Versagenskriterium des Konzeptes nicht der Bruch der Probe, sondern der Anriss, was ebenfalls nicht zu den Untersuchungen passt. Aus den genannten Gründen wird das Kerbdehnungskonzept nicht in die Arbeit aufgenommen.

Einen anderen Ansatz bietet das Rissfortschrittskonzept, welches sich auf die Bruchmechanik stützt. Hierbei sind nicht die Verhältnisse an den Nahtkerben, sondern jene an der Risspitze von Interesse. Die Schwingbreite des dort lokalisierten Spannungsintensitätsfaktors wird mit der Rissfortschrittsrate (Risslängenzuwachs je Lastwechsel) in Beziehung gesetzt [110-112]; man erhält eine Lebensdauerkurve. Eine Herausforderung hierbei stellt die Bestimmung der Spannungsintensitätsfaktoren an der Rissfront dar. Diese werden zumeist mit Hilfe der FEM ermittelt.

Im Rahmen dieser Arbeit finden die drei erstgenannten Konzepte Anwendung, um einen vergleichenden Überblick über die Untersuchungsparameter zu erhalten. Detaillierte Angaben zur Vorge-

hensweise innerhalb der unterschiedlichen Bewertungskonzepte werden in den entsprechenden Kapiteln gegeben.

2.4 Bruchmechanik

Die Bruchmechanik befasst sich mit der ganzen oder teilweisen Trennung eines Körpers, der zuvor verbunden war, unter statischer als auch unter dynamischer Belastung. Die Trennungslinie wird als Riss bezeichnet. Den verschiedenen bruchmechanischen Konzepten ist gemein, dass sie alle von einer bereits vorhandenen Fehlstelle (Riss) im Bauteil ausgehen. Bei Schweißnähten können dies Lunker, Einschlüsse, Heiß- oder Kaltrisse oder unzureichende Verbindungen zwischen dem Schweißgut und dem Grundmaterial sein. Von einer solchen Fehlstelle ausgehend, setzt unter Belastung ein Risswachstum ein. Anhand von Risswiderstandskennwerten werden Bedingungen definiert, welche ein instabiles Risswachstum kennzeichnen, unter welchem es beim Überschreiten der Bruchfestigkeit zum Bruch kommt. Dabei wird hinsichtlich der Belastungsart zwischen der zyklischen und der statischen Belastung unterschieden. Erstere betrachtet die Rissfortschrittsrate in Verbindung mit den lokalen Spannungszuständen an der Rissspitze; hier kann das oben erwähnte Rissfortschrittskonzept angesiedelt werden. Im Rahmen der bruchmechanischen Betrachtungen dieser Arbeit wird die statische Belastungsform betrachtet, wobei es nicht um die Ermittlung einer Lebensdauer im Sinne der Schwingfestigkeit geht. Ziel solcher Betrachtungen ist die Berechnung einer kritischen Risslänge oder der maximal ertragbaren Spannung bei Vorhandensein einer Fehlstelle. In der Flugzeugindustrie beispielsweise wird bei Detektierung eines Risses die kritische Risslänge ermittelt, bei welcher das entsprechende Bauteil auszutauschen ist. Im Stahlbetonbau wird grundsätzlich vom so genannten „gerissenen Ausgangszustand“ ausgegangen; hier werden kritische Risslängen und Spannungen benötigt, um das Tragverhalten des Bauteils bewerten zu können.

Die Bedeutung der Bruchmechanik als Teilgebiet der Mechanik spielt mit der Industrialisierung und dem zunehmendem Einsatz der Schweißtechnik eine wachsende Rolle. Bereits zu Beginn des 20. Jahrhunderts entwickelten sich erste Ansätze, die sich mit der analytischen Erfassung des Bruchphänomens beschäftigten [87]. Einen wirtschaftlich signifikanten Anstoß zu weiterer Vertiefung der Thematik boten dann die Sprödbürche der Liberty-Schiffe zum Ende des Zweiten Weltkriegs. 1939 gelang Weibull [82] eine statistische Formulierung des Bruchs. Mit der Einführung des Irwinschen K -Konzeptes [88] gelang dann eine Formulierung des Bruchs, die in ihrer grundlegenden Form noch heute Anwendung findet. In der zweiten Hälfte des 20. Jahrhunderts folgten schnelle Entwicklungen in den Bereichen Luft- und Raumfahrt sowie in der Nukleartechnik, beide verbunden mit erhöhten Sicherheitsanforderungen für Mensch und Umwelt sorgten für rasche Weiterentwicklungen in der Bruchmechanik.

Neben vielen anderen Teilaspekten, die in dieser Zeit entwickelt wurden, liegt der Wichtigste in der Unterscheidung zwischen linearer und nichtlinearer bruchmechanischer Betrachtung. Die lineare Bruchmechanik beschreibt den Bruchvorgang im Rahmen der linearen Elastizitätstheorie, wodurch v.a. der Sprödburch erfasst werden kann. Sie wird daher auch als Sprödburchmechanik bezeichnet. Wird der Bruch jedoch vorwiegend von plastischen Verformungen geprägt, muss die nichtlineare Bruchmechanik Anwendung finden. Da das Verhalten normaler Baustähle durch plastische Materialeigenschaften gekennzeichnet ist, wird der elastisch-plastische Ansatz zur Beschreibung des Bruchverhaltens solcher Werkstoffe empfohlen.

Ausgehend von der Lösung des Spannungsproblems einer Platte mit elliptischem Loch entwickelten sich die Ansätze zur mathematischen Beschreibung eines Risses. Die Spannungsintensität an der Rissspitze einer Platte mit unendlicher Ausdehnung wird durch den Spannungsintensitätsfaktor K beschrieben. Für die Übertragung auf andere Geometrien und Belastungsverhältnisse wird der

so genannte Form- oder Geometriefaktor Y eingeführt, wodurch sich folgende Formulierung für K ergibt:

$$K = Y \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \tag{7}$$

Hierbei ist σ die äußere Belastung und a die Risslänge.

Für den Geometriefaktor existieren zahlreiche Lösungen, er kann allerdings auch mittels einer Finite-Element-Rechnung bestimmt werden. Diese Beschreibung des elastischen Spannungsfeldes hat jedoch nur Gültigkeit, wenn die Größe der plastischen Zone an der Risspitze im Restquerschnitt im Verhältnis zur Gesamtrisslänge klein ist. Schwalbe [89] schlägt einen Plastizierungsgrad von maximal 60 % vor. Bei Überschreiten dieses Gültigkeitsbereiches kann durch Einführung eines effektiven Spannungsintensitätsfaktors dem Einfluss der Plastizierung Rechnung getragen werden. Die Herleitung dieses Faktors bzw. der Korrekturfunktion für die Berücksichtigung einer plastischen Zone ist in [90] beschrieben.

Analog zu einem Festigkeitsnachweis werden bei einer bruchmechanischen Sicherheitsanalyse die Beanspruchungen der Beanspruchbarkeit gegenübergestellt, siehe Abbildung 7. Statt der wirk-samen Spannungen dient der Bruchmechanik der oben beschriebene Spannungsintensitätsfaktor K (elastisch oder elastisch-plastisch korrigiert), der nicht zu überschreitende Werkstoffkennwert wird statt der Streckgrenze oder der Zugfestigkeit die Spannungsintensität K_{IC} , welche sich aus dem J-Integral oder dem Crack Tip Opening Displacement (CTOD) - Wert berechnet. Die Gegenüberstellung der Beanspruchung und der Beanspruchbarkeit führt je nach Zielstellung zu einer Sicherheitsaussage bei vorhandener Risslänge oder zur Kenntnis über den erforderlichen Werkstoff.

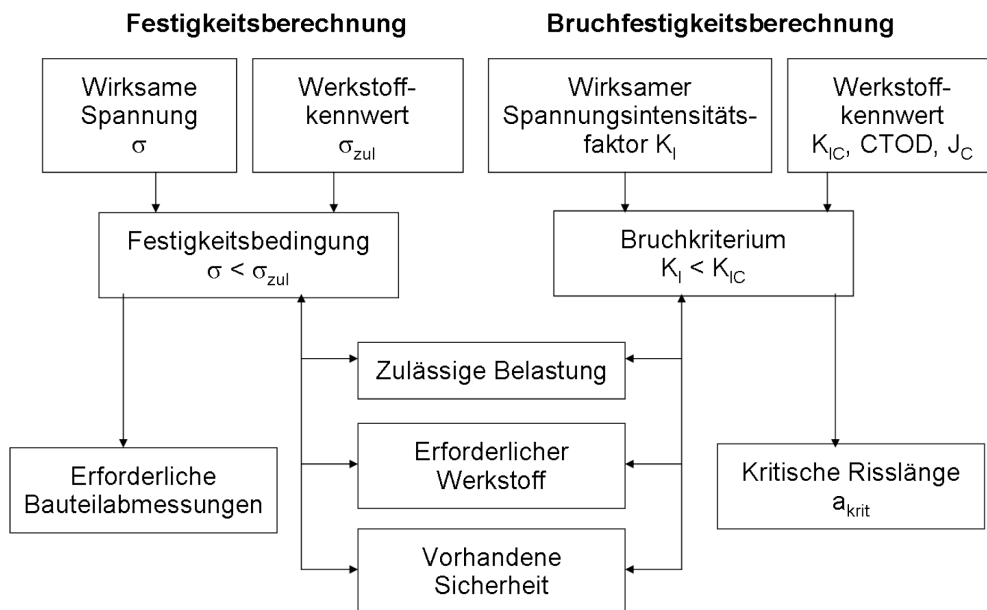


Abbildung 7 Analogie Festigkeits- und Bruchfestigkeitsberechnung (angelehnt an [100])

Die Bestimmung der Größe der plastischen Zone ist dabei maßgebend für eine realitätsnahe Beschreibung des Grenzzustandes K_{IC} , welcher maßgeblich durch die Materialeigenschaften charakterisiert wird. Das J-Integral stützt sich auf eine Energiebilanz in Form eines um die Risspitze laufenden Linienintegrals. Dieses entspricht bei konstanter Verschiebung der Änderung der potentiellen Energie bei einer Rissverlängerung. Der CTOD-Wert ist dem Namen nach selbsterklärend, er kennzeichnet die Rissspitzenöffnung und ist damit ein Maß für den Risswiderstand des Materials.

Aus diesen bruchmechanischen Grundlagen entwickelten sich mehrere Bewertungsprinzipien, von denen das FAD-Konzept (Failure Assessment Diagram) am weitesten verbreitet ist. Das Vorgehen nach dem FAD-Konzept unter statischer Belastung wird in die elastisch-plastische Bruchmechanik (EPBM) eingeordnet. Sowohl die Spannungs- und Dehnungskonzentrationen an der Rissspitze als auch die Entwicklung der plastischen Deformationen um den Riss werden dabei berücksichtigt.

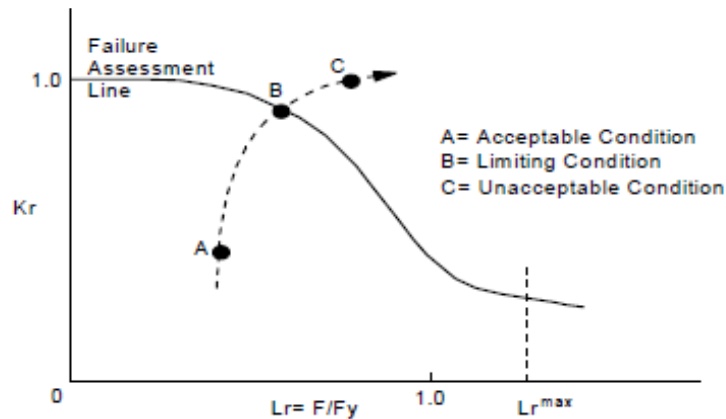


Abbildung 8 Failure Assessment Diagram (FAD) [101]

Bereits in den 1980er Jahren wurde am Central Electric Generation Board (CEGB) in England ein Verfahren entwickelt, welches auf der Grundlage der linear-elastischen Bewertung mit dem K-Faktor (Gleichung (7)) eine elastisch-plastische Bewertung erlaubt. Dazu werden zwei Parameter definiert: K_R und L_R . Hierbei ist K_R als geometrie- und lastabhängiger (risstreibender) Parameter zu interpretieren, in den auch der Risswiderstand CTOD mit einfließt. L_R ist als Quotient aus äußerer Last F und der plastischen Grenzlaster F_y definiert. Beide Werte verbunden über eine Grenzkurve bilden die plastische Korrektur des K-Wertes ab. Der in Abbildung 8 gezeigte Versagenspfad, gekennzeichnet durch die Punkte A, B und C, beschreibt, dass das Bauteil seinen Grenzzustand erreicht, wenn der Versagenspfad die Grenzkurve schneidet. An dieser Stelle ist das Bruchkriterium (Abbildung 7) erfüllt.

Es existieren zahlreiche Normen und Richtlinien, die sich hauptsächlich auf dieses Bewertungsschema stützen [102,103]. Im Rahmen eines 2002 bis 2006 geförderten internationalen Projektes wurde eine vereinheitlichte Richtlinie nach dem Stand der Wissenschaft geschaffen, die 2008 unter dem Namen FITNET von der GKSS veröffentlicht wurde [101] und auf die sich die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen beziehen.

FITNET folgt einem anwender-orientierten Mehrstufenprogramm, welches in Abhängigkeit von den vorhandenen Daten verschiedene konservative Berechnungsalgorithmen bietet. Diese unterschiedlichen Analyseoptionen sind in Tabelle 1 vorgestellt.

Tabelle 1 Analyseoptionen der FITNET-Methode

Analyseoptionen	Input-Daten	Anwendung
Basic		
Option 0	Streckgrenze	- konservative Bewertung
Standard-Optionen		
Option 1	Streckgrenze, Zugfestigkeit	- schnelle Ergebnisse - weniger konservativ als Option 0 - Mismatch < 10%
Option 2	Streckgrenze, Zugfestigkeit, Mismatchfaktor, Grenzlasten	- weniger konservativ als Option 1 - für alle Mismatchverhältnisse
Option 3	Vollständige Spannungs-Dehnungs-Kurven beider Materialien	- weniger konservativ als Option 2
Advanced-Option		
Option 4	Numerische Analyse des Bruchverhaltens	
Option 5	Numerische Analyse incl. des Verfestigungsverhaltens an der Rissspitze	

Für die Untersuchungen wurde Option 3 zugrunde gelegt, zu Vergleichszwecken wurde zudem nach Option 1 und 2 ausgewertet. Die Eingangsdaten hierbei sind die vollständigen Spannungs-Dehnungskurven sowohl des Füll- als auch des Grundmaterials.

Generell sieht die Methode folgende Vorgehensweise vor:

1. Probenentnahme (bruchmechanische Kennwertermittlung, Materialkennwerte).
2. Anschwingen der Proben bis zum Technischen Anriss.
3. Drei-Punkt-Biegeversuch, wobei die Rissöffnung CTOD gemessen wird.
4. Berechnungsalgorithmus anhand der Kennwerte. Das Ziel der Berechnung ist neben der Beurteilung des Bruchverhaltens der Verbindung die Ermittlung der kritischen Bruchlast.

Die Ergebnisse werden dann mit einer Untersuchung am Originalbauteil verglichen. Dies dient der Validierung der berechneten Ergebnisse.

Die Entnahme der Proben aus den Schweißstößen erfolgt an unterschiedlichen Stellen quer und längs zur Naht. Abbildung 9 zeigt exemplarisch die Orte im Bereich der Wärmeeinflusszone, an denen Proben entnommen werden. Weiterhin ist eine typische Compact Tension (CT)-Probe für die Drei-Punkt-Biegeversuche gezeigt, anhand derer die so genannten δ_5 -Werte ermittelt werden. Für die Kennwerte des Grundmaterials werden weitere Proben außerhalb der Wärmeeinflusszone entnommen.



Abbildung 9 Probenentnahmeorte (links) und Probe zur Ermittlung der δ_5 – Werte (rechts)

Die δ_5 -Werte dienen der Bestimmung der CTOD-Werte, sie geben die Aufweitung der Rissfront in einem Abstand von 5 mm zur Rissspitze an. Gemessen werden sie mit Messclips, welche einen speziellen Messadapter auf der Basis eines mit Dehnungsmessstreifen ausgestatteten Biegebalkens darstellen, der in die Rissöffnung der Probe eingesetzt wird und sich bei Öffnung der Rissflanken mitöffnet.

Die Proben werden zunächst dynamisch angeschwungen, bis eine Anfangsriszlänge erzeugt wurde. Es folgt dann die statische Belastung, bei der die erforderlichen Kennwerte aufgenommen werden. Als Ergebnis erhält man eine Last-Aufweitungskurve sowie die CTOD-Werte. Dann wird die Grenzversagenskurve (FAD) bauteilunabhängig aufgestellt. Dieser werden dann die Bewertungspunkte in Form der Koordinatenpunkte K_R , L_R gegenübergestellt. Letztere sind last- und rissgrößenabhängig. Ein Bauteil kann über die Bestimmung von L_R und K_R direkt als sicher oder unsicher eingestuft werden. Zusätzlich kann man durch das theoretische Erhöhen der Belastung einen Lastpfad erstellen, wobei die Belastung, die zum Schnittpunkt mit der Grenzkurve führt, die kritische Last bzw. die Bruchlast ist. Statt der Belastungsgröße kann ebenso die Rissgröße variiert werden, mit dem Ziel, die kritische Risslänge zu ermitteln. Beide Berechnungsmöglichkeiten können entweder anhand der Fließkurve der Materialien (Option 3) oder vereinfachend mit einer bilinearen Spannungsdehnungskurve (Option 1 oder 2) vorgenommen werden.

Die Bruchmechanik hat bisher nur selten Eingang in die schiffbauliche Praxis gefunden. Dennoch könnte sie Antworten geben, wenn z.B. während des Betriebs ein Riss festgestellt wird und die Frage beantworten, ob das Schiff den nächsten Hafen anlaufen kann oder sollte. Im Rahmen dieser Arbeit wird ein geschweißter Sektionsstoß betrachtet, dessen ideale, schweißfehlerfreie Festigkeitscharakterisierung nicht der Realität entspräche. Aus diesem Grund wird die bruchmechanische Bewertung aufgenommen. Zudem lassen die Schwingfestigkeitskonzepte eine Einschätzung der hier untersuchten Fertigungseinflüsse nur bedingt zu; die Bruchmechanik wird im Folgenden Antworten geben, wo die Schwingfestigkeitskonzepte Fragen offen lassen.

3 Zielstellung und Vorgehensweise

Diese Arbeit beschäftigt sich mit einem Sektionsstoß im Vorschiffsbereich eines RoRo-Schiffes, siehe Abbildung 10. Die beteiligten Sektionen sind rot markiert, ihre Bezeichnungen (S21, B29, R01) werden im Folgenden beibehalten. Untersucht wird der vertikale Stoß zwischen den Sektionen, die Verbindung zwischen der S21 und der B29 ist demzufolge bereits erfolgt. Betrachtet wird ausschließlich die Außenhautverbindung; sämtliche Längsverbindungen im Schiffsinneren sowie die Decksanschlüsse sind bereits erfolgt.

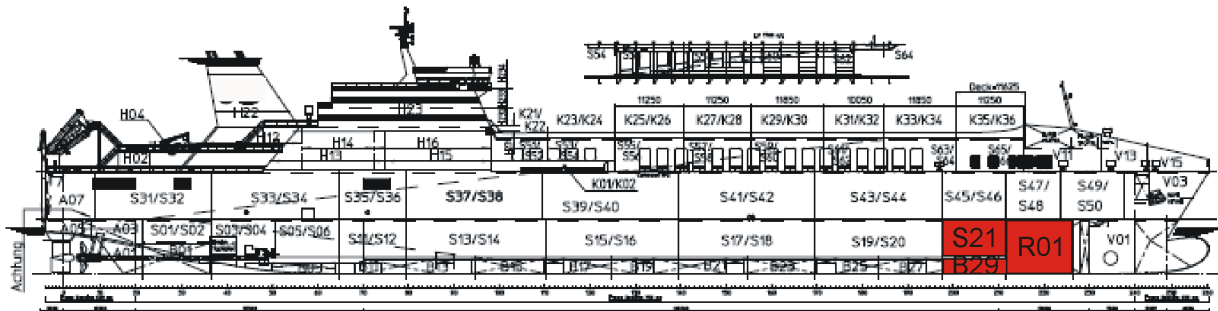


Abbildung 10 Modulplan des untersuchten RoRo-Schiffes

Die Hauptabmessungen des Schiffes sind Tabelle 2 zu entnehmen.

Tabelle 2 Hauptabmessungen des untersuchten RoRo-Schiffs

Hauptabmessungen

Länge L_{oa}	193,00 m
Breite B	26,00 m
Tiefgang (maximal) T	6,45 m

Das globale Ziel der Arbeit besteht in der Ermittlung von Einflussparametern auf die Festigkeit eines stumpf verschweißten Sektionsstoßes. Zur Erreichung dieses Ziels teilt sich das Untersuchungsprogramm in zwei Hauptbereiche auf: Untersuchungen an Kleinproben (I) und Untersuchungen am Sektionsstoß (II). Wie in Abbildung 11 gezeigt, bauen beide Bereiche aufeinander auf, das bedeutet, die Untersuchungen an den Kleinproben dienen als Referenz für den zweiten Teil. Der erste Teil beinhaltet zahlreiche experimentelle Untersuchungen, während sich der Zweite auf rechnerische Betrachtungen stützt. Das erste Ziel, welches anhand von Kleinproben umgesetzt wird, untersucht die Einflüsse folgender Parameter:

- Schweißtechnik (Pendelschweißen, Strichraupentechnik)
- Breite des zu verschweißenden Spalts (8, 15, 30 mm)
- Stahlsorte (A235, D36)
- Schweißposition (PA, PF)
- Eigenspannungen (infolge von Zwangsbedingungen)

Der Einfluss auf folgende Eigenschaften steht im Vordergrund:

- Ermüdungsfestigkeit
- Bruchfestigkeit

Die Kleinproben als Ausschnitt des Sektionsstoßes werden unter Berücksichtigung spezieller Randbedingungen untersucht, welche die Steifigkeit der umgebenden Schiffsstruktur abbilden. Hierfür dienen verschiedene Messungen am RoRo-Schiff, die im Rahmen eines Forschungsvorhabens [5] durchgeführt wurden.

Das zweite Ziel besteht in der Ermittlung der Eigenspannungsverteilung beim Verschweißen der Sektionen S21 und B29 mit der R01, dies soll mittels einer numerischen Schweißsimulation erfolgen. Nach dem heutigen Stand der Technik kann eine solche Berechnung nicht mit der gleichen Genauigkeit erfolgen, mit der kleinere Modelle derzeit berechnet werden. Dies würde eine sehr feine Netzdiskretisierung erfordern, die mit den zur Verfügung stehenden Rechnerkapazitäten nicht darstellbar sind. Trotz des Vorhandenseins eines Rechen-Clusters werden Vereinfachungen der Rechnung vorgenommen, deren Einfluss mit Hilfe der Untersuchungen der Kleinproben kalibriert und überprüft werden. Abbildung 11 zeigt, dass anhand der Kleinproben, die als Referenz dienen, ein vereinfachtes Berechnungsmodell entwickelt wird, welches anschließend auf die Originalgeometrie des Sektionsstoßes übertragen wird.

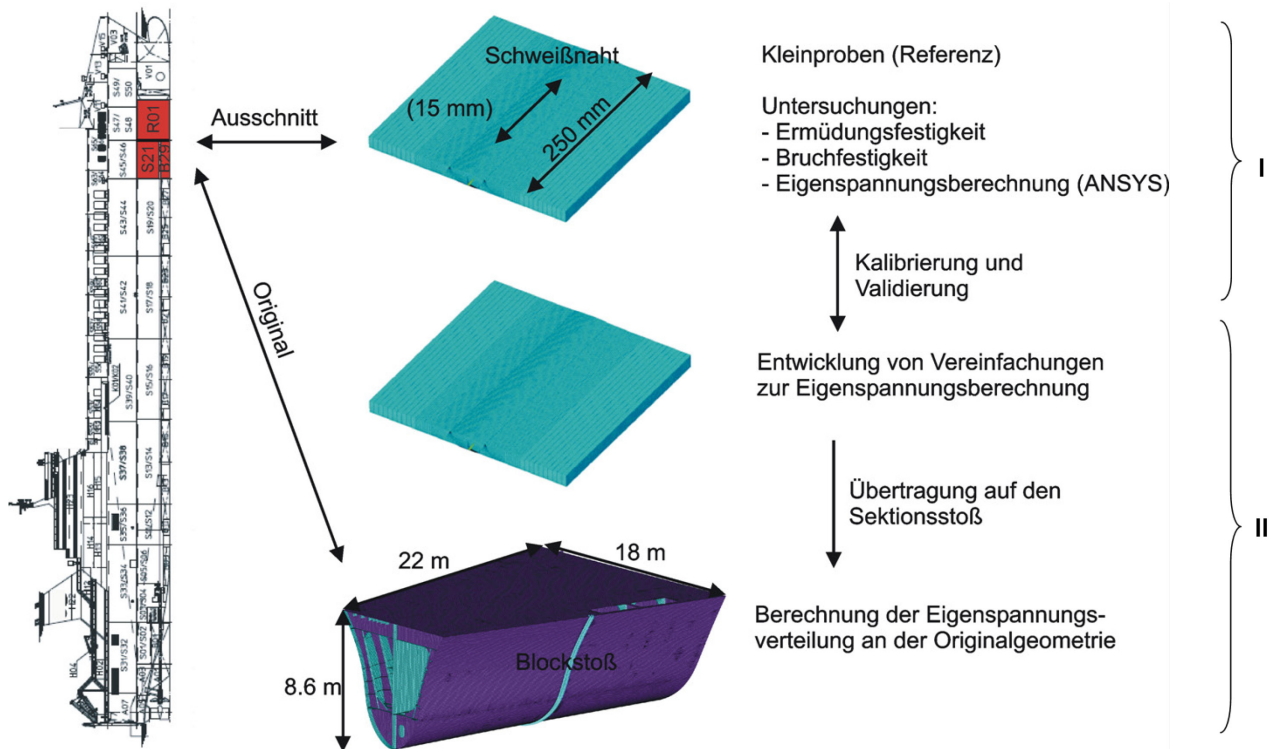


Abbildung 11 Unterteilung und Ziele der Arbeit

Die einzelnen Schritte zur Umsetzung der Zielstellungen sind in Abbildung 12 dargestellt. Hierbei wird deutlich, dass die Kleinprobenuntersuchungen einer Parameterstudie gleichen. Für die oben genannten Parameter gliedert sich der experimentelle Anteil in vier Bereiche: Herstellung der Proben in einer Einspannschweißanlage mit definierter Steifigkeit, wobei die Reaktionskräfte während des Schweißvorganges gemessen werden. Diese dienen als Maß für die Eigenspannungsentwicklung und stellen einen Eingangswert für die Schwingfestigkeitsversuche. Nach der Probenherstellung erfolgen die Materialcharakterisierung, die Schwingfestigkeitsversuche als Grundlage der Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit sowie Drei-Punkt-Biegeversuche, welche für die Berechnung der Bruchfestigkeit benötigt werden. Die Durchführung einer Schweißsimulation soll die Interpretation der Ergebnisse unterstützen und die in Form der Reaktionskräfte ermittelten Eigenspannungen bestätigen. Die so gewonnenen Erkenntnisse der Fertigungseinflüsse beziehen sich auf einen zuvor festgelegten Steifigkeitsgrad. Dieser bildet die Steifigkeitsverhältnisse am Sektionsstoß ab und ist über die Länge dieses sehr unterschiedlich. Daraus resultiert die Frage nach der generellen Übertragbarkeit der Ergebnisse der Kleinproben auf den Sektionsstoß.

Aus diesem Grund wird im zweiten Teil ein numerisches Modell des Sektionsstoßes erstellt, welches anhand von Steifigkeitsmessungen am Stoß validiert wird. Eine Schweißsimulation soll den

Einfluss der unterschiedlichen Steifigkeitsverhältnisse auf die Eigenspannungsentwicklung klären. Anschließend wird anhand eines dem Eigenspannungszustand überlagerten Belastungszyklus erörtert, ob und in welchem Maße ein möglicher Eigenspannungsabbau stattfindet und wie sich dieser auf die Bruchfestigkeit auswirkt. Dabei dienen die Untersuchungen an den Kleinproben stets als Vergleich und Referenz.

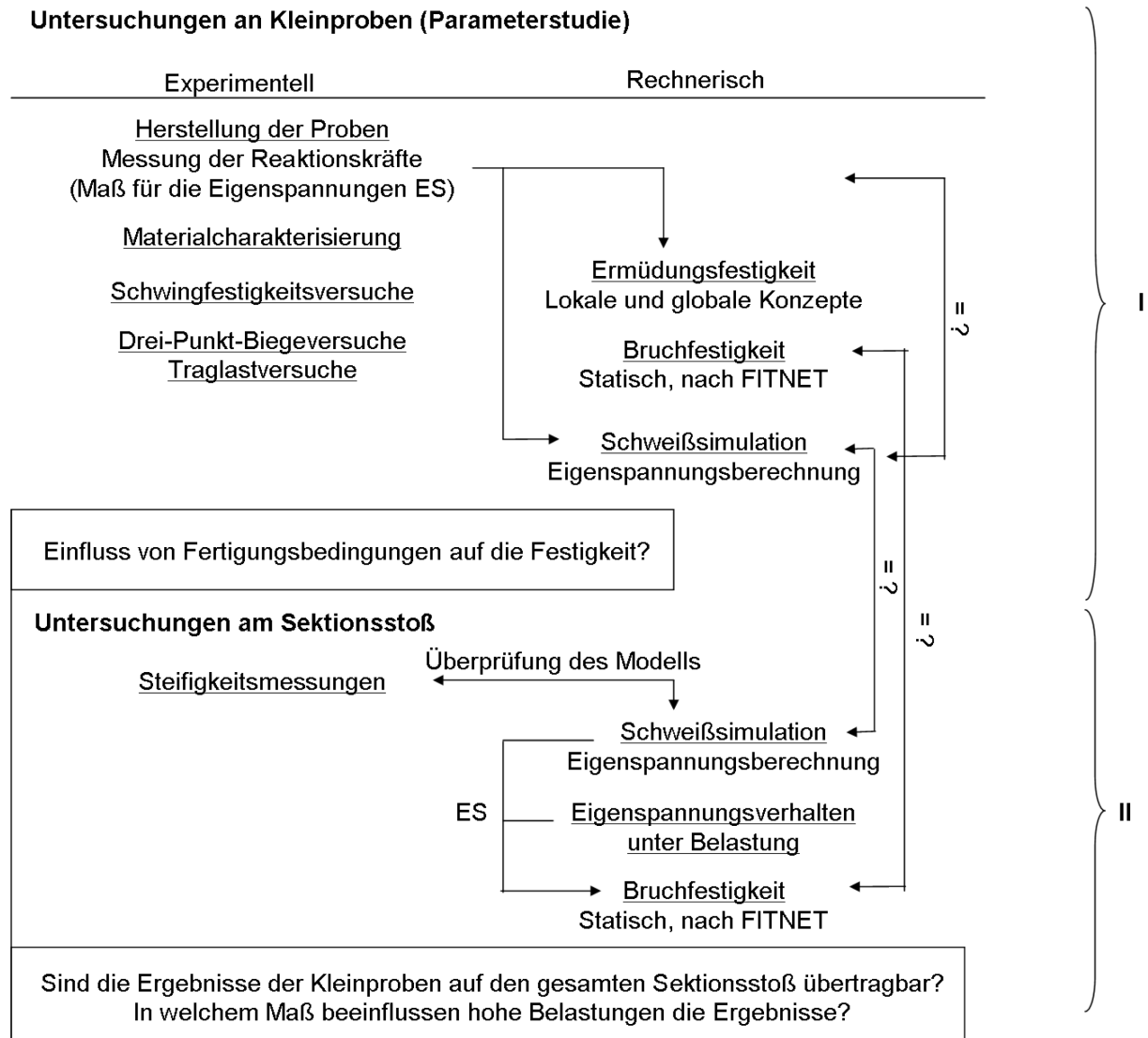


Abbildung 12 Gliederung und Vorgehensweise

Der experimentelle Anteil der Untersuchungen konzentriert sich auf den ersten Teil der Arbeit. Grund dafür ist zum einen, dass eine entsprechende Betrachtung am Sektionsstoß versuchstechnisch nicht möglich ist. Zum anderen entsprechen die Kleinproben hinsichtlich des Materials als auch in Bezug auf die Einspannverhältnisse während ihrer Fertigung den Bedingungen auf der Werft. Damit wäre die generelle Annahme solcher Untersuchungen berechtigt, dass die Ergebnisse direkt auf das entsprechende Originalbauteil, hier den Sektionsstoß, übertragbar sind. Dennoch existiert ein wesentlicher Unterschied zwischen den Kleinproben und dem Sektionsstoß: Die die Schweißnaht umgebenden Steifigkeitsverhältnisse. Diese haben direkten Einfluss auf die Eigenspannungen, deren Einfluss auf die Festigkeit bisher nur teilweise geklärt ist. Des Weiteren ist bis heute nur unzureichend erfasst, welchen Einfluss die Belastungsverhältnisse im Betrieb des Bauteils auf die Eigenspannungen und damit die Festigkeit haben. Aus diesen Gründen wurde die ergänzende Betrachtung des Sektionsstoßes als Ganzes notwendig.

4 Untersuchungen anhand von Kleinproben

Die Kleinproben stellen einen Ausschnitt aus dem Sektionsstoß dar. Sie beziehen sich aufgrund der Fertigungsumsetzung auf einen bestimmten Ort an der Sektionsverbindung. Die Herstellung und Charakterisierung der Proben sowie die anschließenden Festigkeitsuntersuchungen sind Thema dieses Kapitels und werden im Folgenden erläutert.

4.1 Geometrie und Herstellung der Proben

Die Geometrie der Kleinproben ist in Abbildung 13 dargestellt. Die Schweißnahtlänge beträgt 250 mm, die Plattenbreite ist 300 mm. Die Dicke der Platten entspricht mit 15 mm der typischen Außenhautdicke eines RoRo-Schiffs. Die Naht wurde als V-Naht mit 2 mm Steg vorbereitet.

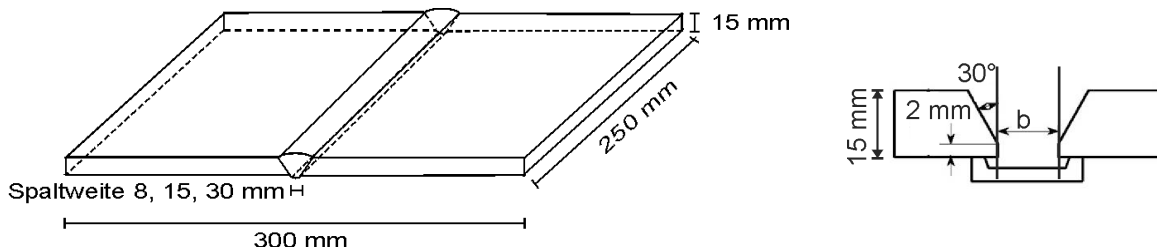


Abbildung 13 Geometrie der Kleinproben (links: Dimensionen des Stumpfstoßes; rechts: Fugenvorbereitung)

Das Verschweißen von Sektionsstößen erfolgt im Allgemeinen mittels Schweißautomaten, wobei als konkurrierende Schweißtechniken zwischen der Pendeltechnik und der Strichraupentechnik unterschieden wird. Weiterhin können sich die Spaltmaße zwischen den zu verbindenden Sektionen stark unterscheiden, da dies als Frage der Fertigungsgenauigkeit der Einzelkomponenten hinsichtlich der Abschätzung von Schweißverzügen geometrie- und fertigungsabhängig ist. Für die Untersuchungen ist dementsprechend zu entscheiden, welches Spaltmaß und welche Schweißtechnik als geometrische Basis verwendet werden soll. Aus diesem Grund wird innerhalb der Untersuchungen am Kleinbauteil eine Variationsstudie durchgeführt. Folgende Parameter werden betrachtet:

- Spaltmaß ($b=8, 15, 30$ mm nach Abbildung 13)
- Schweißtechnik (Strichraupentechnik, Pendeltechnik, Abbildung 14)
- Stahlsorte (A235, D36)
- Schweißposition (PA und PF)
- Eigenspannungen (infolge von Zwangsbedingungen)

In Abhängigkeit von der gewählten Spaltbreite variiert der Aufbau der Naht. Einen Überblick über die grundlegenden Unterschiede beider Schweißtechniken zeigt Abbildung 14. So sind z.B. bei einer Spaltweite von 30 mm mit der Strichraupentechnik 4 Lagen und 20 Schweißraupen erforderlich. Bei der Pendeltechnik hingegen ergeben sich 5 Lagen, wobei nur eine Raupe pro Lage benötigt wird. Die Praxis stellt sich hier die berechtigte Frage, welchen Einfluss dieser Unterschied hat, zum einen auf die Schweißzeit, zum anderen auf die Eigenschaften der Naht. Bislang wird gemutmaßt, dass die scheinbar hohe Streckenenergie, die beim Verschweißen mit der Pendeltechnik umgesetzt wird, zu einer ungünstigen Gefügeausbildung sowie zu hohen Eigenspannungen führt. Dennoch erfreut sich die Anwendung dieser Technik hoher Beliebtheit, da sie für den Schweißer einfacher handhabbar und weniger sensibel hinsichtlich der Schweißparameter ist.

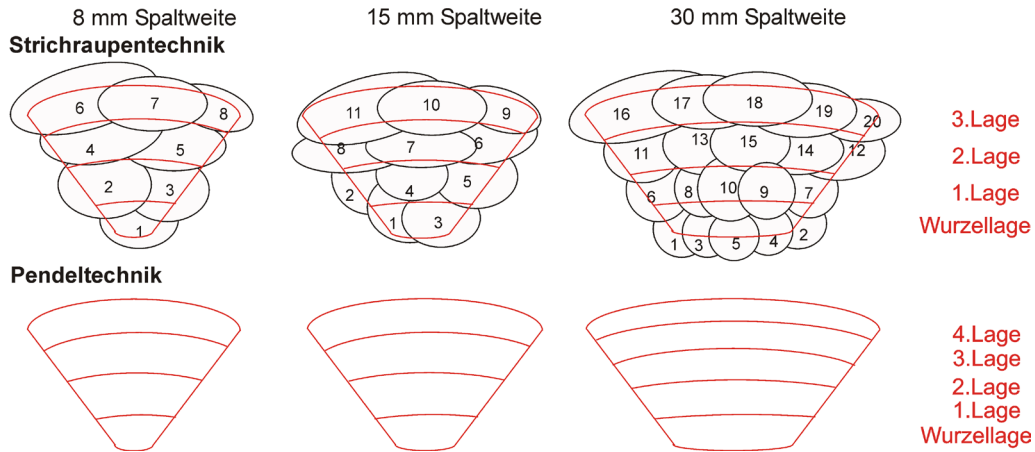


Abbildung 14 Nahtaufbau der beiden Schweißstechniken

Tabelle 3 Untersuchungsprogramm

Dimension der Proben (L x B x H)	300 x 250 x 15 [mm]
Spaltbreiten	8, 15, 30 [mm]
Grundmaterial	D36, A235
Schweißstechnik	Pendeltechnik, Strichraupentechnik
Schweißposition	Wannenlage (PA), Steigend (PF)
Metallurgische Analyse	Härte, chem. Analyse, Gefüge
Bruchmechanische Analyse	Kritische Spannung/ Risslänge Nennspannungskonzept
Ermüdungsanalyse	Strukturspannungskonzept Kerbspannungskonzept

Tabelle 4 Übersicht über die Anzahl der Proben

Proben (40x15) für die Ermüdungsversuche

Schweißstechnik	Stahlgüte A235 mit Spaltbreite:		Stahlgüte D36 mit Spaltbreite:		
	8 mm	30 mm	8 mm	15 mm	30 mm
Pendelnd	8	8	32	24	40
Strichraupen	8	8	16	24	24
	32 Versuchsproben 8 Schweißstöße		160 Versuchsproben 40 Schweißstöße		

Proben (30x15) für die bruchmechanischen Versuche

Schweißstechnik	Stahlgüte A235 mit Spaltbreite:		Stahlgüte D36 mit Spaltbreite:		
	8 mm	30 mm	8 mm	15 mm	30 mm
Pendelnd	12	12	12	12	12
Strichraupen	6	6	6	-	6
	36 Versuchsproben 6 Schweißstöße		48 Versuchsproben 8 Schweißstöße		

Für die verschiedenen Analysen in Tabelle 3 wurden insgesamt 62 Schweißstöße gefertigt, aus denen die kleineren Proben für die Festigkeitsversuche herausgesägt wurden. Für die Ermüdungsversuche wird eine Probenbreite von 40 mm benötigt, für die bruchmechanischen Untersuchungen ist eine Probenbreite von 30 mm ausreichend. Diese kleineren Proben wurden gemäß Tabelle 4 aufgeteilt.

Da der Einfluss der Steifigkeit der umgebenden Struktur im Fokus der Untersuchungen steht, wurden die Proben während des Schweißvorganges an den Plattenrändern elastisch eingespannt. Der Einspanngrad wurde anhand von Steifigkeitsmessungen an der Originalstruktur festgelegt. Die Messungen erfolgten mit dem in Abbildung 15 (links) dargestellten Spreizwerkzeug an mehreren Orten des betrachteten Sektionsstoßes, die Ergebnisse sind ebenfalls in Abbildung 15 (links) vorgestellt.

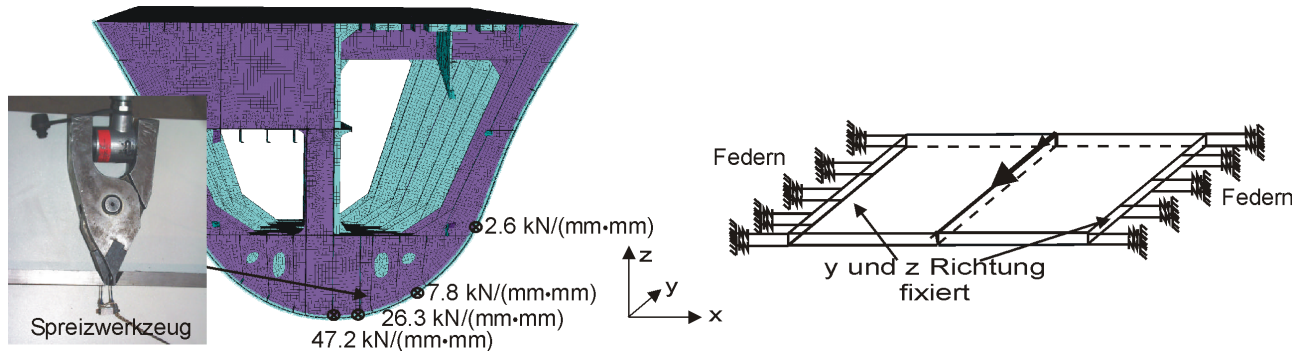


Abbildung 15 Messungen verschiedener Einspanngrade am Sektionsstoß

Die gemessenen Steifigkeiten variieren in Abhängigkeit von ihrer Lage und damit von der Umgebungsstruktur. In Plattenfeldern beispielsweise sind die Steifigkeiten erwartungsgemäß geringer als in der Nähe von Längsspannten. Auf die Verteilung der Steifigkeiten am Sektionsstoß wird in Kapitel 5.1 genauer eingegangen. Der Einspanngrad errechnet sich aus der aufgebrachten Kraft und den gemessenen Längsverschiebungen nach Abbildung 16. Hierbei ist s die Dicke des betrachteten Nahtabschnittes und Δy das Maß der Verschiebung der Nahtflanken.

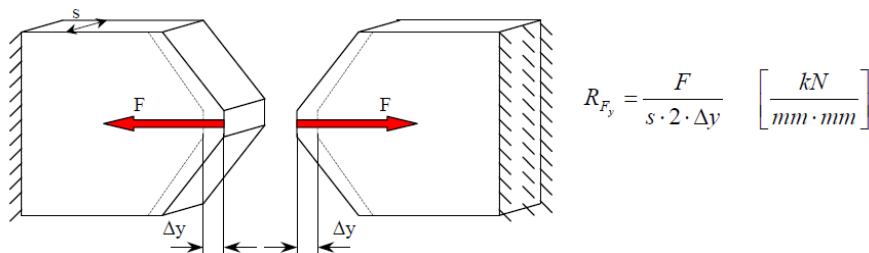


Abbildung 16 Definition der umzusetzenden Steifigkeit der Einspannschweißanlage

Für das Schweißen der Kleinproben wird ein Steifigkeitsgrad gewählt, der dem innerhalb eines Plattenfeldes entspricht. Er beträgt $R_{Fy}=5 \text{ kN}/(\text{mm}\cdot\text{mm})$, und wird in einer eigens zu diesem Zweck konstruierten Einspannschweißanlage umgesetzt. In Abbildung 17 ist der prinzipielle Aufbau der Einspannschweißanlage dargestellt. Es handelt sich um ein geschlossenes System, wobei die beiden Lager (1 und 2) durch zwei massive Rohre (Durchmesser: 273 mm, Wandstärke 25 mm) verbunden sind. Zwischen den Rohren befindet sich ein Zylinder, an diesem ist die erste Spannvorrichtung befestigt. Die zweite Spannvorrichtung für die Proben ist am Loslager angeordnet. Die Auslegung des Systems für den Steifigkeitsgrad erfolgte über die Dimensionierung der Rohre sowie über die Maße der Probe. Die Funktion des Zylinders besteht darin, den Weg zu halten und die Kraft zu messen. Er trägt somit während der Schweißungen ausschließlich zur Steifigkeit des Gesamtsystems bei. Zusätzliche Informationen zur Fertigung der Proben finden sich in Anhang A. Hier werden zudem die verwendeten Schweißparameter am Schweißautomaten vorgestellt.

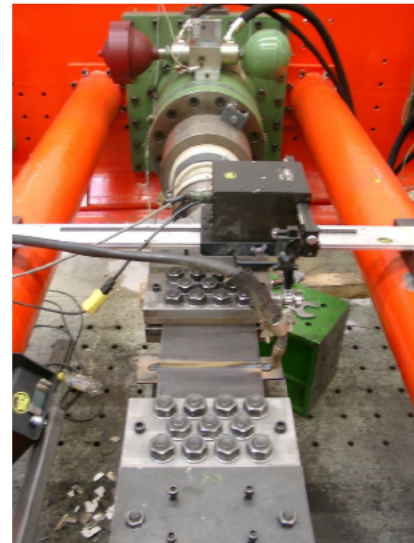
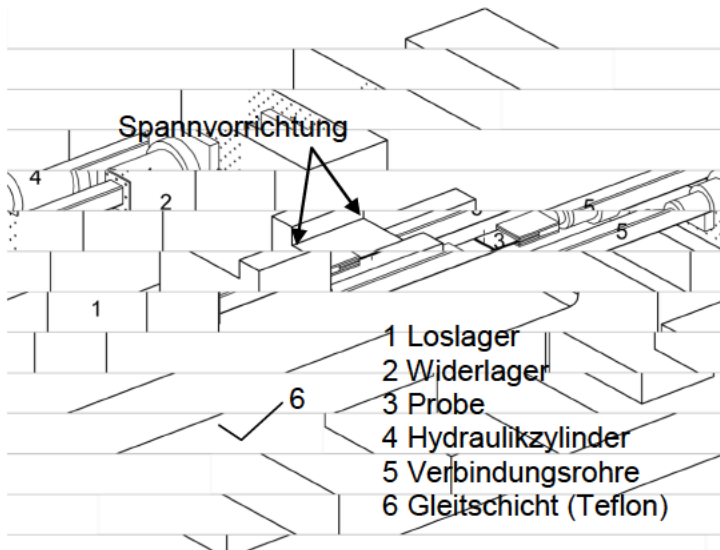
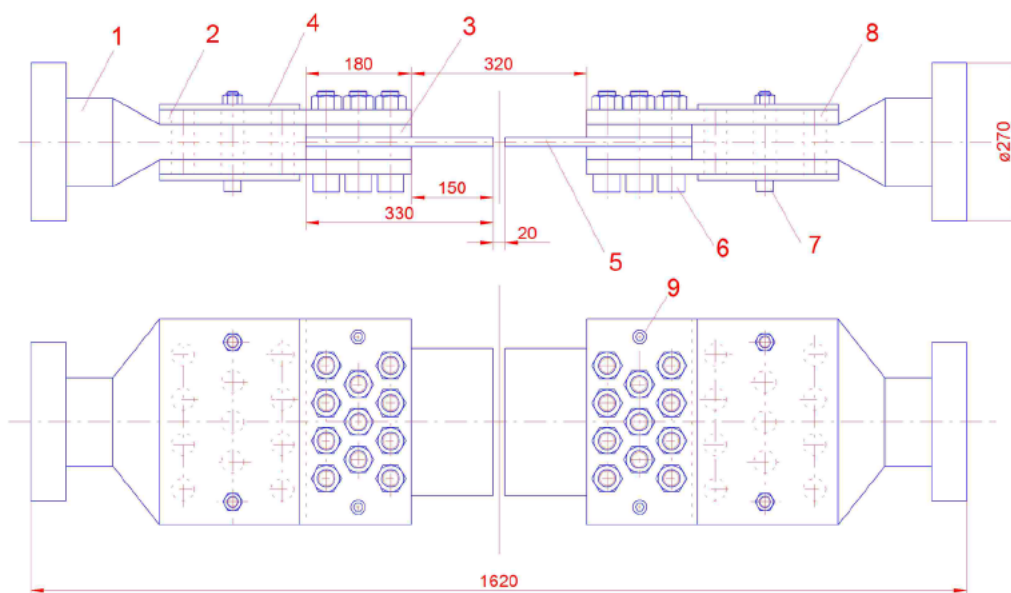


Abbildung 17 Einspannschweißanlage an der TUHH

Abbildung 18 zeigt eine detaillierte Darstellung der Einspannung der Proben während des Schweißens. Insgesamt werden elf M30-Schrauben je Probe benötigt, die über eine entsprechende Vorspannung den Haftschluss zwischen der Halteplatte, Distanzplatte sowie der Probe herstellen sollen.



- | | | |
|-----------------|-------------------------------------|-------------------------------------|
| 1 Zugflansch | 4 Abdeckplatte | 7 Sechskantschraube M20 x 150 – 8.8 |
| 2 Halteplatte | 5 Probe | 8 Passbolzen D=38, 5h6 x 115 |
| 3 Distanzplatte | 6 Zylinderschraube M30 x 150 – 12.9 | 9 Zylinderschraube M16 x 35 – 8.8 |

Abbildung 18 Einspannung des Schweißstoßes

Die Dimensionierung erfolgte anhand der Sollsteifigkeit mit Hilfe eines numerischen Modells (Abbildung 19). Für die Bemessung der Anlage wurde mit einer Sicherheit von 30 % gerechnet. Das bedeutet, dass das System steifer ausgelegt wurde. Der Grund dafür ist, dass das Simulationsmodell die Realität nicht exakt widerspiegelt. Beispielsweise werden die Proben im Modell fest in der Spannvorrichtung befestigt, damit herrscht eine idealisierte Kraftübertragung zwischen Probe und Versuchsstand. Tatsächlich werden die Proben über Bolzenverbindungen in die Anlage eingebaut, hierbei können Lochspiel, Haftreibungskoeffizienten, Drehmomente sowie geringfügige Differenzen der Probendicke variieren und die Kraftübertragung beeinflussen. Weiterhin idealisiert

ist im Modell der Zylinder selbst. Auch mögliche Klaffungen zwischen einzelnen Elementen waren für die Bemessung schwer abzuschätzen. Insgesamt existiert eine Vielzahl von Unbekannten, die mit einer pauschalen Überhöhung der Steifigkeit von 30 % angenommen wurde.

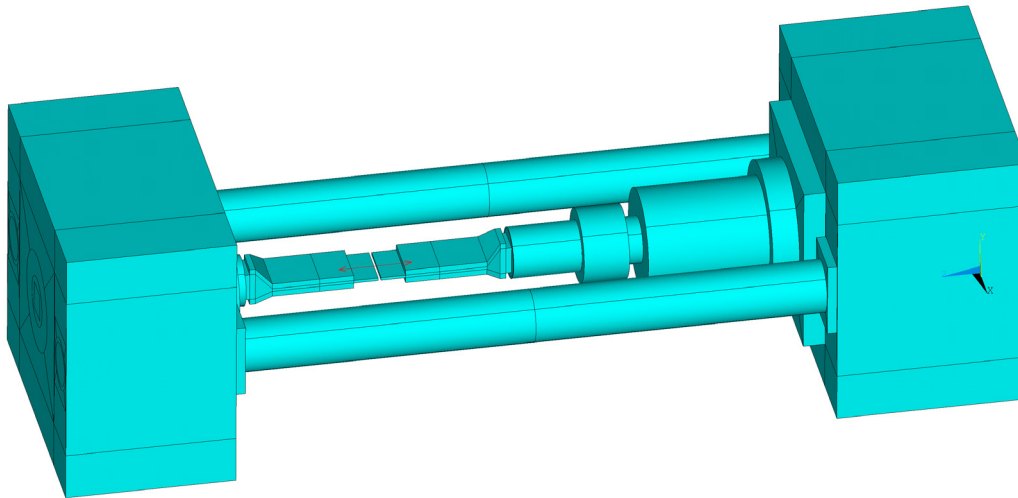


Abbildung 19 ANSYS-Modell der Einspannschweißanlage zur Auslegung des Versuchsstandes

Um die Steifigkeit der Konstruktion vor Beginn der Probenherstellung validieren zu können, wurden während einer kraftgesteuerten Zylinderregelung mehrere Verschiebungsmessungen vorgenommen. Hierfür wurde eine ungeschweißte, durchgehende Platte zwischen die Spannvorrichtungen eingebaut, so dass das System geschlossen ist. Mit dem Zylinder wurde schrittweise eine Kraft von 1200 kN abgefahren, wobei Verschiebungsmessungen an mehreren Punkten an der Anlage vorgenommen wurden. Die Steifigkeit der Anlage ist an den einzelnen Bauteilen unterschiedlich, da jedes Bauteil wie eine Feder im System reagiert. Der Versuchsaufbau kann als eine Aneinanderreihung verschieden steifer Federn aufgefasst werden. Durch den Zylinder wird eine Kraft in das System eingeleitet, die unabhängig von den Einzelsteifigkeiten an jedem Querschnitt zu finden ist. Für die Berechnung der Steifigkeit wurde der Verschiebungsweg des Zylinders herangezogen.

In Abbildung 20 ist die Steifigkeit der Anlage mit den Dimensionen des Versuchsstandes gezeigt. Da die Simulation auf die Sollsteifigkeit ausgelegt ist, ergibt sich dafür der gleiche Wert. Im Vergleich zur Messung ergibt sich eine Differenz von 12 %. Das System erfüllt damit die Anforderungen an die Steifigkeit.

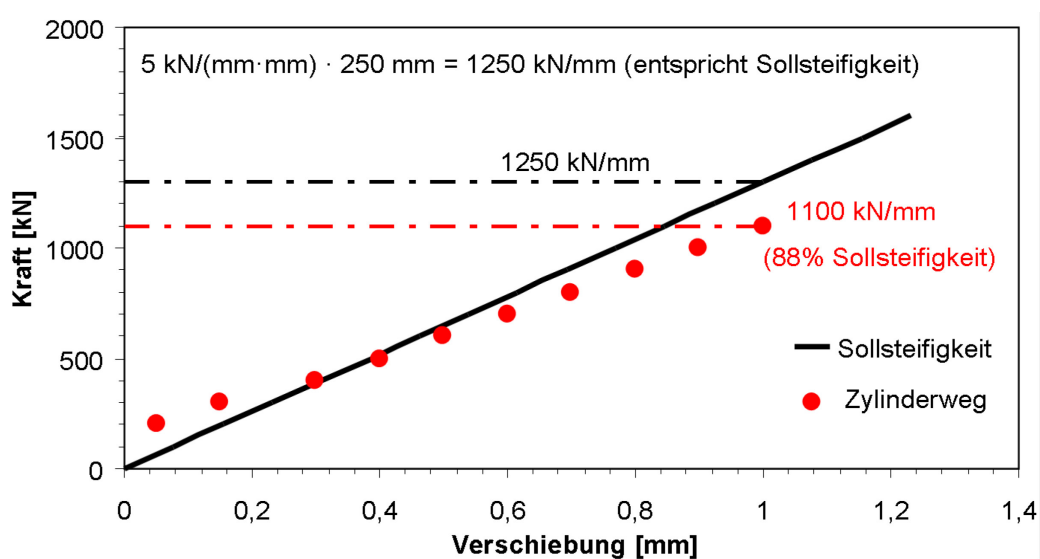


Abbildung 20 Validierung der Steifigkeit der Einspannschweißanlage

Über eine Kraftmessdose sowie mehrere Dehnungsmesstreifen können Reaktionskräfte quer zur Schweißnaht gemessen werden. Durch die Erfassung der Reaktionskräfte kann abgeschätzt werden, welche Eigenspannungen bereits vor Inbetriebnahme des Schiffes in den Sektionsstößen bzw. der umliegenden Struktur aufgrund der Schweißvorgänge auftreten. Diese Last wird bei einem Teil der Ermüdungsproben im nächsten Schritt als Vorlast bzw. Mittelspannung für die Schwingfestigkeitsversuche übernommen. Ein weiterer Vorteil besonders der transienten Messung ist der Umstand, dass sichtbar wird, was während des Schweißprozesses passiert und welche Bewegungsrichtungen bzw. Spannungsgrößen dominierend sind.

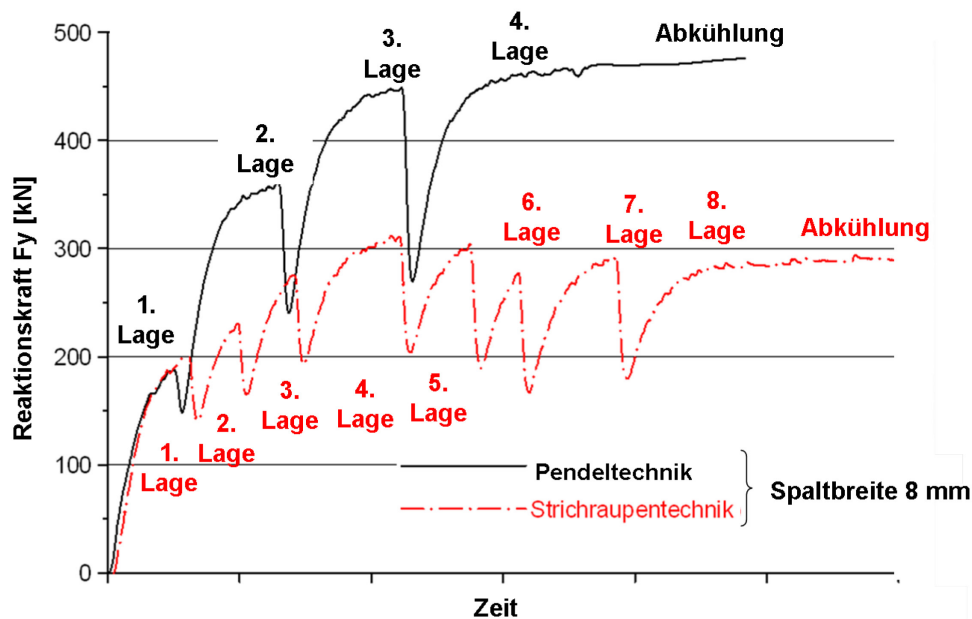


Abbildung 21 Exemplarischer Verlauf der Reaktionskräfte während der Herstellung (Spaltbreite 8 mm, Stahl A235)

Abbildung 21 zeigt exemplarisch den Verlauf der Reaktionskräfte für die beiden Schweißtechniken während des Verschweißens der Proben. Die Spaltbreite betrug 8 mm, daraus ergibt sich nach Abbildung 14 für die Pendeltechnik eine Lagenanzahl von 4 und für die Strichraupentechnik von 8. Den Verläufen ist anhand der Sprünge deutlich zu entnehmen, wann welche Lage verschweißt wurde. Nach der Abkühlung ergibt sich für die Pendeltechnik-Probe eine Reaktionskraft von ca. 460 kN, für die Strichraupentechnik liegt die Reaktionskraft nach der Abkühlung bei knapp unter 300 kN. Bei der eingespannten Plattenlänge von 250 mm resultiert daraus eine Reaktionsspannung von 123 MPa für die Pendeltechnik und von 80 MPa für die Strichraupentechnik. Diese Spannung kann als globale Eigenspannung aufgefasst werden, welche sich in jedem orthogonal zur Naht befindlichen Schnitt wieder finden muss.

Abbildung 22 zeigt die Reaktionskraft F_y in Abhängigkeit von der Spaltweite nach der Abkühlung der Proben. Dabei sind die Werte jeder Spaltweite als Durchschnittswert der entsprechenden Probenreihe zu verstehen. F_y rangiert zwischen 250 und 720 kN. Die blauen Linien sind der Pendeltechnik zuzuordnen, die strich-punktiierten dem normalfesten A-Stahl. Allgemein befinden sich die Kräfte für die Strichraupentechnik immer unterhalb des Kraftniveaus der Pendeltechnik, auch der normalfeste Stahl liegt grundsätzlich unter dem höherfesten D36. Weiterhin kann allgemein festgehalten werden, dass die Kraft F_y mit zunehmender Spaltweite ansteigt, die Steigung allerdings gering ist. Eine Ausnahme bildet die Kurve F_y S D36, deren Werte für den 30 mm breiten Spalt wieder geringer werden. Die steigend geschweißten Stöße zeigen im Vergleich zu den Schweißungen in Wannenlage einen geringen Unterschied, sie liefern leicht höhere Kräfte. Der Einfluss

der Spaltweite ist unerwartet gering; für die Pendeltechnik liegt die Differenz der gemessenen Reaktionskraft von 8 auf 30 mm Spaltweite bei 50 kN.

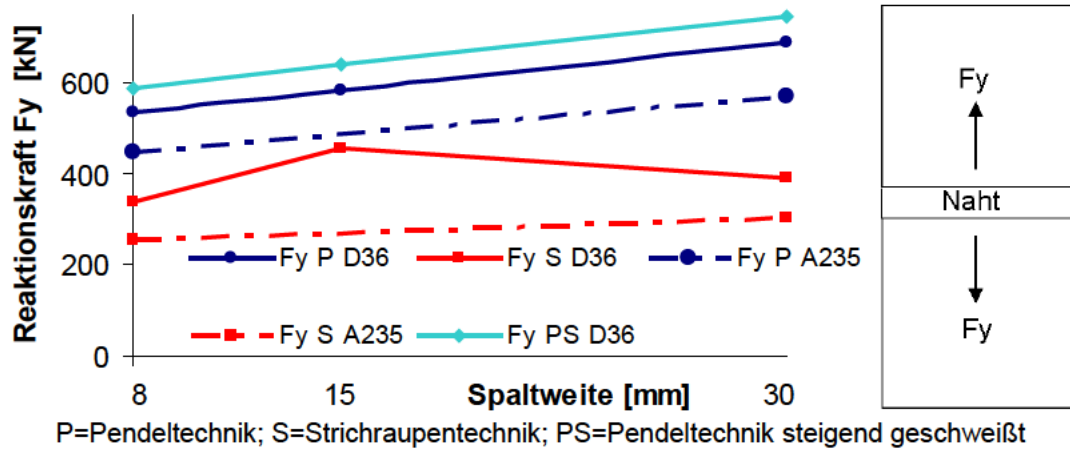


Abbildung 22 Reaktionskräfte der Probenserien nach der Abkühlung

Die Reaktionskräfte lassen direkt auf die mittleren Eigenspannungen in den Proben schließen. So ergeben sich beispielsweise für den 30 mm breiten Spalt, verschweißt mit der Pendeltechnik, 183 MPa für den höherfesten Stahl und 152 MPa für den normalfesten Stahl. Das sich daraus ergebende Verhältnis entspricht nicht dem der Streckgrenzen, ist allerdings generell darauf zurückzuführen. Ein Rückschluss auf die Höhe der lokalen Eigenspannungen, z.B. an den Nahtübergängen, ist anhand der Reaktionskräfte nicht möglich, dennoch erhält man eine Vorstellung von den globalen Eigenspannungen in den Schweißstößen.

Einen sichtbaren Unterschied der beiden Schweißtechniken nach dem Verschweißen liefern die Verformungen. Dies bestätigen die Messungen der Reaktionsmomente um die Längsachse des Stoßes, siehe Abbildung 23. Die Reaktionsmomente der Pendeltechnik-Proben sind sehr gering und zeigen keine Abhängigkeit von der Spaltbreite. Ganz im Gegensatz dazu sind die Strichraupentechnik-Proben zu sehen, die deutlich höhere Momente aufweisen, welche zudem mit zunehmender Spaltbreite ansteigen. Diese Proben zeigen ein größeres Maß an Nahteinfall im Vergleich zu den Pendeltechnik-Proben.

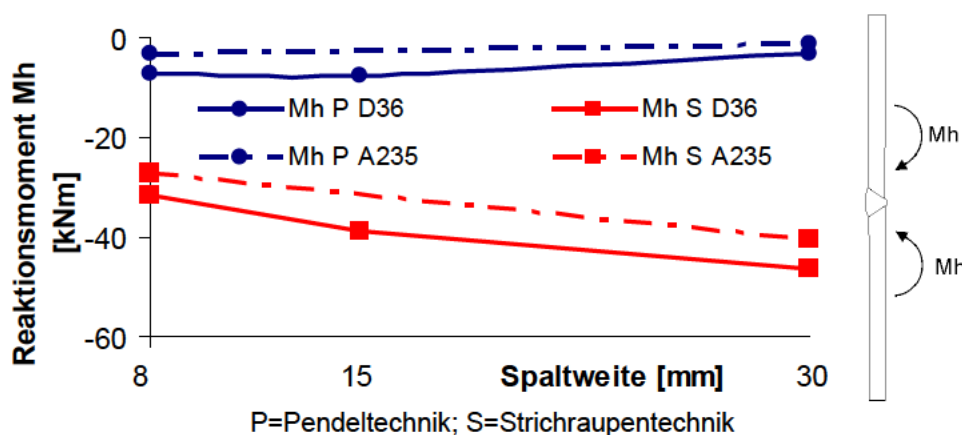


Abbildung 23 Reaktionsmomente der Probenserien nach der Abkühlung

Mit Hilfe der gemessenen Reaktionskräfte können die Ergebnisse der später erläuterten Schweißsimulation validiert werden. Zudem geben sie einen ersten Hinweis auf prinzipielle Unterschiede der beiden Schweißtechniken. Weiterführende Untersuchungen hinsichtlich der Auswirkungen dieser auf die Festigkeit der Schweißstöße schließen sich an.

4.2 Werkstoffcharakterisierung

Zu den Variationsparametern zählt die Stahlsorte (D36, A235). Die Proben werden daher im Rahmen der Werkstoffcharakterisierung hinsichtlich ihrer Streckgrenzen, Zugfestigkeit und Härten untersucht. Dabei sollen einerseits die Qualität und die Regelkonformität in Bezug auf die Werkstoffanforderungen sichergestellt werden. Andererseits sind die anhand der Zugversuche ermittelten Fließkurven sowohl für die anschließenden Festigkeitsuntersuchungen als auch für die Schweißsimulation notwendig.

Zugversuche

Die Herstellerangaben der verwendeten Materialien sind in Tabelle 5 aufgelistet, es handelt sich bei Variante 1 um den härtesten Schiffbaustahl D36 und bei Variante 2 um den normalfesten Stahl A235. Als Schweißzusatz wurde ein rutiler Fülldraht verwendet, wie in der Praxis üblich.

Tabelle 5 Eigenschaften der verwendeten Materialien (Herstellerangaben)

		Grundmaterial	Schweißgut
Variante 1	Bezeichnung	D36	FILARC PZ 6113 (rutiler Fülldraht)
	Güte	D	K.A.
	Streckgrenze R_{eH} [MPa]	390	Unter Schutzgas MISON 18 460
	Zugfestigkeit R_m [MPa]	520	Unter Schutzgas MISON 18 560 - 640
	Bruchdehnung A5 [%]	29	Mind. 22
Variante 2	Bezeichnung	A235	FILARC PZ 6113 (rutiler Fülldraht)
	Güte	A	K.A.
	Streckgrenze R_{eH} [MPa]	290	Unter Schutzgas MISON 18 460
	Zugfestigkeit R_m [MPa]	410	Unter Schutzgas MISON 18 560 - 640
	Bruchdehnung A5 [%]	22	Mind. 22

Um die Herstellerangaben zu überprüfen, wurden Zugversuche durchgeführt; die so ermittelten Spannungs-Dehnungskurven sind in Abbildung 24 dargestellt. Daraus ergeben sich leicht reduzierte Werte für die Streckgrenzen und die Zugfestigkeiten im Vergleich zu den Herstellerangaben.

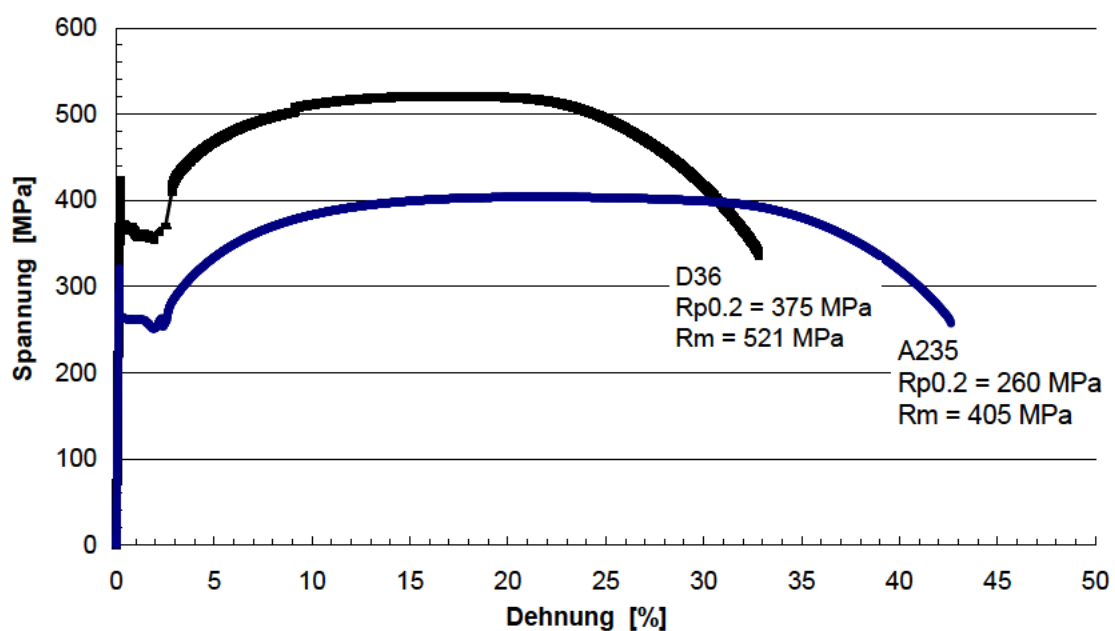


Abbildung 24 Gemessene Spannungs-Dehnungskurven der beiden Grundmaterialien

Härtemessungen

Die Härtemessungen erfolgten durch das Prüflabor des Germanischen Lloyd. Insgesamt wurden acht Proben getestet, von jeder Probenserie des in Wannennlage geschweißten D36 jeweils zwei Proben. Bei jeder der Proben wurden je drei Abdrücke im Schweißgut, der Wärmeeinflusszone (WEZ= sowie des Grundmaterials für die Deck- und Wurzellage ermittelt. Die Abdrücke lagen in etwa 2 mm entfernt von der Ober- bzw. Unterseite. Tabelle 6 stellt die Ergebnisse für das Schweißgut zusammen.

Tabelle 6 Härtemessungen (HV10)

Spaltbreite	8 mm		30 mm	
	Schweißnaht	Wärmeeinflusszone	Schweißnaht	Wärmeeinflusszone
Pendeltechnik (Decklage)	200	178	176	165
Strichraupentechnik (Decklage)	222	205	207	211
Pendeltechnik (Wurzellage)	180	172	149	157
Strichraupentechnik (Wurzellage)	205	201	171	186

Insgesamt entspricht die Härte aller untersuchten Serien den Anforderungen. Zulässige Härtewerte sind z.B. in DIN EN 288-3 [104] (Tabelle 7) definiert, wobei sich die Vorgaben nach Stahlgruppen sowie nach einlagig und mehrlagig geschweißten Nähten unterscheiden. Für diese Untersuchungen gilt die Stahlgruppe 1 für eine im Schweißzustand belassene Mehrlagennaht. Weiterhin ist den Ergebnissen zu entnehmen, dass die Strichraupentechnik-Proben im Schweißgut und in der WEZ eine um ca. 25HV-30HV erhöhte Härte im Vergleich zur Pendeltechnik aufweisen. Zudem zeigt der Vergleich zwischen dem 8 mm und dem 30 mm breiten Luftspalt einer Schweißtechnik eine abnehmende Tendenz der Härte mit zunehmendem Luftspalt für das Schweißgut. Der Vergleich zwischen Wurzel- und Decklage zeigt höhere Werte in der Decklage für beide Schweißtechniken. Ursache hierfür ist das mehrfache Erwärmen der Wurzellage; hier liegt demzufolge auch das weichere Material vor.

Tabelle 7 zulässige Härtewerte nach DIN EN 288 [104]

Stahlgruppen Einteilung nach EN 288	Einzelraupe		mehrlagige Naht	
	Schweißzustand	wärmebehandelt	Schweißzustand	wärmebehandelt
1, 2	380	320	350	320
3	450	vereinbaren	420	vereinbaren
4, 5	vereinbaren	320	vereinbaren	320
6	vereinbaren	350	vereinbaren	350
7 (Ni≤4%)	vereinbaren	300	320	300
7 (Ni>4%)	vereinbaren	vereinbaren	400	vereinbaren
Gruppe 1	Re < 356 MPa (Härteprüfung nicht immer gefordert)			
Gruppe 2	Feinkornbaustähle im Lieferzustand N und TM mit ReH > 355 MPa			
Gruppe 3	Vergütet Feinkornbaustähle mit ReH > 500 MPa			
Gruppe 4-6	Warmfeste Kesselbleche mit zunehmendem Legierungsgehalt			
Gruppe 7	Kaltzähe Ni-Stähle bis 9% Ni			

4.3 Ermüdungsfestigkeit

Die experimentelle Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit der Schweißstöße erfolgt in Resonanzpulsern anhand von Wöhlerversuchen. Hierbei wird eine sinusförmige Belastung auf die Ermüdungsprobe aufgebracht. Die Versuche wurden kraftgesteuert durchgeführt, das Versuchsende wurde durch eine bestimmte Frequenzänderung ausgelöst, die entweder durch den Bruch, zumindest allerdings den Anriss der Probe indiziert wird. Die Restlebensdauer bis zum Probenbruch ist dann vernachlässigbar klein. Die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ ist in allen Versuchen gleichen Grundmaterials unverändert. Unterschiedlich ist jedoch das Verhältnis von Unter- zu Oberspannung (R-Verhältnis). Für die Berechnung der charakteristischen Schwingfestigkeit wird nach [84] eine Wöhlerliniensteigung von $m=3$ angenommen.

Nach Herstellung der 250 mm breiten Schweißstöße wurden diese in vier bis fünf 40 mm breite Kleinproben (Abbildung 25) zersägt. Die Anzahl der Versuchsproben je Schweißstoß differiert und richtet sich nach der Qualität der Schweißung. Sichtbare, fehlerhafte Stellen werden nicht in die Ermüdungsversuche einbezogen. Insgesamt wurden 200 Proben getestet, die jeweils nach Schweißtechnik, Stahlsorte, Spaltweite und Belastung zu unterscheiden sind.

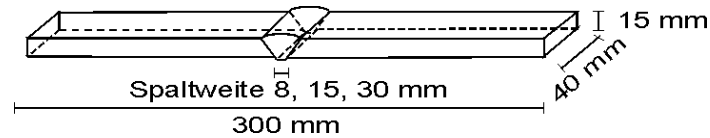
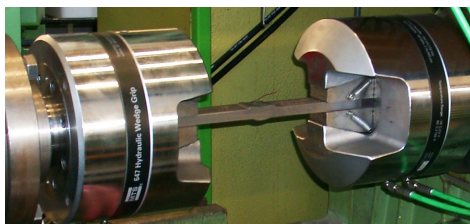


Abbildung 25 Probengeometrie für die Ermüdungsversuche

Die Durchführung der Versuche fand in oben erwähnten Resonanzpulsern statt. Hierbei wurden die Proben zwischen den Spannbacken der Zylinder ausgerichtet und eingespannt. Die maximale Prüfkraft der Resonanzpulser beträgt 200 kN, siehe Abbildung 26.



Maximale Prüfkraft: 200 kN
 Prüffrequenz: 30 Hz

Abbildung 26 Resonanzpulser für die Ermüdungsversuche

Die unterschiedlichen Lasthorizonte resultieren aus den beiden zu testenden Stahlsorten. Die Oberspannung für R=0 entspricht jeweils 70 % der Streckgrenze (Herstellerangaben), so dass sich für den A235-Stahl eine Spannungsschwingbreite von 213 MPa, für den D36 270 MPa ergibt. Tabelle 8 stellt die Belastung der Proben aus D36-Stahl vor. Für eingespannte oder wie in diesem Fall teileingespannte Stumpfstoße dienen die Reaktionskräfte als Maß für die dadurch verursachten Eigen- bzw. Zwangsspannungen. Der Eigenspannungseinfluss wird nur an den Proben aus höherfestem Stahl untersucht. Die Reaktionskräfte wurden im Rahmen der Probenherstellung gemessen und werden als erhöhte Mittellast in die Ermüdungsversuche aufgenommen. Für die Spaltbreiten 8 und 30 mm werden daher zwei unterschiedliche R-Werte getestet: R=0 (Unterspannung=0 MPa) und R>0 (Unterspannung>0 MPa), wobei R eine Funktion der gemessenen Reaktionskraft F_y ist. Für die aus A-Stahl gefertigten Proben bleibt der Lasthorizont konstant, siehe Tabelle 9.

Tabelle 8 Lasthorizonte für den D36-Stahl

Spaltbreite	Pendeltechnik	Strichraupentechnik
8	1. R=0; $\Delta\sigma=270$ MPa	1. R=0; $\Delta\sigma=270$ MPa
	2. $F_y=550$ kN; R=0,325; $\Delta\sigma=270$ MPa	2. $F_y=350$ kN; R=0,25; $\Delta\sigma=270$ MPa
15	1. R=0; $\Delta\sigma=270$ MPa	1. R=0; $\Delta\sigma=270$ MPa
30	1. R=0; $\Delta\sigma=270$ MPa	1. R=0; $\Delta\sigma=270$ MPa
	2. $F_y=650$ kN; R=0,325; $\Delta\sigma=270$ MPa	2. $F_y=400$ kN; R=0,27; $\Delta\sigma=270$ MPa

Tabelle 9 Lasthorizonte für den A235-Stahl

Spaltbreite	Pendeltechnik	Strichraupentechnik
8		
30		R=0; $\Delta\sigma=213$ MPa

Die Auswertung der Tests erfolgt nach verschiedenen Bewertungsprinzipien, die im Folgenden vorgestellt werden.

Bewertung der Schwingfestigkeit nach dem Nennspannungskonzept

Zu den am häufigsten angewandten Verfahren zur Bewertung der Schwingfestigkeit metallischer Konstruktionen zählt das Nennspannungskonzept. Die Nennspannung ist hierbei die kennzeichnende Größe. Sie wird auf den Nettoquerschnitt bezogen, unabhängig von strukturellen Details sowie Verformungen, welche als idealisiert angenommen und rechnerisch nicht erfasst werden (daher auch als globales Konzept bezeichnet). Sie sind indirekt über die erreichten Lastspielzahlen aufgenommen. Für die Bewertung des zu untersuchenden Bauteils werden Wöhlerlinien verwendet, die mit Experimenten ermittelt wurden und die geforderte Schwingfestigkeit des Details abbilden.

Die Auswertung erfolgt zunächst für die Gesamtheit aller Proben, unterschieden wird lediglich nach dem R-Verhältnis. Abbildung 27 zeigt das Wöhlerliniendiagramm für die Proben mit $R=0$. Anhand der zwei unterschiedlichen Lasthorizonte kann man die beiden Stahlsorten zuordnen. Die insgesamt vier verschiedenen Wöhlerlinien beziehen sich auf die Überlebenswahrscheinlichkeiten $P_{\bar{u}}=10, 50, 90$ und $97,5\%$. Die Extrapolation der erreichten Lastspielzahlen auf $N=2 \cdot 10^6$ ergibt eine charakteristische Schwingfestigkeit von ($P_{\bar{u}}=97,5\%$) $\Delta\sigma_R=79$ MPa. Der äquivalente Wert für die Auswertung der Proben mit $R>0$ erreichte $\Delta\sigma_R=72$ MPa. Die Streuspanne der Spannungen zwischen 90% und 10% Überlebenswahrscheinlichkeit liegt bei $1 : 1,5$ (für $R=0$).

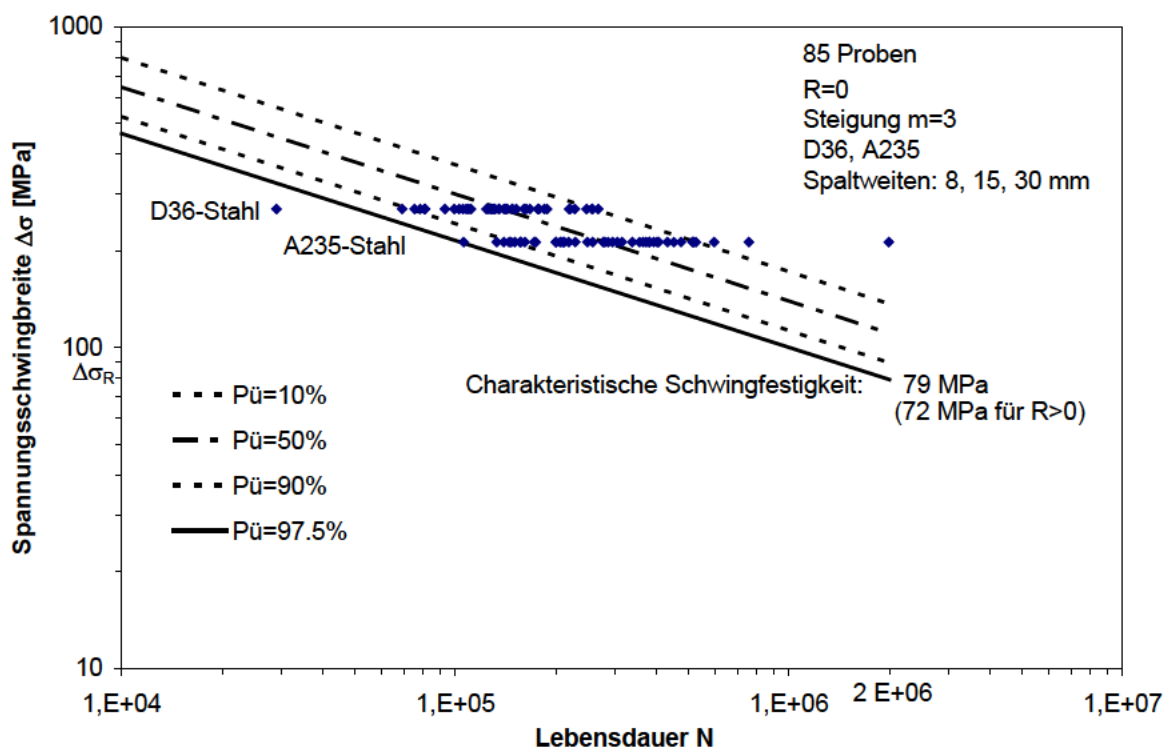


Abbildung 27 Wöhlerliniendiagramm für $R=0$ (beide Schweißtechniken, alle Spaltbreiten)

Gefordert wird laut Regelwerk [83] eine charakteristische Schwingfestigkeit von $\Delta\sigma_R=80$ MPa (FAT80), die hier nicht ganz erreicht wird. Die untersuchten Varianten der Stumpfstoße wurden zunächst zusammengefasst ausgewertet, da keines der gängigen Regelwerke eine getrennte Bewertung vorsieht. Dennoch liefert eine nach Spaltweite und Stahlsorte geordnete Bewertung der Schwingfestigkeiten Aufschluss über deren Einfluss.

In Abbildung 28 sind die Schwingfestigkeiten aller Versuchsserien in Säulenform dargestellt. Über die Höhe jeder Säule erstrecken sich die verschiedenen Überlebenswahrscheinlichkeiten $P_{\bar{u}}$, welche die Streuspanne verbildlichen. Im oberen Diagramm sind die Ergebnisse aus Abbildung 27

zusammengefasst. Hierbei wurde nur nach dem R-Verhältnis unterschieden. Darunter sind Einzelergebnisse der Serien aufgelistet. Bei diesen fällt zunächst auf, dass die Streuspannen keiner eindeutigen Tendenz folgen, sie sind unabhängig von der Schweißtechnik und der Spaltbreite sehr unterschiedlich. Für einen direkten Vergleich der Schwingfestigkeiten dient daher eher der Mittelwert (P_ü=50 %) als die charakteristische Schwingfestigkeit (P_ü=97,5 %). Innerhalb der farblich gekennzeichneten Bereiche erkennt man, dass für die Pendeltechnik keine direkten Abhängigkeiten zwischen den Variationen vorherrschen; Unterschiede sind zwar ersichtlich, aber eine Zuordnung fällt schwer. Es lässt sich daher nicht sagen, ob die erhöhte Spaltbreite generell einen positiven oder negativen Einfluss auf die Schwingfestigkeit hat.

Im Gegensatz dazu stehen die Strichraupentechnik-Proben: Für den 8 mm breiten Spalt liegen deren Mittelwerte auf ungefähr einem Niveau; für den 30 mm breiten Spalt erhöht sich dieses Niveau. Eine erhöhte Schwingfestigkeit mit zunehmender Spaltbreite lässt sich für diese Schweißtechnik demnach konstatieren.

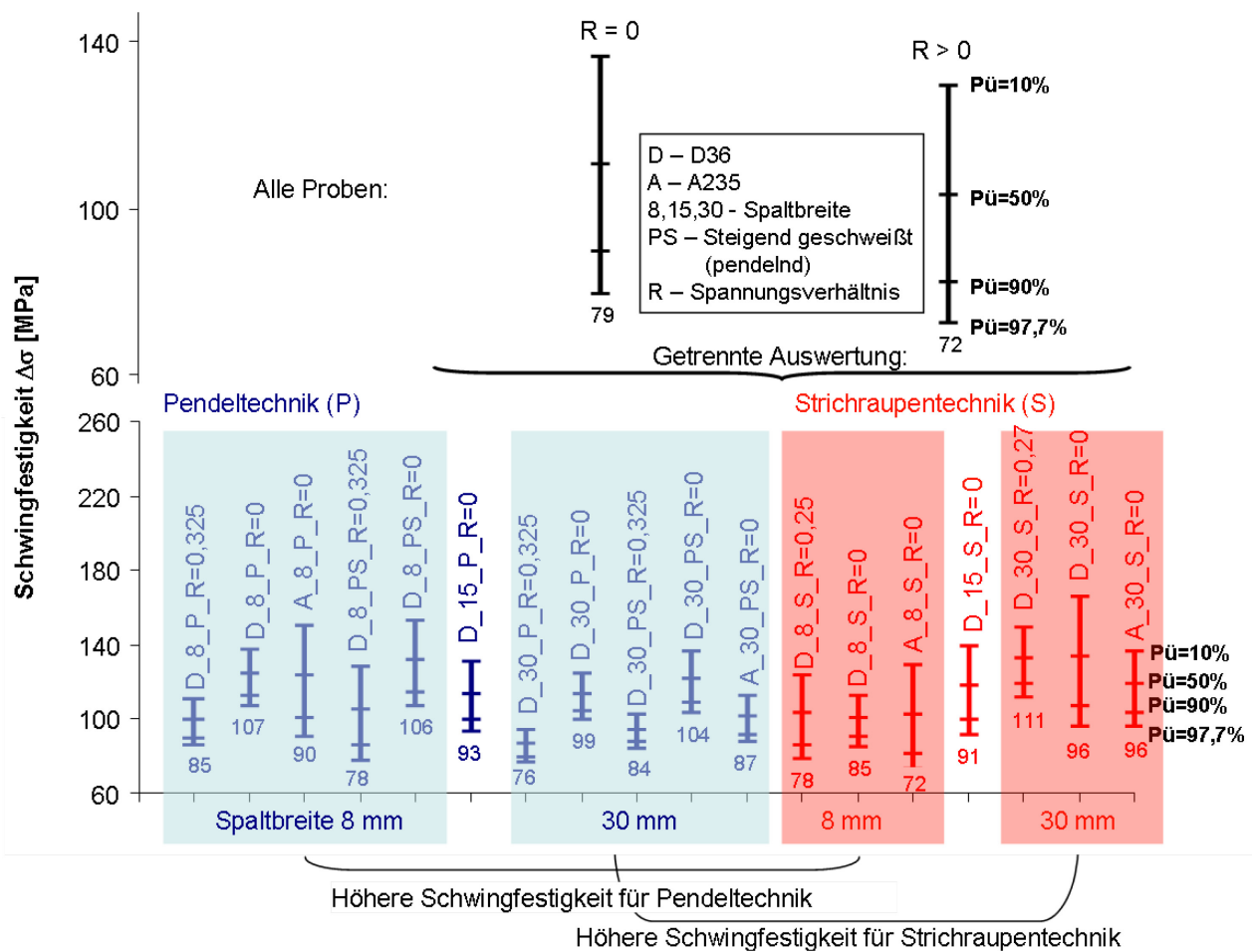


Abbildung 28 Streuung der Schwingfestigkeiten

Weitere Schlussfolgerungen aus der Einzelauswertung sind folgend zusammengefasst:

Einfluss der erhöhten Mittelspannung (R>0):

- Für die Pendeltechnik ergeben sich verringerte Schwingfestigkeiten für R>0
- Die Strichraupentechnik zeigt diese Tendenz nicht

Einfluss der Spaltbreite:

- Marginale Reduzierung der Schwingfestigkeit für die Pendeltechnik

- Deutliche Erhöhung der Schwingfestigkeit für die Strichraupentechnik
- Für den 8 mm breiten Spalt zeigt die Pendeltechnik höhere Werte, für die Spaltbreite von 30 mm weist die Strichraupentechnik höhere Schwingfestigkeiten auf

Einfluss der Stahlsorte:

- Kein Einfluss

Einfluss der Schweißposition:

- Kein Einfluss

Die Befürchtung der Praxis, eine große Spaltbreite könnte einen negativen Einfluss auf die Schwingfestigkeit haben, kann an dieser Stelle nicht bestätigt werden. Die beiden Schweißtechniken allerdings zeigen unterschiedliche Reaktionen auf den Spaltbreiten- und den Mittelspannungseinfluss. Zudem weisen die Proben entgegengesetzte Verformungen nach dem Schweißen auf. Aus diesem Grund werden im Folgenden auch lokale Konzepte zur Bewertung herangezogen, die diese strukturellen Differenzen der Proben berücksichtigen.

Bewertung der Schwingfestigkeit nach dem Strukturspannungskonzept

Als Erweiterung des Nennspannungskonzepts bezieht sich das Strukturspannungskonzept auf eine an der Schweißnaht erhöhte Spannung, die aufgrund von Diskontinuitäten und struktureller Imperfektionen, auf die sie sich bezieht, als Strukturspannung σ_s bezeichnet wird. Diese kann mittels Messungen bestimmt werden, meist wird allerdings auf eine FE-Rechnung zurückgegriffen. Dabei wird in definierten Abständen zur Kerbe an zwei Punkten die Spannung ausgelesen und bis zur Kerbe linear extrapoliert, siehe Abbildung 29. Die Berücksichtigung dieser Spannungserhöhung ist besonders bei hohen Vorverformungen sinnvoll. Beim Schweißen von Stumpfstößen beispielsweise ist besonders bei kleineren Blechdicken ein deutlicher Nahteinfall der Platte erkennbar. Werden solche Proben in die Prüfmaschine für die Schwingfestigkeitsversuche eingespannt, resultiert daraus eine sekundäre Biegespannung, welche zu einer Erhöhung der Mittelspannung sowie zu einer geringeren Spannungsschwingbreite führt. Abhängig von der Höhe der Verformungen kann die Strukturspannung eine nicht zu vernachlässigende Größe darstellen.

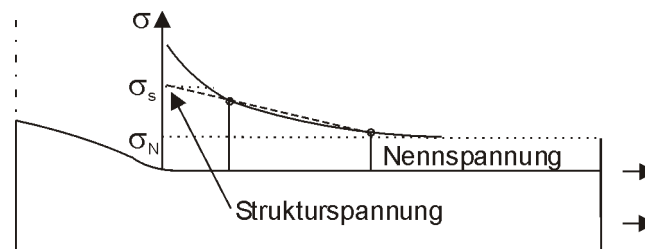


Abbildung 29 Definition der Strukturspannung

Die Verformungen der Proben wurden vor den Schwingfestigkeitsversuchen gemessen und sind in Abbildung 30 in Form der Winkelverzüge dargestellt. Auffällig sind die unterschiedlichen Verformungsrichtungen: Der Großteil der mit der Pendeltechnik verschweißten Proben zeigt eine Aufdachung, während die mit der Strichraupentechnik verschweißten Proben einen Nahteinfall aufweisen. Der Grund dafür liegt im Nahtaufbau der Stumpfstöße, der für beide Schweißtechniken stark differiert. Ein weiterer Unterschied ist die Höhe des Winkelverzugs, welcher für die Strichraupentechnik im Durchschnitt bei $\phi=1^\circ$ und für die Pendeltechnik bei ca. $\phi=-0,5^\circ$ liegt. Dies ist im Hinblick auf die sehr ähnlichen Schwingfestigkeiten nach dem Nennspannungskonzept ungewöhnlich.

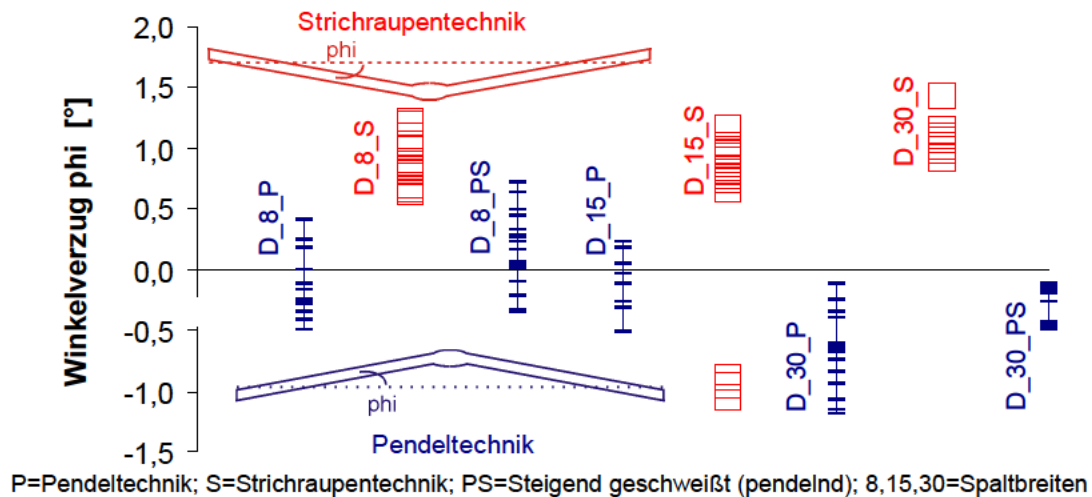


Abbildung 30 Gemessene Winkelverzüge

Aufgrund der ungleichen Verformungsrichtungen stellt sich auch die Verteilung der sekundären Biegespannungen unterschiedlich ein. Wie Abbildung 31 zeigt, ergeben sich nach dem Einspannprozess in den Resonanzpulsler für die Pendeltechnik-Proben Zugspannungen auf der Probenunterseite, die Strichraupentechnik-Proben hingegen weisen dort Druckspannungen auf. Durch die Überlagerung mit der Nennspannung während der Schwingfestigkeitsversuche ist die Lage der Zugspannungen maßgebend, da diese Spannungserhöhung zumeist den Ort des Anrisses darstellt. Bei den Pendeltechnik-Proben sind demzufolge die Kerben der Nahtwurzel die potenziellen Anrissorte, bei der Strichraupentechnik jene der Decklage. Tatsächlich zeigten die Proben bis auf wenige Ausnahmen einen Anriss von der Wurzel, wobei die Strichraupentechnik-Proben häufig Anrisse von oben (Decklage) und von unten (Wurzelkerbe) aufwiesen. Ausführliche Informationen zur Anrisshäufigkeit sind in [6] zusammengestellt; detaillierte Ausführungen zum Anrissort über die Probenbreite sind Anhang B zu entnehmen.

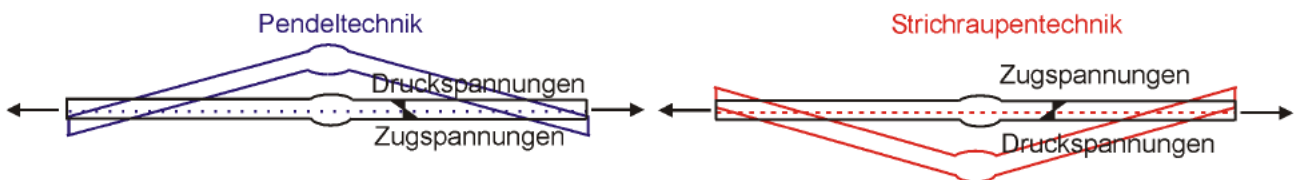


Abbildung 31 Qualitative Verteilung der zusätzlichen Biegespannungen infolge des Winkelverzugs

Dieser Umstand wirkt sich für die Strichraupentechnik entsprechend negativ auf die Schwingfestigkeit aus, da diese Proben eine eher begünstigende bzw. niedrigere Spannungsverteilung am Anrissort aufweisen. Abbildung 32 zeigt, dass die berechneten Strukturspannungen am Anrissort, resultierend aus den Verformungen, zum größten Teil unter der Nennspannung liegen. Die gleiche Lastspielzahl zugrunde gelegt, führt dies zu einer stark reduzierten charakteristischen Schwingfestigkeit von $\sigma_S=30$ MPa. Die Streuspanne der Spannungen zwischen 90 % und 10 % Überlebenswahrscheinlichkeit liegt bei 1 : 3,3 und ist damit unverhältnismäßig groß. Dies resultiert aus dem Fakt, dass einige wenige Proben statt des Nahteinfalls eine Aufdachung hatten und der Anriss von der Wurzelseite für diese Proben zu einer erhöhten Strukturspannung führt (vgl. auch Abbildung 30).

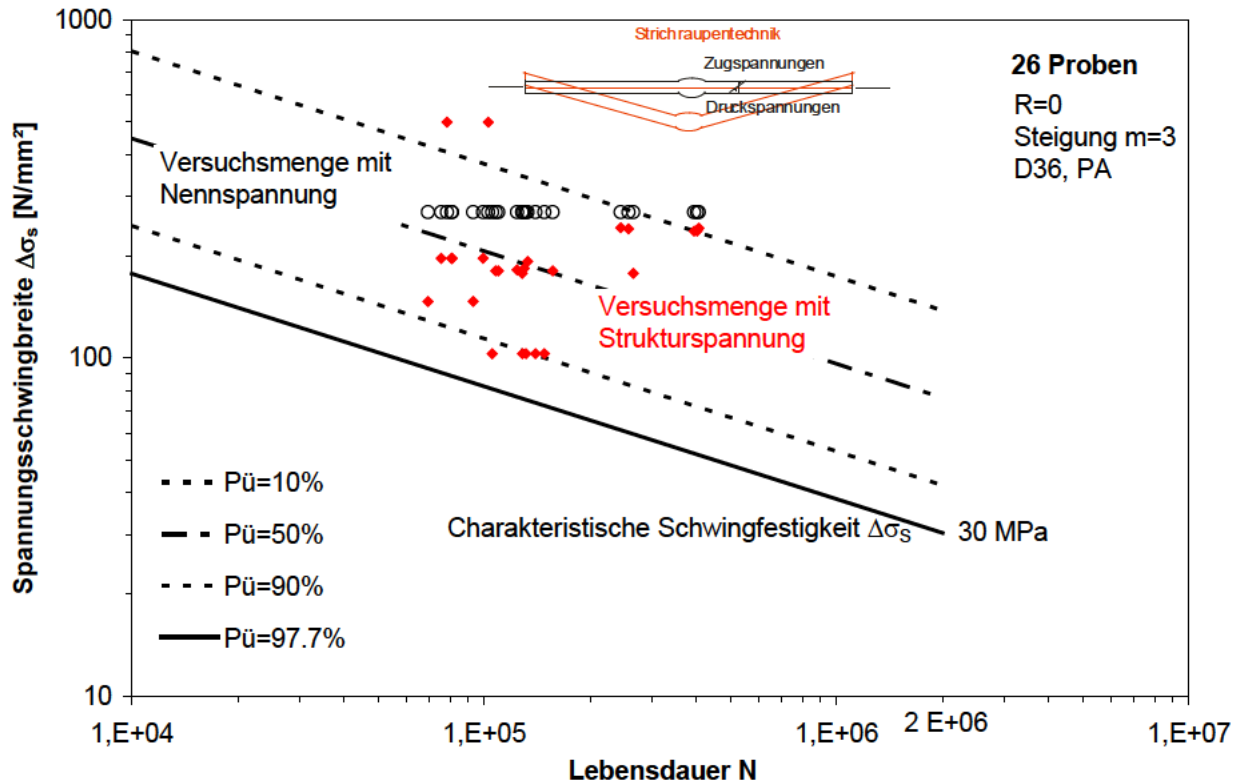


Abbildung 32 Strukturspannungswöhlerliniendiagramm für die Strichraupentechnik

Ganz anders sieht die Auswertung der Pendeltechnik-Proben aus (Abbildung 33). Hier liegt die charakteristische Schwingfestigkeit bei $\sigma_s=100$ MPa und die Streuspanne bei 1 : 1,4. Bei fast allen Proben liegt die Strukturspannung oberhalb der Nennspannung, was die höhere charakteristische Schwingfestigkeit bedingt.

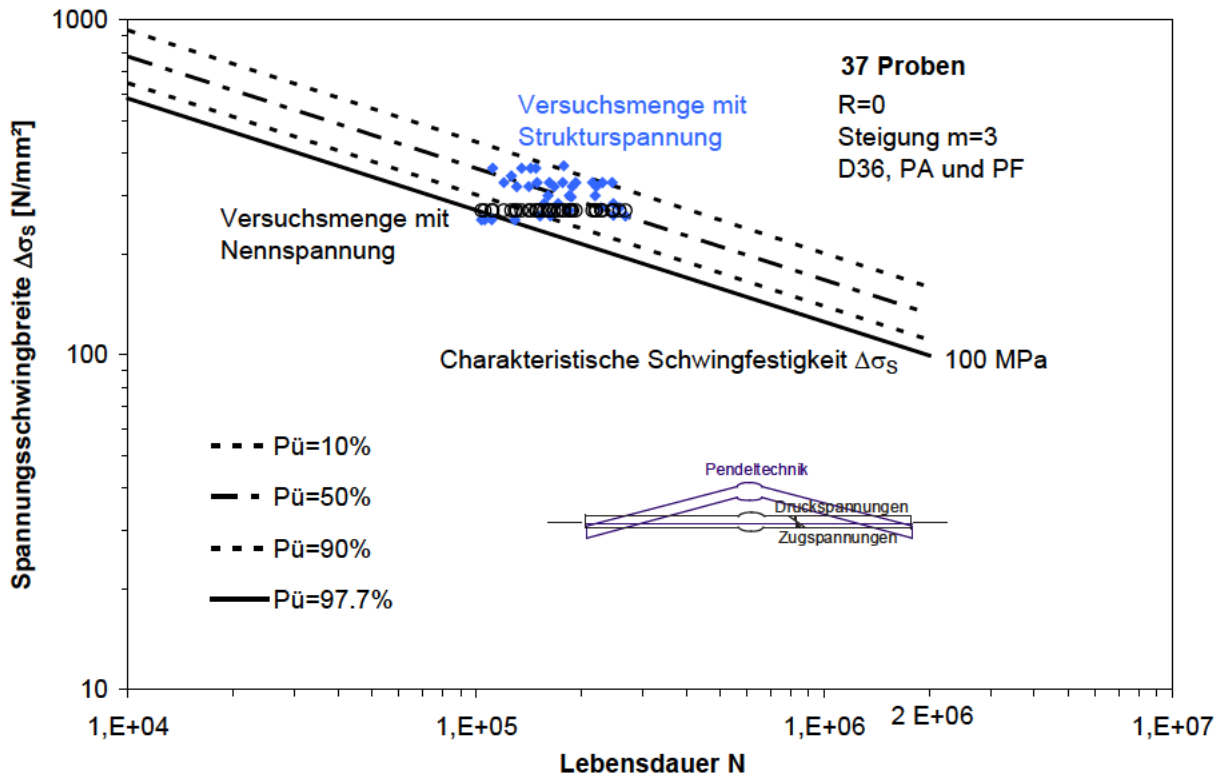


Abbildung 33 Strukturspannungswöhlerliniendiagramm für die Pendeltechnik

Die Bewertung der Schwingfestigkeit führt offenkundig in diesem Fall zu einigen Unregelmäßigkeiten. Die Pendeltechnik-Proben rissen von der „richtigen“ Stelle aus an, dem Ort, an dem sich der Zugspannungsanteil aus der sekundären Biegespannung mit der Nennspannung überlagert und zu einer im Vergleich zur Nennspannung erhöhten Strukturspannung führt. Die Proben ertrugen die gleiche Lastspielzahl bei der nun höheren Belastung (im Vergleich zur Nennspannung), woraus sich eine höhere charakteristische Schwingfestigkeit ergibt. Die Strichraupentechnik-Proben hingegen zeigten am Anrissort geringere Spannungen verglichen mit der Nennspannung, daraus resultiert eine verringerte charakteristische Schwingfestigkeit.

Gefordert wird eine charakteristische Schwingfestigkeit von $\sigma_S=100$ MPa (FAT100) [83], die von der Strichraupentechnik weit unterschritten wird. Die Kernfrage, die sich nach den gewonnenen Erkenntnissen stellt, ist:

Warum fand der Anriss bei den Strichraupentechnik-Proben von der Wurzel- und nicht von der Decklage statt?

Eine Anriss- und Bruchflächenanalyse der Proben kann Anhang B entnommen werden. Hierbei werden die Anrisscharakteristika beider Schweißtechniken vorgestellt, weiterführend wird in Anhang C eine Verbindung zwischen den erreichten Lastspielzahlen und den Verformungen untersucht; eine Antwort auf die oben gestellte Frage konnte jedoch nicht getroffen werden. Eine weitere, mögliche Einflussgröße könnte die Geometrie der Kerbe selbst sein. Dieser Effekt wird im Kerbspannungskonzept berücksichtigt, welches im Folgenden auf die Proben angewendet wird.

Bewertung der Schwingfestigkeit nach dem Kerbspannungskonzept

Eine zusätzliche Erweiterung des Nennspannungskonzeptes stellt die Einbeziehung der lokalen Kerbgeometrie im Rahmen des Kerbspannungskonzeptes [86] dar. Statt der Nennspannung wird hierbei die Spannungserhöhung infolge der Strukturverformung als auch der Nahtgeometrie berücksichtigt (Abbildung 34). Je steiler der Übergang von der Plattenoberfläche zur Naht verläuft, desto ausgeprägter wird die Spannungskonzentration dort. Diese Kerbspannungen können hinsichtlich der Applizierung der Dehnungsmessstreifen direkt an der Kerbe nicht messtechnisch erfasst werden. Daher werden sie meist rechnerisch bestimmt.

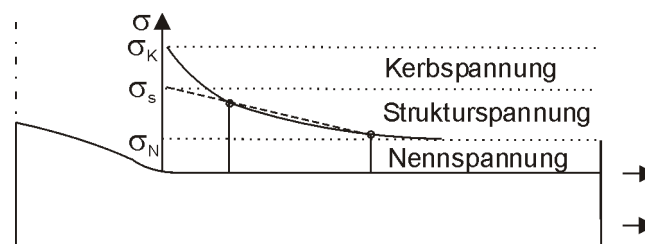


Abbildung 34 Definition der Kerbspannung

Die Berechnung der Kerbspannung umfasst sowohl die Ermittlung der geometrischen Kerbverhältnisse als auch die so genannte Mikrostützwirkung. Bei Letzterer handelt es sich um eine Werkstoffeigenschaft, welche der negativen Wirkung scharfer Kerben entgegenwirkt. Kerbspannungen können mittels des Spannungsgradientensatzes nach Siebel und Stieler [114] oder anhand eines fiktiven Kerbradius nach Neuber [115] bzw. in Erweiterung nach Radaj [113] berechnet werden. Die vorliegende Arbeit greift das Vorgehen nach Radaj auf, da dieses auch in der IIW [84] und damit in den Vorschriften des Germanischen Lloyd [83] angewendet wird.

Hierbei steht die Ermittlung eines fiktiv vergrößerten Kerbradius r_f nach Gleichung (8) im Mittelpunkt, welcher mit dem tatsächlich vorhandenen Radius r und der fiktiven Erhöhung $s \cdot r^*$ berechnet wird. s stellt einen Beanspruchungsfaktor (ebener Dehnungs- oder Spannungszustand) dar und r^* eine werkstoffabhängige Ersatzstrukturlänge. Radaj legt $s=2,5$ (ebener Dehnungszustand an Ker-

ben) und $r^*=0,4$ mm (Stahlguß an Schweißnähten) fest und erhält damit einen fiktiv vergrößerten Kerbradius nach Gleichung (9). Der aufgrund der Mikrostützwirkung angenommene Radius beträgt darin 1 mm.

$$r_f = r + s \cdot r^* \quad (\text{nach Neuber}) \quad (8)$$

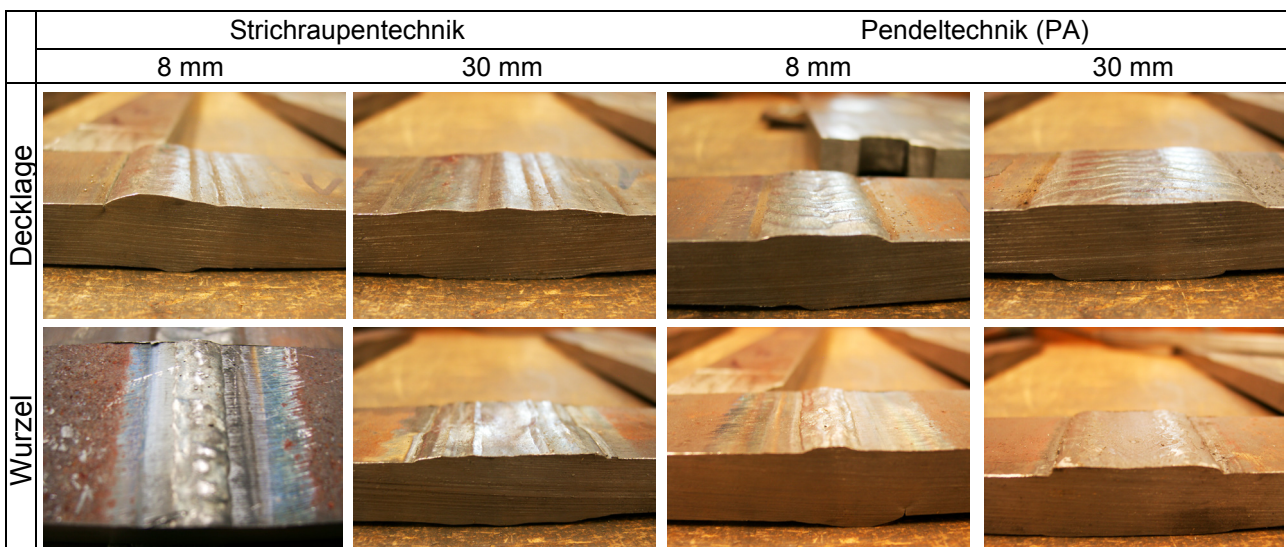
$$r_f = r + 1 \text{ mm} \quad (\text{nach Radaj}) \quad (9)$$

Dieses Vorgehen erfordert die Kenntnis des tatsächlich vorhandenen Radius r . Im Rahmen dieser Arbeit wird r anhand von Laserscanaufnahmen gemessen. Da die Ermittlung solcher Daten allerdings mit hohem Aufwand verbunden ist und die Anzahl der gemessenen Werte nicht zwangsläufig eine generelle Aussage über alle derart verschweißten Stöße zulässt, ist die Annahme des ungünstigen Falls $r=0$ mm und damit $r_f=1$ mm zulässig. Dieses von Seeger et al. [116] vorgeschlagene Konzept ist in den Empfehlungen des IIW [83] verankert und wird als effektives Kerbspannungskonzept bezeichnet. Die FAT-Klasse hierzu ist die FAT225.

Für die Ermittlung der Kerbspannung mittels eines FE-Modells bedeutet dies, dass der zu modellierende Kerbradius 1 mm beträgt. Da die beiden untersuchten Schweißtechniken eine sehr unterschiedliche Kerbausprägung aufweisen, wird der tatsächlich vorhandene Radius r dennoch mit in die nachfolgenden Vergleiche aufgenommen. Hierfür wurden die Proben hinsichtlich der Nahtform untersucht.

Die Kerbausprägung ist sehr unterschiedlich für die beiden Schweißtechniken. Tabelle 10 zeigt die typischen Nahtformen der Wurzel- und Decklagen für die Luftspaltweiten 8 und 30 mm beider Schweißtechniken. Bei den Strichraupentechnik-Proben zeigt die kleinere Spaltweite markantere Kerben als der 30 mm breite Spalt. Dies passt zu den Nennspannungsergebnissen, da die Schwingfestigkeit der 8 mm Spaltbreite geringer war als die der Proben mit 30 mm breitem Spalt (Strichraupentechnik). Dahingegen erkennt man bei den Pendeltechnik-Proben keine nennenswerten Unterschiede beider Spaltweiten.

Tabelle 10 Typische Nahtformen der Versuchsserien



Die Kerbformen resultieren aus dem Weg der Schweißdüse. Da alle Proben automatisch verschweißt wurden, sind menschliche Einflüsse ausgeschlossen. Die Pendelkerben sehen zwar auf den ersten Blick unvorteilhafter aus, besitzen allerdings einen größeren Kerbradius. Im Vergleich dazu sind die mit der Strichraupentechnik erzeugten Kerben sehr scharf mit kleinen Kerbradien und hohen Flankenwinkeln δ (Abbildung 35).

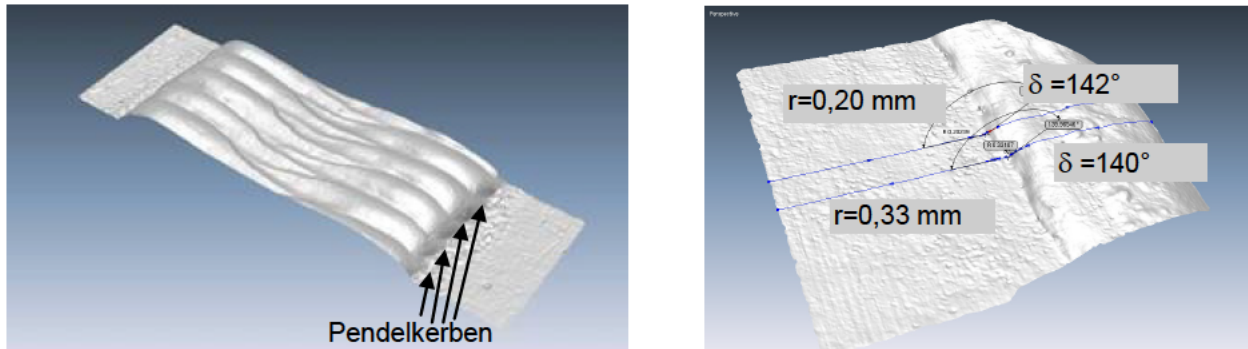


Abbildung 35 Laserscanaufnahmen der Wurzelgeometrie, Spaltbreite 30 mm, links: Pendeltechnik; rechts: Strichraupentechnik

Um einen quantitativen Vergleich der Kerben zu erhalten, werden die Proben mittels Laserscanner ausgemessen. Auf diese Weise können sowohl die Radien r , die Nahtüberhöhungen und die Nahtflankenwinkel δ gemessen werden. Hierfür wurde aus jeder Probenserie mindestens eine Probe gescannt und anschließend in Schnittlinien aufgeteilt. Die Schnittlinien wurden hinsichtlich der genannten Größen ausgemessen. Mit diesen Daten wurde ein FE-Modell erstellt, mit welchem die Kerbspannungen berechnet wurden.

Anhand einer exemplarischen Strichraupen-Probe wurde mittels dieses Kerbspannungsmodells überprüft, ob die Ausprägung der Kerbe eine Ursache für den unerwarteten Anriss an der Wurzel sein kann. Das folgend vorgestellte Modell wurde mit den gemessenen Verformungen und der realen Nahtgeometrie (mit $r_f=r$) berechnet. Das Modell umfasst die Vorgänge Spannen im Resonanzpulsler sowie das Aufbringen einer Zugspannung ($\Delta\sigma=270$ MPa), die der Spannungsschwingbreite der Ermüdungsversuche entspricht. Abbildung 36 stellt sowohl das Modell als auch das Ergebnis der Spannungsauswertung vor. An allen vier Nahtübergängen wurden Pfade definiert und die erste Hauptspannung ausgelesen, welche an den Kerben die maximal auftretende Ober-spannung darstellt. Die maximalen Spannungen treten hierbei unten rechts an der Wurzelkerbe auf. Die Differenz zum nächsten kritischen Anrissort oben links ist allerdings sehr gering.

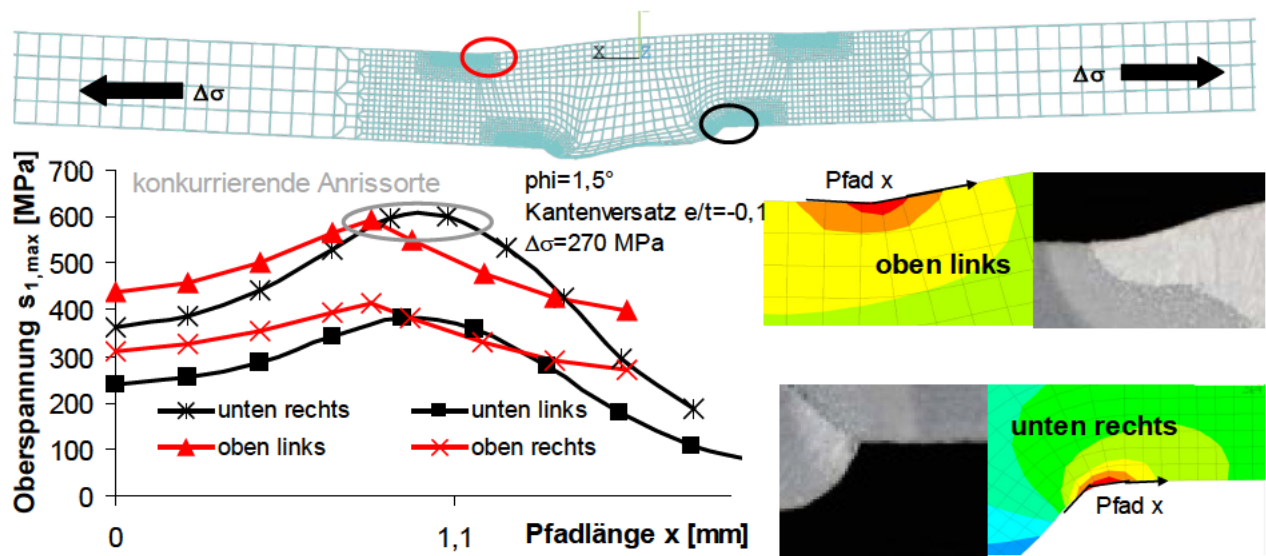


Abbildung 36 Exemplarischer Spannungsverlauf des Kerbspannungsmodells für eine Strichraupentechnik-Probe

Das Ergebnis zeigt, dass die Nahtform eine wesentliche Rolle spielt und teilweise den Einfluss der Vorverformungen ausgleicht. Dennoch ist der Spannungsunterschied sehr gering zwischen oberer

und unterer Kerbe. Hinzu kommt, dass hier zwar eine exemplarische Probe vorgestellt wird, es existieren aber Proben, deren Kerbwirkung weniger signifikant sind und die trotzdem an der Wurzelkerbe anreißen. Zu beachten ist hierbei allerdings, dass eine Auswertung der Oberspannung die durch die Vorverformungen geänderte Spannungsschwingbreite nicht berücksichtigt. Dieser Effekt wird bei der folgenden Bewertung nach dem Kerbspannungskonzept aufgegriffen, wobei die Auswertung der Spannungsschwingbreite ausschließlich am Anrissort erfolgt.

Dennoch gleicht auch hierbei der Kerbspannungseinfluss den der Strukturspannung nicht aus, was in Abbildung 37 deutlich wird. Hier dargestellt ist der Vergleich der charakteristischen Schwingfestigkeiten ermittelt mit den drei vorgestellten lokalen Ermüdungskonzepten für die Spaltbreite 8 mm. Zu Vergleichszwecken zeigt die vierte Spalte die Ergebnisse des Kerbspannungskonzeptes unter Berücksichtigung der gemessenen Radien (statt dem nach IIW vorgeschlagenen Radius $r_f = 1$ mm). Die Schwingfestigkeiten sind in Form von Balken aufgetragen, wobei diese die Differenz der Ergebnisse bei $R = 0$ und $R > 0$ abbilden.

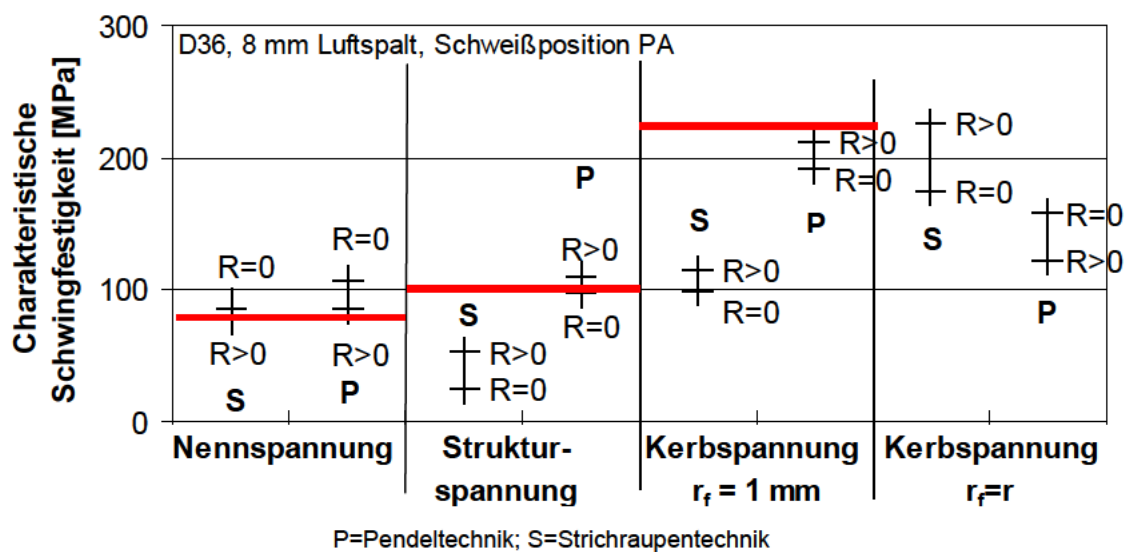


Abbildung 37 Vergleich der charakteristischen Schwingfestigkeit aller Konzepte für den 8 mm breiten Luftspalt

Für die ersten beiden Konzepte lässt sich festhalten, dass die Pendeltechnik-Proben den geforderten FAT-Klassen nach [83] (in rot: FAT80 für die Nennspannung, FAT100 für die Strukturspannung) entsprechen. Die Strichraupentechnik-Proben hingegen zeigen nur bei der Auswertung nach dem Nennspannungskonzept eine knappe Übereinstimmung mit den Vorschriften; das Strukturspannungs- als auch das Kerbspannungskonzept zeigen deutlich geringere charakteristische Schwingfestigkeiten als gefordert. Die Anforderungen des Kerbspannungskonzeptes kann jedoch auch die Pendeltechnik nicht erfüllen. Dies resultiert aus sehr flachen Flankenwinkeln und einer eigentlich vorteilhaften Nahtgeometrie, die zu recht geringen Spannungserhöhungen an der Kerbe führen und damit nicht den pauschalisierten Forderungen des Kerbspannungskonzeptes entsprechen. Für die Strichraupentechnik gilt dies nicht; ursächlich für die geringen charakteristischen Schwingfestigkeiten sind die geringen Strukturspannungen am Anrissort.

Jedoch hat auch der Kerbradius einen großen Einfluss auf die Schwingfestigkeit, wie die vierte Spalte zeigt. Unter Verwendung des realen Kerbradius reduzieren sich die Schwingfestigkeiten der Pendeltechnik, während jene der Strichraupentechnik ansteigen. Für das Kerbspannungskonzept wird ein Kerbradius $r = 1$ mm festgelegt, bei geringeren Radien ergeben sich entsprechend höhere Kerbspannungen und damit höhere Schwingfestigkeiten, wie es bei der Strichraupentechnik der Fall ist. Die Pendeltechnik hingegen zeigte recht große Radien ($r > 1$ mm), daraus ergeben sich

geringere Kerbspannungen und ergo geringere Schwingfestigkeiten. Die Ergebnisse der vierten Spalte sind allerdings keinem Konzept zuzuordnen. Sie zeigen lediglich die Auswirkungen des Kerbradius.

Für den 30 mm breiten Luftspalt ist eine äquivalente Ergebnisdarstellung in Abbildung 38 gezeigt. Auch hier erkennt man, dass die Pendeltechnik-Proben eine sehr gute Übereinstimmung mit den Regelwerken ergeben, während dies für die Strichraupentechnik nur für die Nennspannung der Fall ist. Der Einfluss der Kerbradien ist hierbei marginal, die Kerbspannungsauswertung mit dem realen Kerbradius zeigt fast keine Änderung im Vergleich zum Kerbspannungskonzept. Auffällig ist, dass die Ergebnisse der Pendeltechnik für die lokalen Konzepte mit steigendem Luftspalt besser, für das globale (Nennspannungs-)Konzept hingegen schlechter werden. Ursächlich hierfür ist der höhere Winkelverzug dieser Proben bei 30 mm Luftspaltbreite (vgl. Abbildung 30), welcher für die lokalen Konzepte zu höheren Struktur- und Kerbspannungen führt. Dieser Effekt ist im Nennspannungskonzept auf der Bauteilwiderstandsseite enthalten, er führt bei gleicher Nennspannung zu geringeren Lastspielzahlen im Versuch und damit zu reduzierten charakteristischen Schwingfestigkeiten.

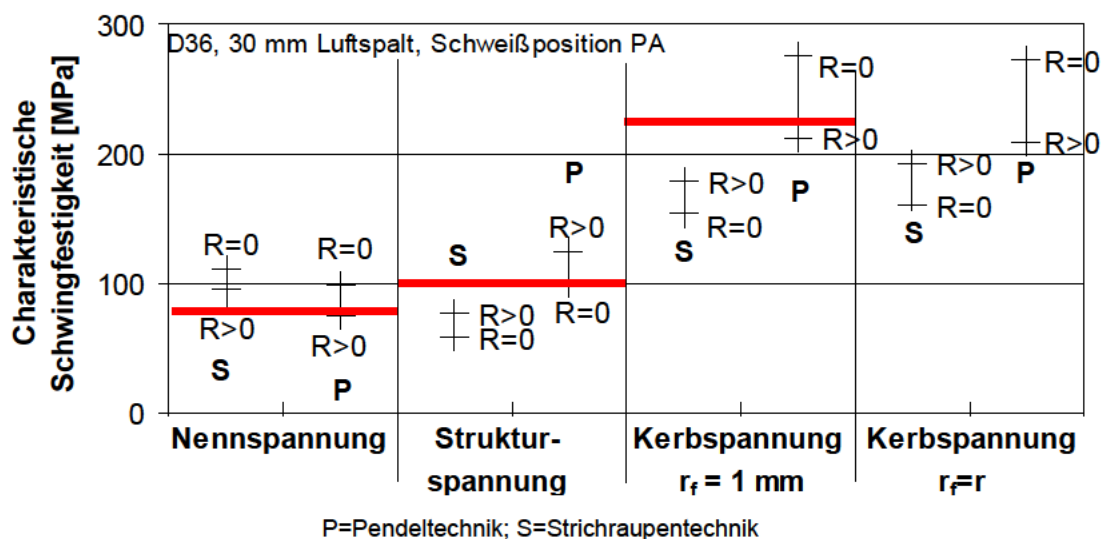


Abbildung 38 Vergleich der charakteristischen Schwingfestigkeit aller Konzepte für den 30 mm breiten Luftspalt

Für die Strichraupentechnik ergeben sich nur geringfügig höhere Winkelverzüge für den 30 mm breiten Luftspalt, dennoch ist in Abbildung 38 eine deutliche Erhöhung der charakteristischen Schwingfestigkeiten für alle Konzepte sichtbar. Das heisst, dass die erreichten Lastspielzahlen mit zunehmendem Luftspalt höher liegen. Denn für die Strichraupentechnik bedeuten höhere Verformungen zwar ebenfalls höhere lokale Spannungen, nicht aber an der Wurzelkerbe, an welcher der Anriss stattfand. Infolge der reinen Strukturbeanspruchung sinken die Spannungen dort, was die verbesserten Lastspielzahlen und damit die Ergebnisse des Nennspannungskonzeptes erklärt.

Insgesamt zeigt der Vergleich der Konzepte, dass die Pendeltechnik-Proben die erforderliche Schwingfestigkeit im Wesentlichen erreichen, die Strichraupentechnik-Proben hingegen entsprechen nur nach Nennspannung den Regelwerken. Dieses Ergebnis suggeriert, dass die Strichraupentechnik-Proben schlechter sind als die Pendeltechnik-Proben. Dabei ist zu berücksichtigen, dass sich die Ergebnisse für das Nennspannungskonzept nicht signifikant unterscheiden. Hinzu kommt das ungewöhnliche Phänomen der erhöhten Mittelspannung ($R > 0$), welche bei der Strichraupentechnik zu verbesserten Schwingfestigkeiten führt.

Fazit der beschriebenen Ergebnisse ist, dass die lokalen Konzepte für einen bewertenden Vergleich der beiden Schweißtechniken mit Vorsicht zu betrachten sind. Möglicherweise spielen Materialeigenschaften und/oder schweißbedingte Eigenspannungen in der Naht eine größere Rolle als bisher angenommen. Beides wird im Folgenden untersucht.

4.4 Bruchfestigkeit

Eine Bruchfestigkeitsanalyse findet prinzipiell dann Anwendung, wenn die Bauteilsicherheit im Sinne einer Risswiderstandsberechnung von Interesse ist. Dabei steht die Beurteilung der Materialeigenschaften und deren Widerstand gegen Risswachstum im Vordergrund. Mit Hilfe der Bruchmechanik kann zudem die Auswirkung von Rissen oder ähnlichen Fehlstellen in Bauteilen quantitativ erfasst werden. Im Rahmen dieser Untersuchungen sollen die Risswiderstandseigenschaften mit folgenden Zielstellungen untersucht werden:

- Welchen Einfluss hat die zu verschweißende Spaltweite (8, 15, 30 mm)?
- Gibt es Unterschiede für die beiden Schweißtechniken (Strichraupentechnik, Pendeltechnik)?
- Liefert der Risswiderstand den Grund für die unterschiedlichen Schwingfestigkeitsergebnisse?

Zu diesem Zweck wird auf eine elasto-plastische Bruchmechanikanalyse (EPBM) zurückgegriffen, die zur Beschreibung der lokalen plastischen Verformungen das CTOD (crack tip opening displacement)-Konzept nutzt. Es existieren mehrere Berechnungsrichtlinien, welche auf die EPBM zurückgreifen, ein umfassendes Werk, welches die Forschungen bis zum Stand 2010 beinhaltet und hier Anwendung findet, ist das FITNET-Konzept [101]. Dessen Vorgehensweisen und theoretische Hintergründe sind in Kapitel 2.4 zusammengestellt.

FITNET bietet mehrere Analyseoptionen, die mit zunehmendem Dateninput weniger konservative Lösungen bieten. Die Option 3, die hier vordergründig betrachtet wird (neben den Optionen 1 und 2) erfordert nachfolgende Schritte:

1. Ermittlung der Fließkurven für das Grund- und Schweißmaterial
2. Experimentelle Bestimmung der Risswiderstandskennwerte (CTOD) für das Grund- und Schweißmaterial
3. Berechnung der Versagenskurve
4. Berechnung der Bewertungspunkte zur Ermittlung der kritischen Risslänge und Spannung
5. Durchführung von Bauteilversuchen an der Originalgeometrie zur Validierung der theoretischen Versagenspunkte (kritische Spannung)

Die kritische Risslänge ist für Bauteile, bei denen Risse grundsätzlich auftreten dürfen, entscheidend, um den Versagenszeitpunkt anhand eben dieser Risslänge abschätzen zu können. Für diese Untersuchungen besitzt die kritische Risslänge eher eine bewertende Aussage zur Duktilität der Werkstoffe.

Die nachfolgend beschriebene Ermittlung der bruchmechanischen Kennwerte erfolgte bei und durch die GKSS in Geesthacht/ Hamburg. Im Folgenden wird nur ein Teil der durchgeführten Materialcharakterisierungen beschrieben, ausführliche Informationen sind in [6] zusammengestellt.

Anhand von Zugproben aus jedem Schweißstoß an verschiedenen Orten in und außerhalb der Nahtbereiche können erste Unterschiede festgestellt werden. Jedem Schweißstoß wurde eine Probe aus dem Schweißmaterial sowie zwei Proben aus dem Grundmaterial (linke und rechte Plattenseite) entnommen; für jede Serie wurden Proben aus zwei Schweißstößen verwendet. Alle Versuche fanden bei Raumtemperatur statt. Für alle Proben liegt ein Overmatch-Verhältnis der Streckgrenzen vor, das heißt, die Streckgrenze des Schweißgutes ist höher als die des Grundmaterials.

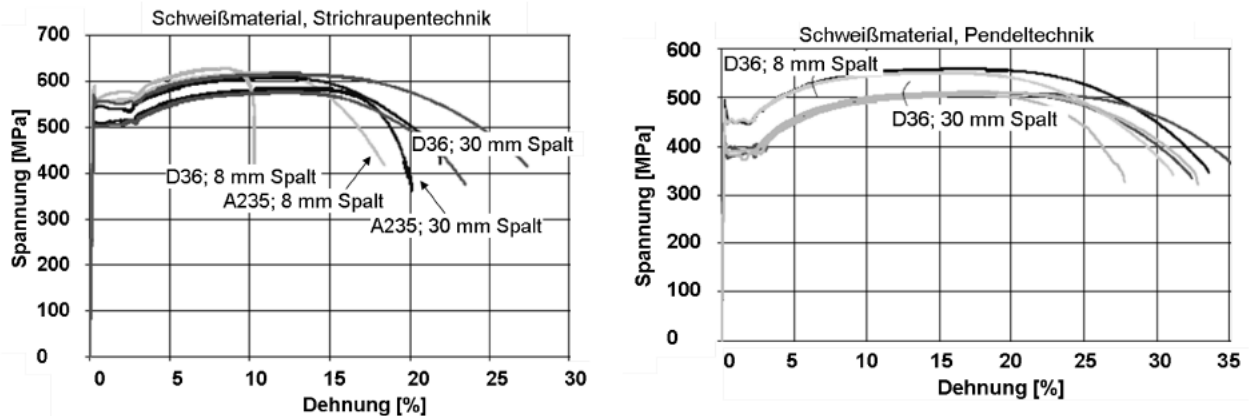


Abbildung 39 Vergleich der Fließkurven des Schweißmaterials beider Schweißtechniken

Für das Grundmaterial ergeben sich keine nennenswerten Unterschiede hinsichtlich der verschiedenen Schweißvarianten. In der Schweißnaht hingegen fallen Differenzen im Hinblick auf Duktilität und Streckgrenzen auf, wie in Abbildung 39 gezeigt. Folgende Schlüsse können den Diagrammen entnommen werden:

- Die Streckgrenze der Strichraupentechnik-Proben im Schweißgut ist größer ($> 500\text{MPa}$) als die der Pendeltechnik-Proben ($< 500\text{MPa}$)
- Bei kleinen Spaltbreiten (8 mm) sind die Streckgrenzen des Schweißgutes grundsätzlich höher als bei großen Spaltbreiten (30 mm)
- Die Duktilität (Integral der Fließkurve) der Pendeltechnik-Proben ist höher als die der Strichraupentechnik-Proben
- Auffällig sind Proben mit der Spaltbreite 8 mm, verschweißt mit der Strichraupentechnik: sie weisen eine besonders geringe Duktilität auf

Letztere Probenreihe zeigt auch bei den Risswiderstandsuntersuchungen Unterschiede zu den anderen Proben. Die Untersuchung des Risswiderstandes eines Materials erlaubt die Charakterisierung der Zähigkeit im Hinblick auf den Rissverlauf. Diese Eigenschaft wird anhand des CTOD-Wertes beurteilt, der im Drei-Punkt-Biegeversuch ermittelt wird. Die Ergebnisse der Versuche sind in Abbildung 40 dargestellt.

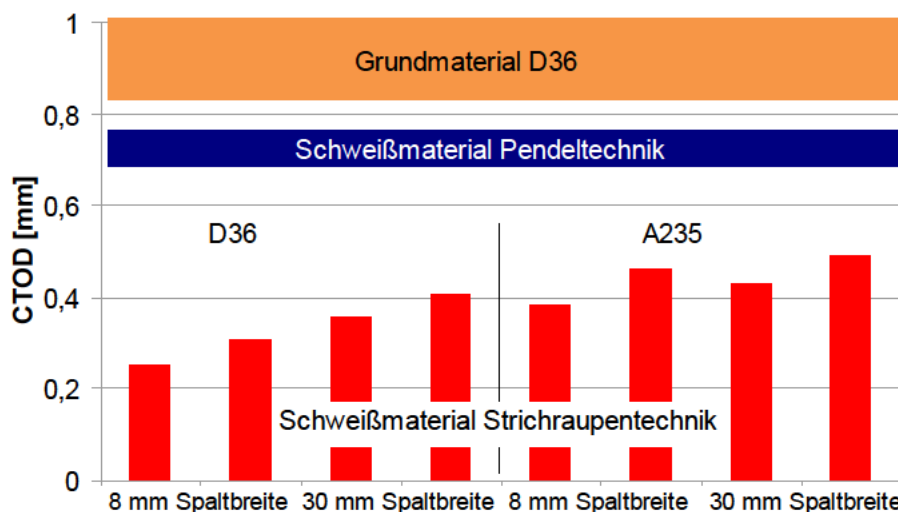


Abbildung 40 Maximale CTOD-Werte der Probenreihen

Das Grundmaterial liegt mit einem Streuband zwischen $CTOD=0,85-1,05$ mm über den Ergebnissen des Schweißgutes. Der Risswiderstand des Schweißmaterials der Pendeltechnik-Proben liegt knapp unter dem Grundmaterial im Bereich von 0,7 mm. Die Ergebnisse der Strichraupentechnik-Proben sind darunter in Form von Säulen einzeln dargestellt. Sie besitzen im Durchschnitt nur die Hälfte des Risswiderstands der Pendeltechnik-Proben, ihre Ergebnisse sind als ungünstig zu bewerten. Der Wert der Probe D36, mit 8 mm Spaltbreite liegt mit einem CTOD-Wert von 0,251 mm im kritischen Bereich. Das bedeutet, dass diese Probenserie bei einer Rissöffnung von nur 0,2 bis 0,3 mm einen Rissfortschritt zeigt, während die Pendeltechnik-Proben eine Rissöffnung von ca. 0,7 mm aufweisen müssen, bis der Riss weiterläuft. Was der CTOD-Wert allerdings nicht beinhaltet ist die Kraft, die benötigt wird, um diese Rissöffnung hervorzurufen. Der höheren Streckgrenze entsprechend ist für die Proben der Strichraupentechnik eine höhere Kraft erforderlich, um die maximale Rissöffnung zu erzeugen. Damit liegt für die Strichraupentechnik-Proben zwar ein recht sprödes Material in der Naht vor, welches allerdings wesentlich mehr Last ertragen kann, bis der Rissfortschritt ausgelöst wird.

Parallel zu den CTOD-Versuchen fanden Bauteilversuche an der Originalgeometrie statt. Diese erfolgen anhand der Schweißstöße statt der Kleinproben und dienen dem Vergleich und damit der Verifizierung der mittels FITNET ermittelten Ergebnisse der kritischen Last, die nachfolgend vorgestellt werden. Zu diesem Zweck wurden die mit einem Anfangsriss im Schweißgut versehenen Proben (Abbildung 40) mit einer Zugbelastung geprüft und vorab so angeschwungen, dass deutliche und spitze Rissenden vorhanden sind. An diesen wurden insgesamt vier δ_5 -Clips (siehe Kapitel 2.4) instrumentiert. Der Aufbau der Versuchsanlage sowie die Anordnung der Messsensoren ist in Abbildung 41 gezeigt. Alle Versuche fanden bei Raumtemperatur statt.

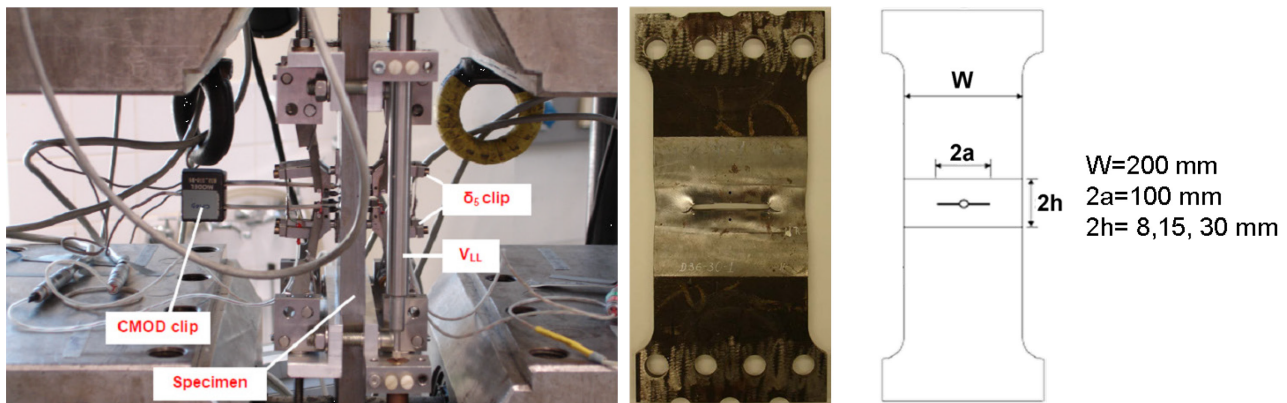


Abbildung 41 Versuchsaufbau für die Versuche am Originalbauteil und Probendimensionen für eine Pendeltechnik-Probe mit einer Spaltbreite von 30 mm

Die Zugversuche anhand der Originalgeometrie sind Traglastversuche, die zu einer gegebenen Anfangsrisslänge die zugehörige maximal ertragbare Spannung liefern. Die Anfangsrisslängen $2a$ entsprechen den mit FITNET berechneten kritischen Risslängen a_{krit} und ergeben sich für den 30 mm breiten Spalt für die Pendeltechnik zu $2a=100$ mm (Abbildung 41), für die Strichraupentechnik zu $2a=33$ mm.

Analog zur Festigkeitsbewertung erfordert auch eine bruchmechanische Analyse zur vollständigen Bewertung der Bauteilsicherheit eine Gegenüberstellung von Belastung und Belastbarkeit. Dies erfolgt einerseits auf der Lastseite als Verhältnis von aktueller Belastung zur plastischen Grenzlast.

$$L_R = \frac{F}{F_y} = \frac{\sigma}{\sigma_y} = \frac{\text{aktuelle Belastung}}{\text{plastische Grenzlast}} \quad (10)$$

Auf der anderen Seite wird das Verhältnis von Belastung zur Belastbarkeit über die Rissspitzenbeanspruchung benötigt. Dies erfordert nach dem elastisch-plastischen Vorgehen (EPBM) Kenntnis über den lokalen Spannungs- bzw. Verformungszustand an der Rissspitze. Die Rissspitzenbeanspruchung wird durch eine Korrektur des elastischen Zustandes berechnet und ist beschrieben durch Gleichung (11).

$$K_R = \frac{K_I}{K_{\text{mat}}} \quad (11)$$

Hierbei steht K_{mat} für den Risswiderstand des Materials. Er errechnet sich aus den CTOD-Werten δ , der Streckgrenze R_{eH} , dem Elastizitätsmodul E und der Querkontraktionszahl ν nach [124] zu:

$$K_{\text{mat}} = \sqrt{\frac{1,5R_{eH}\delta E}{1-\nu^2}} \quad (\text{ebener Dehnungszustand}) \quad (12)$$

$$K_{\text{mat}} = \sqrt{1,5R_{eH}\delta E} \quad (\text{ebener Spannungszustand}) \quad (13)$$

K_I beschreibt die Rissspitzenbeanspruchung für den linear-elastischen Fall, also unter Vernachlässigung einer signifikanten plastischen Zone an der Rissspitze. Das Verhältnis von K_I zu K_{mat} wird als plastische Korrektur der Beanspruchung an der Rissspitze bezeichnet. Gleichung (11) scheint einfach auflösbar, dennoch ist K_I eine Funktion des Plastizierungsgrads L_R , der wiederum von der aktuellen Belastung F (Gleichung (10)) abhängig ist. Diese Beziehung wird als Failure Assessment Diagramm bezeichnet, welches die Grenzversagenskurve für das Bauteil beschreibt. Tatsächlich allerdings ist das FAD bauteilunabhängig, da alle benötigten Kennwerte aus lokalen Beziehungen an der Rissfront abgeleitet werden.

Für jede bruchmechanische Berechnung sind Eingangsdaten festzulegen, welche für diese Untersuchungen in Tabelle 11 zusammengefasst sind.

Tabelle 11 Allgemeine Eingangsdaten für die FITNET-Berechnung

Geometrie	Platte mit Stumpfstoß Dicke=15 mm
Belastungsart	Zugspannung
Fehlergröße/ Fehlerlage	Durchriss/ Nahtmitte
Rissfortschrittsrichtung	Nahtlängsrichtung

Für die untersuchten Schweißstöße mit einer Spaltbreite von 30 mm ist das FAD in Abbildung 42 dargestellt. Alle Werte innerhalb der Grenzkurve gelten als sicher, Schnittpunkte mit der Kurve sind Maximalwerte bzw. Grenzwerte, bei deren Überschreitung mit Versagen gerechnet werden muss. Ein solcher Grenzwert besteht aus einer Risslänge $a_{\text{krit}}=2a$ und einer Spannung σ_{krit} , wobei einer der beiden Werte solange variiert wird, bis die Grenzkurve erreicht ist. Die mit FITNET berechneten Bewertungspunkte wurden hinsichtlich der Risslänge ausgewertet, das bedeutet, es handelt sich bei den folgend vorgestellten Ergebnissen um die berechnete kritische Risslänge a_{krit} und die zu diesem Wert zugehörige und bei dieser Risslänge maximal aufnehmbare Spannung σ_{krit} . Bei den Bauteilversuchen, deren Ergebnisse im oberen Teil in Abbildung 42 dargestellt sind, war die Vorgehensweise umgekehrt: Hierbei wurden die Proben mit einer definierten Risslänge (Anfangsrisslänge) versehen. Diese Risslänge kann willkürlich festgelegt werden, sinnvoll ist jedoch auf die berechneten maximalen Risslängen a_{krit} zurückzugreifen. Dann wird die angelegte Spannung solange erhöht, bis der Rissfortschritt eintritt. Die erreichte Spannung kann dann mit den berechneten verglichen werden.

In Abbildung 42 beziehen sich alle rot markierten Ergebnisse auf die Pendeltechnik, die Ergebnisse der Strichraupentechnik-Proben sind schwarz gehalten. Neben der im Mittelpunkt stehenden

Option 3 nach FITNET, welche die Ermittlung der Fließkurven von Grund- und Schweißmaterial voraussetzt, werden auch die Optionen 1 und 2 dargestellt, welche sich auf die Mindeststreckgrenzen laut Herstellerangaben des Fülldrahtes beziehen.

Mit einer Anfangsriszlänge von 100 mm erreichte die Pendeltechnik-Probe innerhalb der Bauteilversuche eine maximale Spannung von 172 MPa; die zu dieser Riszlänge berechnete Spannung liegt nach Option 3 bei $\sigma_{krit}=171$ MPa, nach den Optionen 1 und 2 bei $\sigma_{krit}=153$ MPa. Die weniger konservative Berechnungsgrundlage der Option 3 zeigt folglich eine fast 100 %ige Übereinstimmung mit dem Versuch. Für die Strichraupentechnik wurde bei einer Anfangsriszlänge von 33 mm eine Maximalspannung von 160 MPa erreicht, nach Option 3 ist $\sigma_{krit}=130$ MPa und nach den Optionen 1 und 2 ist $\sigma_{krit}=160$ MPa. Damit liefern die eigentlich konservativen Berechnungsoptionen unerwarteter Weise eine höhere Spannung als Option 3, welche eine Abweichung von 23 % gegenüber dem Versuch aufweist. Insgesamt allerdings zeugen die guten Übereinstimmungen der Ergebnisse davon, dass die Berechnungen die Realität gut abbilden; sie gelten daher als validiert.

FITNET Assessment – Results

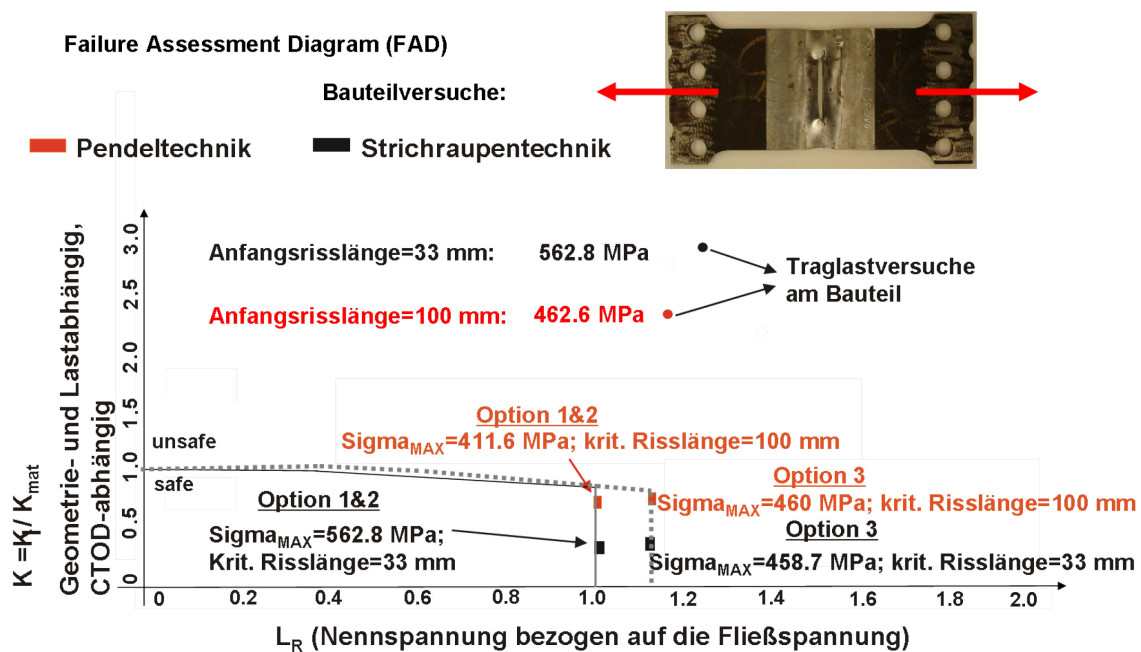


Abbildung 42 FAD-Bewertung der Proben aus D36, Spaltbreite 30 mm, alle Spannungen beziehen sich auf den Nennquerschnitt

Die berechneten, maximalen Risslängen für die beiden Schweißtechniken bestätigen die bereits im Rahmen der CTOD-Wert-Ermittlung gewonnene Erkenntnis, dass die geringe Duktilität der Strichraupentechnik-Probe schlechtere Voraussetzungen hat hinsichtlich der Bruchsicherheit. Die maximale Riszlänge, welche die Strichraupentechnik-Probe aufnehmen kann, ohne dass es zum Bruch kommt, beträgt 33 mm. Im Vergleich dazu liegt die Pendeltechnik-Probe mit $a_{krit}=100$ mm um mehr als 60 % höher. Übertragen auf den Sektionsstoß heißt das nicht, dass das Schiff bei einer Riszlänge von 33 oder 100 mm auseinander bricht. Diese Werte beziehen sich ausschließlich auf die Geometrie des Schweißstoßes. Sie geben allerdings eine eindeutige Tendenz an.

Neben der kritischen Riszlänge sind die dazugehörigen Spannungswerte σ_{krit} interessant. Für die Strichraupentechnik liegt σ_{krit} nach Option 1 und 2 bei 160 MPa, bestätigt durch die Bauteilversuche. Bei Anwendung der Pendeltechnik ergibt sich σ_{krit} laut Bauteilversuche und Option 3 zu ca. 170 MPa. Die Spannungen unterscheiden sich nicht wesentlich, bezogen auf die Riszlänge allerdings wird ersichtlich, dass die Pendeltechnik-Probe deutlich mehr Last aufnehmen kann. Bezieht

man die erreichten Spannungen auf den Nettoquerschnitt (Berücksichtigung der Risslänge), so liegen die effektiven Spannungen der Strichraupentechnik bei $\sigma_{\text{krit_eff}}=160 \cdot 250 / (250-33)=184$ MPa; für die Pendeltechnik ergibt sich $\sigma_{\text{krit_eff}}=170 \cdot 250 / (250-100)=283$ MPa. Damit ist die kritische Spannung der Pendeltechnik-Probe um fast 100 MPa höher als die der Strichraupentechnik-Probe. Der Grund dafür liegt hauptsächlich im Risswiderstand des Schweißmaterials beider Techniken. Die CTOD-Werte der Pendeltechnik-Proben waren ungefähr doppelt so hoch, verglichen mit den Strichraupentechnik-Proben. Das bedeutet, dass bei gleicher Spannung die Rissöffnung bei den Pendeltechnik-Proben um den Faktor zwei größer ist als bei den Strichraupentechnik-Proben.

Folgende Schlussfolgerungen können aus der Bruchmechanikanalyse gezogen werden:

- Die mit der Strichraupentechnik verschweißten Stöße weisen eine stark verringerte Duktilität auf
- Alle Proben zeigen ein duktilen Bruchverhalten, Sprödbrüche sind dementsprechend auszuschließen
- Anschaulich interpretiert zeigen die Ergebnisse: Bei einem mit der Pendeltechnik verschweißten Stumpfstoß kann bei einer Spannung von 160 MPa eine Risslänge von 100 mm zugelassen werden, ohne das Versagen eintritt. Der gleiche Stumpfstoß verschweißt mit der Strichraupentechnik erlaubt nur eine Risslänge von 33 mm
- Neben den hier vorgestellten Ergebnissen wurden auch Schweißstöße mit den Spaltbreiten 8 und 15 mm getestet, deren Grenzspannungen und kritische Risslängen sich nicht grundlegend von denen der Spaltbreite 30 mm unterscheiden
- Die Anwendung der Pendeltechnik führt zu einem duktilen und gut abschätzbaren Bruchverhalten
- Die Strichraupentechnik-Proben versagen unter statischer Belastung schneller als die Pendeltechnik-Proben

Die Berechnungen und damit die gewonnenen Erkenntnisse beziehen sich ausschließlich auf die Geometrie der Schweißstöße mit einer Schweißnahtlänge von 250 mm. Eine direkte Übertragung auf den Sektionsstoß ist nicht möglich, da die hier berechneten, kritischen Risslängen durch die Nahtlänge eingegrenzt sind. Möglichkeiten, die bruchmechanischen Erkenntnisse für den Sektionsstoß nutzen zu können, werden in Kapitel 5.8 vorgestellt.

4.5 Erweiterte Werkstoffcharakterisierung

Da sowohl im Rahmen der Schwingfestigkeitsversuche als auch bei der bruchmechanischen Bewertung Unterschiede zwischen den Schweißtechniken festgestellt wurden, wird an dieser Stelle eine erweiterte Werkstoffcharakterisierung durchgeführt, um Fehler oder mikroskopische Einflüsse in den Schweißnähten ausschließen zu können. Detaillierte Informationen zu diesem Kapitel sind in [6] zu finden.

Chemische Analyse

Getestet wurden das Grundmaterial als auch das Schweißmaterial. Ein Vergleich der erhaltenen Werte mit den Anforderungen nach den Vorschriften des Germanischen Lloyd [105] wurde vorgenommen. Hierbei liegen spezifische Anforderungen an die Zusammensetzung für das Grundmaterial vor. Beim Vergleich der Kohlenstoffgehalte im Schweißgut der beiden Schweißtechniken fiel auf, dass die Strichraupentechnik-Proben einen höheren Massengehalt an Kohlenstoff haben als die Pendeltechnik-Proben. Dies entspricht auch den Ergebnissen der Härtemessung, da ein höherer Anteil an Kohlenstoff die Aufhärtung der Strichraupentechnik-Proben erklärt.

Insgesamt werden alle Anforderungen an die chemische Zusammensetzung der Materialien erfüllt, auf eine detaillierte Vorstellung wird daher verzichtet.

Schliffbilder

Anhand von Schliffbildern können eventuelle Gefügeunterschiede zwischen den beiden Schweiß-techniken genauer betrachtet werden. Abbildung 43 zeigt den Vergleich zweier Proben, verschweißt mit einem 30 mm und 8 mm breiten Spalt. Hierbei wird ersichtlich, dass das Gefüge der Schweißnaht beim 30 mm breiten Spalt für die Pendeltechnik feiner ausgeprägt ist als bei der Strichraupentechnik.

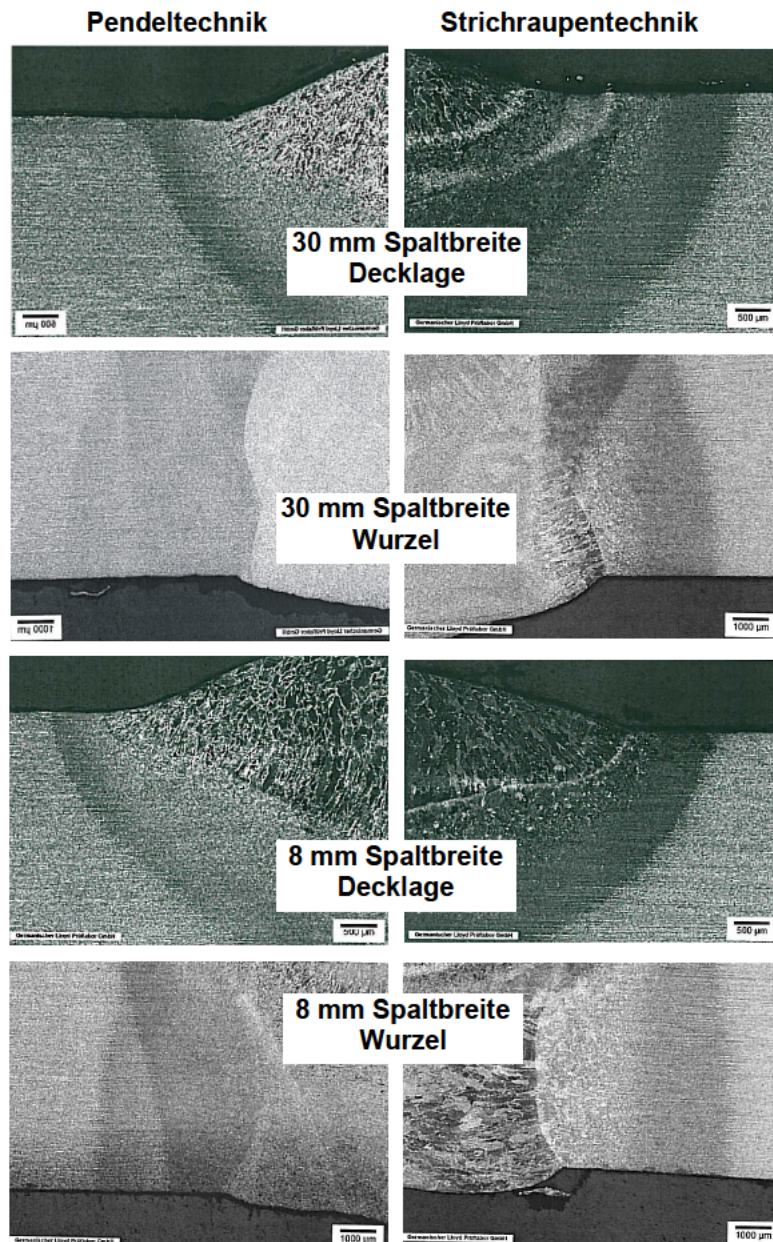


Abbildung 43 Makroschliffbilder exemplarischer Proben

Im Vergleich zu der kleineren Spaltbreite erkennt man für beide Schweißtechniken ein deutlich gröberes Gefüge. Das bestätigen die Härtemessungen (Kapitel 4.2), die für die Pendeltechnik geringere Härten zeigen, allerdings auch eine Härtereduzierung bei zunehmendem Luftspalt. Das feinkörnigere Gefüge zeugt von einer diffusionsgesteuerten Phasenumwandlung während des

Abkühlvorgangs nach dem Schweißen, so dass große Mengen an Austenit umgewandelt werden konnten. Dies erfolgt besonders bei dem 30 mm breiten Luftspalt, bei dem die Pendelbewegung zu einer lang anhaltenden Wärmezufuhr pro Längeneinheit der Schweißnaht führt. Die geradlinige Bewegung der Schweißdüse bei der Strichraupentechnik hingegen führt für jede Raupe zu einer kontinuierlichen Wärmeeinbringung mit schnelleren Abkühlzeiten. Hierdurch wird das recht spröde Gefüge des Austenits nicht vollständig umgesetzt.

Der Anrissort an einer fehlerfreien Naht wird von der Form des Nahtübergangs, den lokalen Spannungen an den Kerben und von der Festigkeit an den anrisskritischen Stellen bestimmt. Da das Kerbspannungsmodell (Abbildung 36) zeigt, dass die Kerbspannungen am oberen und unteren Nahtübergang annähernd gleich hoch sind, sind die Eigenschaften der dort befindlichen Gefüge für den Anriss von großer Bedeutung. Abbildung 43 in Verbindung mit den Härtemessungen machen deutlich, dass in der Wurzelkerbe ein weiches Gefüge zu finden ist als im Nahtübergang der Decklage. Das örtliche Versagen des Materials wird im weicheren Teil der Naht erfolgen, in diesem Fall in der Wurzel.

Insgesamt zeigen die Aufnahmen ein deutlich homogeneres Schweißmaterial für die Pendeltechnik-Proben. Dies veranschaulicht die Ergebnisse der bruchmechanischen Berechnungen, liefert allerdings keinen eindeutigen Beweis für dessen Ursächlichkeit hinsichtlich des unerwarteten Anrisses der Strichraupentechnik-Proben. Die Härtewerte der Decklage sind nur geringfügig höher als die der Wurzellage, so dass diese nur dann Grund für einen Wurzelanriss sein können, wenn die Kerbspannungen an beiden Orten gleich hoch sind. Dies war allerdings nicht bei allen Strichraupentechnik-Proben der Fall.

Untersuchung anhand eines Rasterelektronenmikroskops (REM)

Um auszuschließen, dass sich in der Naht Schweißfehler (Lunker, Bindefehler) oder andere Auffälligkeiten befinden, fanden Untersuchungen mittels eines Rasterelektronenmikroskops statt. Zum einen wurden zwei Proben exemplarisch am Institut für Metallkunde und Werkstofftechnik der TUHH untersucht. Zum anderen fand eine davon unabhängige Analyse bei der GKSS in Geesthacht statt.

Die wesentlichsten Ergebnisse sind im Folgenden aufgelistet:

- Das Grundwerkstoffgefüge besteht aus globularen α -Fe-Körnern und Perlit in horizontaler, zeiliger Anordnung
- Beim Übergang in die Wärmeeinflusszone löst sich der Perlit allmählich und ist in der Wärmeeinflusszone nahe der Schmelzlinie praktisch nicht mehr vorhanden
- Das Schweißgut ist an der Oberseite (Decklage) aus Lanzettmartensit aufgebaut
- Bei der Pendeltechnik sind die darunter befindlichen Lagen durch mehrere Temperaturzyklen so beeinflusst worden, dass der Lanzettmartensit aufgelöst worden und ein globulares Gefüge aus α -Fe-Körnern entstanden ist
- Die Strichraupentechnik-Proben weisen beim 8 mm breiten Luftspalt martensitisches Gefüge in der Wurzellage auf, beim 30 mm breiten Luftspalt hingegen nicht
 - Geringe Härte, besseres Gefüge bedingen wahrscheinlich die höhere Schwingfestigkeit für die 30 mm Spaltbreite
- In der Schweißnaht konnten Oxideinschlüsse festgestellt werden, Hauptbestandteil war Mangan
- Abbrandverluste beim Schweißen waren nicht zu erkennen

- Einschlüsse oder Bindefehler konnten nicht festgestellt werden

Eine Beeinflussung der Schwingfestigkeits- und Bruchfestigkeitsuntersuchungen durch fehlerhafte Schweißungen sind demnach auszuschließen. Eine detaillierte Ergebnisdarstellung ist in Anhang D zu finden.

4.6 Numerische Berechnung der Schweißeigenstressungen

Die numerische Berechnung der aus dem Schweißprozess resultierenden Eigenstressungen hat folgende Ziele:

- Ermittlung der Unterschiede zwischen beiden Schweißtechniken (Pendeltechnik, Strichraupentechnik)
- Überprüfung der für die Schwingfestigkeitsversuche getroffenen Annahmen
- Erstellen einer Kalibrierungsgrundlage für die Anwendung vereinfachter Methoden

Es erfolgt eine vollständig transiente thermo-mechanische Simulation für je eine Pendel- und Strichraupentechnik-Probe. Die Berechnungen wurden mit dem Finite-Element-Programm ANSYS durchgeführt, ohne Zuhilfenahme der verfügbaren Schweißsimulationstools, die der Hersteller anbietet. Der Algorithmus zum Berechnungsablauf und die benötigten Formeln wurden in der programminternen Sprache APDL implementiert.

Die Validierung des Modells erfolgte nicht durch den üblicherweise angewandten Temperaturvergleich mit Messungen, sondern durch einen Vergleich der Reaktionskräfte. Diese wurden während der Versuche gemessen und dienen der Schweißsimulation als Kalibrierungs- und Validierungsgrundlage.

Modell

Die zugrunde liegende Geometrie und damit das FE-Modell sind für beide Berechnungen gleich (siehe Abbildung 44). Die Spaltweite beträgt 30 mm. Als Elementtyp wurde sowohl für die thermische Berechnung als auch für die Strukturanalyse ein Volumenelement mit linearem Ansatz gewählt.

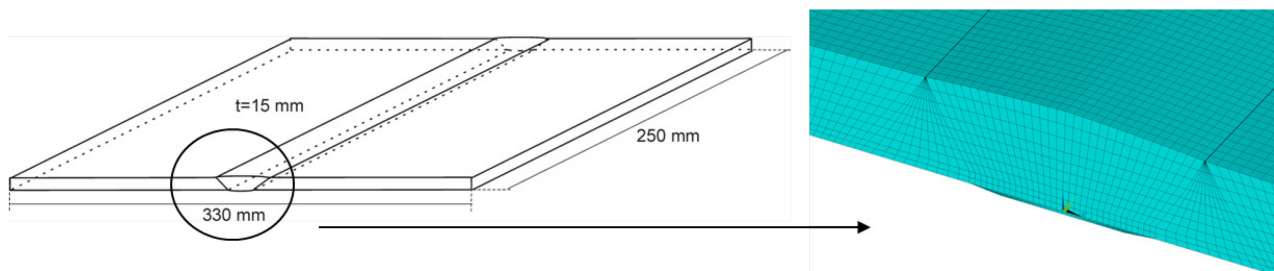


Abbildung 44 ANSYS-Modell der Serie mit 30 mm Luftspalt

Materialdaten

Die Materialdaten für den verwendeten D36 Stahl entstammen [36]. Die temperaturabhängigen Materialwerte wurden für den S355J2G3 ermittelt und als Basis übernommen. Beide Materialien haben namentlich die gleiche Streckgrenze, sie unterscheiden sich allerdings hinsichtlich ihrer Güte. An Schiffbaustahl werden höhere Anforderungen gestellt als an herkömmliche Baustähle, zudem kommt im Originalsektionsstoß noch der Schiffbaustahl A36 zum Einsatz, der sich von den Erstgenannten ebenfalls in seiner Güte unterscheidet. Für beide Schiffbaustähle sind keine temperaturabhängigen Daten existent, zumindest nicht in dem benötigten Umfang. Da allerdings keine Phasenumwandlungen berechnet werden, ist die Güte des verwendeten Stahls für die Simulation

nicht von Bedeutung. Daher werden die Daten des S355J2G3 verwendet. Für die Untersuchungen der Kleinproben wurden die tatsächliche Streckgrenze sowie die Bruchfestigkeit anhand von Zugproben ermittelt. Die Daten des S355J2G3 wurden dementsprechend extrapoliert.

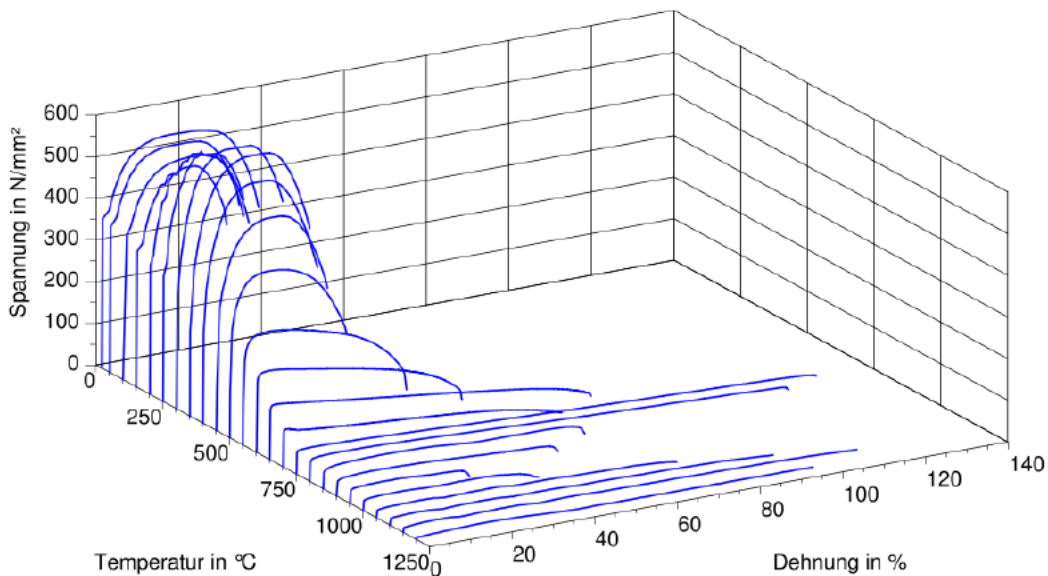


Abbildung 45 Temperaturabhängige Fließkurven [36]

Das Programm ANSYS bietet eine Vielzahl an Materialmodellen, die je nach verwendetem Werkstoff auszuwählen sind. Die exakte Abbildung des Materialgesetzes ist für die strukturmechanische Berechnung von enormer Bedeutung. Die Materialgesetze schließen im Allgemeinen ein elastisch, ideal – plastisches Modell oder ein Plastizitätsmodell ein. Dieses sollte eine kinematische oder isotrope Kaltverfestigung berücksichtigen. Die kinematische Verfestigung eignet sich aufgrund der Umlenkung der Plastizität innerhalb eines Bereiches, in dem sich durch mehrere Lagen die thermischen Zyklen wiederholen können, gut für die Simulation einer Mehrlagenschweißnaht. Implementiert wurde das KINH, ein Multilinear Kinematic Hardening Modell, das eine detaillierte Kurvenbeschreibung erlaubt, durch die Eingabe mehrerer Kurvenpunkte. Insgesamt wurden 27 Fließkurven implementiert, jede mit 20 Datenpunkten (siehe Abbildung 45).

Implementierung der Schweißtechniken

Die Implementierung einer bestimmten Schweißtechnik innerhalb einer Schweißsimulation erfolgt vorrangig über die Definition des Weges, den die Wärmequelle abfahren soll. Dies erfolgt in Abhängigkeit von der Anzahl und Position der Schweißlagen, wie sie für die vorliegenden Berechnungen in Abbildung 46 gezeigt sind.

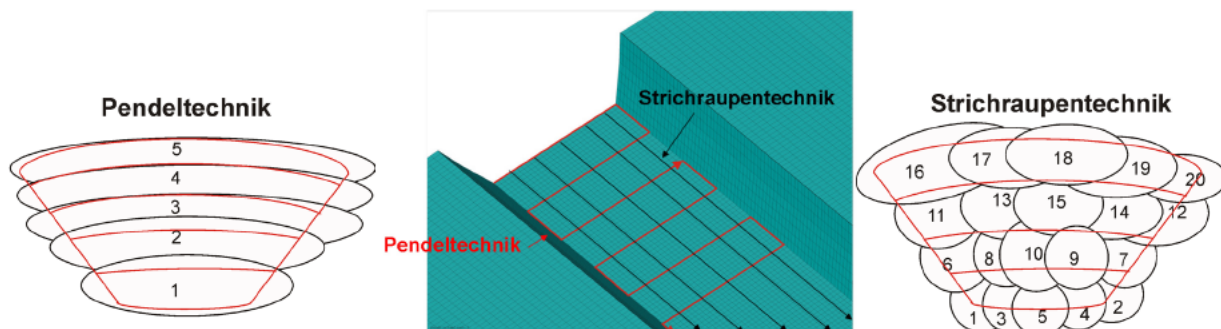


Abbildung 46 Laufrichtung der Wärmequelle für die erste Lage und Anzahl der Lagen beider Schweißtechniken

Für die Pendeltechnik werden fünf Lagen benötigt, die Strichraupentechnik hingegen beansprucht 20 Lagen. Zwischen dem Schweißen der einzelnen Lagen findet eine Abkühlung auf Raumtemperatur statt.

Die Schweißparameter (Schweißgeschwindigkeit, Stromstärke, Spannung) wurden während der Versuche aufgenommen und in die Simulation übertragen. Da es keine signifikanten Differenzen für die Schweißparameter der einzelnen Raupen der Strichraupentechnik gab, konnten die in Tabelle 12 zusammengefassten Streckenenergien genutzt werden.

Tabelle 12 Implementierte Streckenenergien beider Schweißtechniken

Spaltweite	Serie	Streckenenergie je Raupe		Streckenenergie über den Nahtquerschnitt
			[kJ/mm]	
30 mm	Pendeltechnik	Wurzel	2,7	22,1
		1. Lage	3,2	
		2. Lage	5,2	
		3. Lage	5,4	
		4. Lage	5,7	
	Strichraupentechnik	ca. 1,3	28,9	

Goldak-Wärmequelle

Die infolge des Schweißvorganges in das Material eingebrachte Wärme ist Grundlage für die Berechnung des Temperaturfeldes. Hierfür wird eine Wärmequelle in das FE-Modell implementiert. Anschaulich wird dabei im Zeitbereich eine Wärmebelastung auf die Knoten aufgebracht, wobei die Höhe der Belastung und die Wahl der Knoten einer Normalverteilung entspricht. Diese kann flächig (Flächenmodell) oder räumlich (Volumenmodell) ausgerichtet sein. Für die vorliegenden Untersuchungen wird ein Volumenmodell gewählt, da die Wärmeausbreitung während des Schweißprozesses in alle drei Raumrichtungen erfolgt.

Die Form des Volumens wird durch eine Vielzahl von Faktoren des Schweißprozesses beeinflusst. Durch Versuche und genaue Beobachtung der Wärmeeinflusszone konnte eine allgemeingültige Aussage über die Volumenform getroffen werden. Rückschließend von der Größe und Form des Schmelzbades gibt Goldak eine normalverteilte, doppelellipsoide Quelle vor (Abbildung 47).

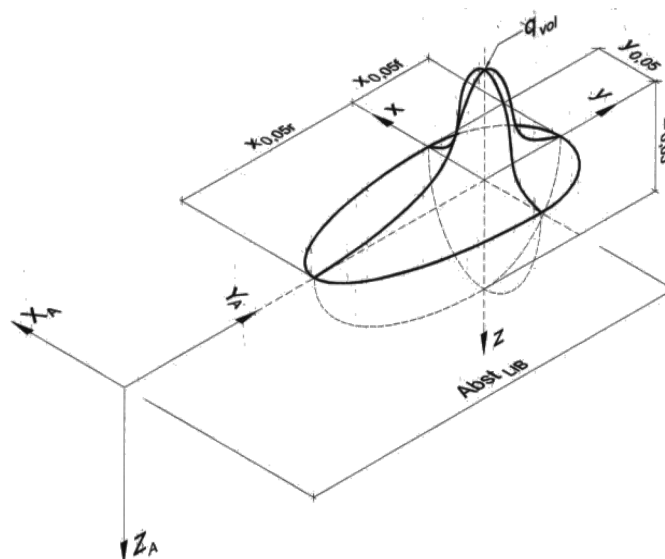


Abbildung 47 Volumenquelle nach Goldak [52]

Auffallend ist die unsymmetrische Form in Nahtlängsrichtung, welche mathematisch gesehen durch die unterschiedliche Definition der Halbachsen $x_{0,05r}$ und $x_{0,05l}$ erfolgt. Insgesamt wird das Volumen 4mal unterteilt, jedes Volumen wird dann entsprechend der Schmelzbadabmessungen definiert. Die Summe der vier Teilleistungen muss die Gesamtleistung ergeben. Da als Wärmequelle nur der halbe Ellipsoid benötigt wird, wird eine zweite Quelle in z-Richtung angesetzt. Im Allgemeinen werden zwei Wärmequellen genutzt, um eine ausschließlich einseitig strömende Wärmeabgabe durch die Schweißdüse zu simulieren. Der Doppellipsoid in Abbildung 47 besitzt sein Zentrum in seinem Inneren. Das bedeutet, dass die Wärmequelle, also die Schweißdüse, in diesem Zentrum abgebildet würde und die Wärme und den Schweißzusatzwerkstoff in alle Richtungen verteilt. Tatsächlich erfolgt dies bei einem in Wannelage verschweißtem Stoß nicht nach oben, sondern nur nach unten sowie vor und hinter die Schweißdüse. Die Quelle muss daher in Längsrichtung (y-Richtung) halbiert werden. Dies erfolgt durch die zusätzliche Annahme einer zweiten Wärmequelle, welche mit der x-y-Ebene als Spiegelebene angesetzt wird. Die mathematische Beschreibung dieser Annahmen ist [106] zu entnehmen. Die Wärmestromdichte innerhalb des verwendeten Halbellipsoids wird folgendermaßen beschrieben:

$$q_{\text{Vol}}(x, y, z) = f_r \frac{6\dot{Q} \cdot \sqrt{3}}{\pi \sqrt{\pi} \cdot x_{0,05f} \cdot y_{0,05} \cdot z_{0,05}} \cdot e^{-\frac{3x^2}{x_{0,05f}^2}} \cdot e^{-\frac{3y^2}{y_{0,05}^2}} \cdot e^{-\frac{3z^2}{z_{0,05}^2}} \quad (14)$$

$$q_{\text{Vol}}(x, y, z) = f_r \cdot \frac{6\dot{Q} \cdot \sqrt{3}}{\pi \sqrt{\pi} \cdot x_{0,05r} \cdot y_{0,05} \cdot z_{0,05}} \cdot e^{-\frac{3x^2}{x_{0,05r}^2}} \cdot e^{-\frac{3y^2}{y_{0,05}^2}} \cdot e^{-\frac{3z^2}{z_{0,05}^2}} \quad (15)$$

Die Wärmeleistung \dot{Q} entspricht der in das System eingebrachten Wärmemenge. In diesem Zusammenhang muss zwischen der Bruttoleistung und der Nettoleistung unterschieden werden. Die Bruttoleistung ist die vom Schweißgerät ausgehende Leistung. Beim Werkstück hingegen kommt nur ein Teil dieser Leistung an, da aufgrund von Reibungsvorgängen und Wärmeaustausch mit der Umgebung Wärme für das System verloren geht. Das Verhältnis von Netto- zu Bruttoleistung wird durch einen Wirkungsgrad η ausgedrückt.

$$\frac{Q_{\text{Netto}}}{Q_{\text{Brutto}}} = \eta \quad (16)$$

$$\dot{Q} = Q_{\text{Netto}} = \eta \cdot U \cdot I \quad (17)$$

Die Wärmeleistung ergibt sich aus dem Produkt des Schweißstroms I und der Schweißspannung U . Die in das Werkstück eingebrachte Wärmeleistung Q_{Netto} kann mittels Gleichung (17) bestimmt und in die Gleichungen (14) und (15) eingesetzt werden. Schweißstrom und -spannung sind geräteabhängig und können bei den meisten Schweißgeräten direkt abgelesen werden. Für den thermischen Wirkungsgrad η , also der Differenz zwischen den Einstellungen am Gerät und der effektiv am Bauteil ankommenden Leistung, gibt Radaj [106] Werte von 0,65 bis 0,9 an. Für die vorliegenden Berechnungen wurde die Leistung direkt am Bauteil bestimmt ($\eta = 0,87$), so dass der Wirkungsgrad nicht abgeschätzt werden musste.

Der Anteil der Teilleipsoide am Gesamtvolumen wird durch die Wichtungsfaktoren f_r und f_f angegeben. In der Summe müssen sie daher eins ergeben. Das Ansetzen einer zweiten Wärmequelle allerdings zieht die Verdopplung der Summe der Wichtungsfaktoren nach sich: $f_r + f_f = 2$. Als weiteres Kriterium legt Radaj [106] die Forderung nach der Gleichheit der Wärmestromdichte im Volumensprung fest. Die Wichtungsfaktoren können durch den Anteil der Halbachsen $x_{0,05f}$ und $x_{0,05r}$ an der Gesamtlänge des Ellipsoids dargestellt werden.

$$f_f = \frac{2x_{0,05f}}{x_{0,05f} + x_{0,05r}} \quad (18)$$

$$f_r = \frac{2x_{0,05r}}{x_{0,05f} + x_{0,05r}} \quad (19)$$

Mit den Schmelzbadabmessungen $x_{0,05f} + x_{0,05r}$, $y_{0,05}$ und $z_{0,05}$ ist der Wärmeeintrag in das Werkstück eindeutig bestimmt. Für die beiden untersuchten Schweißtechniken ergeben sich die Schmelzbadabmessungen unterschiedlich, da die Pendelbewegung eine eher rundliche Ausprägung des Schmelzbades erzeugt. Üblicherweise beträgt das Verhältnis der von f_r zu f_f 2/3 zu 1/3, was für die Strichraupentechnik zutreffend ist. Für die Pendeltechnik wird ein Verhältnis von 1 zu 1 angenommen. Die Abmessungen der Schmelzbäder sind für jede Lage bzw. Raupe unterschiedlich und wurden den Beobachtungen während der Schweißprozesse entsprechend festgelegt.

Randbedingungen

Die Herstellung der Schweißstöße erfolgte in einer Einspannschweißanlage mit definiertem Steifigkeitsgrad. Das Modell kann dementsprechend nicht mit einer üblichen Einspannung am Plattenrand modelliert werden. Für die Abbildung einer bestimmten elastischen Einspannung gibt es verschiedene Möglichkeiten. An dieser Stelle wurde mit Balkenelementen gearbeitet, deren geometrische Eigenschaften die Sollsteifigkeit erzeugen. Abbildung 48 veranschaulicht das Prinzip dieser Umsetzung. Die Anordnung der Balkenelemente erfolgt an jedem Knoten der Plattenränder für einen Steifigkeitsgrad von 5 kN/(mm·mm).

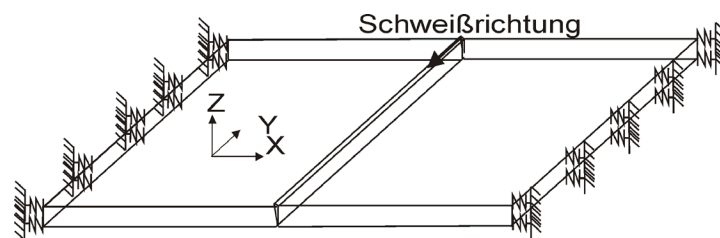


Abbildung 48 Implementierung der elastischen Einspannung an den Plattenrändern

Weiterhin wichtig ist die Festlegung der so genannten thermischen Randbedingungen. Diese kennzeichnen die Interaktion des Bauteils mit seiner Umgebung und sind daher besonders für den Abkühlprozess von entscheidendem Einfluss. Die Wärmeabgabe des Blechs an der Oberfläche erfolgt durch Konvektion und Strahlung. Nach dem Newtonschen Gesetz der Abkühlung lässt sich der abgegebene Wärmestrom in Abhängigkeit dieser Größen bestimmen:

$$\dot{q} = \alpha \cdot (\vartheta_B - \vartheta_F) \quad (20)$$

Mit der Oberflächentemperatur des Bauteils ϑ_B , der Temperatur des umgebenden Fluids ϑ_F und dem Wärmeübergangskoeffizienten α ergibt sich die Wärmestromdichte q . Der hierfür erforderliche Wärmeübergangskoeffizient setzt sich aus den Anteilen Konvektion und Strahlung nach Gleichung (21) zusammen:

$$\alpha_{\text{ges}} = \alpha_k + \alpha_s \quad (21)$$

Die Größe des Einflusses der beiden Anteile ist temperaturabhängig. Bei einer Temperatur unter 300 °C ist der Konvektionsanteil maßgebend, wohingegen bei einer Temperatur von 800 °C die Strahlung einen Anteil von 80 % einnimmt. Die Bestimmung der beiden Anteile an dem Wärmeübergangskoeffizienten wird folgend vorgestellt.

Der Konvektionsanteil des Wärmeübergangskoeffizienten beschreibt jenen Anteil, welcher durch bewegte Gas- oder Flüssigkeitsteilchen (Fluid) stattfindet. Grundlage dieses Wärmeaustauschmechanismus ist die Bewegung bzw. die Strömung eines Fluids; beim Schweißen hervorgerufen durch thermische Energie. Diese führt zum Schwingen der den Festkörper (Schweißstoß) umge-

benden Teilchen der Luft, was wiederum eine Strömung in dieser Grenzschicht hervorruft. Die Grenzschicht ist der Bereich zwischen der Luft und dem Schweißstoß, in welcher in Abhängigkeit von der Temperatur des Schweißstoßes die komplexen Vorgänge der Konvektion stattfinden. Sie wird in den folgenden Ausführungen als Fluid bezeichnet.

Man unterscheidet zwischen freier und erzwungener Konvektion. Wird die Fluidströmung infolge von Dichteunterschiede durch Erwärmung des Fluids hervorgerufen, spricht man von freier Konvektion; werden die Dichteunterschiede von außen aufgezwungen, handelt es sich um eine erzwungene Konvektion. Für den Schweißprozess bedeutet dies: Findet die Schweißung bei ruhender Luft und Raumtemperatur statt, kann freie Konvektion angenommen werden. Stellen sich allerdings Winde oder Strömungen beispielsweise infolge einer Belüftung ein, muss die erzwungene Konvektion einbezogen werden. Für die vorliegenden Untersuchungen wird die freie Konvektion unterstellt.

Ein entscheidender Faktor zur Bestimmung des konvektiven Wärmeübergangs ist die Nusselt-Zahl Nu (Gleichung (22)), welche in [117] detaillierter erläutert wird. Eine analytische Bestimmung der Nusselt-Zahl ist aufgrund ihrer Abhängigkeit von der Geometrie und der Rayleigh-Zahl Ra häufig schwierig, daher existieren in [118] empirische Ansätze, nach welchen Nu in Abhängigkeit von Ra direkt bestimmt werden kann (Gleichung (24) und (25)).

$$Nu = \frac{\alpha_K \cdot l}{\lambda} = f(Gr, Pr, \text{Geometrie}) \quad (22)$$

$$\alpha_K = \frac{Nu \cdot \lambda}{l} \quad (23)$$

$$\text{Laminarer Bereich } Ra < 4 \cdot 10^7: Nu = 0,70 \cdot Ra^{\frac{1}{4}} \quad (24)$$

$$\text{Turbulenter Bereich } Ra \geq 4 \cdot 10^7: Nu = 0,155 \cdot Ra^{\frac{1}{3}} \quad (25)$$

Die Rayleigh-Zahl Ra wiederum lässt sich durch Multiplikation der Grashof-Zahl Gr mit der Prandtl-Zahl Pr ermitteln, siehe Gleichung (26). Die Grashof-Zahl wird nach Gleichung (27) berechnet. Eine detaillierte Erläuterung der Gleichung ist [117] zu entnehmen.

$$Ra = Gr \cdot Pr \quad (26)$$

$$Gr = \frac{g \cdot l^3}{\nu^2} \cdot \beta \cdot \Delta T \quad (27)$$

- g Erdbeschleunigung
- l Überstromlänge der kürzeren Plattenseite
- b Räumlicher Wärmeausdehnungskoeffizient
- ΔT Temperaturdifferenz Fluid/ Bauteil
- ν Kinematische Viskosität
- β Räumlicher Wärmeausdehnungskoeffizient

Unterstellt man, dass die den Schweißstoß umgebende Luft ein ideales Gas ist, kann der räumliche Wärmeausdehnungskoeffizient β in Abhängigkeit von der Absoluttemperatur T_0 des Fluids bestimmt werden:

$$\beta = \frac{1}{T_0} \quad (28)$$

Die Prandtl-Zahl Pr beschreibt die Beziehung der kinematischen Viskosität zur Temperaturleitfähigkeit des Fluids.

$$Pr = \frac{\nu}{a} = \frac{\nu \cdot \rho \cdot c}{\lambda} \quad (29)$$

ν Kinematische Viskosität

a Temperaturleitfähigkeit des Fluids

ρ Dichte

c Spezifische Wärmekapazität

λ Wärmeleitfähigkeit

Die Stoffwerte der Luft (λ , ν , Pr) sind temperaturabhängig und können [119] entnommen werden.

Der wie oben beschrieben ermittelte Wärmeübergangskoeffizient (Konvektion) beschreibt ausschließlich den Wärmeübergang an der Plattenoberseite. Für den entsprechenden Wärmeübergangskoeffizienten an der Plattenunterseite gilt nach [120] folgende Näherung:

$$\alpha_{K, \text{Unterseite}} \approx 0,5 \cdot \alpha_{K, \text{Oberseite}} \quad (30)$$

Der entsprechende Wärmeübergangskoeffizient für die Strahlungsvorgänge basiert auf der Emission und Absorption von Energie in Form von Wellen (Wärmestrahlung), welche nicht an ein Medium gebunden und daher auch im Vakuum möglich ist. Jeder Körper emittiert aufgrund seiner Farbe und seiner Oberflächenbeschaffenheit Strahlung. Als Maßstab zur Bestimmung des Emissionsgrads dient der ideale schwarze Körper, welcher die maximale Emissionsrate bei einer bestimmten Temperatur aufweist. Diese maximale Strahlung wird mit dem Stefan-Boltzmann-Gesetz folgend definiert:

$$\dot{q} = \sigma \cdot T^4 \quad (31)$$

σ Stefan-Boltzmann-Konstante = $5,67 \cdot 10^{-9} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$

Nicht-schwarze Körper emittieren weniger Strahlung als ideell schwarze; das Verhältnis der Strahlung eines nicht-schwarzen zu dem eines schwarzen Körpers wird durch den Emissionsgrad ε beschrieben.

$$\dot{q} = \varepsilon(T) \cdot \sigma \cdot T^4 \quad (32)$$

Der Emissionsgrad wiederum hängt von verschiedenen Faktoren ab: z.B. der Oberflächenbeschaffenheit und der Temperatur. Der Wärmeübergangskoeffizient (Strahlung) kann ebenfalls mit dem Newtonschen Abkühlungsgesetz durch Gleichsetzen der Gleichungen (20) und (32) bestimmt werden:

$$\varepsilon(T) \cdot \sigma \cdot (\vartheta_B - \vartheta_F)^4 = \alpha_S \cdot (\vartheta_B - \vartheta_F) \quad (33)$$

Für den Strahlungsanteil ergibt sich nach Auflösung der Gleichung (33):

$$\alpha_S = \varepsilon(T) \cdot \sigma \cdot (\vartheta_B^2 - \vartheta_F^2) \cdot (\vartheta_B + \vartheta_F) \quad (34)$$

Die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten erfolgt innerhalb der Schweißsimulation für jeden Zeitschritt. Er wird als Knotenlast auf jeden Knoten auf der Plattenoberfläche aufgebracht.

Ergebnisse

Die Berechnungszeiten für beide Simulationen waren sehr unterschiedlich: Die Pendeltechnik benötigte vier Monate und die Strichraupentechnik drei Wochen auf einem quad-core-Computer mit effektiven 3,2 GB Arbeitsspeicher. Grund dafür ist die Anzahl der erforderlichen Gleichgewichtssimulationen pro Zeitschritt, die für die Pendeltechnik bei durchschnittlich acht bis neun lag, während die Berechnung der Strichraupentechnik-Probe nach nur einer Iteration konvergierte. Dies wiederum hängt mutmaßlich mit der hohen Wärmeeinbringung bei der Pendeltechnik zusammen.

Zunächst werden die Ergebnisse anhand der Messungen validiert. Hierfür dienen in erster Linie die Reaktionskräfte, die im Versuchsstand mit einer Kraftmessdose detektiert wurden. Im FE-Modell wurden die Einzelreaktionskräfte F_i an der Federlagerung ausgelesen und addiert (siehe Abbildung 49). Bei den Messwerten handelt es sich um Durchschnittswerte der beiden Probenserien: PA-geschweißt/ Pendeltechnik/ 30 mm Spaltbreite und PA-geschweißt/ Strichraupentechnik/ 30 mm Spaltbreite.

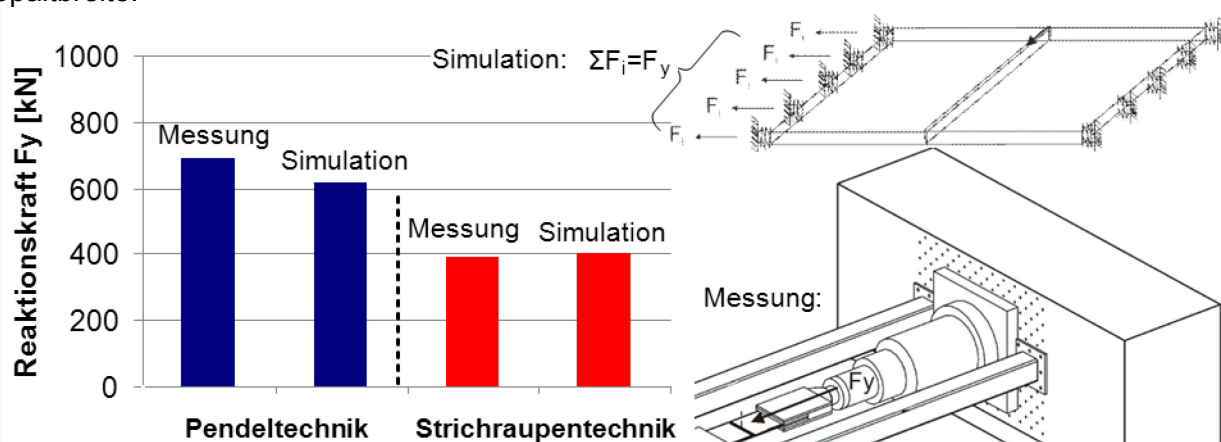


Abbildung 49 Vergleich der Reaktionskräfte mit den Messungen

Die Reaktionskräfte zeigen deutlich die Unterschiede beider Schweißtechniken für diese Spaltbreite (30 mm): Die Pendeltechnik entwickelt eine Gesamtreaktionskraft von 600 kN (Simulation) bis 700 kN (Messung), was einer globalen Eigenspannung von 160 bis 187 MPa entspricht. Für die Strichraupentechnik ergibt sich die Reaktionskraft zu ca. 400 kN und damit zu einer entsprechenden Eigenspannung von 107 MPa.

Der Vergleich der Reaktionskräfte verdeutlicht einerseits die unterschiedliche Ausprägung der Schrumpfkraft und damit der Eigenspannungen; er zeigt weiterhin eine sehr gute Übereinstimmung der Simulation mit den Messungen für die Strichraupentechnik, bei der Pendeltechnik ergeben sich kleine Differenzen, die jedoch vernachlässigbar sind. Dennoch wurde aufgrund des Unterschiedes für diese Technik ein weiteres Validierungskriterium herangezogen. Die aufgemessenen Verformungen der Schwingfestigkeitsproben bieten hierfür eine gute Vergleichsmöglichkeit. Der Simulation wurden daher zwei Berechnungsschritte angeschlossen: Das Ausspannen aus der Einspannschweißanlage sowie das Zersägen des Schweißstoßes. Nach der Abkühlung werden die Verformungen an einem Plattenrand fixiert, der andere Plattenrand wird von allen Randbedingungen gelöst. Dadurch relaxieren die elastischen Verformungen. Anschließend wird ein 40 mm breiter Streifen (Schwingfestigkeitsprobe) in der Plattenmitte herausgeschnitten, indem alle umgebenden Elemente deaktiviert werden. Dieser Vorgang wird in Abbildung 50 rechts beschrieben, der Vergleich der Verformungen ist ebenfalls dieser Abbildung zu entnehmen.

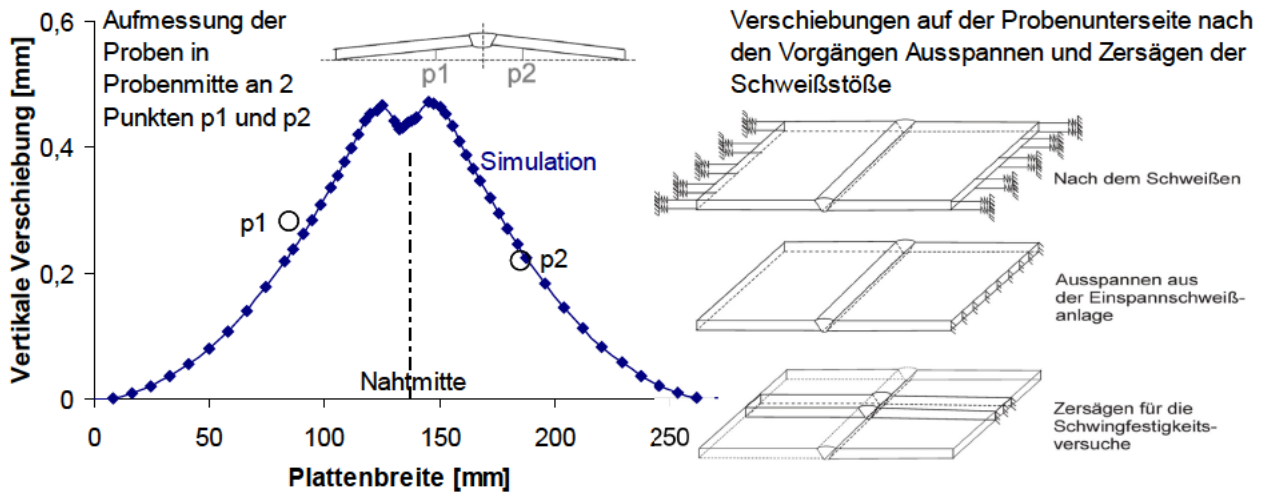


Abbildung 50 Vergleich Verschiebungen nach dem Zersägen für das Pendeltechnik-Modell

Die Werte der Punkte p1 und p2 in Abbildung 50 bilden den Durchschnitt der Messungen der Versuchsserie der mit der Pendeltechnik verschweißten Proben mit einer Spaltbreite von 30 mm. Der Vergleich mit den Simulationsergebnissen stellt eine gute Übereinstimmung dar, damit ist davon auszugehen, dass die Differenz der Reaktionskräfte keinen signifikanten Einfluss hat.

Ohne die Berechnungsschritte zum Ausspann- und Sägeprozess stellt sich die Vertikalverschiebung für beide Simulationen wie in Abbildung 51 gezeigt dar. Wie auch in den Versuchen wird hierbei ersichtlich, dass die Verformung der beiden Schweißstöße gegenläufig ist. Die Pendeltechnik erzeugt eine Aufdachung der Platte, wobei im Nahtbereich recht hohe Verformungen auftreten, die allerdings aus numerischen Problemen resultieren. Um die Anzahl der Gleichgewichtsiterationen zu verringern, wurde das Konvergenzkriterium Verschiebung bei einigen Zeitschritten erhöht. Daraus ergeben sich solch überhöhte Verformungen im Bereich hoher Energieeinträge.

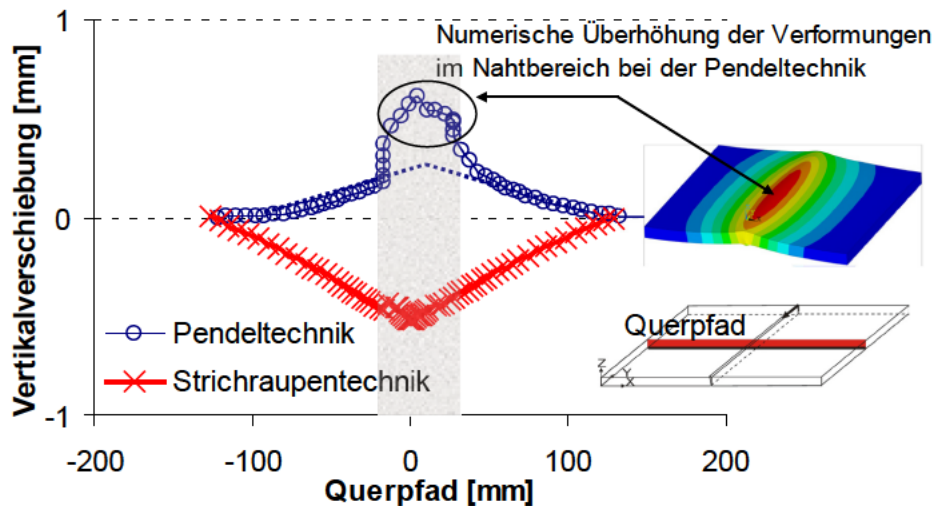


Abbildung 51 Vertikalverformung an der Plattenunterseite

Die Strichraupentechnik zeigt einen Nahteinfall des Schweißstoßes. Die Maximalverformung in der Nahtmitte ist ungefähr doppelt so groß wie die der Pendeltechnik. Dies entspricht den Messergebnissen.

Die Frage nach dem Grund für die unterschiedlichen Verformungsrichtungen kann nur über eine zeitabhängige Betrachtung der Verformungen geklärt werden. Aus diesem Grund wird im Folgenden ein Knoten auf der Wurzelkerbe genauer untersucht. Der Knoten befindet sich in Plattenmitte

direkt in der Kerbe auf der Plattenunterseite, in dem Bereich also, in dem der Anriss der Schwingfestigkeitsproben erfolgt ist. Abbildung 52 stellt den Verformungsverlauf des Knotens in beiden Berechnungsmodellen über die Zeit dar. Die Pendeltechnik benötigt wesentlich weniger Zeit, da nur 5 und nicht 20 Lagen (Strichraupentechnik) simuliert werden müssen. Bei der Strichraupentechnik erkennt man anhand der Sprünge im Kurvenverlauf deutlich, wann die Wärmequelle (bzw. Schweißdüse) den Knoten passiert. Zu Beginn des Prozesses werden an beiden Nahtflanken zunächst zwei Schweißraupen entlang dieser aufgebaut (Aufpuffern), erst mit der fünften Raupe erfolgt die Verbindung beider Plattenhälften. Dabei schließt sich der Kraftfluss, was an der plötzlichen Aufwärtsbewegung erkennbar ist, einhergehend mit einem Verformungssprung von ca. 0 auf 1 mm. Im Verlauf der nächsten 15 Raupen nimmt die Verschiebung kontinuierlich ab, bis schließlich die Nulllinie unterschritten wird, die Platte sich also nach unten biegt. Dies erfolgt während des Schweißens der letzten 5 Raupen (Decklage).

Der Verformungsverlauf der Pendeltechnik-Simulation lässt die Zeitpunkte, zu denen der betrachtete Knoten den Durchgang der Wärmequelle erfährt, nur erahnen. Mit der ersten Lage, die sofort beide Plattenhälften verbindet, stellt sich eine Aufdachung der Naht ein, welche ein Maß von ca. 0,5 mm erreicht. Die darauf folgenden vier Lagen zeigen, wie auch bei der Strichraupentechnik, eine Abwärtsbewegung des Knotens, allerdings mit marginalen Werten. Demnach ist der Anteil, der zum Nahteinfall führt, bei der Pendeltechnik wesentlich geringer im Vergleich zur Strichraupentechnik, was die unterschiedlichen Verformungsrichtungen bedingt.

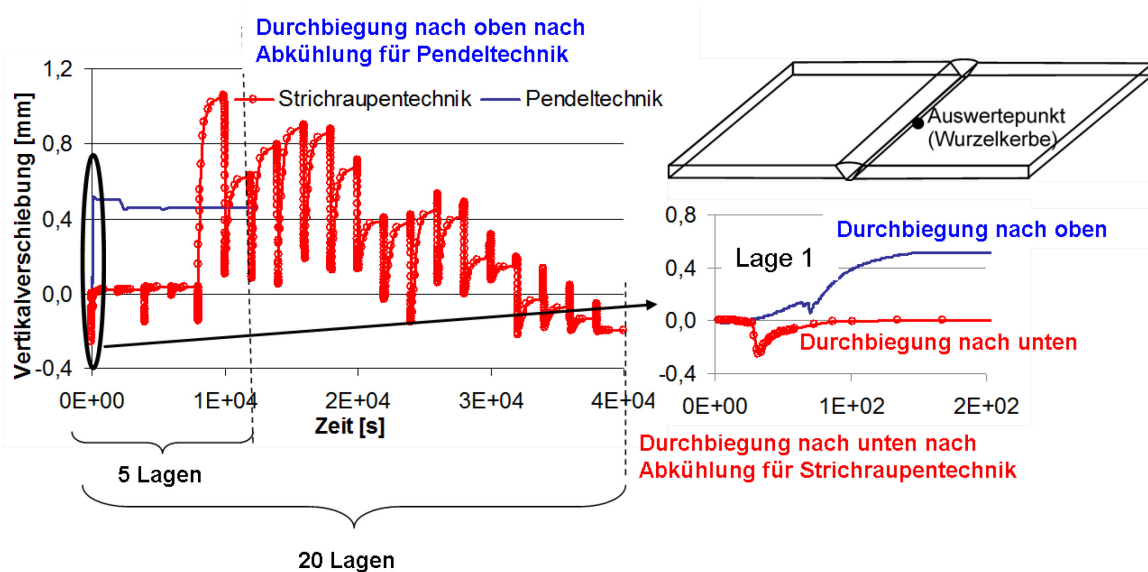


Abbildung 52 Zeit-Verformungskurven beider Schweißstechniken

Ob sich der Schweißstoß nach oben oder nach unten verformt, hängt maßgeblich von der Höhe der Schrumpfkraft und der Lage ihres Angriffspunktes ab. Letzteres wird bestimmt durch die Position der Wärmequelle (in der Simulation) bzw. der Schweißdüse (im tatsächlichen Schweißprozess). Abbildung 53 zeigt dies schematisch. Das Verschweißen der Wurzellage führt demzufolge zu einer Aufwärtsbewegung des Schweißstoßes, da die untere Plattenseite zusammengezogen wird (Abbildung 53, links). Aus dem Verschweißen der Decklage hingegen resultiert eine nach unten gerichtete Verformung (Abbildung 53, rechts). Grundsätzlich entsprechen die Zeit-Verformungskurven in Abbildung 52 dieser Logik, allerdings dürfen die beiden Betrachtungen nicht unabhängig voneinander erfolgen, entscheidend für die endgültige Verformungsrichtung sind die jeweiligen Anteile der Schrumpfkräfte unter- und oberhalb der neutralen Faser der Platte. Dabei spielen die Flächenanteile (bei einer zweidimensionalen Betrachtung des Nahtquerschnitts) der einzelnen Schweißraupen sowie deren Streckenenergie eine große Rolle.

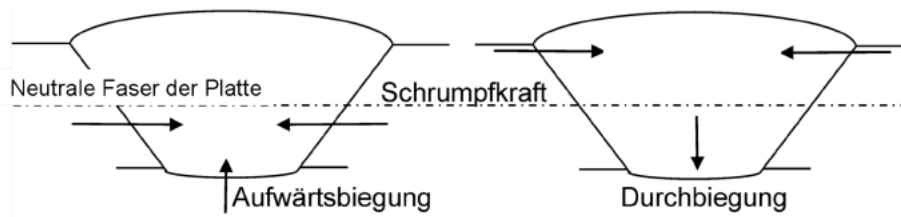


Abbildung 53 Schematische Einstellung der Verformungsrichtung

Man könnte hierbei schnell auf die Idee kommen, eine rechnerische Betrachtung der einzelnen Schweißraupen inklusive derer Energieeinbringungsrate im Zusammenhang mit dem Abstand zur neutralen Faser könnte vor dem Schweißen Aufschluss über die Verformung geben. Dabei sind allerdings die mit dem Aufbau der Naht variierende Schwerpunktposition dieser sowie die Abkühlraten in der Naht und den Oberflächen mit einzubeziehen. Hinzu kommt der Einfluss des thermischen Drucks, der beim Einbringen des Schmelzgutes auftritt. Dieser führt beispielsweise zu gedrehten Krafrichtungen und damit zu einer zunächst gegengerichteten Verformungsrichtung. Oft ist dieser Anteil größer als der aus dem Abkühlprozess (Schrumpfen) resultierende. Für die Strichraupentechnik erkennt man in Abbildung 52 deutlich den Abfall der Kurven, wenn die Wärmequelle den Knoten erfasst. Der sprunghafte Abfall der Verformung bei jeder Schweißlage wird durch den thermischen Druck hervorgerufen. Kühlt sich das Material ab, steigen die Werte wieder an. Bei der Pendeltechnik ist dieses Verhalten nur geringfügig ausgeprägt, stattdessen kann ein signifikanter Anteil plastischer Druckdehnungen in der Wurzel konstatiert werden.

Ein Vergleich der plastischen Dehnungen, die aus den Schrumpf- und Dehnungsprozessen quer zur Schweißrichtung resultieren, ist in Abbildung 54 dargestellt. Im linken Diagramm werden die Dehnungen auf der Oberseite des Schweißstoßes gezeigt, wobei nur für die Pendeltechnik ausgeprägte Anteile ersichtlich werden. Diese befinden sich in den Kerben. Da beiden Berechnungen die gleiche Geometrie hinterlegt ist, kann die Ursache nicht ausschließlich in der strukturellen Singularität der Kerbgeometrie zu suchen sein, da sich für die Strichraupentechnik kaum Dehnungsanteile dort erkennen lassen.

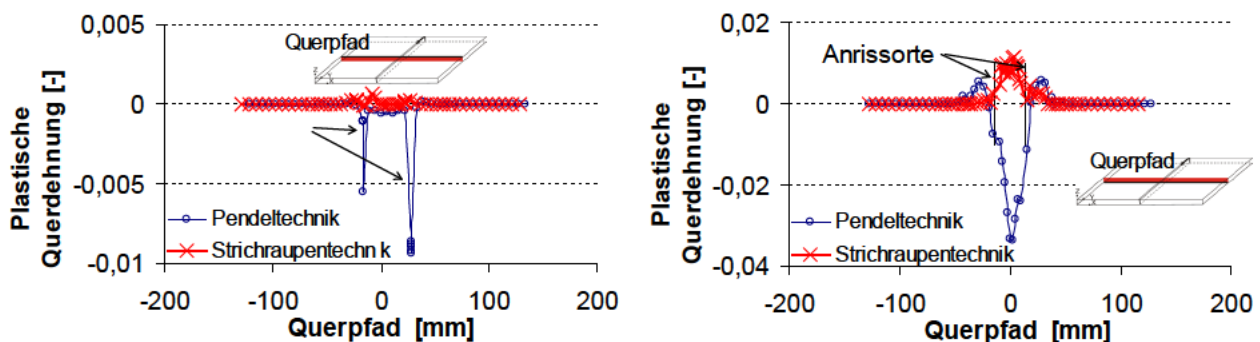


Abbildung 54 Plastische Querdehnung beider Schweißtechniken (links: auf der Plattenoberseite; rechts: auf der Plattenunterseite)

Das rechte Diagramm in Abbildung 54 zeigt analog zur linken Darstellung die Dehnungen auf der Plattenunterseite, die hinsichtlich des Anrissortes der Schwingfestigkeitsproben dort von großem Interesse sind. Für die Pendeltechnik ergeben sich Zugdehnungen vor den Wurzelkerben, die zur Nahtmitte hin in den Druckbereich wechseln. Die Strichraupentechnik weist ebenfalls plastische Dehnungen auf, welche sich im Zugbereich befinden. Quantitativ betrachtet sind die maximalen Druckdehnungen der Pendeltechnik ca. um das Dreifache höher als die maximalen Zugdehnungen der Strichraupentechnik. Das lässt darauf schließen, dass der Anteil des thermischen Drucks beim Pendelschweißen sehr hoch ist. Laut Abbildung 55 entstehen die plastischen Dehnungen bereits während des Verschweißens der ersten Pendellage. Das dargestellte Zeit-Dehnungsdiagramm

greift erneut den Knoten in der Wurzelkerbe auf, der bereits zur Diskussion der Verformungen verwendet wurde.

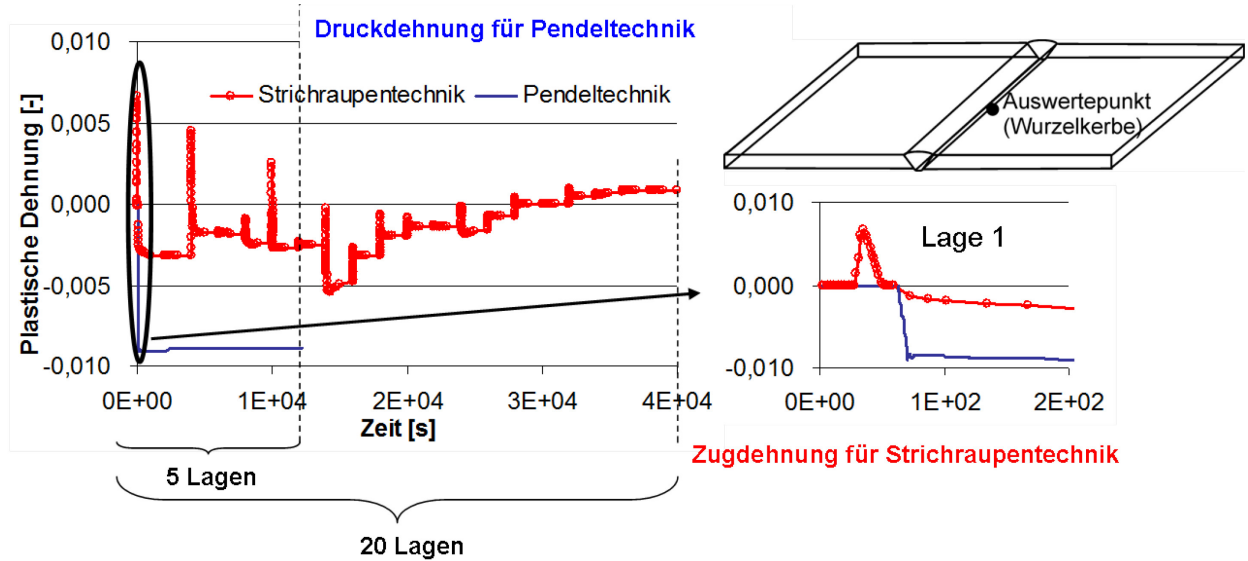


Abbildung 55 Zeit-Dehnungskurven beider Schweißtechniken

Bedenkt man die Spaltbreite von 30 mm, die in der ersten Lage mit der Pendeltechnik überbrückt werden muss, in Kombination mit dem geringen Querschnitt der Wurzellage (Höhe der Lage maximal 5 mm), erhält man eine Vorstellung davon, welche Kräfte bei diesem Prozess aufgebaut werden. Daraus resultieren entsprechend hohe Dehnungen an dieser Stelle. Die Strichraupentechnik zeigt für die erste Raupe im Gegensatz zur Pendeltechnik Zugdehnungen. Dabei ist zu beachten, dass zu diesem Zeitpunkt keine Verbindung der beiden Plattenhälften besteht. Die ersten beiden Sprünge dieses Verlaufs zeigen, dass der Durchgang der Wärmequelle durch die fehlende kraftschlüssige Verbindung der Platten keinen thermischen Druck, sondern direkt Zugdehnungen hervorruft, welche vermutlich aus der sofort einsetzenden Abkühlung sowie der Abwärtsbiegung (vgl. Abbildung 52) resultieren. Der Verlauf folgt dann der Bewegung des Schweißstoßes: Nach der Verbindung der beiden Plattenhälften setzt zunächst eine Aufwärtsbewegung ein, die zur Verkürzung der Plattenunterseite und damit zu Druckdehnungen führt. Mit der einsetzenden Abwärtsbewegung der Platte ist ein erneutes Ansteigen der Dehnungen in den Zugbereich zu erkennen.

Es lässt sich folglich festhalten, dass der Anteil des thermischen Drucks während des Einbringens des Schmelzgutes nur für die Pendeltechnik von Bedeutung ist, da hierbei mit jeder der fünf Lagen ein sehr großes Volumen an Material und Energie verwendet wird. Beim Schweißen mit der Strichraupentechnik wird das Gesamtvolumen der Naht in 20 Lagen aufgeteilt, so dass der Einfluss der einzelnen Raupen hinsichtlich des thermischen Drucks marginal ist. Im Hinblick auf den Anrissort der Schwingfestigkeitsproben, der Wurzelkerbe, ergeben sich damit plastische Druckdehnungen (positiv für die Schwingfestigkeit) für die Pendeltechnik, und (geringere) plastische Zugdehnungen (negativ für die Schwingfestigkeit) für die Strichraupentechnik.

Weiterhin von Interesse für die Bewertung der Schwingfestigkeitsergebnisse sind die Eigenspannungen. Diese überlagern sich im Einsatz mit der Betriebsbelastung, im Fall der Schwingfestigkeitsversuche mit der Strukturspannung, zur eigentlichen lokalen Belastung. Der Membranspannungsanteil ist dabei ein wichtiges Maß zur Abschätzung der Schrumpfkkräfte, die bereits durch die Reaktionskräfte (vgl. Abbildung 49) charakterisiert wurden. Abbildung 56 bestätigt die Erkenntnisse der Reaktionskräfte. Hier werden die Quereigenspannungen in Plattenmitte quer zur Naht ausgewertet. Das Spannungsniveau an den Plattenenden bzw. im globalen Plattenbereich liegt für die Pendeltechnik bei ca. 100 MPa und ist damit höher als das der Strichraupentechnik.

nik mit ca. 40 MPa. Noch deutlicher werden die Unterschiede im Nahtbereich, dort ergibt sich für die Pendeltechnik ein ausgeprägter Druckspannungsanteil, während für die Strichraupentechnik erhöhte Zugspannungen von maximal 100 MPa zu erkennen sind. Bei der Bewertung der Eigenspannungen im Nahtbereich ist zu beachten, dass dort ein nichtlinearer Spannungsverlauf vorliegt.

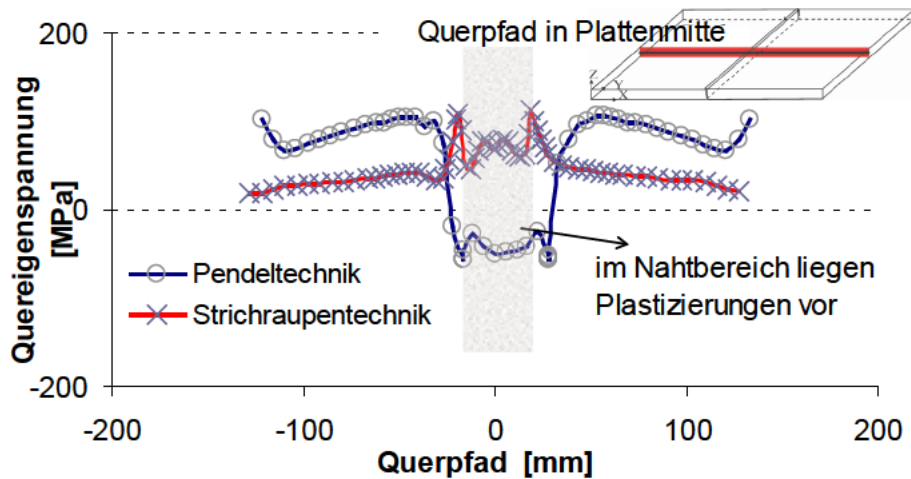


Abbildung 56 Quereigenspannungsverlauf auf den Mittelflächen

Die Eigenspannungen auf der Plattenober- und -unterseite ergeben sich den bereits diskutierten Verformungen entsprechend, wie in Abbildung 57 dargestellt. Auf der Plattenoberseite (links) erkennt man für die Pendeltechnik Quereigenspannungen in Höhe von 200 MPa (global) bis maximal 300 MPa (Kerben), welche auf die Aufdachung zurückzuführen sind. Bei der Strichraupentechnik ist das Spannungsniveau sehr gering, nur in den Kerben und in der Naht sind geringe Spannungen zu sehen, diese allerdings erreichen kaum 10 MPa. Auf der Plattenunterseite hingegen liegen die Spannungen beider Berechnungen in ähnlicher Höhe, in der Naht stellen sich dann erneut lokale Differenzen ein.

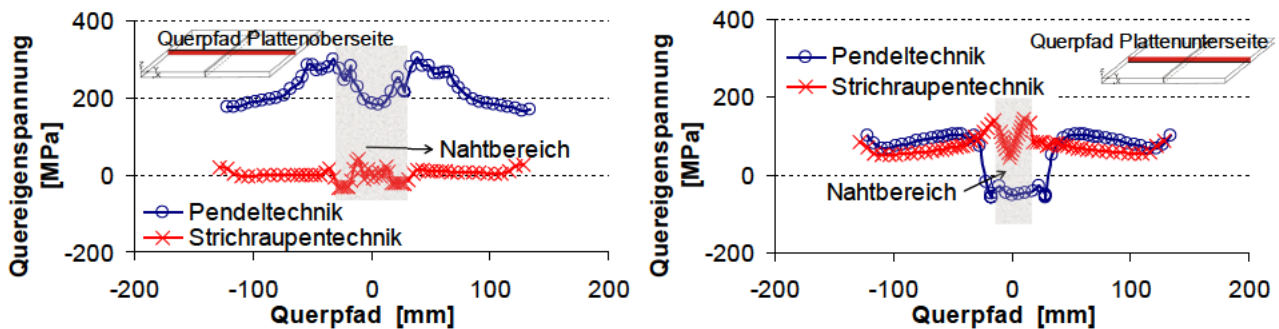


Abbildung 57 Quereigenspannungsverlauf auf der Plattenober- (links) und -unterseite (rechts)

Am Anrissort der Schwingfestigkeitsproben (Wurzelkerbe) ergeben sich geringe Druckspannungen und hohe Druckdehnungen bei der Pendeltechnik; hohe Zugspannungen und geringe Zugdehnungen bei der Strichraupentechnik. Damit ist die Situation hinsichtlich der Schwingfestigkeit für die Pendeltechnik vorteilhaft. Aufgrund ihrer Aufdachung führt das Einspannen der Schwingfestigkeitsproben in den Pulser zu Zugspannungen an der Plattenunterseite, damit stellen die Wurzelkerben den potenziellen Anrissort dar. Die Proben rissen erwartungsgemäß von dort aus an. Die plastischen Druckdehnungen sowie die Druckspannungen führen bei Überlagerung mit der Nennspannung zu einer geringeren lokalen Belastung als angenommen und erhöhen somit die reale Lebensdauer. Dieser positive Effekt ist bereits in den erreichten Lastspielzahlen innerhalb der Schwingfestigkeitsversuche inbegriffen. Würde man also das geringere Spannungsniveau in die

rechnerische Auswertung einbeziehen, würde dies zu einer verringerten charakteristischen Schwingfestigkeit führen.

Die Verformung der Strichraupentechnik-Proben lässt im Gegensatz zur Pendeltechnik den Anrissort an den Kerben der Decklage vermuten. Dennoch erfolgte der Anriss ebenfalls von den Wurzelkerben. Ein Grund hierfür könnte in den dort befindlichen plastischen Zugdehnungen zu suchen sein. Hinzu kommen die Zugspannungen, welche in den Wurzelkerben eine Größenordnung von 150 MPa annehmen. Daraus ergibt sich in Kombination mit der Strukturspannung eine deutliche Erhöhung der Belastung, welche bei rechnerischer Berücksichtigung zu einer entsprechenden Erhöhung der charakteristischen Schwingfestigkeit führen würde.

4.7 Zusammenfassung der Untersuchungen an Kleinproben

Beim Verschweißen von Sektionsstößen von Schiffen ist zumeist mit über die Schweißnahtlänge variierenden Luftspaltbreiten zu rechnen, die aus der Fertigung der einzelnen Sektionen resultieren. Bei kleinen Spaltbreiten wird zumeist die Strichraupentechnik zum Verschweißen verwendet, bei größeren die Pendeltechnik. Die maximale Luftspaltbreite ist auf 25 mm begrenzt [4]. Je nach Stahlsorte des Grundmaterials und Schweißposition ergeben sich unterschiedliche Schweißnähte. Die Untersuchungen der Kleinproben hatten das Ziel, diese Faktoren hinsichtlich ihres Einflusses auf die Ermüdungs- und Bruchfestigkeit zu überprüfen. Dabei wurde ein definierter Einspanngrad untersucht, welcher die umgebende Schiffstruktur am Sektionsstoß darstellt und als Randbedingung quer zur Schweißnaht an den Stößen Berücksichtigung fand. Die untersuchten Parameter sind folgend zusammengefasst:

- Spaltmaß (8, 15, 30 mm)
- Schweißtechnik (Strichraupentechnik, Pendeltechnik, siehe Abbildung 14)
- Stahlsorte
- Schweißposition (PA und PF)
- Eigenspannungen infolge der Zwangsbedingungen

Aus den Untersuchungen sowie den Erfahrungen während des Verschweißens der Stumpfstoße lassen sich folgende Schlussfolgerungen ziehen:

Hinsichtlich der Anwendung der Schweißtechnik:

- Die Pendeltechnik bereitet beim Schweißen unter Einspannbedingungen weniger Aufwand und Probleme
- Die Schweißparameter zeigen sich für die Pendeltechnik weniger sensibel als für die Strichraupentechnik
- Bei der Strichraupentechnik entstand überwiegend ein Durchhang, während bei der Pendeltechnik die Aufdachung überwog
- Die Reaktionskraft F_y ergab für die Pendeltechnik quer zur Naht gerichtete Axialkräfte (Spaltbreite 30 mm: 672 kN/ 180 MPa), welche die der Strichraupentechnik (Spaltbreite 30 mm: 400 kN/ 107 MPa) um bis zu 40% überstiegen
- Hinsichtlich der gemessenen Reaktionsmomente übertraf die Strichraupentechnik die Pendeltechnik um ein Vielfaches; die Strichraupentechnik ist damit im Gegensatz zur Pendeltechnik verformungsaffin

Hinsichtlich der Ermüdungsversuche:

- Die Schwingfestigkeitsversuche zeigen einen relativ geringen Einfluss der Spaltweite, allerdings z.T. einen großen Einfluss der Mittelspannung
- Die verschiedenen Konzepte zur Bewertung der Ermüdungsfestigkeit liefern z.T. deutlich unterschiedliche Aussagen. Nach dem Nennspannungskonzept entsprechen die untersuchten Serien in etwa den Anforderungen nach [83]
- Die lokalen Konzepte liefern eine sehr geringe charakteristische Schwingfestigkeit für die Strichraupentechnik, besonders das Strukturspannungskonzept zeigte für den 8 mm breiten Luftspalt der Strichraupentechnik-Proben eine Detailkategorie von nur 30 MPa, während für die Pendeltechnik-Proben mit den lokalen Konzepten in etwa die geforderte Schwingfestigkeitsklasse erreicht werden konnte
- Insgesamt kann konstatiert werden, dass das Verschweißen eines 30 mm breiten Luftspaltes mit der Pendeltechnik grundsätzlich möglich ist und nicht zu verringerten Schwingfestigkeitsklassen nach den Vorschriften des Germanischen Lloyd führt
- Der Grund für die niedrigen Festigkeiten nach den lokalen Konzepten für die Strichraupentechnik-Proben ist Folgender: Der Anrissort lag unerwartet an der Wurzelkerbe, was dort aufgrund der Vorverformungen zu geringen Strukturspannungen und damit zu niedrigen Schwingfestigkeiten führte

Hinsichtlich der Bruchsicherheitsanalyse:

- Die bruchmechanischen Versuche und Bewertungen mit der FITNET-Methode ergaben gute Ergebnisse für die Pendeltechnik, allerdings sehr niedrige Bruchzähigkeiten für die Strichraupentechnik
- Kritische Risswiderstandswerte wurden für den mit Strichraupentechnik verschweißten, 8 mm breiten Luftspalt ermittelt (Martensitanteile im Gefüge)
- Im Rahmen mikroskopischer Untersuchungen der Schweißnähte konnten keine Auffälligkeiten in der Bruchfläche entdeckt werden. Über den Probenquerschnitt wurden ferritische Einschlüsse ermittelt, die allerdings aufgrund ihrer Lage in der Naht nicht als versagenskritisch bzw. –ursächlich eingestuft wurden
- Die Gefügeuntersuchungen ergaben, dass die Decklage beider Schweißtechniken martensitische Strukturen aufweist, die zur Wurzellage hin abgebaut werden. Die Pendeltechnik-Proben zeigten zudem in den unteren Lagen ein normalisiertes Gefüge, besonders beim 30 mm breiten Luftspalt
- Die Strichraupen-Proben besitzen in der Wärmeeinflusszone höhere Härtewerte als die Pendeltechnik-Proben. Alle Härtemessungen zeigten Werte weit unterhalb der maximal zulässigen Grenzen

Warum fand der Ermüdungsanriss der Strichraupentechnik-Proben von der Wurzel aus statt?

- Die Kerbform sowie der –radius zeigen eine sehr ungünstige Ausprägung in der Wurzellage (Anrissort)
- Es liegt ein weiches Material in der Wärmeeinflusszone der Wurzellage vor, im Vergleich zur Decklage
- Die Gefügeuntersuchungen des Schweißgutes ergaben signifikante Unterschiede für die Schweißtechniken. Das z.T. martensitische Gefüge der Strichraupentechnik-Proben ist ein

Grund für die ungünstigen CTOD-Werte dieser Proben und erklärt zudem die höheren Härte-
werte im Schweißgut

- Aufgrund der hohen und zyklischen Wärmeeinbringung ist mit hohen Zugeigendehnungen im Bereich der Wurzel zu rechnen, die bei weiterer Belastung zu vorzeitigem Versagen führen können

Letzteres wurde mittels Schweißsimulationen überprüft. Hierfür wurden sowohl die Pendeltechnik als auch die Strichraupentechnik untersucht. Zwei Schweißprozesssimulationen anhand von stumpf verschweißten Stößen sollen zum einen Aufschluss über den Eigenspannungszustand geben und zum anderen die unterschiedlichen Verformungen klären, die während der Versuche beobachtet wurden. Die thermo-mechanischen Berechnungen wurden auf Basis und unter Verwendung der Erfahrungen und Messwerte bzw. –parameter mit dem FE-Programm ANSYS durchgeführt. Validierungsgrundlage waren die gemessenen Reaktionskräfte sowie die Verformungen, erstere dienen zudem der Modellkalibrierung.

Folgende Hauptaussagen können aufgrund der Schweißsimulationen getroffen werden:

- Der Grund für die unterschiedlichen Verformungsrichtungen beider Schweißstöße (Strichraupentechnik: Naht einfall, Pendeltechnik: Aufdachung) liegt in der Schweißreihenfolge der einzelnen Raupen bzw. Lagen
- Die Aufdachung beim Verschweißen mit der Pendeltechnik stellt sich bereits mit dem Schließen der ersten Lage ein, die folgenden Lagen erzeugen zwar tendenziell eine nach unten gerichtete Bewegung der Platte, allerdings in marginaler Größenordnung
- Bei Anwendung der Strichraupentechnik verformt sich die Platte nach Fertigstellung der ersten Lage (bzw. der ersten fünf Raupen) zunächst nach oben, die folgenden 15 Schweißraupen bewirken jedoch eine zunehmende Abwärtsbewegung. Diese ist rein quantitativ pro Raupe nicht viel größer als bei der Pendeltechnik, bedingt durch die hohe Anzahl der Raupen führt sie allerdings beim Verschweißen der letzten Lage (bzw. der letzten fünf Raupen) zu einem Naht einfall im Endzustand
- In der Naht sowie im nahtnahen Bereich konnten plastische Dehnungen festgestellt werden, welche für die Berechnung mit der Strichraupentechnik hauptsächlich im Zugbereich liegen, bei Anwendung der Pendeltechnik größtenteils als Druckdehnungen auftreten
- An den Wurzelkerben, an denen im Rahmen der Schwingfestigkeitsversuche der Anriss stattfand, ergaben sich plastische Zugeigendehnungen sowie Zugeigenspannungen um 150 MPa für die Strichraupentechnik. Bei der Pendeltechnik hingegen lagen plastische Druckdehnungen und Druckeigenspannungen von ca. 40 MPa vor
- Ein möglicher Grund für den unerwarteten Anrissort der Strichraupentechnik-Proben an der Wurzelkerbe könnte die Eigenspannungsverteilung sein: Die Simulation zeigt marginale bis keine Spannungen an der Plattenoberseite, auf der Plattenunterseite hingegen finden sich maximale Zugspannungen in den Kerben von 150 MPa. Bei Überlagerung mit einer äußeren Last, wie beispielsweise der Nennspannung in den Schwingfestigkeitsversuchen, setzt das Versagen demnach zuerst an der Wurzelkerbe ein

Die Schweißsimulationen konnten einen erheblichen Beitrag zur Durchdringung der Unterschiede zwischen den beiden Schweißtechniken beitragen. Dabei ist die Umsetzung der Schweißtechniken entscheidend, wovon viele Anwender aufgrund der Berechnungszeiten und fehlender Materialkenntnisse zurückschrecken. Die Berechnungen haben gezeigt, dass das Material nicht mikroskopisch untersucht werden muss, um eine Schweißsimulation durchführen zu können. Und mit der

rasanten Weiterentwicklung der Computertechnik, sind die Berechnungen bereits heute in wenigen Tagen durchführbar.

Über alles hat sich die Pendeltechnik als die zu favorisierende Schweißtechnik herauskristallisiert. Sie ist einfacher umsetzbar, führt zu guten Ermüdungs- und Bruchfestigkeiten und geringeren Verformungen aus der Plattenebene heraus, sofern man die hier verwendeten Streckenenergien ungefähr einhält. Nähere Informationen zu den verwendeten Schweißparametern der einzelnen Versuchsserien sind in Anhang A zu finden. Aus diesen Gründen wird die Pendeltechnik im zweiten Teil dieser Arbeit, den Untersuchungen am Sektionsstoß, weiterführend betrachtet. Da die Berechnungen am Sektionsstoß aus zeitlichen und technischen Gründen nicht als Parameterstudie durchführbar sind, muss zudem eine Spaltweite festgelegt werden. Hinsichtlich dieser hat sich für die Anwendung der Pendeltechnik herausgestellt, dass keine negativen Einflüsse mit zunehmender Spaltbreite auftreten. Daher wird die Spaltbreite nach Wertangaben (Flensburger Schiffbau-Gesellschaft) zu 10 mm festgelegt.

5 Untersuchungen am Sektionsstoß

Die zuvor beschriebenen Untersuchungen anhand der Kleinproben zeigen, dass die Wahl der Schweißtechnik einen erheblichen Einfluss auf die Höhe der durch den Schweißprozess induzierten Eigenspannungen hat. Für die Betrachtungen wurden determinierte Randbedingungen in Form von Federsteifigkeiten orthogonal zur Schweißrichtung festgelegt, welche durch Steifigkeitsmessungen an einem Sektionsstoß ermittelt wurden. Damit repräsentieren die Ergebnisse einen bestimmten Ort des Sektionsstoßes, bzw. jene Orte, die eben die gewählte Steifigkeit aufweisen. Da die Steifigkeiten entlang des Sektionsstoßes jedoch sehr variieren und zudem eine gegenseitige Beeinflussung der verschiedenen Bereiche am Stoß möglich ist, schließt sich der detaillierten Untersuchung der Kleinproben die Betrachtung des gesamten Sektionsstoßes an. Folgende Fragestellungen stehen hierbei im Fokus:

1. Überprüfung der für die Kleinproben ermittelten Eigenspannungen
 - Stellen sich die Eigenspannungen am Sektionsstoß quantitativ ähnlich ein?
 - Variieren die Eigenspannungen über die Sektionsstoßlänge?
 - Erfolgt ein Eigenspannungsabbau bei hoher Lastüberlagerung?
2. Neubewertung der Bruchsicherheit
 - Welchen Einfluss haben die Eigenspannungen?
 - Ist die Art des angenommenen Fehlers entscheidend?

Grundlage für die Untersuchungen ist die in Kapitel 3 vorgestellte Geometrie; es handelt sich um einen Sektionsstoß im Vorschiffsbereich eines RoRo-Schiffs, welcher nachfolgend eingehender beschrieben wird. Der Fertigungsstand des Schiffs ist damit zum Zeitpunkt der betrachteten Schweißung bereits weit fortgeschritten. Eine Beeinflussung der vorangegangenen Sektionschweißungen wird aufgrund der Größe der Sektionen und damit der Abstände zwischen den Sektionsnähten ausgeschlossen. Während der Fertigung der einzelnen Sektionen liegt eine hohe Verformbarkeit bei geringen Zwängungen vor, so dass davon ausgegangen wird, dass die daraus resultierenden Eigenspannungen ebenfalls vernachlässigt werden können.

Die Untersuchungen zu 1. umfassen eine Schweißsimulation für den Sektionsstoß mit anschließendem Belastungszyklus. Neben der Überprüfung, inwiefern die Ergebnisse der Kleinproben auf den Sektionsstoß übertragbar sind, sollen die Auswirkungen einer Lastüberlagerung verifiziert werden. Im Allgemeinen wird davon ausgegangen, dass die Höhe der lokalen Eigenspannungen im Bereich der Streckgrenze des Grundmaterials liegt. Hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit basiert dies auf der These der „konstanten Oberspannung in Höhe der Streckgrenze“ nach Versuchen von Gurney [121,122] und Betrachtungen nach Fisher [123]. Hier wurde festgestellt, dass bei Vorhandensein von Eigenspannungen und Überlagerung mit einer Last durch Fließprozesse und Spannungsumlagerungen ab der Streckgrenze diese dann die Oberspannung bei zyklischer Belastung darstellt.

Dies soll anhand der Eigenspannungsberechnung und der Überlagerung mit einer äußeren Belastung überprüft werden. Mit den beiden Eigenspannungszuständen (mit und ohne Lastüberlagerung) wird Bezug genommen auf die Festigkeitsuntersuchungen der Kleinproben. Die Ermüdungs- und Bruchfestigkeiten für die Kleinproben liegen vor, wobei hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit der Eigenspannungseinfluss bei einem Teil der Proben bereits eingeflossen ist und durch die Quantifizierung der Eigenspannungen am Sektionsstoß validiert wird.

Die bruchmechanische Bewertung erfolgte für die Kleinproben in einem rechnerisch eigenspannungsfreien Zustand, daher wird eine entsprechende Bewertung für kritische Orte, an denen unter

1. hohe Eigenspannungen ermittelt werden, unter Berücksichtigung dieser wiederholt und mit den Ergebnissen der Kleinproben verglichen. Die dafür erforderlichen bruchmechanischen Kennwerte können von den Kleinproben übernommen werden. Bruchmechanische Betrachtungen gehen grundsätzlich immer davon aus, dass das Bauteil eine Fehlergröße aufweist. Für die Kleinproben wurde von Durchrissen ausgegangen, beim Sektionsstoß werden v.a. innen liegende Fehler betrachtet, da diese während der Schweißnahtprüfungen nur bedingt detektiert werden können. Damit kann einerseits eine Aussage zur Bauteilsicherheit getroffen werden, andererseits können Hinweise zur genaueren Prüfung bestimmter Stellen am Sektionsstoß gegeben werden, so dass die eher stichprobenartige Schweißnahtprüfung gezielter eingesetzt werden kann.

Da die Schweißtechnik, die Spaltbreite und weitere Parameter sowie deren Einflüsse auf die Eigenspannungen und Festigkeiten bereits ausführlich diskutiert wurden, wird für die Untersuchungen des originalen Sektionsstoßes, im Folgenden als Originalgeometrie bezeichnet, keine parametrische Berechnung angestrebt. Stattdessen werden die Schweißbedingungen und –parameter unter Berücksichtigung der Ergebnisse der Kleinproben sowie gemäß des Wertstandards festgelegt. Details hierzu werden in den folgenden Kapiteln beschrieben.

5.1 Vorstellung der verwendeten Geometrie

Der Sektionsstoß verbindet insgesamt drei Sektionen: die S21 (Seitensektion), B29 (Doppelbodensektion) und die R01 (Ringsektion) (siehe Abbildung 58). Innerhalb der Berechnungen wird nicht das gesamte Schiff, sondern werden lediglich diese drei Sektionen betrachtet. Für die Ausprägung der Eigenspannungen sind die Umgebungsstruktur sowie deren Steifigkeit von entscheidender Bedeutung. Abbildung 58 zeigt die beiden Spanten (Spant 211 und 212), die den Sektionsstoß einschließen. Spant 211 bildet den Abschluss des Laderaums; dort setzt ein Längsschott auf Mitte Schiff ein, welches im Doppelboden im Zusammenhang mit den Längsträgern des dort beginnenden Tanks die höchste Struktursteifigkeit auf der Basislinie bedingt. Hier liegt auch der Startpunkt der Schweißung. Die Steifigkeit nimmt entlang des Stoßes mit zunehmender Höhe ab. Allerdings stellt auch jeder Längsspant eine lokal erhöhte Struktursteifigkeit dar, da hier die Schrumpfverformungen während der Schweißung stark behindert werden. Hohe Eigenspannungen werden demnach im unteren Bereich des Doppelbodens sowie an den Kreuzungspunkten der Naht mit den Längsspannten erwartet.

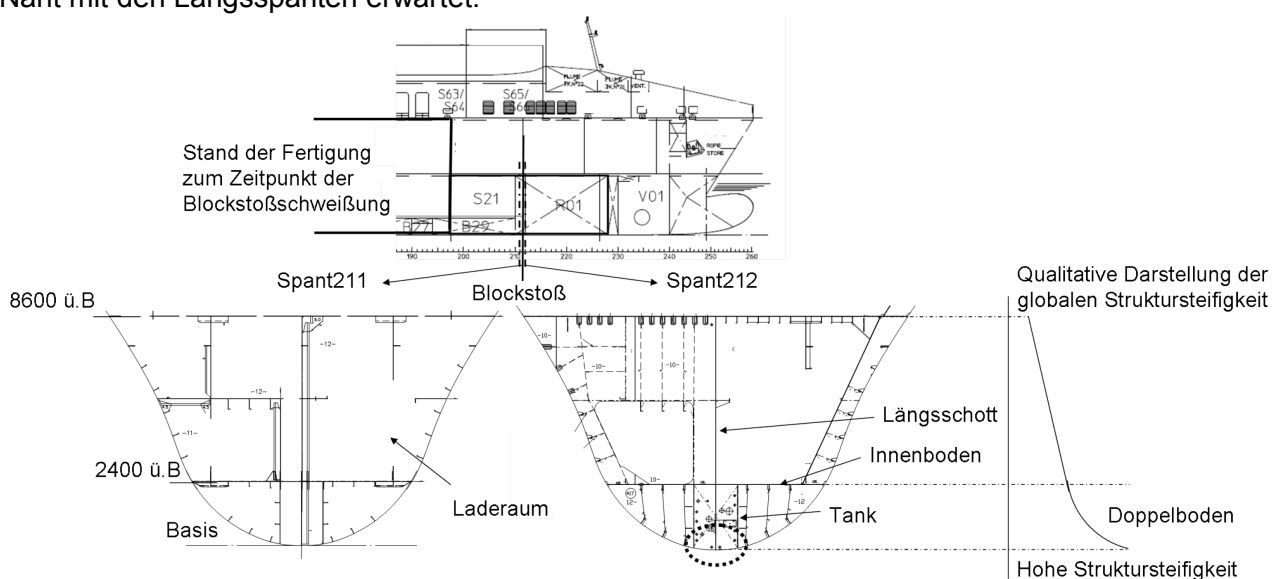


Abbildung 58 Lage und Umgebung des Sektionsstoßes

Zum Zeitpunkt des Verschweißens des Sektionsstoßes sind bereits sämtliche Längsbauteile verbunden, das impliziert die Längsspannten und –träger, das Längsschott sowie die Decks. Diese

Information ist insofern relevant, dass mögliche Eigenspannungen aus diversen vorhergehenden Schweißprozessen nicht berücksichtigt werden. Da die Struktur aufgrund des noch nicht verschweißten Sektionsstoßes an der Außenhaut zu diesem Zeitpunkt weitestgehend offen ist, wird davon ausgegangen, dass das Verschweißen der Längsspannten keine signifikanten Eigenspannungen hervorruft. Die Verbindung der Decks, besonders des Main Decks (8600 ü.B., vgl. Abbildung 58), speziell wenn dieses Deck als letztes verschweißt wird, kann hingegen durchaus bedeutende Eigenspannungen erzeugen. Ursprünglich war vorgesehen, diese Bauteile mittels eines vereinfachten Schweißsimulationsalgorithmus an Schalen- statt Volumenelementen zu verschweißen und so in die Untersuchungen mit aufzunehmen. Im Rahmen einer Diplomarbeit [78], welche diesen Algorithmus überprüfte, wurde diese Möglichkeit als wenig viel versprechend bewertet. Da die Vorgehensweise für die Berechnung des Sektionsstoßes aus Gründen des Modellierungsaufwands nicht auf alle Längsbauteile übertragen werden konnte, wird auf die Berücksichtigung dieser Schweißprozesse verzichtet. Hinsichtlich des stark variierenden Fertigungsablaufes das Verschweißen der Längsbauteile betreffend, hätte dessen Einbeziehung keine allgemeingültigen Aussagekraft.

5.2 FE-Modell

Für FE-Analysen im schiffbaulichen Bereich werden im Allgemeinen Globalmodelle zur globalen Auslegung der Struktur verwendet, welche jedoch nur die wesentlichen Bauteile einbeziehen und deren Elementkantenlängen im Bereich mehrerer Meter liegen. Detailbetrachtungen finden anhand von Detailmodellierungen kleinerer Strukturen, beispielsweise Laderaummodellen, statt, wobei der Einfluss der Umgebungsstruktur vernachlässigt wird. Beide Vorgehensweisen entsprechen nicht der Zielstellung dieser Arbeit, weswegen für die Betrachtung des Sektionsstoßes nicht nur dessen nähere Umgebung in die FE-Berechnung aufgenommen wird, sondern die drei zu verbindenden Sektionen.

Wie bereits beschrieben, ist der Struktur eine große Bedeutung zuzuweisen, daher wurde jedes Einzelbauteil für die Berechnung berücksichtigt. Das bedeutet, dass nicht nur die Haupttragstrukturen, sondern auch die stützenden oder weiterleitenden bzw. abfangenden Bauteile wie beispielsweise Kniebleche mitmodelliert wurden. Die dafür benötigten CAD-Zeichnungen für die Modellierung der Struktur wurden von der Flensburger Schiffbau-Gesellschaft mbH & Co. KG, die das Schiff gefertigt hat, zur Verfügung gestellt.

Alle Daten liegen in verschiedenen CAD-Formaten vor. Damit existieren zwei Möglichkeiten, aus diesen Daten ein FE-Modell zu erstellen: Zum einen die Nachmodellierung entsprechend der Zeichnungen, zum anderen der Datenimport in das FE-Programm. Um die neuen Möglichkeiten der technischen Entwicklung zu nutzen, wurden die Daten in die ANSYS-Workbench importiert. Als Basisformat diente das step-Format, welches sich nach mehreren Versuchen als das Dateiformat herauskristallisierte, bei dem am wenigsten Datenverlust während des Importprozesses auftritt.

Beim Importieren der Daten werden sowohl Volumen als auch Flächen und Linien erstellt. Dies kann auch in Kombination an einem Bauteil auftreten, so dass beispielsweise ein Deck zum Teil als Volumen erstellt wird, in bestimmten Bereichen allerdings als zwei Flächen mit dem Abstand der Plattenstärke existiert. Dies galt es zu homogenisieren, zudem wurden alle Volumen zu Flächen reduziert, da das Modell aus Gründen der Knotenanzahl als Schalenmodell erstellt werden soll. Insgesamt waren die Modifikationen und Änderungen am importierten Modell sehr aufwändig. Der CAD-Austausch über diese nicht-assoziative Schnittstelle der ANSYS-Workbench in der Version 12.0 ist in diesem Fall nicht empfehlenswert.

Neben dem Datenaustausch zwischen dem CAD- und dem FE-Programm war die Übertragung des Modells von der ANSYS-Workbench in die ANSYS-Classic Version notwendig, da die

Schweißsimulationen bzw. deren Berechnungsalgorithmus als Input-Dateien in der programminternen Sprache APDL (ANSYS Parametric Design Language) erstellt wurden. Prinzipiell besteht die Möglichkeit, sowohl das Geometrie- als auch das FE-Modell in ANSYS-Classic zu übertragen. Bei Ersterem jedoch traten enorme Datenverluste (Material, Plattenstärken etc.) auf, zudem wurden Verbindungen bestimmter Bauteile nicht übernommen, so dass hierfür ein hoher Anteil an Nacharbeit erforderlich war. Aus diesem Grund wurde die gesamte Geometrie in der Workbench bearbeitet und vernetzt, die Elemente und Knoten wurden dann für die Berechnung zu ANSYS-Classic exportiert. Eine Übersichtsdarstellung des Modells ist in Abbildung 59 gezeigt.

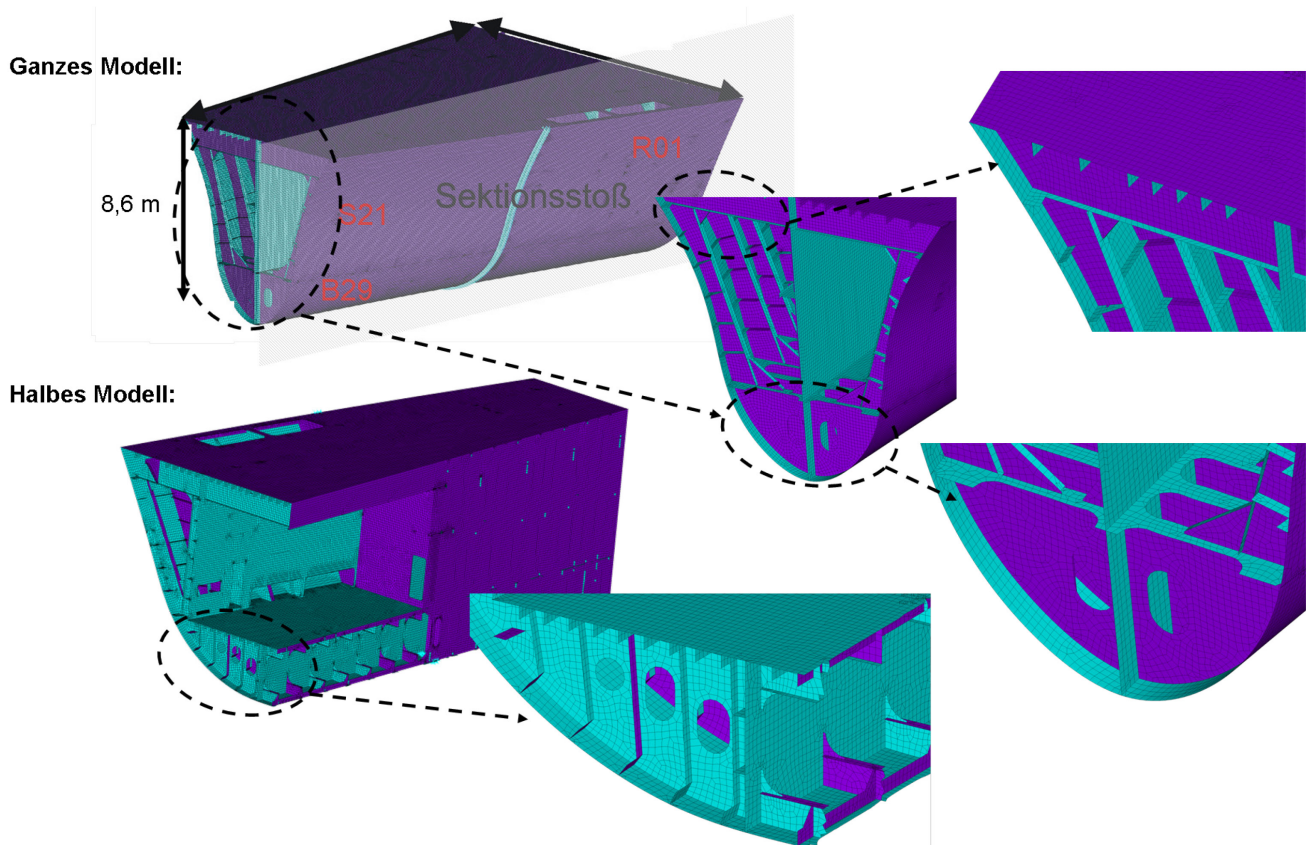


Abbildung 59 FE-Modell

Die Schweißfolge für den Sektionsstoß sieht ein möglichst gleichzeitiges Abschweißen auf Backbord- und Steuerbordseite vor, daher wird für die Berechnungen im Folgenden das Halbmodell verwendet, welches im unteren Teil der Abbildung 59 dargestellt ist.

Materialgesetz

Das implementierte Materialgesetz entspricht dem der Kleinproben, siehe Kapitel 4.6. Es handelt sich um den höherfesten Schiffbaustahl D36, mit einer Streckgrenze von 375 MPa, welche im Rahmen von Zugversuchen ermittelt wurde (Abbildung 24).

Detailmodellierung

Die globale Modellstruktur besteht aus Schalenelementen. Für die Schweißprozesssimulation allerdings werden Volumenelemente benötigt, da der Schweißprozess sowohl hinsichtlich der Wärmeausbreitung und -verteilung als auch der Spannungsbildung hohe Gradienten in alle drei Raumrichtungen aufweist. Dies könnte auch mit einer mehrlagigen Schalenstruktur abgebildet werden, aber im Hinblick darauf, dass die Berechnungen der Kleinproben mit Volumenmodellen

durchgeführt wurden, werden für die Originalgeometrie im Nahtbereich ebenfalls Volumenelemente verwendet.

Die Schweißnahtmodellierung erfolgte im Anschluss an die globale Geometrieerstellung, hierfür wurden am Sektionsstoß Teile der Außenhaut entfernt und durch entsprechende Volumen ersetzt. Wie in Abbildung 60 gezeigt, handelt es sich um einen 200 mm breiten Streifen der Außenhaut, welcher mit achtknotigen Volumenelementen vernetzt wurde. An diese schließen sich die Schalelemente der restlichen Struktur an.

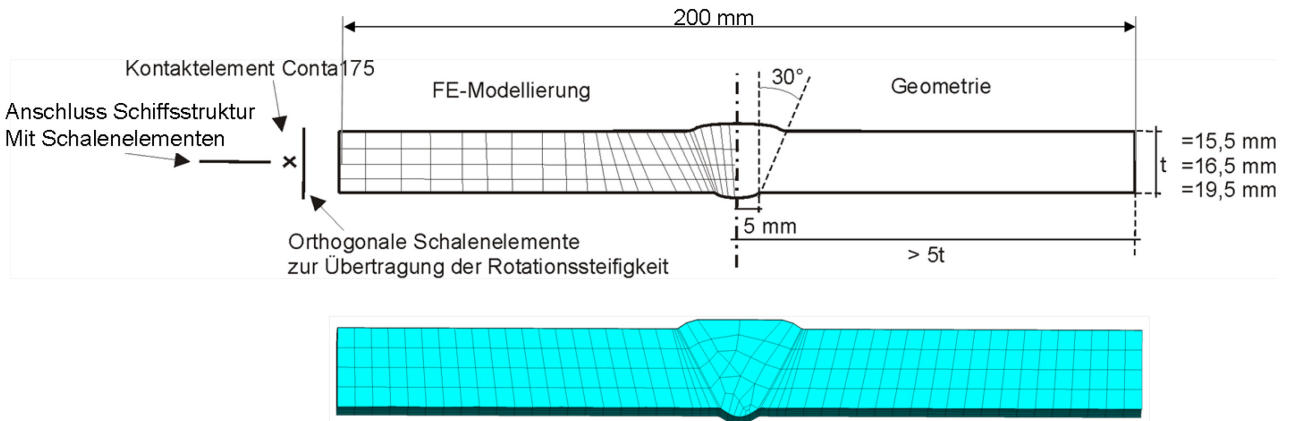


Abbildung 60 Modellierung der Schweißnaht

Treffen Elemente unterschiedlicher Freiheitsgrade aufeinander, erfolgt die Kopplung aller Freiheitsgrade nicht automatisch. Der in Abbildung 60 links dargestellte Anschluss an die Schiffstruktur ist ein solcher Fall, in dem Volumenelemente mit drei Freiheitsgraden auf Schalelemente mit sechs Freiheitsgraden treffen. Abbildung 61 erläutert die hierbei auftretende Problematik: In der Steifigkeitsmatrix des Systems werden die Einzelsteifigkeiten über Kopplungselemente in der Gesamtmatrix gekoppelt. Diese Kopplung allerdings findet nur bei den Steifigkeiten statt, die in allen Einzelsteifigkeitsmatrizen vorhanden sind. Da die Volumenelemente keine Rotationssteifigkeiten besitzen, erfolgt auch keine Kopplung. Damit stellt sich eine freie Verdrehung am Schalelement ein. Ohne weitere Maßnahmen kann am Kopplungsknoten demzufolge keine realistische Verformung abgebildet werden.

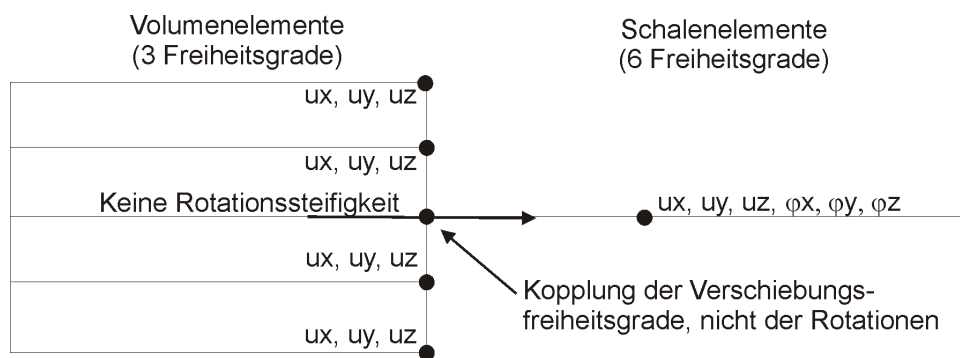


Abbildung 61 Kopplungsproblematik zwischen Volumen- und Schalelementen

Generelle Ansätze zur Lösung dieser Kopplungsproblematik bestehen in der Anordnung zusätzlicher Elemente, welche die Rotationen aufnehmen und übertragen können, z.B. über die Höhe des Volumens angeordnete Balken- oder Schalelemente. Dafür muss allerdings ein gemeinsamer Knoten zwischen den Volumen- und Schalelementen existieren, an den ein Knoten des zusätzlich verwendeten Elementes angeschlossen wird, wodurch die Kopplung erst umgesetzt wird. Da die ANSYS-Workbench (Version 13), in der die Vernetzung des Modells erfolgt, keine konsistente Vernetzung zwischen Volumen und Schalen umsetzen kann, liegen die Knoten beider Strukturen

nicht aufeinander, der notwendige Kopplungsknoten existiert damit nicht. Aus diesem Grund werden weitere Zusatzelemente erforderlich, die die Verbindung zwischen der Schale und dem Volumen herstellen. Abbildung 62 beschreibt die prinzipielle Anordnung der verschiedenen Elemente am Übergangsort. Von links nach rechts gesehen: Auf die Volumenelemente werden orthogonal Schalenelemente angeordnet, welche die Rotationsproblematik beheben. Auf diese werden Kontaktelemente in Form von Schalenelementen aufgelegt, jene sind mit den punktförmigen Kontaktelementen auf der Schalenstruktur der Außenhaut verbunden und ersetzen damit die fehlenden Kopplungsknoten. Der Kontaktalgorithmus ist als fest verbunden definiert.

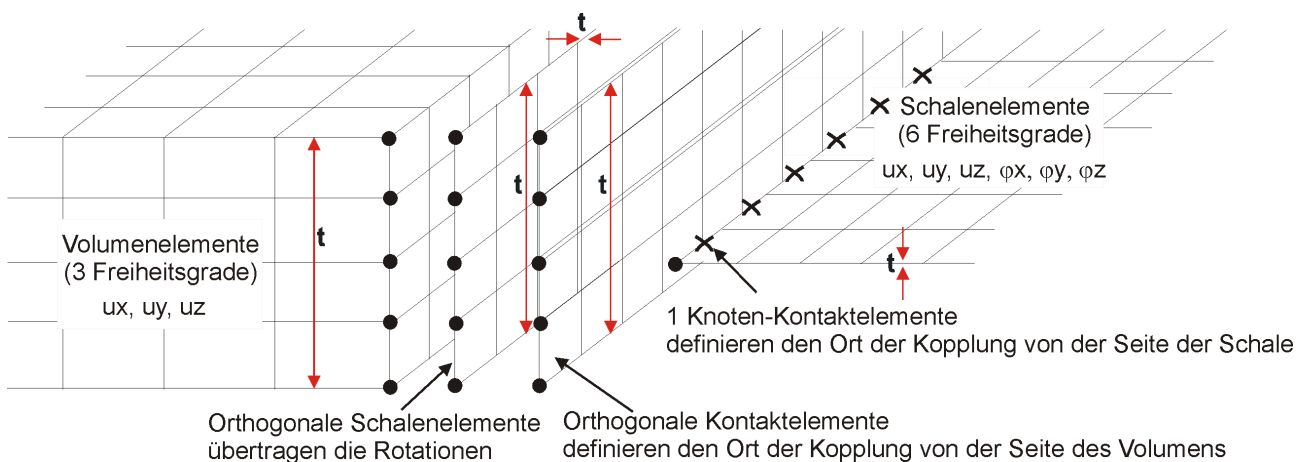


Abbildung 62 Kopplung zwischen Volumen- und Schalenelementen

Störend bzw. beeinflussend ist die Definition des orthogonalen Schalenquerschnittes, der bei zu hoher Steifigkeit die Verformung des Systems beeinflusst. Ansätze und Theorien hierzu sind [81] zu entnehmen; hier wird ein Querschnitt der Dicke t des zu verbindenden Volumen-Schalen-Systems empfohlen. Bei einer maximalen Außenhautstärke von $t=19,5$ mm ist der Einfluss dieser zusätzlichen Steifigkeit durchaus vorhanden. Aus diesem Grund muss zusätzlich ein Mindestabstand zur Schweißnaht untersucht werden, damit Wechselwirkungen des Übergangs und des Schweißprozesses ausgeschlossen werden können. [81] empfiehlt einen Mindestabstand von $5t$ zwischen Nahtmitte und Kopplungsort, daraus ergeben sich bei $t_{\max}=19,5$ mm aufgerundete 100 mm Abstand, die die Gesamtbreite des Volumenanteils von 200 mm bedingen. Trotz der variierenden Außenhautstärken werden diese 200 mm über die gesamte Länge des Sektionsstoßes beibehalten.

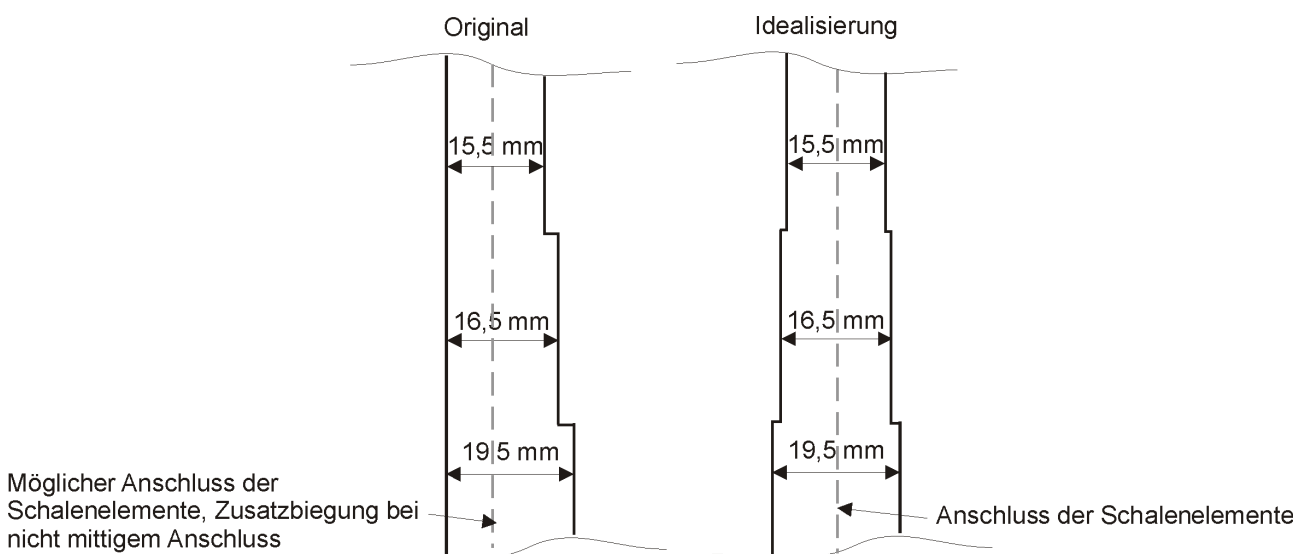


Abbildung 63 Modellierung der Dickensprünge der Außenhaut

Ein weiteres Augenmerk galt den Dickensprüngen entlang der Außenhaut, die aus modellierungs- und vernetzungstechnischen Gründen optisch von der Realität abweichen. Im Allgemeinen befinden sich die Außenhautsprünge auf der Außenseite des Schiffes. Würde die Modellierung diesem Konzept folgen, würde bei mittigem Anschluss der Schalen an das Volumen ein Versatz zwischen den Schalen der unterschiedlichen Außenhautbereiche existieren. Aus diesem Grund wurden die Bauteile vollständig symmetrisch angeordnet, so dass jeweils die Hälfte des Dickensprunges zu beiden Seiten der Außenhaut angeordnet ist, siehe Abbildung 63.

Vernetzung

Die Vernetzung erfolgte in der ANSYS-Workbench zum größten Teil mittels automatischer Vernetzer. Die maximale Elementkantenlänge der Schalenelemente beträgt 100 mm. Kreuzungspunkte verschiedener Strukturen werden automatisch feiner vernetzt, ebenso weisen Ausschnitte und Mannlöcher eine entsprechend feinere Randvernetzung auf.

Die Volumenelemente der Schweißnaht besitzen im Nahtquerschnitt maximale Kantenlängen von 5 mm, in Schweißnahtichtung liegt die Elementkantenlänge bei 24 mm. Die Festlegung der Elementdimensionen erfolgte anhand von Testrechnungen im Rahmen der Kalibrierung.

Das Halbmodell besitzt damit insgesamt 1,1 Millionen Knoten, woraus ca. 5,4 Millionen Freiheitsgrade resultieren und damit ebenso viele Gleichungen in dem für jeden Berechnungsschritt zu lösenden Gleichungssystem.

Schweißfolge

Die Schweißfolgen sind dem Wertstandard der Flensburger Schiffbau-Gesellschaft mbH & Co. KG entsprechend festgelegt. Startpunkt der Schweißung ist die Basis auf Mitte Schiff. Von dort aus wird mit einem so genannten Bug-O-Maten automatisch in drei Abschnitten nach oben geschweißt (siehe Abbildung 64).

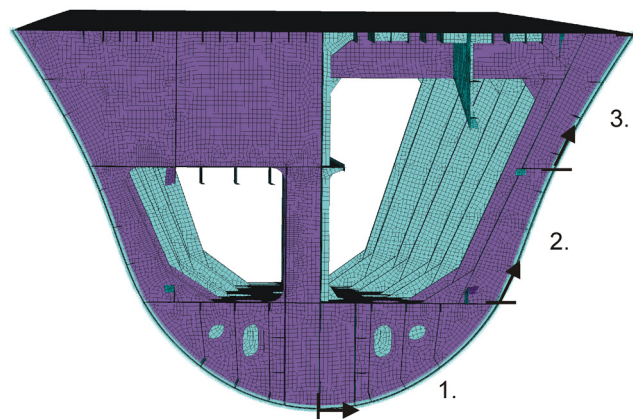


Abbildung 64 Schweißfolge

Für die Schweißsimulation ist diese Information insofern relevant, als dass nach jedem Abschnitt (1,2 und 3 nach Abbildung 64) eine Abkühlphase berücksichtigt werden muss. In dieser Zeit wird das Gerüst, von dem aus die Schweißung durchgeführt wird, auf die nächst höhere Ebene umgebaut, die Abkühlung findet also definitiv statt. Um die Nahtflanken während des Verschweißens möglichst parallel zu halten, werden Knaggen bzw. Riegel verwendet, welche der Werft zufolge nach Bedarf angebracht werden. Der Mindestabstand der Knaggen beträgt 250 mm; sind keine größeren Verformungen zu erwarten, werden die Knaggen im Abstand von 400 mm am Sektionsstoß angebracht. Innerhalb der Simulation werden diese in vereinfachter Form berücksichtigt: Sie werden nicht ausmodelliert in das Modell integriert, stattdessen werden die Elemente der

Schweißnaht, die zu diesem Zeitpunkt zwar vorhanden sind, allerdings mit sehr geringer Steifigkeit, an der betreffenden Stelle aktiviert. Das bedeutet, die Elemente existieren als bereits vorhandener Schweißnahtausschnitt, ähnlich einer Heftschweißung. Der Abstand der Knaggen wurde zunächst zu 400 mm festgelegt, es stellte sich allerdings heraus, dass es Orte am Sektionsstoß gibt, an denen eine engere Knaggenanordnung notwendig ist, da ansonsten die Verformungen im Nahtbereich zu groß werden. Der Mindestabstand von 250 mm wurde nicht unterschritten.

Als Schweißverfahren wird die Pendeltechnik angewandt, da diese sich im Rahmen des ersten Teils als geeignet erwiesen hatte. Zudem erfreut sie sich ohnehin in der schiffbaulichen Praxis großer Beliebtheit. Die Spaltbreite beträgt 10 mm; dies resultiert ebenfalls aus den Ergebnissen des ersten Teils, in dem die Spaltbreite keinen nennenswerten Einfluss hatte. Die Festlegung erfolgte daher nach Wertangaben.

Randbedingungen

Die Sektionen S21 und B29 sind bereits an die übrige Schiffsstruktur angeschlossen und werden daher an der Anschlussstelle fest eingespannt. Diese Annahme entspricht nicht ganz der Realität, da die hier nicht modellierten Anschlusssektionen eine gewisse elastische Steifigkeit statt einer unendlich hohen Steifigkeit aufweisen. Dennoch liegt ein sehr hoher Einspanngrad vor. Zudem ist eine Beeinflussung in dieser Entfernung vom Schweißstoß nicht zu erwarten. Da ein Halbmodell verwendet wird, sind entlang der Symmetrieffläche Symmetriebedingungen anzuordnen. Hierbei ist zu beachten, dass die Dicke der Längsbauteile auf dieser Fläche halbiert werden muss. Die angeordneten Randbedingungen sind in Abbildung 65 zusammengefasst.

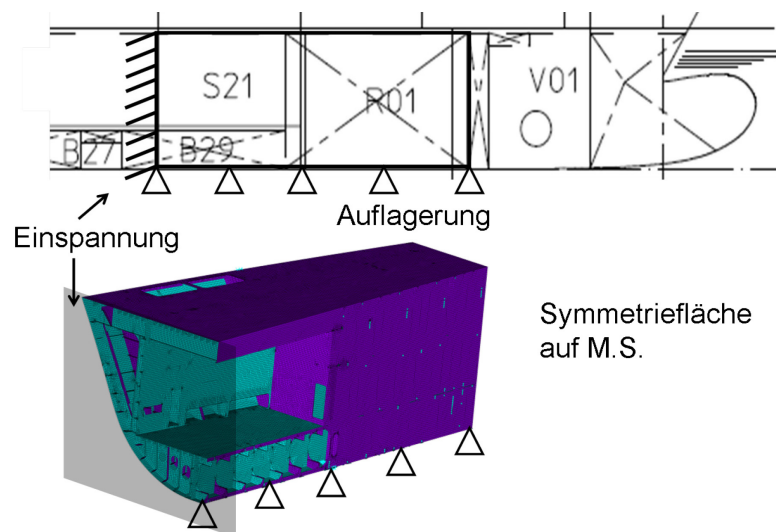


Abbildung 65 Randbedingungen des Modells

Da sich das Schiff noch auf dem Helgen, nicht im Wasser befindet, kann auf eine elastische Bettung verzichtet werden. Stattdessen wird das Modell über die Basislinie als aufgelagert angenommen, das bedeutet, dass die vertikalen Verformungen unterdrückt werden. In der Realität liegt das Schiff auf Pallen auf, welche ein Abheben grundsätzlich zulassen. Diese Bewegung wird durch die angeordneten Randbedingungen unterdrückt. Aus diesem Grund wurde nach der Berechnung anhand der Reaktionskräfte überprüft, ob eine abhebende Verformung des Modells in Form von entsprechend gerichteten Reaktionskräften auftritt. Da dies nicht der Fall ist, wird die vertikale Fixierung der Basislinie beibehalten.

5.3 Vereinfachungsmaßnahmen zur Umsetzung der Schweißsimulation

Wie bereits in Kapitel 2.2 beschrieben, existiert eine Vielzahl von Ansätzen zur Vereinfachung des Berechnungsalgorithmus zur Eigenspannungsermittlung. Die Zielstellung der Berechnung steht dabei im Vordergrund und bedingt bzw. limitiert die zulässigen Maßnahmen, daher muss diese zunächst definiert werden: Es soll der Eigenspannungszustand der Originalgeometrie ermittelt werden. Aufgrund der sehr hohen Temperatur- und Spannungsgradienten im nahtnahen Bereich, welche eine sehr feine Diskretisierung erfordern, wird nicht der Anspruch erhoben, in diesem sehr lokalen Gebiet eine Bewertung der Eigenspannungsverteilung vorzunehmen. Nach [74] ist dieses Gebiet beschränkt auf das 2,5fache der Nahtbreite.

Genauso entscheidend wie zu wissen, was genau man berechnen will, ist, wie es L.-E. Lindgren sehr treffend auf der Konferenz "Mathematical Modelling of Weld Phenomena" 2002 in Graz formulierte, „Knowing, what isn't necessary to know“. So sind beispielsweise keine Untersuchungen der Gefügestruktur von Interesse, zudem wird davon ausgegangen, dass die Phasenumwandlungsvorgänge und die damit verbundenen, veränderlichen Materialkennwerte keine signifikante Bedeutung für die Entwicklung des Eigenspannungszustandes besitzen. Diese Annahme stützt sich auf die Materialuntersuchungen der Schweißstöße im Rahmen der Betrachtung der Kleinproben. Hierbei konnten für die Pendeltechnik keine größeren Unterschiede der Materialkennwerte des Grund- und des Schweißmaterials festgestellt werden. Natürlich ist nicht bekannt, was während des Schweißprozesses hinsichtlich der Phasentstehung und der damit verbundenen Volumenänderungen passiert; die bereits durchgeführten Schweißsimulationen der Kleinproben haben allerdings gezeigt, dass die Verformungen sowie die Schrumpfkkräfte im Endzustand auch unter Vernachlässigung der Phasenumwandlung sehr gut abgebildet werden können.

Die entscheidende Problematik bei der Durchführung einer Schweißprozesssimulation ist, neben der Kenntnis der Eingangsparameter, die notwendige Diskretisierungseinheit. Im Allgemeinen werden Elementkantenlängen von wenigen Millimetern verwendet, was bei größeren Geometrien zu einer enormen Knotenanzahl führt. Zwar existieren unterschiedliche Vernetzungsstrategien, dennoch ergibt sich daraus eine Einschränkung der Nahtlänge. Der Grund für die Forderung nach möglichst kleinen Elementen im nahtnahen Bereich liegt in den hohen Temperaturgradienten, die dort auftreten. Werden diese nicht richtig abgebildet, können die daraus resultierenden Dehnungen und Spannungen und damit auch die auftretenden Schrumpfkkräfte nicht der Realität entsprechen. Aus diesem Grund wird das Temperaturfeld samt seiner Eingangsparameter und Vernetzungsgrößen anhand von Messungen kalibriert. Eine korrekte bzw. realitätsnahe Abbildung des Temperaturfeldes beinhaltet die Kenntnis über viele Unbekannte. Die Temperaturverteilung wird abgebildet über eine Wärmequelle, welche die Schweißdüse bzw. den Drahtvorschub zu einem bestimmten Zeitpunkt darstellt (vgl. auch Kapitel 2.1). Während der Schweißrüssel kontinuierlich, also mit quasi infinitesimal kleinen Abständen, die Schweißnaht abfährt, stellt sich bei der Simulation dieses Prozesses die Frage, wie man diese Abstände, die Schrittweite der Wärmequelle, einstellt. Abbildung 66 veranschaulicht die Problematik: die theoretisch infinitesimale Schrittweite der Wärmequelle würde einen zu hohen Berechnungsaufwand erfordern, daher muss ein definierter Abstand festgelegt werden. Dieser wird mit den zusätzlichen Unbekannten, der Schmelzbadgeometrie sowie den Schweißparametern, im Zusammenhang mit der Vernetzungsdichte durch Temperaturmessungen ermittelt.

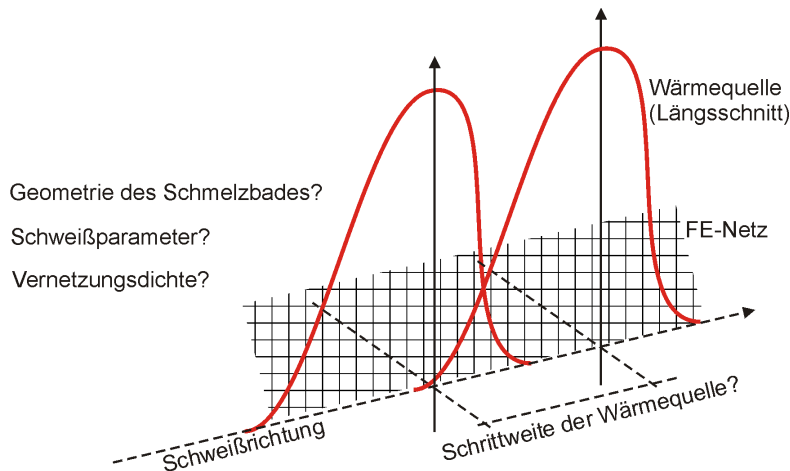


Abbildung 66 Unbekannte bei der Temperaturberechnung

Die Schrittweite muss auch bei der Vernetzungsstrategie berücksichtigt werden: Befindet sich im maximalen Extremwert der Wärmequelle, also im Zentrum dieser, kein Knoten, kann die Maximaltemperatur an dieser Stelle nicht abgebildet werden, zumindest nicht ohne Eingriff in die mathematischen Gleichungen der Wärmequelle. Hinzu kommt die Bestimmung der Schmelzbadabmessungen, welche sehr aufwändig und zudem ungenau ist. Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass eine Kalibrierung des Temperaturfeldes zwingend erforderlich ist, diese aber immer einen Kompromiss aus Realität und Annahmen darstellt.

Bereits für den ersten Teil dieser Arbeit wurde als Validierungsgrundlage der Schweißsimulationen nicht die Temperaturmessung, sondern die Reaktionskräfte verwendet. Da sich damit sehr gute Ergebnisse erzielen ließen, wird diese Vorgehensweise beibehalten. Dies hat den großen Vorteil, dass eine gröbere Vernetzung möglich ist, da bereits der Endzustand verglichen wird und nicht, wie bei der Temperaturfeldkalibrierung, der erste von zwei Schritten (1. thermische Analyse, 2. Strukturanalyse).

Diese Überlegungen zur Wahl der Kalibrierung der Berechnung sind notwendig, weil das FE-Modell eine sehr hohe Knotenanzahl besitzt. Prinzipiell stehen für solch aufwändige Modelle Rechenkapazitäten zur Verfügung. Es handelt sich hierbei allerdings um einen transienten Prozess, der ca. 1000 Berechnungsschritte umfasst. Es ist daher wichtig, ob die Berechnungszeit pro Schritt bei fünf oder bei zehn Minuten liegt, denn es ergibt sich insgesamt eine Differenz von drei Tagen. Auf dieser Basis werden folgende Vereinfachungen getroffen werden:

- Reduzierung der Mehrlagennaht auf eine Einlagennaht
- Erhöhung der Elementkantenlänge (und damit verbunden die Schrittweite der Wärmequelle)

Die hier umgesetzte Schweißtechnik ist die Pendeltechnik, welche ab einer Spaltbreite von 10 mm und einer Plattenstärke ab 15 mm mit einer Mindestlagenanzahl von fünf geschweißt wird. Bezogen auf die erwähnten 1000 Lastschritte würde sich bei Berücksichtigung der Mehrlagennaht der Faktor fünf einstellen, der die potenzielle Berechnungszeit von einer Woche auf mehr als einen Monat anheben würde.

Die in Abbildung 67 dargestellte Vereinfachung der Mehrlagenschweißung erfolgt anhand der Streckenenergie unter der Bedingung, dass der Gesamtenergieeintrag erhalten bleibt. Dieser wurde während der Schweißungen der Kleinproben aufgenommen.

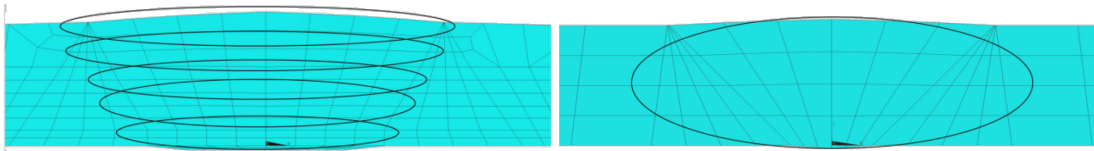


Abbildung 67 Schematische Darstellung der Reduzierung der Mehrlagennaht (links: Berechnungsmodell für die Kleinproben; rechts: Berechnungsmodell für den Sektionsstoß)

Neben dem veränderten Energieeintrag müssen zur Realisierung der Einlagennaht die Schmelzbadabmessungen angepasst werden, da ansonsten nicht an jeder Stelle der Naht die Temperatur auftreten würde, die tatsächlich dort vorhanden ist. Der Querschnitt des gewählten Schmelzbades ist rechts in Abbildung 67 als Ellipse angedeutet.

Die zweite Vereinfachung betrifft die Elementierung. Der Aufbau des FE-Modells beinhaltet Schalenelemente in globalen Bereich und Volumenelemente über einen 200 mm breiten Streifen am Sektionsstoß. Für diesen lokalen Bereich muss nun die Elementkantenlänge festgelegt werden. Im Zusammenhang mit der bereits erwähnten Problematik der Berechnungszeit pro Lastschritt wurde eine stabförmige Elementform gewählt. Abbildung 68 stellt die Vernetzung des Volumenanteils des Modells vor.

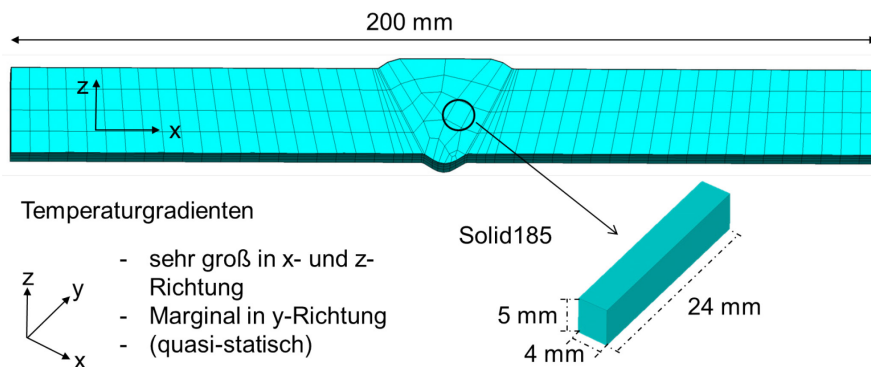


Abbildung 68 Festlegung der Elementkantenlängen in der Schweißnahtumgebung

Aufgrund der unterschiedlichen Temperatur- und ergo auch Spannungsgradienten in die Richtungen x, y und z, wird eine entsprechend differenzierte Vernetzung vorgenommen. Orthogonal zur Schweißrichtung (x-Richtung) und über die Dicke (z-Richtung) liegen v.a. dadurch bedingt hohe Gradienten vor, da hier entlang die Wärmeableitung stattfindet. Natürlich wird auch ein gewisser Teil der Wärme entlang der Schweißnaht abgeleitet, aber diese Richtung (y-Richtung) ist hauptsächlich durch die wandernde Wärmequelle gekennzeichnet. Da die Wärmestromdichten, die über die Wärmequelle in das Modell eingetragen werden, über den größten Teil der Schweißnahtlänge gleich bleiben, stellt sich in dieser Richtung eine langsame und kontinuierliche Abkühlung ein. Aus diesem Grund sind die Elementkantenlängen in x- und z-Richtung zu ca. 5 mm, die Kantenlänge in y-Richtung zu 24 mm festgelegt. Die Dimensionen wurden anhand einer Parameterstudie ermittelt, in welcher der Einfluss der Elementierung untersucht wurde.

Mit den beschriebenen Vereinfachungen werden die Einstellungen der Schmelzbadgeometrie über Vergleiche der innerhalb der Strukturberechnung entstehenden Reaktionskräfte so eingestellt, dass diese eine gute Übereinstimmung zeigen. Diese Kalibrierung erfolgt anhand des Simulationsmodells der Kleinproben; für die Vereinfachungen werden lediglich die Schmelzbadabmessungen (v.a. in Schweißnahtichtung) verändert. Der Vergleich der Reaktionskräfte erfolgt demzufolge an dem gleichen Geometriemodell. Als Endergebnis ergeben sich die in Abbildung 69 gezeigten, quer zur Schweißrichtung auftretenden Reaktionskräfte F_y .

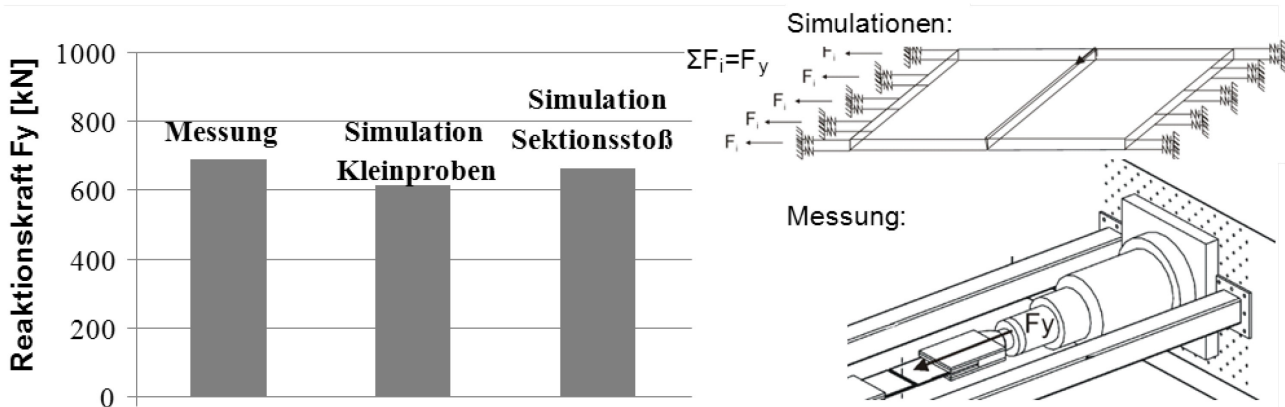


Abbildung 69 Kalibrierung anhand der Reaktionskräfte F_y

Aufgrund der guten Übereinstimmung der Reaktionskräfte wird ersichtlich, dass die vorgenommenen Vereinfachungen möglich sind, ohne den Energieeintrag zu verfälschen. Ein Vergleich der Spannungsverteilungen erfolgt im Rahmen der Validierung der am Sektionsstoß erzielten Ergebnisse.

5.4 Thermische Analyse

Entkoppelt von der strukturellen Analyse wird zunächst die thermische Berechnung durchgeführt. Die Berechnungszeit betreffend ist diese meist weit weniger zeitintensiv, da hierbei nur mit einem Freiheitsgrad pro Element, der Temperatur, statt mit sechs (für Schalenelemente) gerechnet wird. Die Berechnungszeit für die bereits erwähnten ca. 1000 Berechnungsschritte der 11 m langen Schweißnaht (im Halbmodell) liegt bei ungefähr 6 Stunden.

Innerhalb der thermischen Berechnung wird schrittweise und zeitabhängig die Goldak-Wärmequelle mit den zuvor kalibrierten Einstellungen in das Modell implementiert. Mit Hilfe eines mitwandernden Koordinatensystems werden die Wärmestromdichten auf die Knoten aufgebracht, wobei wegen der dreidimensionalen Krümmung der Außenhaut das Koordinatensystem, auf welchem die Goldak-Quelle basiert, in jedem Schritt neu ausgerichtet und gedreht werden muss.

Für die Simulation ist die Berücksichtigung des Gesamtmodells nicht notwendig, da der Wärmeeintrag lokal erfolgt und die resultierende Temperaturbeeinflussung bereits in kurzer Entfernung abgeklungen ist. Zudem ist der dreidimensionale Wärmeeintrag in die Schalenstruktur nicht ohne weiteres möglich. Aus diesem Grund beschränkt sich die Temperaturfeldberechnung auf den Volumenabschnitt, wie in Abbildung 70 gezeigt. Hier erkennt man zudem die Wärmeverteilung über den Nahtquerschnitt. Die maximalen Temperaturen liegen bei 1800 °C.

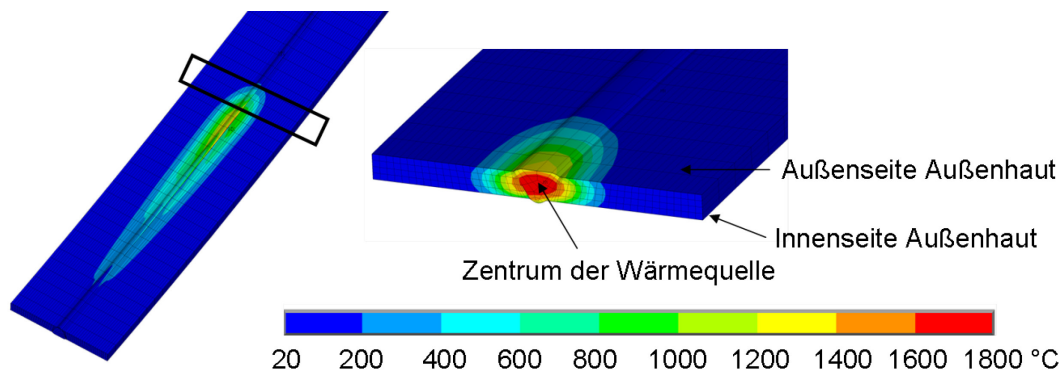


Abbildung 70 Temperaturverteilung und Modell der Temperaturberechnung

Die Berechnung ist in drei Abschnitte unterteilt, siehe Abbildung 71. Nach jedem Abschnitt wird das Gerüst, über welches Schweißer und Schweißautomat den Prozess vollziehen, umgesetzt, währenddessen kühlt die Naht ab. Nach jedem der drei Abschnitte setzt aus diesem Grund eine Abkühlung auf Raumtemperatur ein. Da das Modell ein Halbmodell ist und innerhalb der Strukturanalyse mit symmetrischen Randbedingungen auf Mitte Schiff arbeitet, findet der Schweißprozess gleichzeitig auf Backbord- und Steuerbordseite statt.

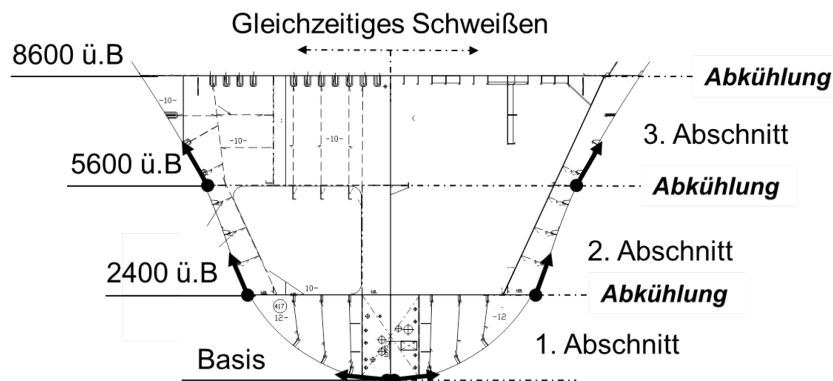


Abbildung 71 Reihenfolge der Wärmeeinbringung und Zeitpunkte der Abkühlung

Die Festlegung der thermischen Randbedingungen (Konvektion und Strahlung) entspricht denen der Kleinproben, welche in Kapitel 4.6 erläutert sind.

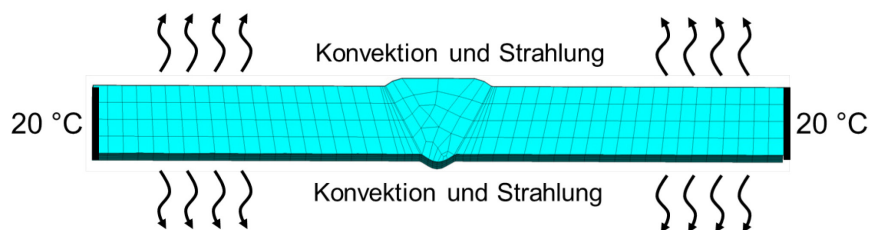


Abbildung 72 Thermische Randbedingungen

Abbildung 72 zeigt die Anordnung der thermischen Randbedingungen. An den Oberflächen oben und unten wird über Konvektion und Strahlung Wärme abgegeben, an den parallel zur Schweißrichtung verlaufenden Rändern der Volumen wird eine Temperatur von 20 °C aufgebracht.

5.5 Strukturmechanische Analyse

Die Berechnungszeit für die strukturmechanische Analyse wird neben der Anzahl der vorhandenen Elemente und Knoten durch die Lösungseinstellungen bestimmt. Zu diesen zählen beispielsweise die Wahl des Löser, welcher die mathematische Problemstellung löst, als auch Einstellungen hinsichtlich der maximal auszulagernden Datenmengen. Als Standardeinstellung wählt das FE-Programm zumeist einen direkten Löser. Direkte Gleichungslöser lösen das Gleichungssystem exakt durch Invertierung der Koeffizientenmatrix. Iterative Gleichungslöser lösen große Gleichungssysteme ungleich schneller, jedoch nur so genau, wie durch eine definierte Fehlerschranke vorgegeben. In Abhängigkeit von der Anzahl der Gleichungen und damit von der Anzahl der Freiheitsgrade, kann allein der Prozess des Aufstellens des Gleichungssystems einen enormen Aufwand bedeuten. Das Lösen des Gleichungssystems ist ebenfalls sehr zeitintensiv bei Berechnungen der vorliegenden Größenordnung. Hierbei ist zusätzlich zu beachten, dass der Aufbau der Schweißnaht, welcher mit der birth-death-Funktion erfolgt, aufgrund der damit verbundenen, stark variierenden Steifigkeitseinträge in der Matrix, bei den Standardeinstellungen des FE-Programms ANSYS zu Problemen führen kann. Die hier verwendeten Einstellungen wurden im Rahmen einer

Parameterstudie ermittelt. Diese ergab, dass der geringste Zeitaufwand pro Zeitschritt mit einem iterativen Löser (pre-conditioning conjugate gradient - pcg) erzielt werden kann.

Weiterhin entscheidend ist die Wahl des Systems, auf dem die Berechnung erfolgen soll. Zur Verfügung standen ein Cluster mit 42 Knoten und 132 GB RAM sowie eine 64bit Station mit 6 CPUs und 16 GB RAM. Letztere erwies sich als effektiver, wenn man den gesamten Arbeitsspeicher ausnutzt und die Auslagerung des Programms so gering wie möglich hält (in-core). Auf diese Weise werden die Schreib- und Leseprozesse minimiert.

Generell wird an dieser Stelle empfohlen, den Lösungseinstellungen des verwendeten FE-Programms Aufmerksamkeit zu widmen, wenn große Matrizen nichtlinearer Berechnungen gelöst werden sollen.

Validierung

Inwiefern eine FE-Berechnung dieser Größenordnung der Realität entspricht, lässt sich häufig nur schwer beurteilen. Basierend auf den Ergebnissen der Kleinproben erfolgt die Validierung der Ergebnisse am Sektionsstoß durch den Vergleich mit deren Simulationsergebnissen. Für die Kleinproben wurden umfangreiche Messungen vorgenommen, mit deren Hilfe die Schweißsimulationsberechnungen validiert wurden. Diese Ergebnisse wiederum dienen nun als Kalibrierungsgrundlage.

Wie in Abbildung 73 zu erkennen, entspricht die Kleinprobe, welche aufgrund ihrer Randsteifigkeit einen Ausschnitt aus dem Sektionsmodell darstellt, einem Außenhautabschnitt im ersten Feld oberhalb des Innenbodens. Aus diesem Abschnitt werden folgend die berechneten Eigenspannungen mit denen der Kleinprobe verglichen.

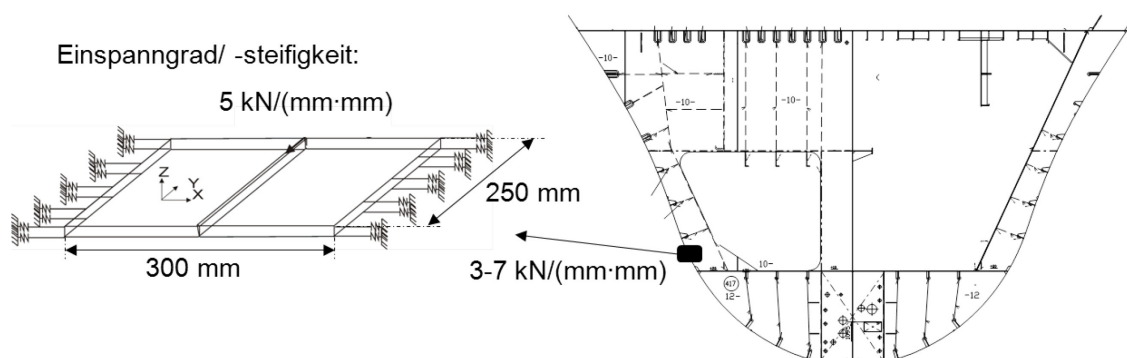


Abbildung 73 Validierungsbasis

Abbildung 74 zeigt den Vergleich der Spannungsverteilungen beider Modelle. Es handelt sich hierbei um die Oberflächenspannungen quer zur Schweißnaht. Bei beiden Verteilungen sind Druckspannungen im Nahtbereich erkennbar, die sich quer zur Naht hin erhöhen, bis sie ca. 30 mm neben der Naht den Zugspannungsbereich erreichen. Eine Validierungsbasis für die Kleinproben waren die Reaktionskräfte. Mangels Auflager in diesem Bereich des Sektionsstoßes dienen für einen Vergleich der Schrumpfkkräfte hier die Knotenkräfte quer zur Schweißnaht.

Betrachtet wird ein 50 mm breiter Streifen aus beiden Modellen, um Randeinflüsse bei der Kleinprobe zu minimieren. Diese zeigt an den Enden der Naht Druckspannungen, welche aus der Längsschrumpfung resultieren. Das Zusammenziehen der Naht in Längsrichtung führt zu einer Querbiegung, die an den Plattenenden Druckspannungen verursacht. Da der Sektionsstoß keine freien Plattenenden besitzt, entfällt dieser Effekt. Ein Vergleich der Spannungen sollte daher ausschließlich mittig in der Kleinprobe erfolgen. In diesem Bereich werden die entsprechenden Knoten selektiert und deren Reaktions- (Kleinprobe) bzw. Knotenkräfte (Sektionsstoß) verglichen. Die

Reaktionskraft über diesen Bereich ergibt sich zu 232 kN, die Knotenkraft zu 201 kN, sie stimmen also gut überein.

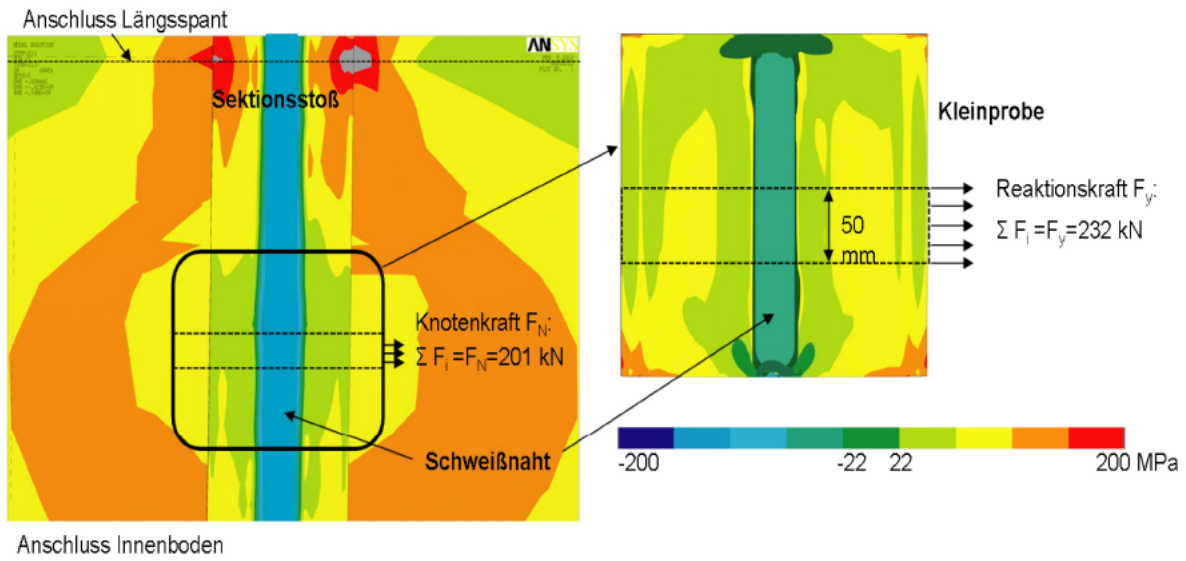


Abbildung 74 Vergleich der Eigenspannungen (Spannungskonturen auf der Oberfläche)

Die Spannungsverteilung zeigt ebenfalls für diese Ansicht eine gute Übereinstimmung, eine genauere Betrachtung dieser wird in Abbildung 75 vorgestellt. Hier werden die Oberflächenspannungen quer zur Schweißnaht beider Modelle vergleichend dargestellt.

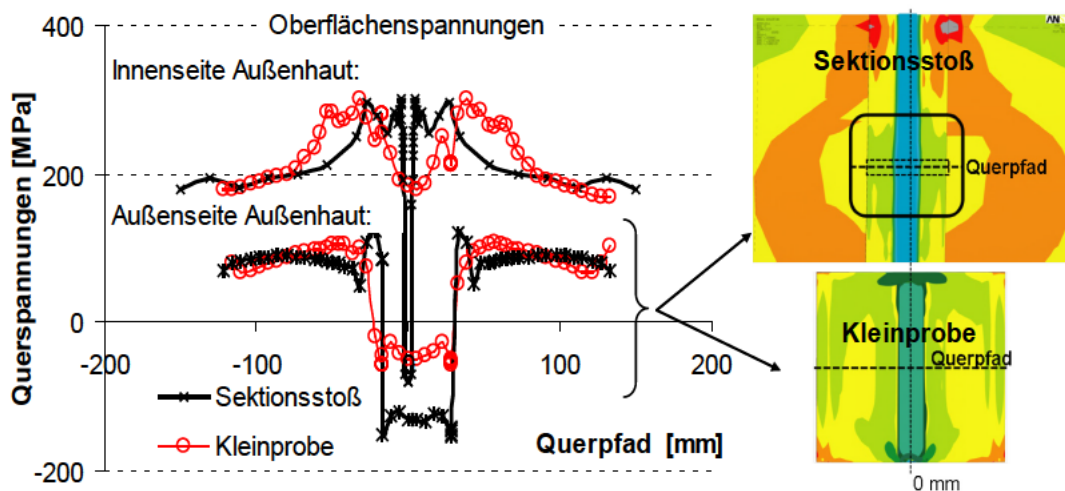


Abbildung 75 Vergleich der Quereigenspannungen des Sektionsstoßes mit denen der Kleinprobe (auf den Plattensoberflächen)

Auf der Innenseite der Außenhaut ergeben sich Zugspannungen in Höhe von ca. 200 MPa, welche zu den Nahtkerben hin ansteigen und zur Nahtmitte wieder sinken. Der erste Unterschied der Spannungsverläufe ist in der Nahtmitte erkennbar. Die Querspannungen des Sektionsstoßes reichen hier bis in den Druckbereich, während jene in der Kleinprobe bei einem Spannungsniveau von 200 MPa liegen. Auch auf der Außenseite erkennt man ein ähnliches Phänomen: Global liegen die Spannungen bei ca. 80 MPa bei beiden Modellen, zur Naht hin fallen die Spannungen in den Druckbereich, wobei das Niveau im Sektionsstoß bei ca. -150 MPa, jenes in der Kleinprobe bei ca. -40 MPa liegt. Die Quereigenspannungen stimmen demnach in den von der Naht entfernten Bereichen sehr gut überein, in der Schweißnaht selbst werden allerdings große Differenzen sichtbar. Betrachtet man die in Abbildung 76 (rechts) gezeigten Querspannungen über den Nahtquerschnitt, so erkennt man einen deutlichen Unterschied im Spannungsverlauf. Die Verteilung der

lokalen Quereigenspannungen in der Naht hängt in erster Linie von der Verteilung der Schrumpfkkräfte und den daraus resultierenden Verformungen ab. Der Sektionsstoß wurde vereinfachend mit nur einer statt fünf Lagen verschweißt, die maximalen Zugspannungen in der Naht bilden sich dort aus, wo das Zentrum der Wärmequelle definiert ist. Dieses liegt bei ca. 3/4 Höhe der Naht und wurde so eingestellt, dass die resultierenden Biegeverformungen denen der Kleinprobe entsprechen. Damit kann zwar die Gesamtschrumpfkraft abgebildet werden, nicht aber die Verteilung dieser über den Nahtquerschnitt. Dieser Effekt tritt allerdings nur sehr lokal auf und klingt bereits 20 bis 30 mm neben der Naht wieder ab.

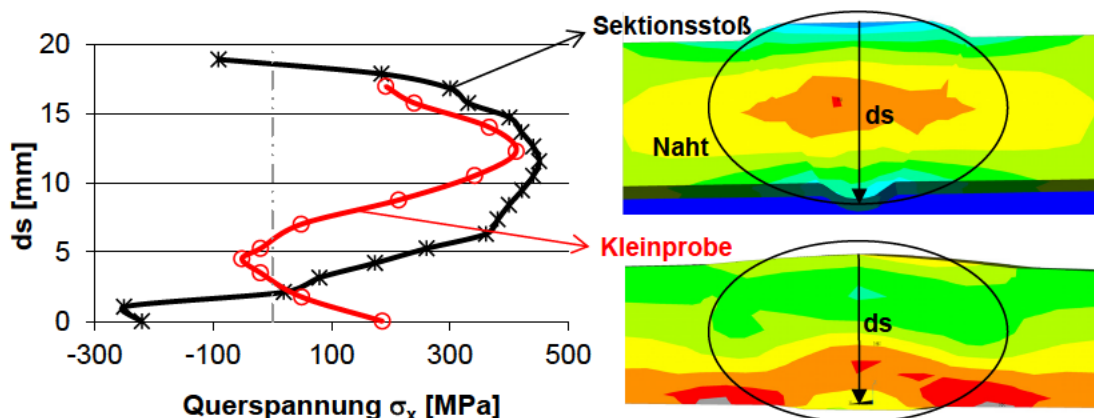


Abbildung 76 Querspannungen des Sektionsstoßes und der Kleinprobe in Nahtmitte

Um einen quantitativen Vergleich beider Modelle zu erhalten, soll die Membranspannung verglichen werden. Der nichtlineare Spannungsverlauf in der Naht zeigt Differenzen hinsichtlich der Spannungsverteilung, daher erfolgt der Vergleich in einem linearen Schnitt über die Plattendicke, welcher sich 30 mm neben der Schweißnaht einstellt. Abbildung 77 stellt den Spannungsverlauf quer zur Naht für beide Modelle vor, wobei die sich daraus ergebenden Membranspannungen eine Differenz von 12 % aufweisen. Der Vergleichspfad befindet sich noch relativ dicht neben der Naht, mit zunehmendem Abstand zu dieser gleichen sich die Spannungsverläufe an.

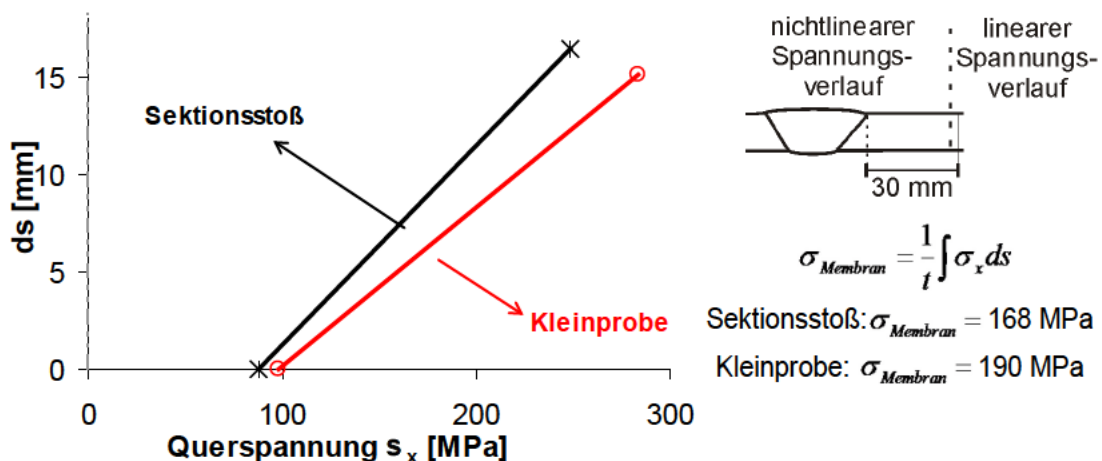


Abbildung 77 Lineare Querspannungen des Sektionsstoßes und der Kleinprobe neben der Naht zur Ermittlung der Membranspannungen

Insgesamt kann konstatiert werden, dass das Ziel der richtigen Abbildung der Quereigenspannungen und Schrumpfkkräfte erreicht wurde.

Ergebnisse/ Eigenspannungsverteilung

Die folgend vorgestellten Ergebnisse der Schweißsimulation zeigen den Eigenspannungszustand nach vollständiger Abkühlung auf Raumtemperatur. Zunächst soll der globale Zustand des Modells untersucht werden, im Anschluss daran wird auf ausgewählte Details am Sektionsstoß eingegangen. Bei den Spannungsabbildungen ist zwischen Oberflächen- und Mittelflächenspannungen zu unterscheiden. Dies gilt v.a. für die Schalenelemente, welche den Großteil des Modells abbilden. Hierbei sind die Mittelflächenspannungen jene Ergebnisse, die sich in der Plattenmitte ergeben. Weiterhin ist die Spannungsrichtung zu berücksichtigen. Im Mittelpunkt der Auswertung stehen die quer zur Naht gerichteten Spannungen. Diese wurden bei der Auswertung der Kleinproben als Querspannungen bezeichnet. Im Schiffskoordinatensystem entsprechen die quer zur Naht wirkenden Spannungen den globalen Längsspannungen. Im Folgenden wird hauptsächlich auf die Längsspannungen eingegangen, welche den zuvor betrachteten Querspannungen der Kleinprobe gleichzusetzen sind.

In Abbildung 78 werden die Längsspannungen auf der Oberfläche der Außenhaut vorgestellt, wobei links die Außenansicht und rechts die Innenansicht gezeigt wird. Man erkennt zunächst ein recht weit auslaufendes Spannungsfeld, welches sich unterhalb des Innenbodens bis über die Hälfte der Länge der verbundenen Sektionen zieht. Diese Zugspannungen liegen bei 11 bis 33 MPa und sind damit sehr gering. Höhere Spannungen sind im näheren Umfeld des Stoßes erkennbar anhand der roten und grauen Felder, letztere zeigen die Bereiche, in denen die Längsspannungen 100 MPa überschreiten.

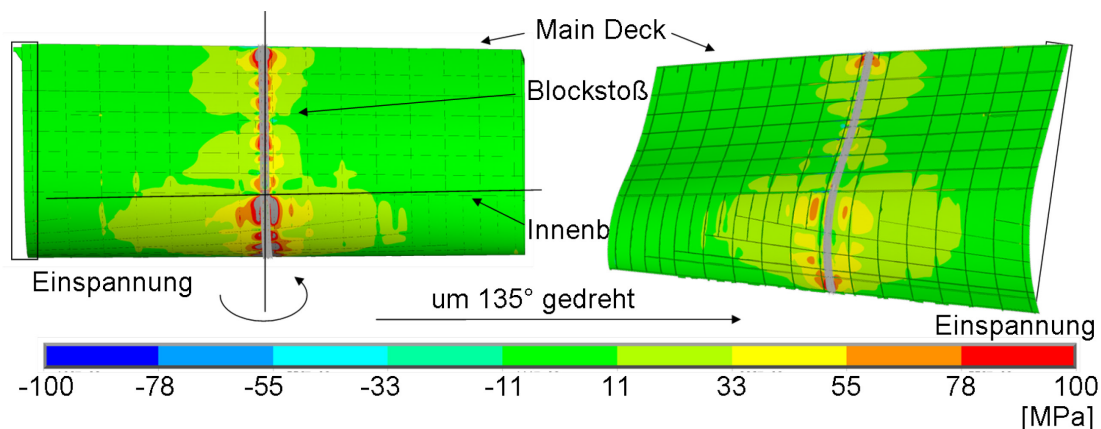


Abbildung 78 Globale Oberflächenspannungen quer zur Naht außen (links) und innen (rechts) auf der Außenhaut

Auffällig ist, dass die Verteilung der Quereigenspannungen nach links und rechts von der Basis zum Main Deck hin geringer wird. Der Doppelboden ist eine sehr steife Struktur, die entsprechend hohe Zwängungen und damit einhergehend hohe Spannungen verursacht. Oberhalb des Innenbodens liegt eine geringere Struktursteifigkeit vor, was ein weniger verbreitetes Spannungsfeld begründet. Die sich einstellenden Zugspannungen in der Umgebung des Stoßes sind außen auf der Außenhaut höher als innen, was vermuten lässt, dass eine Biegung der Plattenfelder nach außen vorliegt.

Die Betrachtung der Verformungen in Abbildung 79 deutet den schwalbenförmigen Nahteinfall nach innen an. Während sich die Naht nach innen verformt, werden die angrenzenden Plattenfelder mit wenigen Ausnahmen nach außen gedrückt. Die Verformungen sind insgesamt sehr lokal, bei 500facher Überhöhung der Verformungen ist keine globale Verformung der Sektionen zu erkennen. Der Verformungsvektor, welcher auf die überhöhten Deformationen des Modells abgebildet wird, zeigt, dass an den Enden der Sektionen ein Verzug von 0,7 bis 1,4 mm stattfindet. Dabei

handelt es sich um das freie Ende, welches aufgrund der nicht vorhandenen Dehnungsbehinderungen am Sektionsende durch die Schrumpfprozesse in der Naht in Längsrichtung verschoben wird.

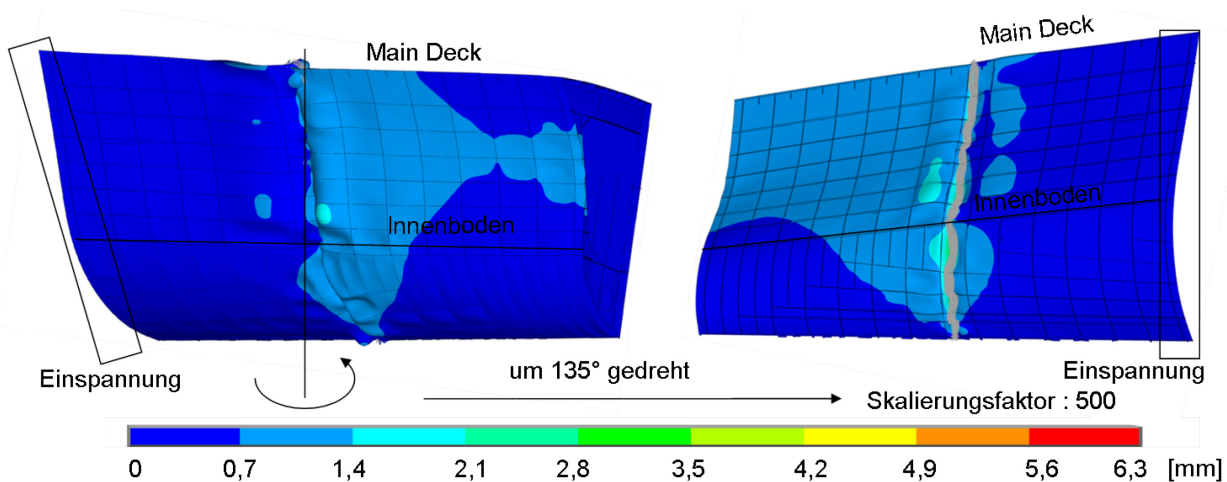


Abbildung 79 Globale Verformungen (Verformungsvektor) außen (links) und innen (rechts) auf der Außenhaut

Dabei fällt auf, dass dieses Zusammenziehen nicht gleichmäßig über die Höhe verteilt ist, sondern sich nur im oberen Bereich deutlich bis zum Ende der Sektion ausbreitet. Im Doppelboden hingegen sind die Deformationen geringer, was wiederum auf seine Steifigkeit zurückzuführen ist. Die Schrumpfungen im Nahtbereich bewirken hier stattdessen höhere Spannungen.

Dies bestätigen auch die Längsspannungen auf den Mittelflächen (Abbildung 80), welche im Doppelboden weiter in die Sektionen reichen als in den oberen Bereichen. Weiterhin ist zu erkennen, dass die hohen Zugspannungen am Sektionsstoß nicht ausschließlich durch Biegung verursacht werden, da die gezeigten Mittelflächenspannungen ebenfalls Spannungskonzentrationen dort aufweisen. In der rechten Darstellung sind das Main Deck, der Innenboden sowie das Längsschott dargestellt. Erstere zeigen an den Kreuzungspunkten mit dem Sektionsstoß Druckspannungen. Die Höhe der Druckspannungen liegt direkt am Stoß bei ca. 400 MPa (graue Bereiche in Abbildung 80), mit zunehmender Entfernung reduzieren sie sich allerdings recht schnell. Die dunkelblauen Bereiche auf den beiden Decks indizieren eine maximale Druckspannung von 30 MPa.

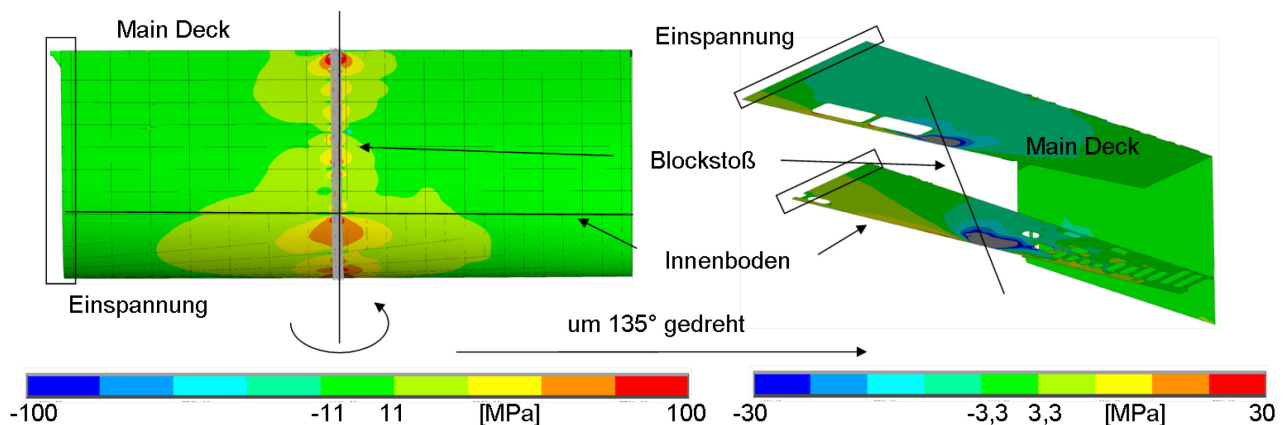


Abbildung 80 Globale Längsspannungen auf den Mittelflächen auf der Außenhaut (links) und dem Main Deck, dem Innenboden und dem Längsschott (rechts)

Die Druckspannungen auf dem Main Deck und dem Innenboden stehen lokal im Gleichgewicht mit den Zugspannungen auf der Außenhaut. Sie resultieren aus den Schrumpfspannungen in der

Naht, welche die lokalen Decksbereiche dort ebenfalls zusammenziehen, wodurch eine Biegebeanspruchung herrührt. Dies betrifft alle an die Außenhaut angeschlossenen und den Sektionsstoß kreuzenden Längsbauteile, v.a. die Längsspannten. Eine lokale Betrachtung solcher Anschlussstellen wird im Folgenden vorgenommen. Abbildung 81 zeigt im linken Teil den obersten der drei Abschnitte, in die der Sektionsstoß für den Schweißprozess eingeteilt wurde. In diesem Abschnitt laufen drei Längsspannten. An diesen sowie am Anschlussort des Main Deck sind am Sektionsstoß deutliche Spannungserhöhungen zu erkennen. Die rechte Darstellung in Abbildung 81 stellt zwei Ausschnitte an Kreuzungspunkten zwischen Längsspannten und Außenhaut am Sektionsstoß vor. Hierbei sind die hohen Druckspannungen in den Längsspannten gut erkennbar. Über die Breite des Abschnittes der Außenhaut, welche mit Volumenelementen modelliert wurde, besteht kein Kontakt zu den Längsspannten. Dadurch wird die sehr aufwendige Modellierung des Abschweißloches in diesen Details vermieden. Das Abschweißloch stellt sich damit als länglicher Schlitz dar. Im Allgemeinen bildet der Anschlusspunkt zwischen Abschweißloch und Außenhaut einen so genannten harten Punkt (Hot Spot), an dem Spannungskonzentrationen auftreten. Dies ist in Abbildung 81 rechts zu sehen.

Die Details (1) und (2) zeigen zudem, dass sich mittig in der Schweißnaht ein Zugspannungskern ausbildet. Die umliegenden Bereiche stehen ebenfalls unter Zug, allerdings in geringerer Ausprägung.

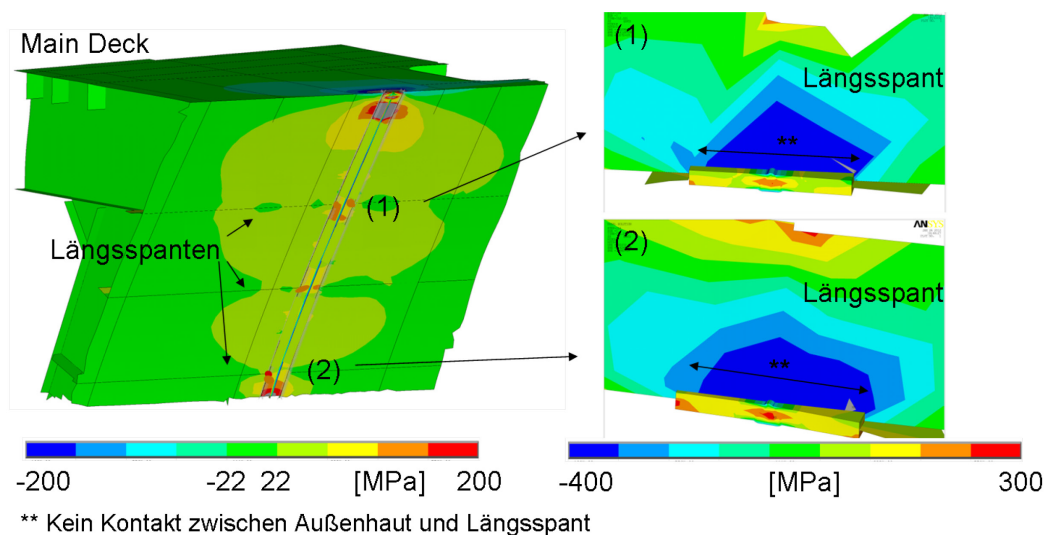


Abbildung 81 Längsspannungen im 3. Abschnitt (vgl. Abbildung 71) unter Main Deck (links: auf den Mittelflächen der Schalenelemente; rechts: an Kreuzungspunkten mit Längsspannten)

Ein ähnliches Bild ergibt sich für die Details (3) und (4) in Abbildung 82. Hierbei handelt es sich erneut um Kreuzungspunkte zwischen dem Sektionsstoßbereich und Längsspannten, welche sich im zweiten Abschnitt der Schweißreihenfolge befinden. Hohe Druckspannungen im unteren Teil der Längsspannten, die aus einer Aufwärtsbiegung resultieren, hohe Zugspannungen im Nahtinneren und abnehmende Zugspannungen in der Nahtumgebung kennzeichnen solche Details.

Beim Vergleich zwischen Abbildung 81 und Abbildung 82 fällt auf, dass der Einflussbereich der Längsspannungen in letzterer größer ist. Weiterhin zeigt die Verteilung der Spannungen in Abbildung 82 einen deutlich unsymmetrischeren Verlauf rechts und links vom Sektionsstoß. Diese Tendenz ist auch auf der Außenhaut im Bereich des Doppelbodens in Abbildung 83 zu erkennen. Grund für die asymmetrische Längsspannungsverteilung ist der unterschiedliche Abstand der beiden Querrahmen, welche den Sektionsstoß einschließen. Der Rahmenspannt 212 befindet sich nur 320 mm neben dem Stoß und zieht seiner Steifigkeit entsprechend Last bzw. Spannung an, was zu Spannungskonzentrationen entlang des Rahmenspannts führt.

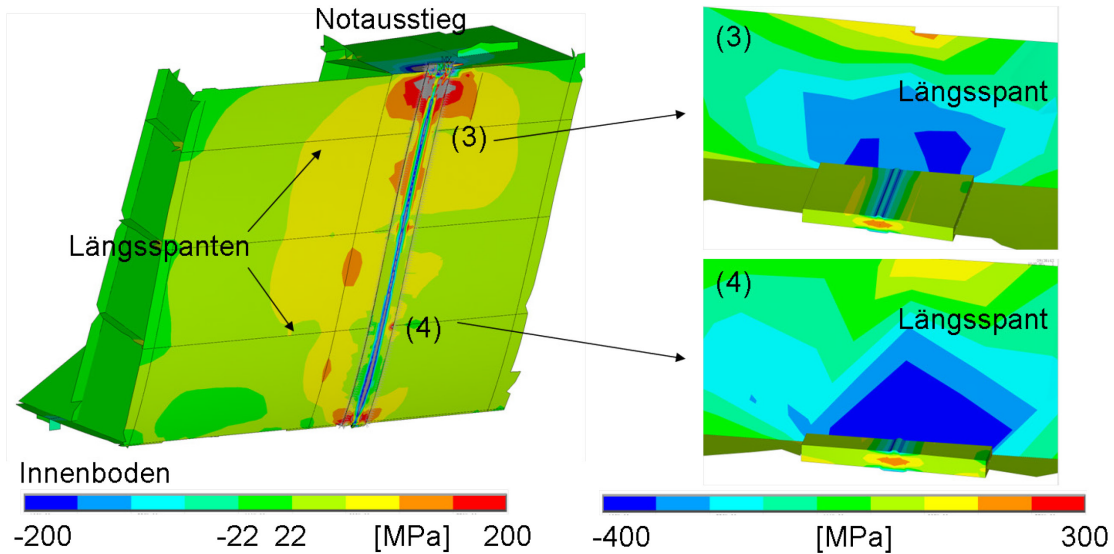


Abbildung 82 Längsspannungen im 2. Abschnitt (vgl. Abbildung 71) zwischen einem partiellen Deck (Notausstieg) und Innenboden (links: auf den Mittelflächen der Schalelemente; rechts: an Kreuzungspunkten mit Längsspannten)

Der Doppelboden ist durch einen recht hohen Aussteifungsgrad charakterisiert, was um den Sektionsstoß zu höheren Schweißeigenspannungen führt. Die Details (7) und (8) zeigen deutlich höhere Zugspannungen in der näheren Umgebung des Sektionsstoßes; in diesen Bereichen wurden auch die höchsten Steifigkeiten gemessen (Abbildung 15).

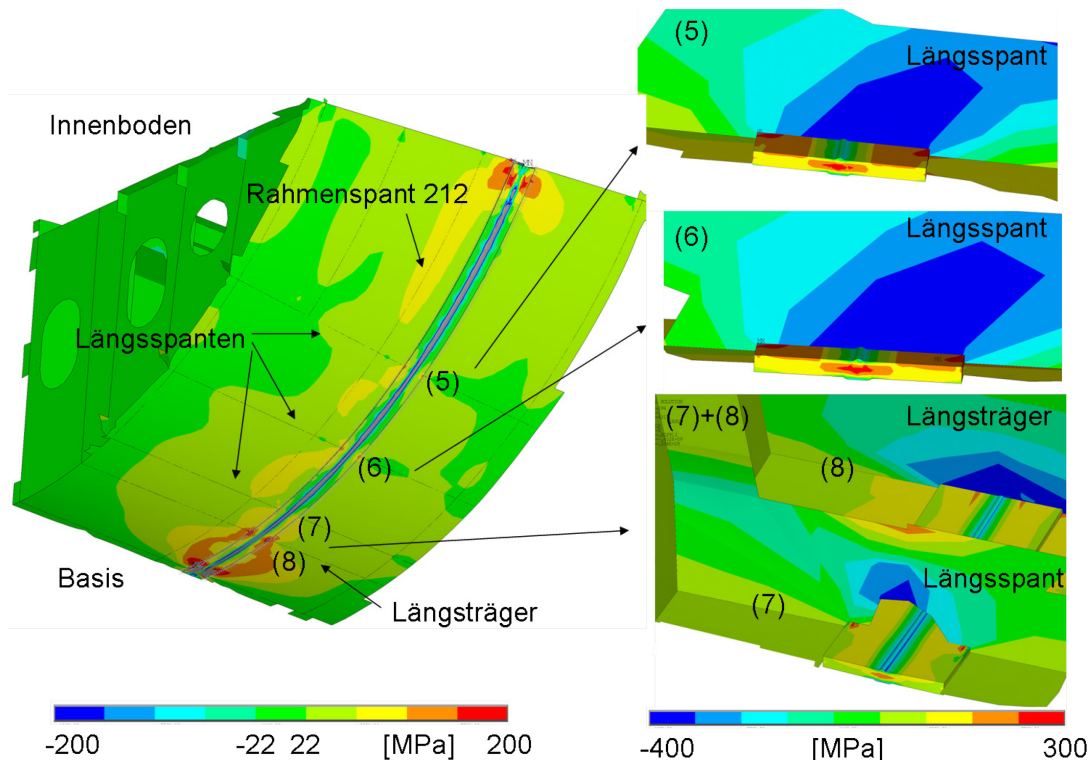


Abbildung 83 Längsspannungen im 1. Abschnitt (vgl. Abbildung 71) zwischen Innenboden und Basis (links: auf den Mittelflächen der Schalelemente; rechts: an Kreuzungspunkten mit Längsspannten)

Am Detail (7) wurde zudem der Einfluss der Modellierung des Abschweißloches untersucht, dieses entspricht in der gezeigten Ausführung zwar nicht den Fertigungsstandards, ermöglicht allerdings

einen Relativvergleich. Der wesentlichste Unterschied zwischen den Modellierungsvarianten liegt in der Verteilung der Druckspannungen im Längsspannt, welche sich für die genauere Abbildung des Abschweißloches in Detail (7) mit geringerer Einflusszone darstellt. Die Form des Abschweißloches und besonders der Ort, an dem selbiges an die Außenhaut angeschlossen wird, bestimmen den bereits erwähnten harten Punkt, an dem sich eine Spannungskonzentration einstellt. Mit zunehmendem Abstand dieses Punktes von der Schweißnaht reduziert sich dessen Einfluss und damit die Höhe der Spannungskonzentration. Liegt der Fokus der Untersuchungen allerdings nicht auf der detaillierten Auswertung dieses Punktes, ist der Einfluss auf die Höhe der Eigenspannungen in diesem Bereich vernachlässigbar. In der Naht und der direkten Umgebung dieser konnten keine Änderungen im Vergleich zu den anderen Modellierungsvarianten festgestellt werden.

Das wesentlichste Merkmal der Längseigenspannungen im Doppelboden ist, dass deren Quantität ausgeprägter ist als in den anderen beiden Bereichen. Wie bereits erwähnt, ist die Ursache dafür eine hohe Struktursteifigkeit. Besonders im unteren Bereich des Sektionsstoßes liegen hohe Zugspannungen vor. Dort befindet sich ein Tank, welcher durch zwei Längsträger begrenzt wird. Abbildung 84 verdeutlicht die Steifigkeitsverhältnisse an den Details (7) und (8).

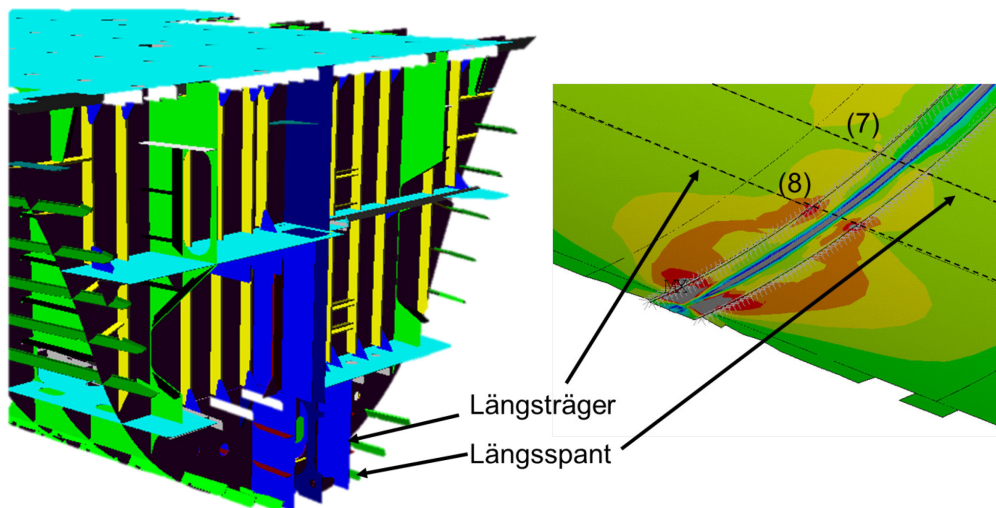


Abbildung 84 Einfluss der Struktursteifigkeit auf die Längseigenspannungen im Doppelboden

Neben den quer zur Naht wirkenden Spannungen können besonders auch die in Nahtlängsrichtung auftretenden Spannungskomponenten in signifikanter Ausprägung vorhanden sein. Der Vergleich der 1. Hauptspannung mit den Längsspannungen in Abbildung 85 für die Details (7) und (8) aus Abbildung 83 zeigt, dass die dominierende Spannungsrichtung in der Schweißnaht erwartungsgemäß jene längs der Schweißnaht ist.

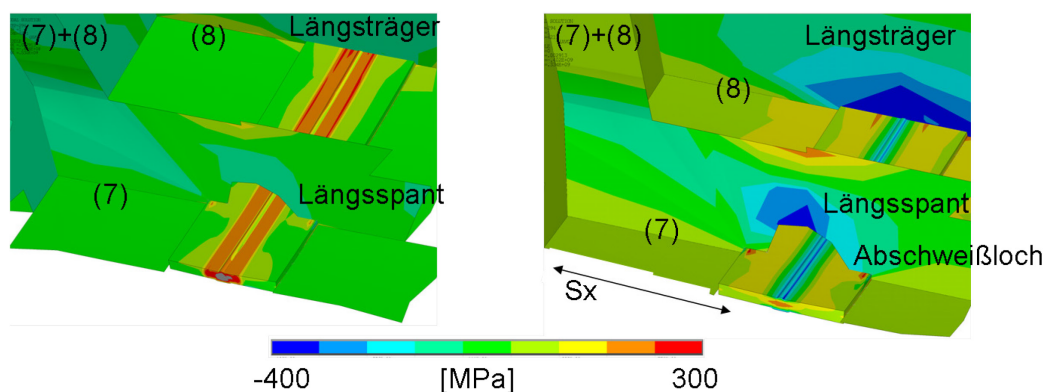


Abbildung 85 Vergleich der 1. Hauptspannung und der Längsspannung an den Details (7) und (8), vgl. Abbildung 83

Für die maßgebende Längsfestigkeit des Schiffes ist die Hauptspannung, welche in diesem Fall der Längsspannung der Naht äquivalent ist, jedoch wenig entscheidend, da die aus dem Schweißprozess resultierenden Eigenspannungen hauptsächlich wegen ihrer möglichen Überlagerung mit den Betriebslasten interessieren.

Insgesamt lässt sich festhalten, dass kritische Bereiche mit hohen Zugeigenspannungen erwartungsgemäß an sehr steifen Orten existieren. Dabei handelt es sich v.a. um Anschlusspunkte mit Längsbauteilen. Bei der Bewertung der Eigenspannungen muss zwischen den lokalen und globalen Eigenspannungen unterschieden werden. Lokale Eigenspannungen befinden sich im Bereich der Wärmeeinflusszone. Die Spannungen direkt in der Schweißnaht werden aufgrund der vorgenommenen Vereinfachungen der Simulation nicht betrachtet. In einem Abstand von 30 mm neben der Naht allerdings liegt ein annähernd linearer Spannungsverlauf vor, welcher maximale lokale Längseigenspannungen zwischen 200 und 250 MPa für den Sektionsstoß aufweist (Vgl. Abbildung 77). Diese Größenordnung stellt sich zwischen dem Innenboden und dem oberhalb dieses angeordneten Längsspannt ein; die Struktursteifigkeit dort entspricht dem bei den Kleinproben verwendeten Einspanngrad. Die am Sektionsstoß ermittelten lokalen Eigenspannungen in diesem Bereich liegen ca. 50 MPa unter den für die Kleinprobe ermittelten.

Die Höhe der lokalen Eigenspannungen hängt von der Lage und damit der Steifigkeit am Sektionsstoß ab. An weniger steifen Orten erreichen sie lediglich 100 MPa (z.B. zwischen Innenboden und Detail 5, Abbildung 83), in steiferen Bereichen, vornehmlich an Kreuzungspunkten mit Längsbauteilen, nehmen sie Spitzenwerte von 380 MPa ein (z.B. an den Details 7 und 8), siehe Abbildung 88.

Die Quantität der maximalen globalen Eigenspannungen ist ebenfalls von der umgebenden Struktursteifigkeit am Sektionsstoß abhängig. So ergeben sich in einem Abstand von 100 mm zur Naht an den Kreuzungspunkten mit Längsbauteilen Längsspannungen von durchschnittlich 200 MPa und 40 bis 80 MPa im Abstand von ca. 300 mm von der Naht. Die Schweißsimulation der Kleinprobe (Pendeltechnik) ergab eine durchschnittliche globale Eigenspannungsgröße von 160 MPa in einem Abstand von 150 mm von der Naht; mittig auf der Platte in diesem Abstand betragen die maximalen Eigenspannungen ca. 200 MPa (siehe Abbildung 57).

Einfluss der Randbedingungen

Die für die Berechnung festgelegten Randbedingungen entsprechen nicht in vollem Umfang der Realität. Der Anschluss der bereits fertig gestellten Schiffstruktur erfolgt durch eine Einspannung an diesem Ende des Modells, das andere Ende, an dem zu diesem Zeitpunkt der Fertigung noch nichts angeschlossen ist, bleibt frei. Es wird davon ausgegangen, dass der Effekt der Einspannung auf die Eigenspannungsentwicklung aufgrund der Entfernung vom Sektionsstoß sehr gering ist. Zur Absicherung dieser Annahmen wurde eine Berechnung mit beidseitiger Einspannung des Modells durchgeführt. Die globale Verteilung der daraus resultierenden Längsspannungen auf den Mittelflächen der Elemente (Abbildung 86) indiziert zunächst, dass der Randeinspannungseinfluss durchaus vorhanden ist. Die Längsspannungen des rechts dargestellten Modells ziehen sich deutlich weiter zur Einspannung hin; am Sektionsstoß selbst sind keine wesentlichen Unterschiede erkennbar.

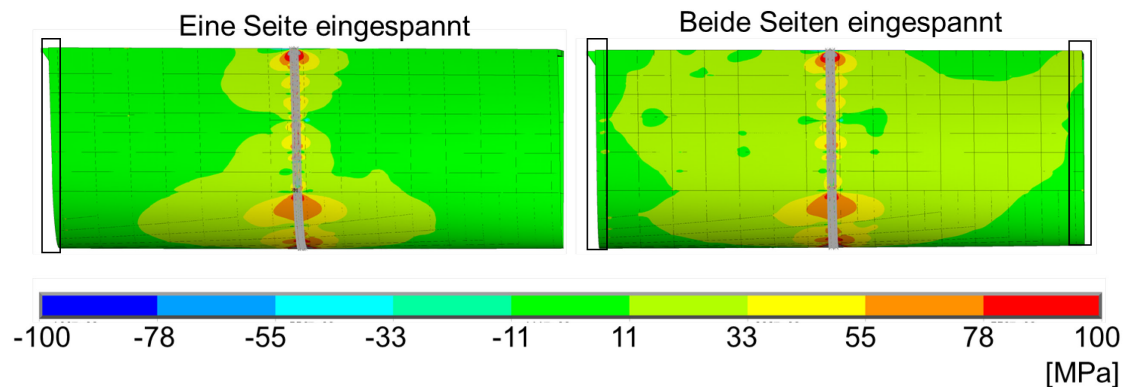


Abbildung 86 Globale Längsspannungen auf den Mittelflächen der Außenhaut (links: einseitig eingespannt; rechts: beidseitig eingespannt)

Um den Randeinspannungseinfluss quantifizieren zu können, werden die Mittelflächen Spannungen in Abbildung 87 entlang des Rahmenspants 212 verglichen. Die über die abgewinkelte Außenhauthöhe aufgetragenen Spannungen befinden sich 320 mm neben der Nahtmitte. Beide Kurven weisen Spannungsspitzen an den Kreuzungspunkten mit Längsbauteilen auf, besonders an den Decks (Main Deck, Notausstieg-partielles Deck, Innenboden).

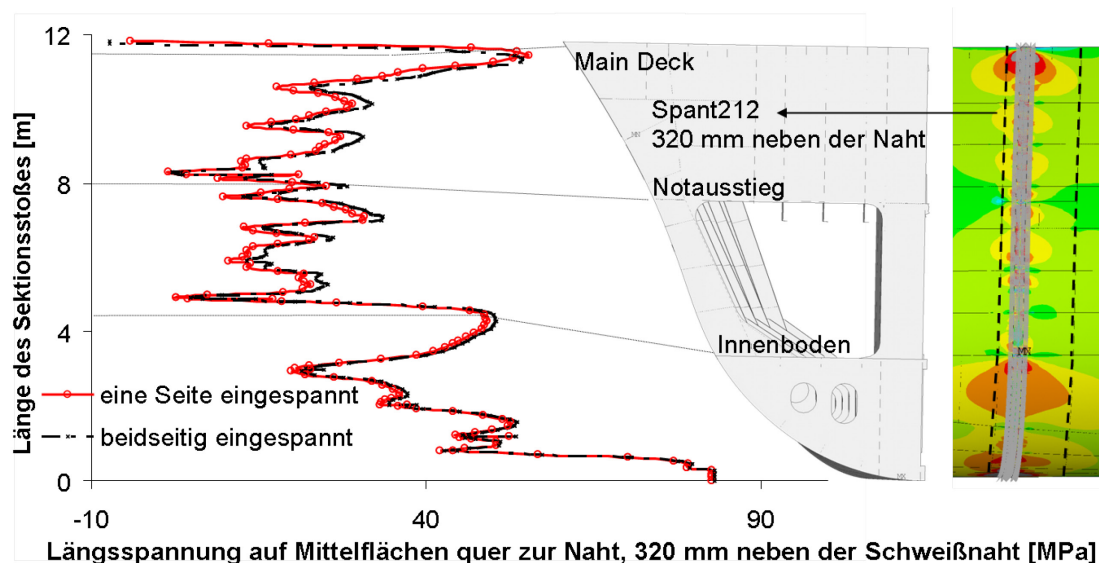


Abbildung 87 Einfluss der Randeinspannung auf die Längsspannung quer zur Naht entlang Spant 212 (320 mm neben der Schweißnaht), vgl. Abbildung 58

Die Decks und der Innenboden erzeugen aufgrund ihrer Dimensionen eine enorme Dehnungsbehinderung während des Schweißens. Der Notausstieg zwischen Main Deck und Innenboden ist ein partielles Deck, welches sich ausschließlich zwischen den beiden den Sektionsstoß umgebenden Querspanten erstreckt, sein Einfluss auf die resultierenden Spannungen ist daher geringer als der der beiden anderen Decks. Zwischen den Decks sind die Spannungsspitzen auf die Längsspanten zurückzuführen, deren Einfluss bereits im vorigen Kapitel diskutiert wurde. Hinsichtlich des Randeinspannungseinflusses kann festgehalten werden, dass aufgrund der geringen Abweichungen beider Verläufe ein signifikanter Einfluss ausgeschlossen werden kann.

Lokal werden die Eigenspannungen maßgeblich durch die umgebende Struktur bestimmt; ein Einfluss der Randbedingungen ist daher ebenfalls nicht zu erwarten. Abbildung 88 stellt die lokalen Längseigenspannungen im Doppelboden 20 mm neben der Schweißnaht für die beiden Randbedingungen vor. Hierbei handelt es sich nicht um Mittelflächenspannungen, sondern um jene außen auf der Außenhaut und damit um die maximalen Längsspannungen. Die beiden Kurvenverläufe liegen direkt übereinander, was die Bedeutung der lokal umgebenden Struktur bestätigt.

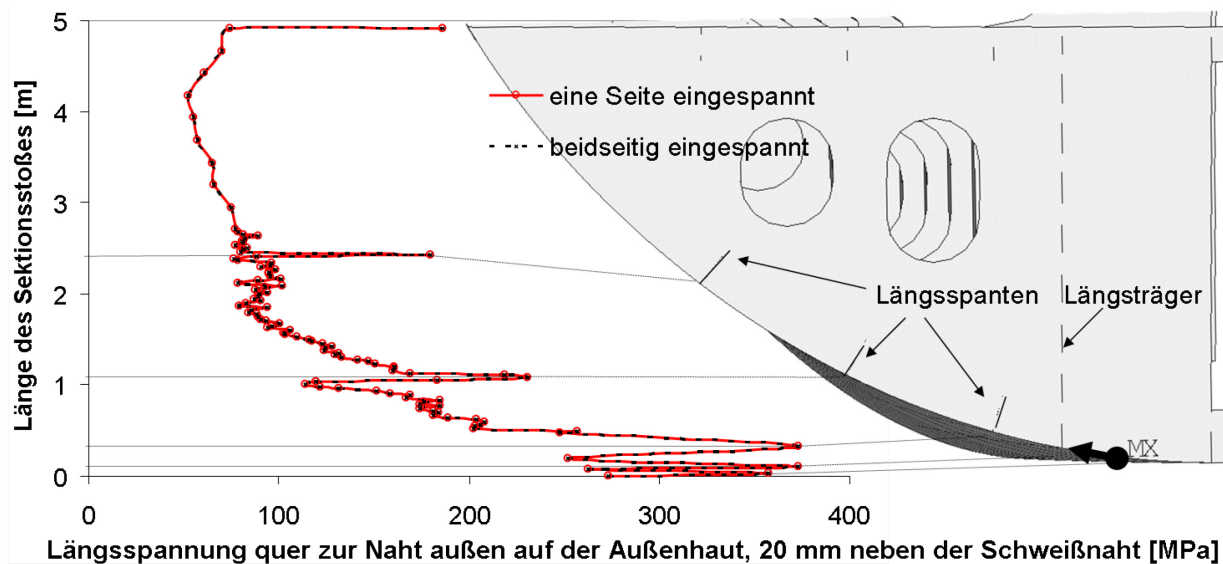


Abbildung 88 Einfluss der Randeinspannung auf die Längsspannungen quer zur Naht, 20 mm neben der Naht

Im Vergleich zu Abbildung 87 zeigen die lokalen Längsspannungen deutlich höhere Werte. Im unteren Bereich des Doppelbodens, am Längsträger beispielsweise, haben die Spannungen 320 mm neben der Naht (Abbildung 87) ein Niveau von ca. 80 MPa, während sich 20 mm neben der Naht Spannungen von bis zu 375 MPa einstellen. Auch an den übrigen Kreuzungspunkten mit Längsbauanteilen liegen Spannungen von ca. 200 MPa vor, in den Plattenfeldern sind die Spannungen mit durchschnittlich 100 MPa geringer. Die teilweise sehr hohen Eigenspannungen an der Schweißnaht unterliegen damit offenkundig nicht dem Einfluss der Randeinspannungen.

Der hohe Modellierungsaufwand für Geometrien, die der vorliegenden ähneln, führt schnell zu der Frage, ob die Berücksichtigung der gesamten Sektionen überhaupt notwendig ist. Möglicherweise ist ein Teil des Modells bereits ausreichend, um die Eigenspannungen berechnen zu können. Die übliche Vorgehensweise bei der Modellierung komplizierter und/oder sehr großer Strukturen besteht darin, den interessanten Bereich dieser zu modellieren und die Randbedingungen so anzuordnen, dass sie keine lokalen Effekte mehr zeigen. Für den Sektionsstoß bedeutet das, nur einen Teil der Sektionen in die Berechnung einzubeziehen. Wie in Abbildung 89 dargestellt, wurde die Schweißsimulation zu Vergleichszwecken an einem zwei Meter breiten Ausschnitt durchgeführt. Beide Modelle wurden beidseitig eingespannt, sie unterscheiden sich lediglich in ihrer Gesamtlänge.

ge. Bereits die Mittelflächenspannungen in Längsrichtungen zeigen erhebliche Differenzen. Das rechts in Abbildung 89 gezeigte Modell weist fast ausschließlich graue Bereiche auf, was bedeutet, dass die Spannungen in diesen Bereichen die maximal skalierten 100 MPa überschreiten.

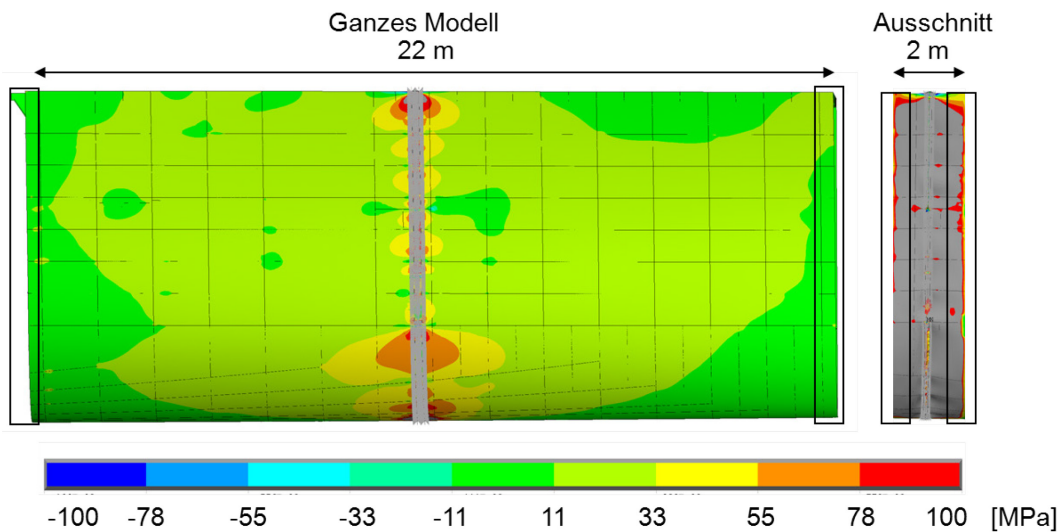


Abbildung 89 Globale Längsspannung auf den Mittelflächen (links: beidseitig eingespanntes Gesamtmodell; rechts: beidseitig eingespannter Ausschnitt des Gesamtmodells)

Einen genaueren Vergleich der beiden Modellierungsvarianten bietet Abbildung 90. Hier sind die Längsspannungen auf den Mittelflächen entlang des Rahmenspants 212 dargestellt, wobei ein erheblicher Unterschied hinsichtlich des Spannungsniveaus auffällt. Die Spannungen des komplett berechneten Sektionsstoßes liegen oberhalb des Innenbodens bei durchschnittlich 35 bis 40 MPa, die des Ausschnittes hingegen bei ca. 90 MPa. Die Spannungen verdoppeln sich demnach annähernd, wenn nur ein kleinerer Ausschnitt der Sektionen betrachtet wird. Dabei ist die Berücksichtigung von einem Meter Struktur rechts und links der Naht keine besonders idealisierte oder geringe Annahme. Die Dimensionen der Geometrien herkömmlicher Schweißsimulation liegen heute in genau dieser Größenordnung.

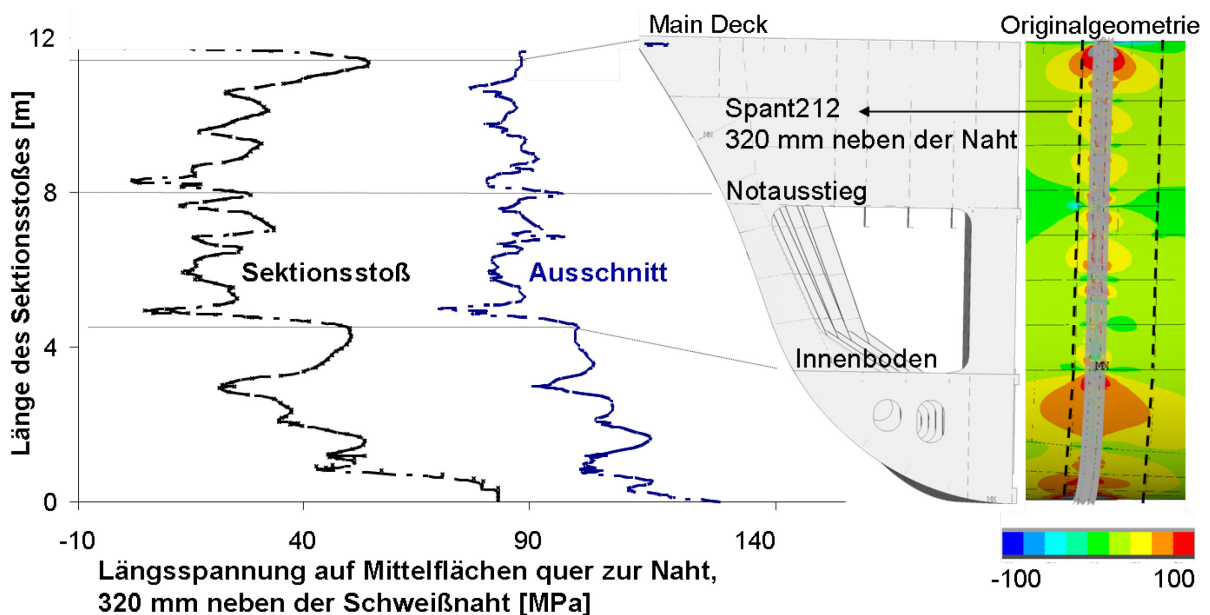


Abbildung 90 Einfluss der Modellgröße auf die Längsspannung quer zur Naht entlang Spant 212 (320 mm neben der Schweißnaht), vgl. Abbildung 58

Hinsichtlich des Einflusses der Randbedingungen lässt sich insgesamt konstatieren, dass diese mit zunehmendem Abstand von der Schweißnaht an Gewicht verlieren. Ob also für die hier untersuchte Sektionsverbindung eine ein- oder beidseitige Einspannung angeordnet wird, ist demnach nicht maßgeblich. Reduziert man hingegen die Länge des Modells auf einen kleineren Ausschnitt, kann dies signifikante Folgen auf die Eigenspannungsbildung haben. Der oben untersuchte zwei Meter breite Ausschnitt kann beispielsweise die tatsächlich vorhandene Struktursteifigkeit nicht wiedergeben. Die in einem Meter Abstand vom Sektionsstoß verwendete Einspannung ist offensichtlich steifer als die Originalgeometrie, welche dadurch abgebildet werden soll. Die daraus resultierenden Eigenspannungen überschätzen den tatsächlichen Spannungszustand nach dem Schweißen um den Faktor zwei. Die Größe des Ausschnittes schrittweise zu erhöhen würde sicherlich irgendwann zeigen, dass möglicherweise nicht die gesamte Sektionsgröße notwendig ist, um den Eigenspannungszustand realitätsnah abzubilden. Allerdings ist die Einsparung der Elemente und damit die Berechnungszeit bei einem Ausschnitt größer als der oben gewählte marginal. Ein effektiverer Ansatz zur Bestimmung der Eigenspannungen anhand eines kleineren Modells liegt in der Berücksichtigung der Struktursteifigkeit in Form von elastischen Einspannungen an beiden Seiten eines Ausschnittes. Diese Möglichkeit wird in Kapitel 5.7 untersucht.

5.6 Belastung und Spannungsumlagerung

Das Verhalten von Eigenspannungen während der Betriebsbelastung von geschweißten Bauteilen ist heute noch immer ein viel diskutiertes Thema. Im Allgemeinen herrscht die Meinung, dass sich Eigenspannungen in Höhe der Streckgrenze einstellen [122]. Diese Annahme bezieht sich auf den Eigenspannungszustand unter Betriebsbelastung, also bei Überlagerung mit einer äußeren Belastung. Grundlage dieser Theorie ist, dass die geschweißte Struktur sehr hohe lokale Eigenspannungen aufweist und diese bei Lastüberlagerung und Überschreitung der Streckgrenze umgelagert werden.

Diese Annahme entspricht der Plastizitätstheorie; eine Berücksichtigung solcher Vorgänge innerhalb der Bauteilbemessung ist jedoch nur schwer möglich. Im konstruktiven Stahlbau sind elastisch-plastische und plastisch-plastische Nachweisverfahren nach Eurocode [3] möglich, welche Spannungsumlagerungen infolge eines plastischen Kollapses an bestimmten Orten zulassen. Das Plastizieren hoch beanspruchter Orte einer Konstruktion muss nicht zwangsläufig das Versagen dieser bedeuten. Ein Beispiel für die rechnerische Bestimmung von Traglastkapazitäten und Umlagerungsvorgängen ist die Fließgelenktheorie.

Für die Betrachtung der Vorgänge eines Systems mit Eigenspannungen stelle man sich vor, dass an Orten hoher Eigenspannungen nach der Plastizitätstheorie eine Spannungsumlagerung in weniger belastete Bereiche stattfindet. Zur Klärung der Frage, wie genau dies bei einem komplexen System wie dem hier betrachteten Sektionsstoß erfolgt, wird in diesem Kapitel eine Überlagerung des Eigenspannungszustandes mit einem Biegemoment vorgenommen. Anschließend wird das Modell wieder entlastet, so dass ein vollständiger Lastzyklus untersucht werden kann.

Überlagerung eines globalen Biegemomentes

Um die Auswirkungen möglicher Spannungsumlagerungen betrachten zu können, muss eine entsprechend hohe Spannung mit dem Eigenspannungszustand überlagert werden. Die Auswertungen des vorangegangenen Kapitels haben gezeigt, dass die höchsten Zugeigenspannungen im unteren Bereich des Doppelbodens auftreten. Dort wurden in der Nahtumgebung Zugspannungen von bis zu 380 MPa erreicht. Um einen möglichst hohen Effekt der Lastüberlagerung zu erzielen, wird das aufzubringende Biegemoment so gewählt, dass die maximal zulässige Spannung nach den Regeln des Germanischen Lloyd [83] erreicht wird. Die Belastung dient einer prinzipiellen Begründung des Eigenspannungsverhaltens und entspricht daher nicht den anzusetzenden Bemess-

sungsmomenten der gängigen Regelwerke. Das Sektionsmodell wird hierfür als Schiff betrachtet und einer globalen Biegebelastung unterzogen; dass es sich tatsächlich um einen kleinen Bereich im Vorschiff handelt, soll für die prinzipielle Aussage, welche verfolgt wird, keine Rolle spielen.

Die maximal zulässige Spannung σ_{p0} aufgrund von Längsbiegemomenten ergibt sich nach Kapitel 5C in [83] zu:

$$\sigma_{p0} = \frac{175}{k} \quad \text{mit } k=0,72 \text{ für } R_{eH}=355 \text{ MPa} \quad (35)$$

$$\sigma_{p0} = 243 \text{ MPa}$$

Diese Spannung soll als Zugspannung mit dem Eigenspannungszustand überlagert werden, besonders interessant ist dabei der Doppelboden. Ort der maximalen Spannung soll der Sektionsstoß sein; da dies allerdings nicht der schwächste Querschnitt ist, wird sich am vorderen Ende des Modells ein deutlich höherer Spannungszustand einstellen. Der 320 mm neben der Schweißnaht befindliche Rahmenspant 212 wird mit seinen Widerstandsmomenten W_{MD} (Main Deck) und W_B (Basis) als Bezugsort für die Berechnung der Nennspannung herangezogen:

$$W_{MD} = 2,89 \text{ m}^3 \quad W_B = 2,32 \text{ m}^3 \quad M = \sigma_{MD} \cdot W_{MD} \text{ oder } M = \sigma_B \cdot W_B \quad (36)$$

$$M = 243 \text{ MPa} \cdot 10^6 \cdot 2,32 \text{ m}^3 = 564 \cdot 10^6 \text{ Nm}$$

Die Widerstandsmomente beinhalten ausschließlich Längsbauteile und entsprechen daher dem am Sektionsstoß wirkenden Widerstandsmoment in Längsrichtung. Daraus ergibt sich die zu überlagernde Momentengröße, welche wie in Abbildung 91 gezeigt, auf das Modell aufgebracht wird. Die daraus resultierenden Mittelflächenspannungen in Längsrichtung sind ebenfalls dargestellt. Das Moment wird dabei in Form einer ebenen Querschnittsverdrehung am freien Ende aufgebracht.

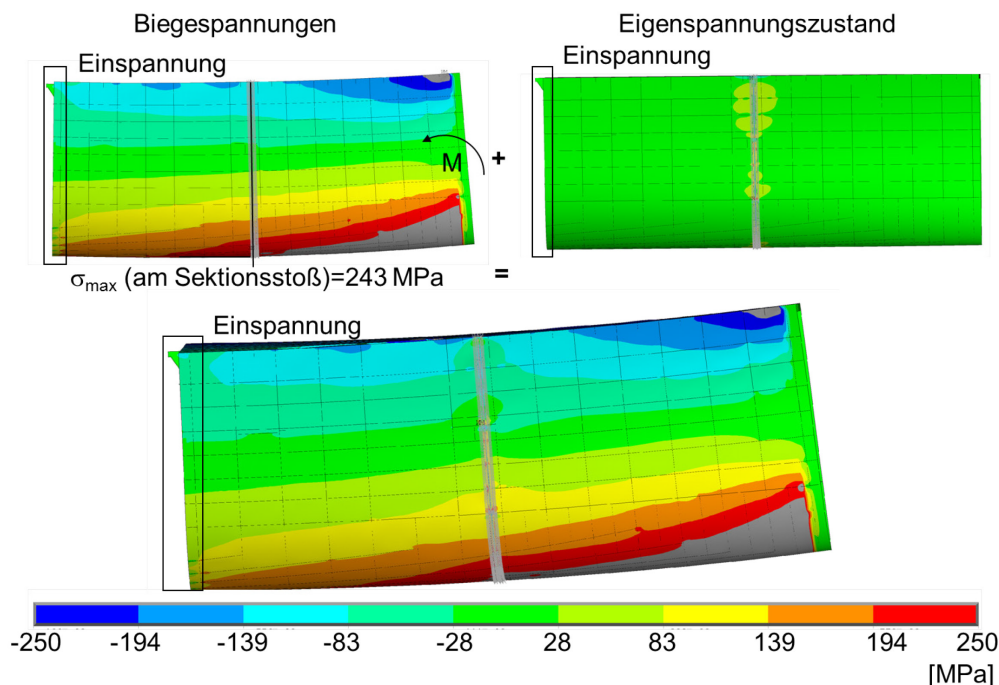


Abbildung 91 Globale Längsspannung auf den Mittelflächen vor und nach der Biegemomentenüberlagerung

Da die Überlagerungseffekte sehr lokal sind, gibt der globale Spannungszustand keine Erkenntnisse. Entlang des Rahmenspants 212 ergibt sich die quantitative Überlagerung 320 mm neben dem Sektionsstoß nach Abbildung 92. Die Längsspannungen nach äußerer Belastung entsprechen

einer linearen Überlagerung der ursprünglichen Eigenspannungen (rote Kurve) mit den Biegespannungen (blaue Kurve). Auffälligkeiten sind nicht zu erkennen, eine Spannungsentlastung oder -umlagerung wird in diesem Querschnitt daher nicht erwartet.

Der Verlauf der Biegespannungen (blaue Kurve) in Abbildung 92 weist Spannungsspitzen auf; diese lokalisieren die Kreuzungspunkte des Auslesepfades mit Längsspannten, Decks bzw. dem Innenboden. Auf der Basislinie ist ebenfalls eine enorme Spannungserhöhung erkennbar, ursächlich dafür ist das Längsschott. Die analytische Nennspannung auf Höhe Main Deck ergibt sich zu:

$$\sigma_{MD} = \frac{M}{W_{MD}} = -\frac{564}{2,89} = -195 \text{ MPa} \quad (37)$$

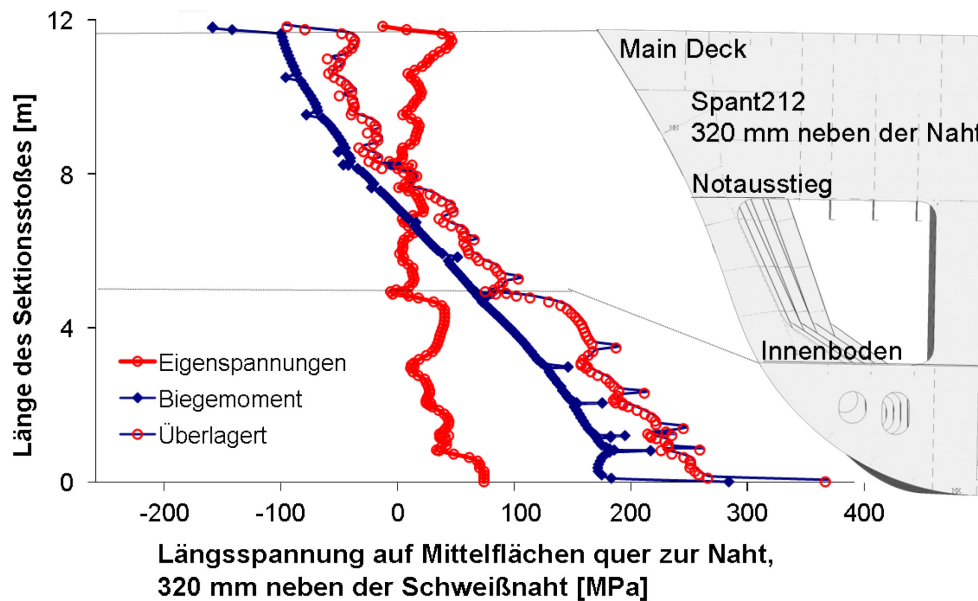
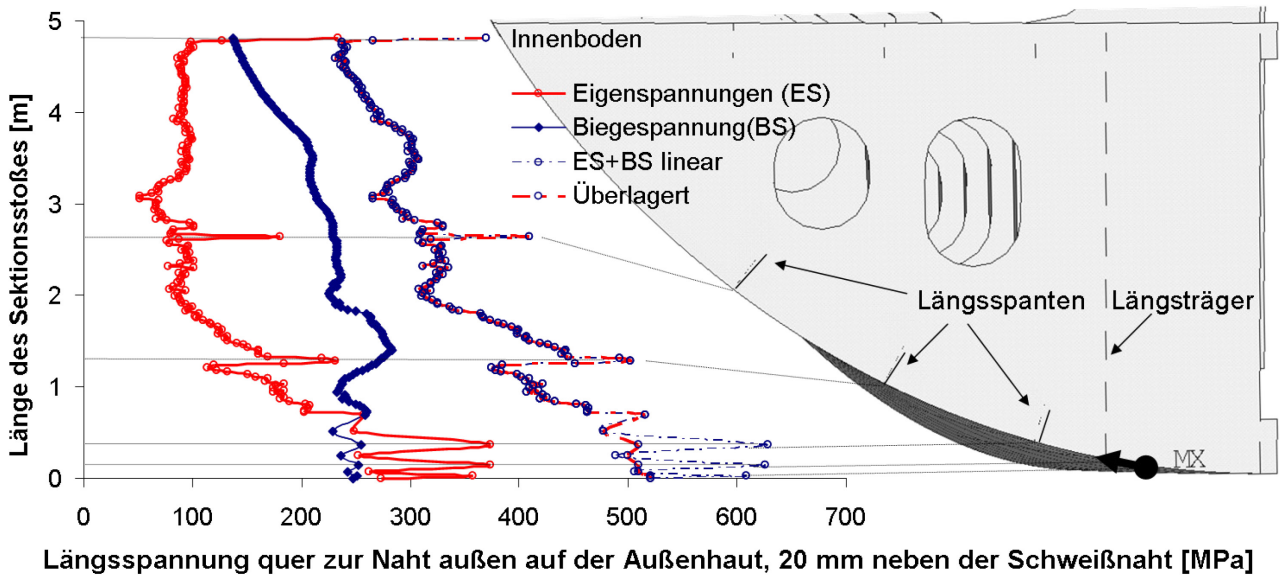


Abbildung 92 Längsspannung quer zur Naht entlang Spant 212 (320 mm neben der Schweißnaht), vgl. Abbildung 58, vor und nach der Biegemomentenüberlagerung

Im FE-Modell sind maximale Druckspannungen auf Main Deck von ca. -170 MPa ablesbar; auf der Basis sollte die Zielspannung von 243 MPa erreicht werden, hier liegen die Zugspannungen bei 240 MPa. Die lokalen Spannungserhöhungen an den Längsbauteilen sind für den Nennspannungsvergleich zu ignorieren.

Interessanter wird der Spannungsverlauf im näheren Umfeld der Schweißnaht, da hier die Eigenspannungen am höchsten sind. Abbildung 93 beschreibt die Längsspannungen 20 mm neben der Naht vor und nach der Überlagerung, dabei handelt es sich um Oberflächenspannungen außen auf der Außenhaut. Es wird hier nur der Doppelbodenbereich betrachtet, da die Biegespannungen darüber zu kleine Werte aufweisen, um einen Effekt zu zeigen. Eine rein rechnerische, lineare Überlagerung der Eigenspannungen (rote Kurve) mit den Biegespannungen (blaue Kurve) ergibt die blau-strich-punktierte Kurve mit kreisförmigen Markierungen. Diese liegt im oberen Bereich des Doppelbodens auf der rot-strich-punktierten Kurve, welche die mit ANSYS berechneten Längsspannungen nach der Überlagerung abbildet. Im unteren Bereich hingegen weichen beide Kurven voneinander ab, was auf nichtlineare Effekte schließen lässt. Es handelt sich hierbei um die Details (7) und (8) (siehe Abbildung 94), eine eng aufeinanderfolgende Anreihung von Längsspannt und Längsträger. Diese zeigten nach dem Verschweißen lokale Eigenspannungen in Höhe von ca. 380 MPa, nach der Biegespannungsüberlagerung liegen die Spannungen bei ca. 520 MPa. Bei dieser Spannung scheint die Traglast erschöpft zu sein; es kann keine weitere Belastung aufgenommen werden.



Längsspannung quer zur Naht außen auf der Außenhaut, 20 mm neben der Schweißnaht [MPa]

Abbildung 93 Längsspannung außen auf der Außenhaut quer zur Naht, 20 mm neben der Schweißnaht vor und nach der Biegemomentenüberlagerung

Für die Berechnung plastischer Grenzschnittgrößen wird als maximal zulässige Spannung im Querschnitt die Streckgrenze angesetzt. Tatsächlich allerdings besitzt das Material Stahl jedoch offensichtlich oberhalb der Streckgrenze noch eine weitere plastische Festigkeitsreserve. Diese wird bei Erreichen der Elastizitätsgrenze in obigem Fall ausgenutzt.

In Abbildung 94 sind im linken Teil die Längsspannungen an den Details (7) und (8) vor und nach der Überlagerung mit dem Biegemoment dargestellt. Hierbei zeigt die überlagerte Darstellung ganz unten deutlich, dass ein großer Teil der Nahtumgebung (graue Bereiche) ein sehr hohes Spannungsniveau aufweist. Bei einer maximal überlagerten Zugspannung von 243 MPa deuten diese Orte jene Bereiche an, die zuvor bereits Eigenspannungen größer als 60 MPa innehatten.

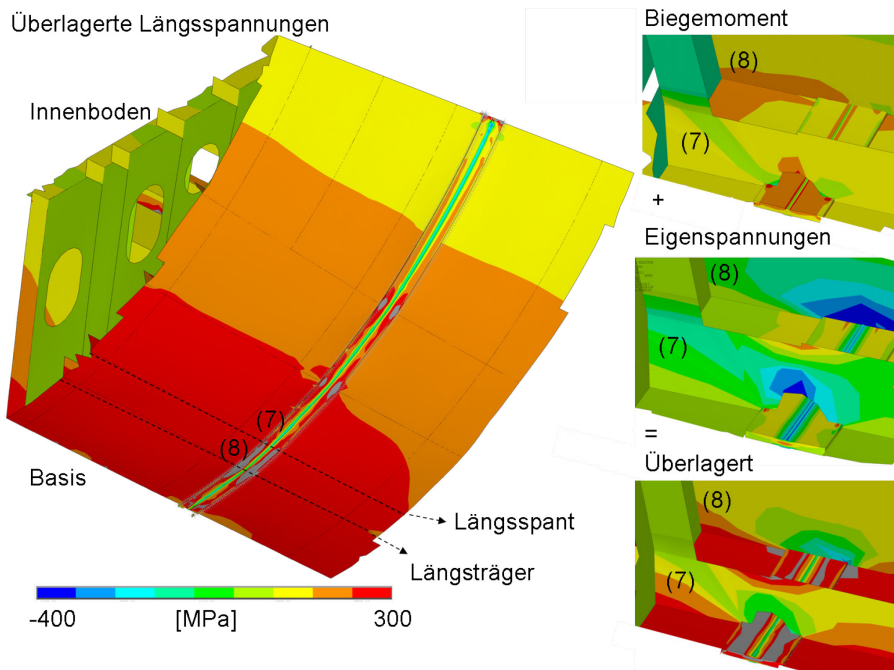


Abbildung 94 Längsspannungen im 1. Abschnitt (vgl. Abbildung 71) zwischen Innenboden und Basis (links: auf den Mittelflächen der Schalenelemente nach der Biegemomentenüberlagerung; rechts: an Kreuzungspunkten mit Längsbauteilen vor und nach der Biegemomentenüberlagerung)

Deutlicher wird die Wirkung der Momentenüberlagerung, schaut man sich die plastizierten Bereiche an den Details (7) und (8) an (Abbildung 95). An den Kreuzungspunkten des Sektionsstoßes mit dem Längsspannt (7) und dem Längsträger (8) ist eine Vergrößerung der plastischen Zone erkennbar. Während sich diese vor der Überlagerung auf eine Breite von ca. 30 bis 40 mm rechts und links neben der Naht beschränkte, erstreckt sie sich danach am Kreuzungspunkt (8) bis maximal 400 mm links neben der Naht. Die Spannungen sind links neben der Naht höher als rechts, da sich links der Rahmenspannt 212 anschließt, welcher aufgrund seiner Steifigkeit Last anzieht.

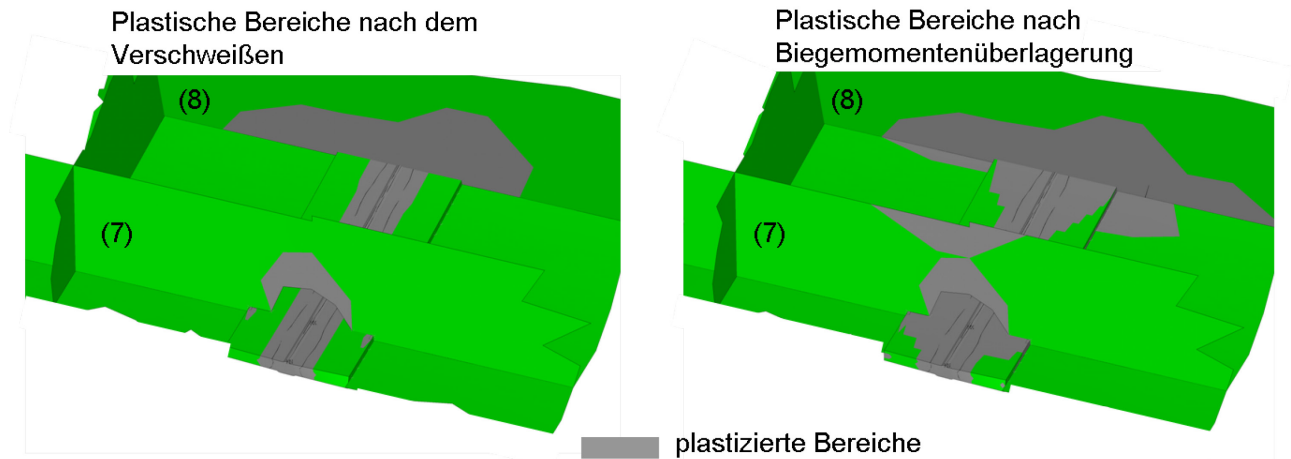


Abbildung 95 Plastizierte Bereiche an den Details (7) und (8) (vgl.

Abbildung 94) (links: vor der Biegemomentenüberlagerung; rechts: nach der Biegemomentenüberlagerung)

Insgesamt ist nach Überlagerung des Eigenspannungszustandes mit einer hohen Biegespannung bereits zu erkennen, dass nichtlineare Spannungsumlagerungen auftreten. Nach Entlastung des Modells müssten sich diese als Eigenspannungsabbau kenntlich machen.

Entlastung und Umlagerung

Die Entlastung des Modells erfolgt analog zur Belastung in umgekehrter Richtung; das Biegemoment wird abgebaut, bis am nicht eingespannten Ende wieder die ursprünglichen Verformungen erreicht sind. Wie in Abbildung 96 gezeigt, sind nach der Entlastung die ursprünglichen Eigenspannungen wieder sichtbar, mit Ausnahme des Doppelbodens, was in Abbildung 96 allerdings nur schwer erkennbar ist.

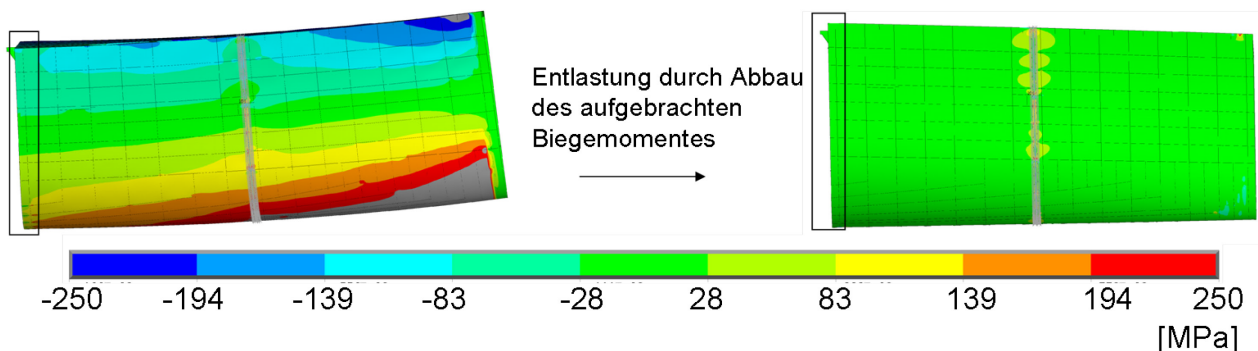
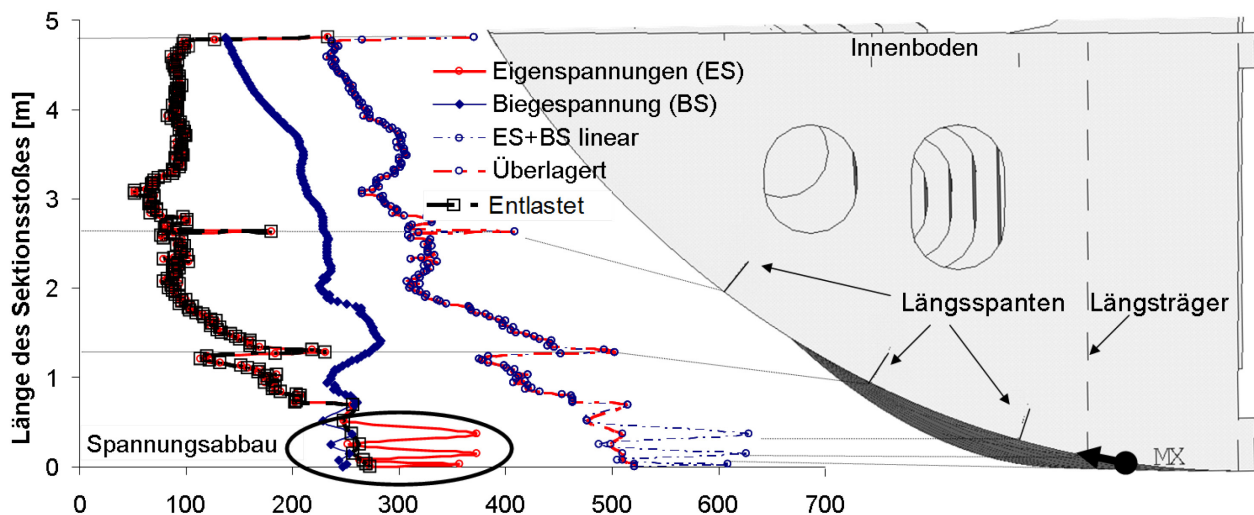


Abbildung 96 Globale Längsspannung auf den Mittelflächen nach Biegemomentenüberlagerung (links) und nach der Entlastung (rechts)

Betrachtet man erneut die Längsspannungen im Doppelboden (Abbildung 97) wird deutlich, dass an den zuvor diskutierten Stellen im unteren Bereich des Doppelbodens ein Spannungsabbau eintritt. Das Diagramm beschreibt die Spannungszustände vor und nach der

Biegemomentenbelastung (rote und blaue Kurven) sowie nach der Entlastung (schwarze Kurve). Bei rein linearer Überlagerung sollten die schwarze und die rote Kurve übereinander liegen, was im unteren Kurvenverlauf nicht zutrifft. Da die Biegespannungen aus dem Belastungsvorgang an diesen Stellen nicht vollständig aufgenommen werden konnten, stellt der nicht aufgenommene Spannungsanteil, welcher bei Entlastung natürlich dennoch abgebaut wird, die Spannungsentlastung dar.



Längsspannungen außen auf der Außenhaut quer zur Naht, 20 mm neben der Schweißnaht [MPa]

Abbildung 97 Längsspannung außen auf der Außenhaut quer zur Naht, 20 mm neben der Schweißnaht vor und nach der Spannungsumlagerung

Dieser Vorgang entspricht den Erwartungen und bildet zudem die Grundlage der bereits erwähnten Plastizitätstheorie, welche das plastische Versagen bestimmter Stellen zur Traglastberechnung gezielt berücksichtigt. Hierbei werden Spannungen, die vom Querschnitt nicht aufgenommen werden können, in andere Bereiche umgelagert. Die Geometrie des Sektionsstoßes erschwert die lokale Definition von Querschnitten, so dass eine Spannungsumlagerung sowohl in Längs- als auch in Querrichtung der Schweißnaht erfolgt. Abbildung 98 veranschaulicht dies am Beispiel eines Kreuzungspunktes des Sektionsstoßes mit einem Längsspannt. Äquivalent zur Berechnung mittragender Plattenbreiten verteilt sich die aus der Biegebelastung resultierende Längsspannung den Steifigkeiten entsprechend und konzentriert sich an den Kreuzungspunkten mit Längsbauteilen. Droht eine Überlastung des Querschnittes, werden weitere Teile der Naht zur Lastaufnahme in Anspruch genommen; die mittragende Plattenbreite erhöht sich. Diese Spannungsumverteilung in Längsrichtung des Sektionsstoßes ist auf verhältnismäßig geringe Längen begrenzt, da jeder Abschnitt der Naht seine eigene Längsspannung abzutragen hat.

Hat der Querschnitt seine maximalen Dimensionen zur Lastaufnahme gefunden, kann diese aber dennoch nicht vollständig aufnehmen, setzt das Plastizieren in den Bereichen ein, in denen die Spannungskonzentration am höchsten ist. Daraufhin folgt eine Spannungsumlagerung quer zur Naht. Letzteres konnte in Abbildung 97 nicht festgestellt werden; die nach der Entlastung verringerten Eigenspannungen im unteren Bereich des Doppelbodens ergeben sich allein aus der lokalen Querschnittsplastizierung, eine zusätzliche Belastung durch Spannungsumlagerungen benachbarter Bereiche trat nicht auf.

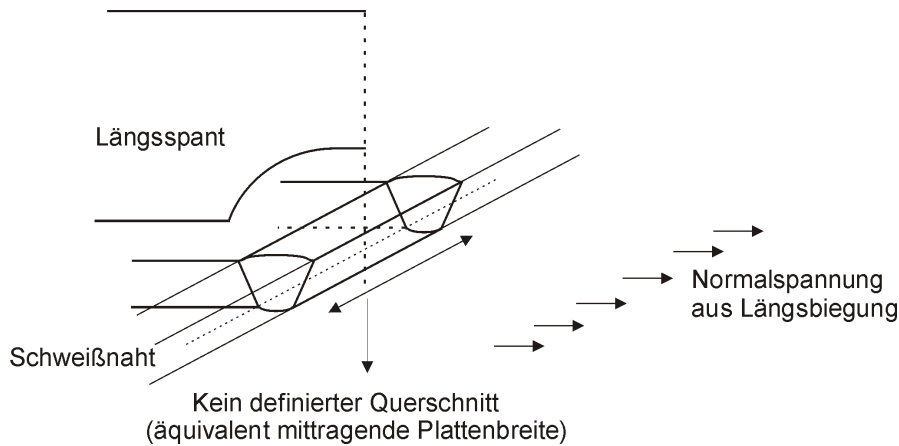
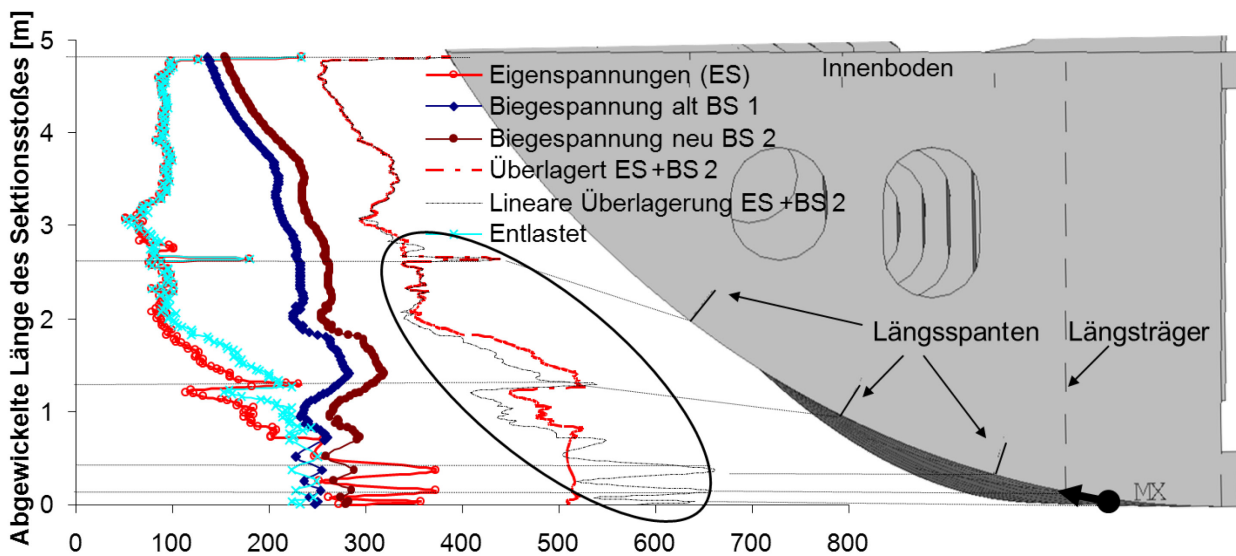


Abbildung 98 Spannungsumverteilung in Nahtlängsrichtung

Um die Effekte der Spannungsumlagerung quer zur Naht untersuchen zu können, wurde die ursprüngliche Momentenbelastung erhöht. Die maximale Zugspannung auf Basis wurde hierfür von 243 MPa auf 280 MPa erhöht. In Abbildung 99 ist die angehobene Biegespannung (braune Kurve) dargestellt. Die Überlagerung mit dem Eigenspannungszustand ES (rote Kurve) wird durch die graue und rot-gestrichelte Kurve abgebildet. Die graue Kurve zeigt die lineare Überlagerung (reine Addition), die rot-gestrichelte Kurve stellt die nichtlineare Überlagerung durch ANSYS vor. Beide Kurven zeigen diesmal nicht nur im unteren Bereich Abweichungen, sondern auch darüber. Die Differenzen sind nicht nur an den Längsspannten erkennbar, die Plattenbereiche zwischen ihnen weisen ebenfalls Spannungserhöhungen auf. In diesen Bereichen existiert demnach ein weiterer Spannungsanteil, welcher sich nicht aus der Addition von Eigen- und Biegespannungen ergibt.



Längsspannungen außen auf der Außenhaut quer zur Naht, 20 mm neben der Schweißnaht [MPa]

Abbildung 99 Längsspannung außen auf der Außenhaut quer zur Naht, 20 mm neben der Schweißnaht vor und nach der Spannungsumlagerung mit einem erhöhten Biegemoment

Nach Entlastung des Modells verbleibt dieser Spannungsanteil im Querschnitt. Das bedeutet, dass bei zunehmender Umlagerung der Spannungen möglicherweise andere Orte im Bereich des Sektionsstoßes kritisch werden könnten. Die dafür notwendige Belastung würde jedoch die zulässigen Spannungen erheblich überschreiten, so dass bei Einhaltung der Bemessungslasten ein solches Phänomen nicht auftreten sollte. Die ursprünglich kritischen Stellen wie die Längsspannt- und Decksanschlüsse am Stoß werden durch die Spannungsüberlagerung entlastet, dabei gilt, je höher die Eigenspannungen und die zusätzliche Belastung sind, desto höher ist der Grad des Span-

nungsabbaus. Da die Spannungsumlagerung an den kritischen Stellen in diesem Fall nicht in Höhe der Streckgrenze, sondern erst innerhalb des plastischen Spannungsanteils eintrat, erfolgt der Spannungsabbau nur bei entsprechend hoher Belastung. Eine solche Belastung, besonders im Vorschiffsbereich, in dem der hier untersuchte Sektionsstoß liegt, kann der Stapellauf darstellen. Tritt keine Überlast auf, verbleiben die Eigenspannungen möglicherweise in voller Höhe.

5.7 Eigenspannungsberechnung anhand von Ausschnittmodellen

Die für die Schweißsimulation des Sektionsstoßes verwendeten Vereinfachungsmaßnahmen sind prinzipiell auf jede stumpf verschweißte Struktur übertragbar. Soll nun eine Abschätzung der Eigenspannungshöhe innerhalb einer großen Struktur stattfinden, ohne diese im Ganzen zu betrachten, kann dies anhand von Ausschnitten erfolgen. Hierfür wird ein Ausschnitt aus der Gesamtstruktur betrachtet, wobei die Verbindung zur originalen Geometrie die richtige Abbildung der Randsteifigkeiten darstellt. Das bedeutet, alle Ränder eines solchen Ausschnittmodells, die innerhalb der Gesamtstruktur eine Verbindung zu dieser aufweisen, müssen mit entsprechenden Randbedingungen versehen werden, welche die Steifigkeit dort abbilden.

Für die folgenden Untersuchungen stellt der Sektionsstoß die Gesamtgeometrie dar, aus welcher zwei Ausschnitte betrachtet werden. Abbildung 100 zeigt einen Teil des Sektionsstoßes oberhalb des Innenbodens, hierbei sind exemplarisch zwei Orte markiert, deren Eigenspannungshöhe mit Hilfe von Ausschnittmodellen berechnet werden soll. Als erster Ort wird der Bereich nahe des ersten Längsspants oberhalb des Innenbodens gewählt, der zweite Ort ist das darunter liegende Plattenfeld.

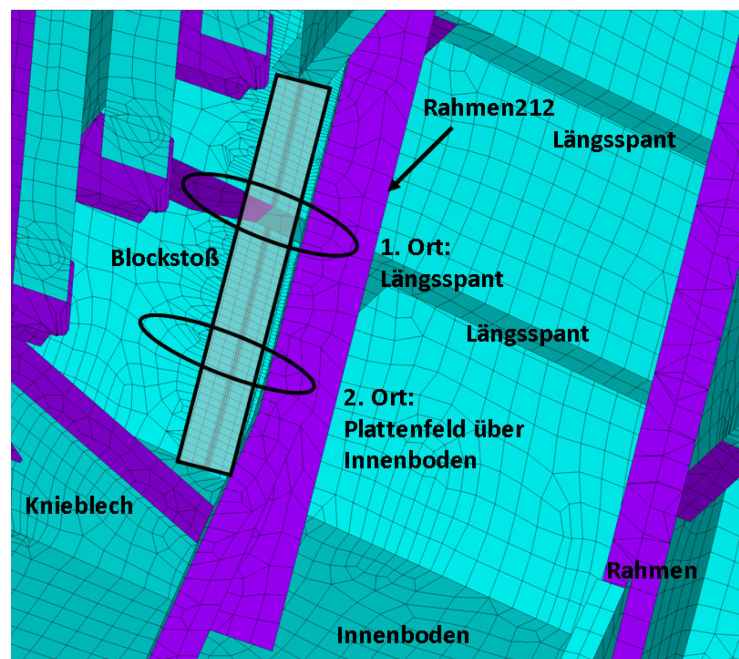


Abbildung 100 Innenansicht Sektionsstoß oberhalb des Innenbodens

Für den ersten Ort wird ein Plattenmodell mit aufgesetzter Steife modelliert, für den zweiten Ort wird geometrisch ein reines Plattenmodell betrachtet. Der entscheidende Schritt beim Erstellen eines Ausschnittmodells ist, wie in jeder Strukturberechnung, die Festlegung der Randbedingungen.

Abbildung 101 zeigt die Ausschnittmodelle mit ihren Abmessungen, wobei diese für beide Modelle gleich sind. Ziel der Berechnungen ist die Eigenspannungsbestimmung an den Orten 1. und 2. nach Abbildung 100. Diese befinden sich in den Ausschnittmodellen nach Abbildung 101 innerhalb

der eingezeichneten Ellipsen. Es handelt sich um Volumenmodelle mit acht-knotigen Elementen (Solid185/ ANSYS), welche bereits bei dem Sektionsstoß verwendet wurden.

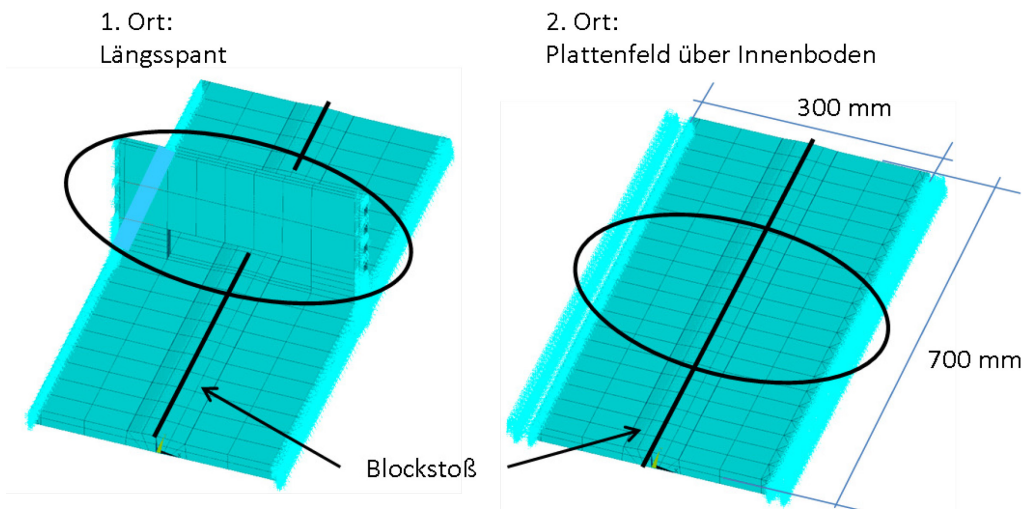


Abbildung 101 Ausschnittmodelle mit Abmessungen

Der erste Schritt bei der Erstellung von Ausschnittmodellen ist die Festlegung der geometrischen Abmessungen Länge und Breite. Hierbei sind die Dimensionen des Gesamtmodells zu berücksichtigen: In diesem Fall ist die Länge des Sektionsstoßes mit insgesamt 22 m sehr groß; für das Ausschnittmodell sollte daher eine Schweißnahtlänge gewählt werden, welche keinen Einfluss auf die Schweißsimulation hat. Je kürzer die Schweißnahtlänge ist, desto ausgeprägter ist die Beeinflussung der Längsschrumpfung der Naht auf den Quereigenspannungszustand. Daher sollte diese Länge nicht zu klein gewählt werden. Innerhalb einer Parameterstudie wurden Eigenspannungsrechnungen mit Modelllängen von 200 bis 1000 mm durchgeführt, wobei sich herausstellte, dass ab einer Länge von 700 mm kein Einfluss der Modelllänge auf den Eigenspannungszustand zu erwarten ist. Natürlich besteht auch die Möglichkeit, eine geringere Länge für das Ausschnittmodell zu wählen, für diesen Fall müssten jedoch entsprechende Federsteifigkeiten an diesen Plattenrändern angeordnet werden.

Die Breite der Ausschnittmodelle beträgt 300 mm, sie wurde dem Referenzmodell der Kleinproben entsprechend gewählt. Die Struktursteifigkeit quer zur Naht wurde anhand von Federn in das Modell aufgenommen. Die entsprechenden Federsteifigkeiten wurden mittels statischer Berechnungen mit dem Modell des Sektionsstoßes ermittelt. Hierfür wurde an den Orten am Stoß, welche anhand der Ausschnittmodelle abgebildet werden sollen, punktuelle Einzelkräfte quer zur Naht aufgebracht; die daraus resultierenden Verschiebungen ergeben in Zusammenhang mit der Belastung die Steifigkeit, welche als Federsteifigkeit in die Ausschnittmodelle übernommen wird. Der Sektionsstoß ist für diese Berechnungen nicht verbunden. Dabei muss beachtet werden, dass die berechnete Steifigkeit am Sektionsstoß im Ausschnittmodell durch die Summe der angeordneten Federsteifigkeit und der Steifigkeit der Platte quer zur Naht repräsentiert wird. Das bedeutet, dass die Breite des Ausschnittmodells alternativ auch größer oder kleiner gewählt werden kann. Bei kleineren Breiten ist zu bedenken, dass eine Temperaturerhöhung an den Federn auszuschließen ist, da ansonsten der Schweißprozess beeinflusst wird. Bei größeren Modellbreiten hingegen ist die Gesamtsteifigkeit zu beachten: Wird die Breite des Modells zu groß, ist die umzusetzende Steifigkeit quer zur Naht möglicherweise nicht mehr einzuhalten.

Mit der Festlegung der Modellbreite ist somit bereits ein Teil des zweiten Schrittes erfolgt: Die Ermittlung und Festlegung der Randbedingungen in Form von Federsteifigkeiten. Neben der durch die Plattenbreite beeinflussten Quersteifigkeit spielt die Verdrehsteifigkeit der Steife für Modell 1

(Abbildung 101) eine Rolle. Für die Steife sind insgesamt zwei Steifigkeiten zu ermitteln: die Steifigkeiten quer und parallel zur Naht, welche gleichzeitig das Biegeverhalten repräsentieren.

Die Ermittlung der Steifigkeiten quer und längs zur Schweißnaht erfolgt analog zur Berechnung der Quersteifigkeit der Platte durch statische Berechnungen am Sektionsstoß. Einzelkräfte werden in zwei separaten Berechnungen quer und längs zur Schweißrichtung auf die Steife, welche für diese Berechnungen nicht verbunden ist, aufgebracht. Aus den daraus resultierenden Verschiebungen ergeben sich die Federsteifigkeiten, welche anhand von Stabelementen an den Steifenrändern quer und längs zur Naht angeordnet werden. Hierbei ist zu beachten, dass beide Steifigkeiten keinen konstanten Verlauf über die Höhe der Steife besitzen. An der Verbindung zur Platte (Außenhaut) liegt eine höhere Steifigkeit als am freien Ende der Steife vor. Dieser Verlauf wurde bei der Ermittlung der Steifigkeit durch mehrere Einzelberechnungen am Sektionsstoß und eine entsprechende Variation bei der Anordnung der Federn am Ausschnittmodell berücksichtigt. Durch die Abbildung dieses Steifigkeitsverlaufes über die Steifenhöhe erfolgt die Umsetzung der Verdrehsteifigkeit der Steife.

Sowohl für den Sektionsstoß als auch für die Ausschnittmodelle gilt während der Schweißsimulation, dass die Steifen (Längsspannten) zum Zeitpunkt des Verschweißens des Außenhautstoßes bereits verbunden sind. Nur für die Ermittlung der Federsteifigkeiten sind der Sektionsstoß sowie die Längsspannten nicht verbunden.

Anhand der Ausschnittmodelle wurden mit den zuvor vorgestellten Vereinfachungsmaßnahmen der Schweißsimulation für den Sektionsstoß Eigenspannungsberechnungen durchgeführt, deren Ergebnisse nachfolgend vorgestellt und mit den Ergebnissen einer Berechnung des Gesamtmodells der originalen Geometrie verglichen werden. Für die nachfolgenden Berechnungen wurden dieselben Vernetzungs- und Simulationsstrategien verwendet, das bedeutet, dass die Wärmequelle sowie die Schweißparameter gleich sind.

In Abbildung 102 sind die Quereigenspannungen entlang eines quer zur Naht verlaufenden Pfades auf der Plattenober- (Top) und Unterseite (Bot) des Originalmodells (Sektionsstoß) dargestellt. Die Quereigenspannungen wirken im Ausschnittmodell quer zur Schweißnaht, sie entsprechen demzufolge den Längsspannungen im Gesamtmodell des Sektionsstoßes. Der Auswertepfad befindet sich im Plattenfeld (Ort 2, Abbildung 100). Die schwarzen Kurven repräsentieren die Spannungen des zugehörigen Ausschnittmodells (Platte ohne Steife) in Plattenmitte über die Modellbreite von 300 mm.

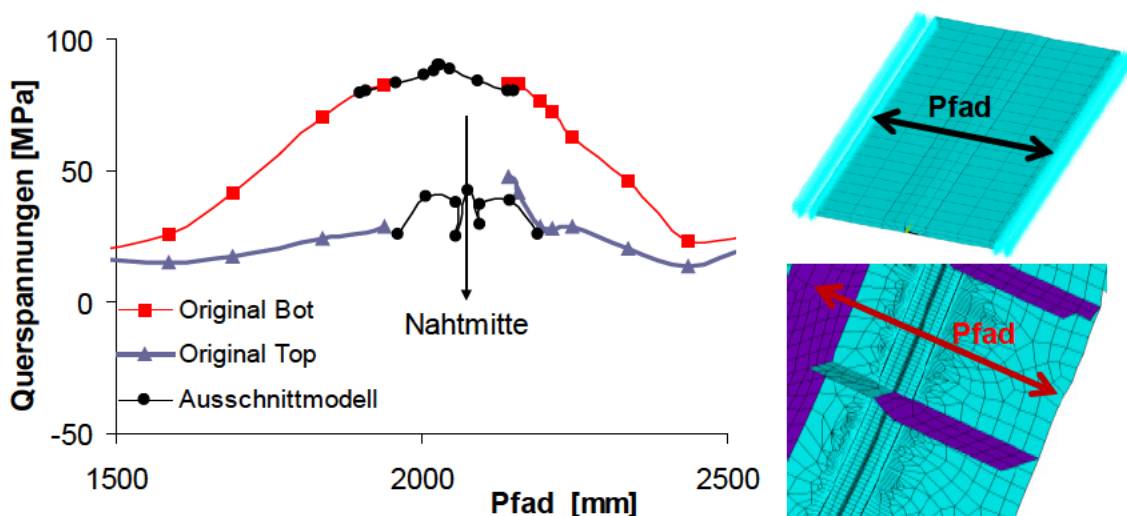


Abbildung 102 Vergleich der Quereigenspannungen des Originalmodells im Plattenfeld mit denen des Ausschnittmodells

Der Übergang der Kurven vom Ausschnittmodell zum Originalmodell zeigt sich fließend, das bedeutet, dass die Übertragung der Steifigkeiten sehr gut funktioniert, da an dieser Stelle gleiche Spannungen ermittelt werden. Weiterhin zeigen die Ergebnisse, dass die Vereinfachungen auf verschiedene Geometrien übertragbar sind. Generell liegen die Quereigenspannungen auf der Plattenunterseite bei maximal 100 MPa in der Naht und sinken dann mit zunehmendem Abstand. Auf der Plattenoberseite erreichen die Nahtspannungen ca. 40 MPa. In einem Abstand von 500 mm zur Nahtmitte reduziert sich die Höhe der Quereigenspannungen für beide Oberflächen auf maximal 20 MPa. Diese globalen Spannungen können allerdings durch ein Ausschnittmodell nur bei Anordnung der entsprechenden Dimensionen abgebildet werden.

Analog wird ein Vergleich der Quereigenspannungen für den Ort 1 nach Abbildung 100 vorgenommen. Hierbei handelt es sich um einen Ort wenige Millimeter entfernt von einem Längsspant. Es wird davon ausgegangen, dass die erhöhte Zwängung infolge des Spants, der die Schrumpfdehnungen in diesem Bereich einschränkt, einen entsprechenden Einfluss auf die Quereigenspannungen hat. Ein Plattenmodell ohne Berücksichtigung des Spants bzw. einer aufgesetzten Steife kann diese Einflüsse nicht abbilden. Das Ausschnittmodell für diesen Vergleich muss dementsprechend vom zuvor verwendeten Modell unterschieden werden (vgl. Abbildung 103).

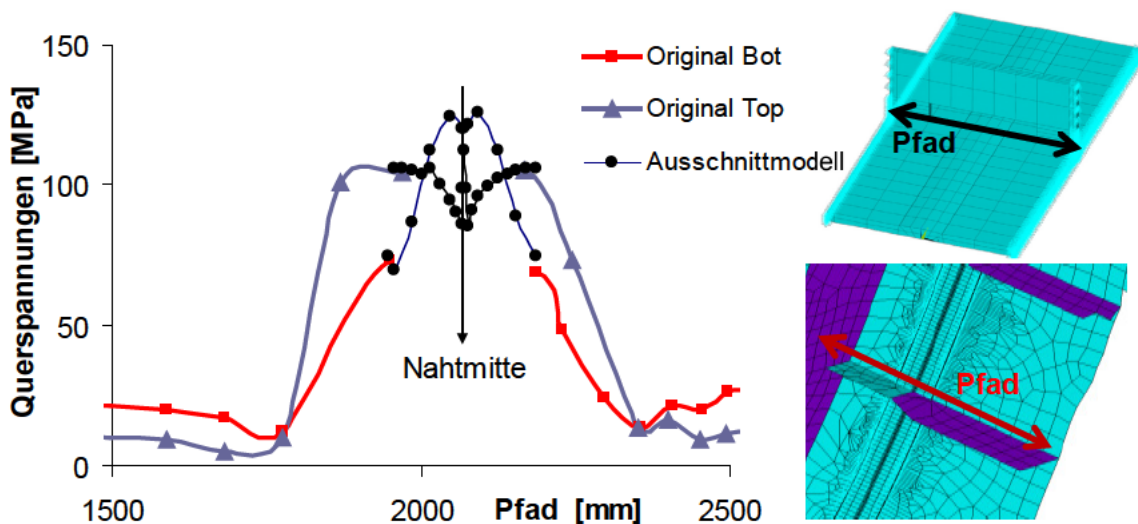


Abbildung 103 Vergleich der Quereigenspannungen des Originalmodells nahe eines Längsspants mit denen des Ausschnittmodells

Die Oberflächenspannungen oben und unten auf der Außenhaut des Originalmodells (Top und Bot) zeigen auch für diesen Fall einen fließenden Übergang zu den Spannungen des Ausschnittmodells. Die maximalen Spannungen in der Naht liegen bei ca. 125 MPa, also nicht signifikant höher als die Querspannungen an Ort 2. Bereits 250 mm neben der Naht stellt sich ein Spannungsniveau um maximal 25 MPa ein.

Für die hier gezeigten Vergleiche lässt sich resümieren, dass die Quereigenspannungen einer großen Geometrie, in diesem Fall einem Sektionsstoß, anhand von Ausschnittmodellen abgeschätzt werden können. Hierfür ist eine möglichst exakte Übertragung der strukturellen Randbedingungen notwendig. Die Ermittlung dieser erfolgte anhand statischer Steifigkeitsberechnungen am Gesamtmodell des Sektionsstoßes, welches wiederum mit Hilfe von Steifigkeitsmessungen am originalen Sektionsstoß validiert wurde.

Die generelle Vorgehensweise bei der Idealisierung eines Ausschnittmodells, dessen Randsteifigkeiten u.U. nicht an der Originalgeometrie gemessen werden können, wird folgend beschrieben:

1. Erstellung eines globalen Modells der zu untersuchenden Struktur. Dieses dient der Ermittlung der Steifigkeiten an der Schweißnaht. Die dafür erforderliche Vernetzung sollte im Bereich der Stellen, an denen die Steifigkeit ermittelt werden soll, angemessen fein sein. Im Idealfall sollte eine Messung am (unverschweißten) Bauteil vorgenommen werden, um die Steifigkeitsberechnungen validieren zu können. Durch das Aufbringen lokaler Einzellasten (oder verteilter Lasten, falls Spannungsspitzen auftreten) und die Ermittlung der daraus resultierenden Verformung in Krafrichtung erhält man einen Steifigkeitsverlauf, welcher auf das Ausschnittmodell zu übertragen ist. Im Allgemeinen sind die Steifigkeiten in alle drei Raumrichtungen zu ermitteln, allerdings ist zu bedenken, welche Richtungen möglicherweise nur geringen Einfluss auf die Eigenspannungsentwicklung haben. Für die vorliegenden Berechnungen standen die Quersteifigkeiten im Vordergrund; die Validierungsmessungen anhand der Kleinproben bestätigen, dass diese maßgeblich sind.
2. Das zu untersuchende Detail wird im zweiten Schritt erstellt. Die Abmessungen Länge und Breite sind Bestandteil der abzubildenden Steifigkeiten, welche in Schritt 1 ermittelt wurden. Dies kann auf zwei Wegen erfolgen:
 - Die Modellränder werden mit Federn ausgestattet, z.B. in Form von Stabelementen, deren Querschnitte die ermittelte Steifigkeit repräsentieren müssen. Für die Festlegung der Modellbreite gilt, dass deren Steifigkeit von der in der Schweißnaht ermittelten abgezogen werden muss. Die Länge des Modells sollte so gewählt werden, dass eine Beeinflussung der Spannungsverteilung durch diese ausgeschlossen werden kann. Bei einem einfachen Stumpfstoß liegt diese Länge in Abhängigkeit von der Plattenstärke bei 700 bis 1000 mm. Bei aussteifenden Bauteilen, welche die zu untersuchende Schweißnaht kreuzen, ist zusätzlich deren Verdrehsteifigkeit abzubilden. Ein Modell, wie das zuvor in Abbildung 103 vorgestellte, sollte an den Steifenrändern zusätzliche Federn besitzen, welche die Drehsteifigkeit abbilden. Alternativ könnten die Steifen über die Modellbreite hinaus verlängert werden, um das Biegeverhalten reflektieren zu können. In jedem Fall sollte anhand statischer Lasten ein Vergleich des Biegeverhaltens mit dem Globalmodell aus Schritt eins erfolgen.
 - Eine andere Möglichkeit bietet die Verwendung von Superelementen (siehe auch Kapitel 2.2). Aus dem Globalmodell wird dafür das zu untersuchende Detail ausgeschnitten und die verbleibenden Elemente werden als Superelement definiert. Dies muss bereits bei der Erstellung des Globalmodells bedacht werden, da die Schnittstellen zwischen dem Ausschnitt und dem Superelement gemeinsame Knoten benötigen, das bedeutet, der Vernetzung des Globalmodells muss mehr Beachtung geschenkt werden. Hinsichtlich der Steifigkeit ist dies allerdings die exakteste Variante. Superelemente können zumeist nur lineare Steifigkeiten abbilden, es ist daher sicher zu stellen, dass Temperaturbeeinflussungen oder ein Plastizieren im Bereich des Superelementes ausgeschlossen sind.

In jedem Fall ist für die Anwendung von Ausschnittmodellen ein Globalmodell empfehlenswert. Da dies allerdings im Falle komplexer Geometrien wie dem vorliegenden Sektionsstoß oft das Hauptproblem darstellt, bietet diese Herangehensweise nur teilweise eine Vereinfachung. Besteht die Möglichkeit, Steifigkeitsmessungen am Bauteil vornehmen zu können, kann auf ein Globalmodell möglicherweise verzichtet werden. Es ist jedoch davon auszugehen, dass die CAD-FE-Schnittstellen in naher Zukunft ausgereift sind, so dass ein schneller CAD-Import in ein FE-Programm die Erstellung eines Globalmodells in kurzer Zeit zulassen wird.

Ausschnittmodelle und deren Modellierung hängen insgesamt sehr von der zu untersuchenden Gesamtstruktur ab. Daher sollte der Durchdringung des Strukturverhaltens dieser hohe Priorität zukommen. Innerhalb der vorgestellten Untersuchungen wurde ausschließlich mit quer zur Naht

wirkenden Steifigkeiten an der Platte gearbeitet, die übrigen Verformungsrichtungen spielten für die vorliegende Geometrie eine untergeordnete Rolle und wurden durch die Abmessungen des Ausschnittmodells berücksichtigt. Andere Konstruktionen verlangen möglicherweise die Messung und Implementierung weiterer Steifigkeiten.

5.8 Bewertung von Schweißnahtfehlern am Sektionsstoß

Die durchgeführten Untersuchungen beziehen sich hinsichtlich des Materials in und um die Schweißnaht auf einen idealisierten Zustand. Das bedeutet, dass keine Risse, Poren, Einschlüsse etc. in der Schweißnaht vorhanden sind. Realistisch betrachtet ist dies selten bis nie der Fall, woraus zwangsläufig die Frage resultiert, welchen Einfluss eine solche Fehlerquelle bei Vorhandensein von Eigenspannungen auf die Festigkeit der geschweißten Struktur hat. Diese Frage wird in der Bruchmechanik viel diskutiert; der Fokus der folgenden Untersuchungen liegt auf dem Effekt der Eigenspannungen und deren Abbau nach einem hohen Belastungszyklus. Grundlage der Berechnungen sind die FITNET-Empfehlungen [101].

Im Rahmen des FITNET-Konzeptes können Eigenspannungen als so genannte sekundäre Spannungen berücksichtigt werden; entweder durch die Wahl einer konstanten Eigenspannungsverteilung über die Plattendicke, durch vordefinierte Eigenspannungsprofile oder durch die Berücksichtigung einer bekannten Eigenspannungsverteilung. Für diese Untersuchungen wird letztere Möglichkeit gewählt, da das Eigenspannungsprofil des Sektionsstoßes aus den Schweißsimulationen vorliegt.

Die generellen Eingangsdaten in die Berechnung können Tabelle 13 entnommen werden. Die geometrischen Daten entsprechen denen der Kleinproben. Während im Rahmen der Untersuchungen der Kleinproben die Ermittlung kritischer Risslängen in Schweißnahtichtung im Vordergrund standen, beziehen sich die folgenden Berechnungen auf die Bewertung kritischer Spannungen. Dies hat den einfachen Grund, dass die kritische Risslänge direkt von der Länge der Schweißnaht abhängig ist, welche für den Sektionsstoß mit 22 m sehr groß ist. Für eine Aussage hinsichtlich des generellen Eigenspannungseinflusses spielt die Schweißnahtlänge zudem eine untergeordnete Länge. Daher werden die Dimensionen der Kleinproben beibehalten; dies hat den Vorteil, dass ein direkter Vergleich mit deren Ergebnissen möglich ist.

Tabelle 13 Allgemeine Eingangsdaten für FITNET-Berechnung

Geometrie	Platte mit Stumpfstoß Länge=250 mm, Dicke=15 mm
Belastungsart	Zugspannung
Fehlergröße/ Fehlerlage	Elliptischer Innenfehler/ Nahtmitte
Rissfortschrittsrichtung	Plattendicke

Als Materialgesetz wurde, wie auch bei den Kleinproben, die in Zugversuchen ermittelte Spannungs-Dehnungskurve verwendet, siehe Kapitel 4.2.

Die folgenden Berechnungen sind in die Anfangsrisssanalysen einzuordnen. Das bedeutet, dass die Anfangsgrößen des Risses oder Fehlers in der Rechnung konstant beibehalten werden. Wie bereits in Kapitel 4.4 diskutiert, umfasst das globale Endergebnis einer bruchmechanischen Berechnung eine kritische Spannung und eine kritische Risslänge. Diese können auf zwei unterschiedliche Wege errechnet werden: Entweder man variiert innerhalb eines iterativen Berechnungsvorgangs die Riss- oder Fehlergrößen und erhält so eine maximale kritische Risslänge a_{krit} und die dazu maximal aufnehmbare Spannung σ_{krit} , oder man ändert die Belastungsgröße und berechnet so die maximale Spannung σ_{krit} , die bei gegebener Riss- oder Fehlergröße aufgenommen werden kann. Für die Kleinproben in Kapitel 4.4 wurde die Variation der Risslänge für zwei verschiedene

Schweißtechniken durchgeführt. Für die Pendeltechnik, welche für die Untersuchungen am Sektionsstoß verwendet wurde, ergab sich hiernach eine maximale Risslänge von $a_{krit}=100$ mm. Unter dem Begriff Risslänge wird dabei immer die Länge des Risses oder des Fehlers verstanden, in welche der Rissfortschritt bei Überschreiten der Grenzlaster stattfinden würde. Stellt man der Berechnung mit variabler Risslänge die Ergebnisse einer Berechnung mit variabler Spannung gegenüber, erhält man die in Abbildung 104 gezeigte Darstellung. Die Werte σ_{krit} und a_{krit} gehören hierbei nicht zu ein und demselben Bewertungspunkt, sondern beziehen sich auf die zwei unterschiedlichen Berechnungswege: den kraftgesteuerten Weg, bei dem die Spannung solange verändert wird, bis die Grenzkurve erreicht wurde, und den rissgesteuerten Weg, bei welchem die Risslänge so weit erhöht wird, bis der Pfad die Grenzkurve schneidet. Für den kraftgesteuerten Pfad ergibt sich eine kritische Spannung von 411 MPa, wobei die Breite des Risses $2c$ zu 5 mm festgelegt wurde.

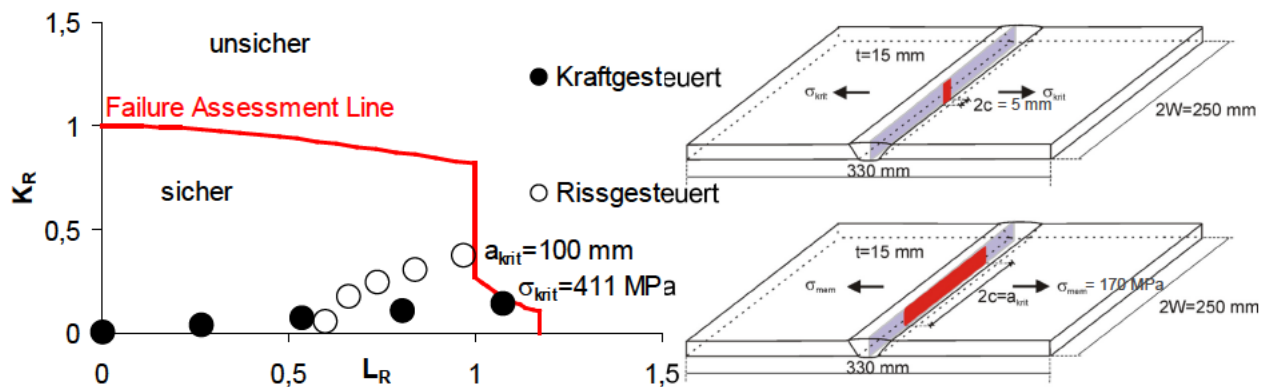


Abbildung 104 Lastpfade der Kleinproben ohne Berücksichtigung von Eigenspannungen

Insgesamt war das Fazit aus den bruchmechanischen Berechnungen der Kleinproben Folgendes: Der mit der Pendeltechnik verschweißte Stoß besitzt besonders aufgrund seines guten Risswiderstandes (CTOD-Werte, vgl. Kapitel 4.4) eine sehr gute Festigkeit hinsichtlich der Bruchsicherheit. Sind diese Ergebnisse nun direkt auf den Sektionsstoß mit den dort vorhandenen Eigenspannungen übertragbar?

Die zugrunde liegenden geometrischen Daten einer bruchmechanischen Berechnung betreffen neben der Fehlergeometrie die Bauteildicke sowie die Schweißnahtlänge. Letztere ist ausschlaggebend für die Ermittlung der maximalen Länge eines Fehlers (a_{krit}). Die maximale Risslänge der Kleinprobe ist damit nicht auf den Sektionsstoß übertragbar, da dessen Schweißnahtlänge mit insgesamt 22 m praktisch ein sehr großes Rissausbreitungsgebiet zulässt. Eine globale Bewertung des Sektionsstoßes hinsichtlich der maximalen Risslänge ist wegen der sehr differenzierten Eigenspannungsverteilung nicht aussagekräftig. Aus diesem Grund wird im Folgenden die kritische Spannung σ_{krit} ermittelt, also die kraftgesteuerte Methode statt der rissgesteuerten findet Anwendung. σ_{krit} stellt die Spannung dar, welche bei Existenz eines gewählten Fehlers maximal auftreten kann, ohne dass lokales Versagen eintritt. Lokales Versagen bedeutet hierbei, dass die Fehlergröße bei Überschreitung der kritischen Last in Richtung der Naht erhöht wird. Das wiederum führt nicht zwangsläufig zum Versagen des Bauteils, zieht allerdings deutlich verringerte Maximalspannungen nach sich, was bei Beibehaltung der Last zu einer sehr schnellen Rissverlängerung und damit zum Globalversagen führt.

Für die Kleinproben wurde ein Durchriss betrachtet, der bereits das ungünstigste Szenario eines Fehlers in der Naht darstellt; ein tatsächlicher Schweißfehler tritt jedoch häufig als elliptischer Innenanriss auf. Welchen Einfluss die Art des Fehlers hat, zeigt Abbildung 105. Dabei ergibt sich σ_{krit} für den elliptischen Innenanriss zu 455 MPa, hier könnten im Vergleich zum Durchriss demnach 44 MPa zusätzlich als Membranspannung aufgenommen werden. Grund dafür ist der geringere

Spannungsintensitätsfaktor für den elliptischen Innenfehler. Insgesamt ist der Einfluss der Fehlerart bei der Berechnung der kritischen Spannung allerdings gering. Dabei ist zu beachten, dass für den elliptischen Innenfehler Folgendes gilt: bei Überschreiten der 455 MPa findet ein Risswachstum überwiegend in Dickenrichtung (a-Richtung) statt. Wenn es zum Durchriss kommt, ändert sich die Risswachstumsrichtung in Nahtlängsrichtung (c-Richtung).

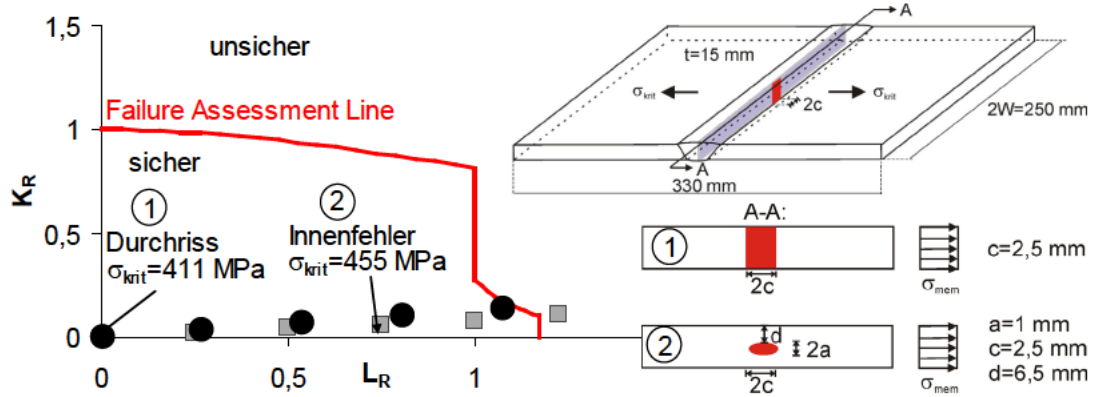


Abbildung 105 Kritische Spannungen bei elliptischem Innenfehler und Durchriss, ohne Eigenspannungen

Wesentlich entscheidender als die Fehlerart ist die Wahl der geometrischen Größen des Anfangsfehlers c und a sowie, im Falle eines elliptischen Innenfehlers, dessen Abstand d zur nächsten freien Oberfläche. Hierbei spielt die Risslänge $2c$ (in Nahtlängsrichtung) bezogen auf den Sektionsstoß aufgrund dessen Nahtlänge ($2W=22\text{ m}$) eine untergeordnete Rolle. Zudem wird die Größe $2c$ erst dann entscheidend, wenn der Riss den Querschnitt durchwandert hat ($2a=t$). Die Risstiefe $2a$ hat einen signifikanten Einfluss auf die kritische Spannung, anschaulich beispielsweise durch den zur Nennspannung aufnehmbaren Restquerschnitt, welcher mit zunehmender Länge $2a$ geringer wird. Der Einfluss der Lage des Fehlers im Querschnitt (d) ist bei reiner Zugspannung hinsichtlich der möglichen Rissverlängerung zur nächsten Oberfläche wichtig; bei Biegebeanspruchung könnte die Festlegung von d dazu führen, dass der Fehler im Druckbereich des Querschnitts liegt und damit zunächst keinen nennenswerten Rissfortschritt verursachen würde. Letztere Betrachtung hat auch bei Einbeziehung eines Eigenspannungsprofils Bedeutung.

Die Größe und Lage des Fehlers hat besonders für die Ermittlung kritischer Risslängen großen Einfluss, jedoch weniger für die Berechnung der kritischen Spannung, welche hier im Fokus steht. Daher werden dem Fehler folgende, praktisch auftretende Eigenschaften zugeordnet:

- Elliptischer Innenfehler
- $2a=2\text{ mm}$, $2c=5\text{ mm}$, $d=6,5\text{ mm}$ (mittig) (siehe Abbildung 105)

Damit dient der Lastpfad 2 (Innenfehler) in Abbildung 105 als Basis für die folgende Untersuchung des Einflusses der Eigenspannungen auf die Bruchsicherheit. Hierfür ist zunächst zu klären, wie Eigenspannungen in die Berechnung einbezogen werden. Wie bereits in Kapitel 4.4 vorgestellt, werden die Belastungspunkte auf den Lastpfaden im Failure Assessment Diagramm durch die Koordinaten L_R und K_R beschrieben (Gleichungen (38) und (39)).

$$L_R = \frac{F}{F_y} = \frac{\sigma}{\sigma_y} = \frac{\text{aktuelle Belastung}}{\text{plastische Grenzlast}} \tag{38}$$

$$K_R = \frac{K_I}{K_{\text{mat}}} \tag{39}$$

K_{mat} bezeichnet den Risswiderstand des Materials und errechnet sich aus den CTOD-Werten, welche für die Kleinproben ermittelt wurden und für den Sektionsstoß übernommen werden. K_I beschreibt die Risspitzenbeanspruchung für den linear-elastischen Fall, also unter Vernachlässigung einer signifikanten plastischen Zone an der Risspitze. Das Verhältnis von K_I zu K_{mat} wird als plastische Korrektur der Beanspruchung an der Risspitze bezeichnet. Eigenspannungen werden ausschließlich innerhalb der Risspitzenbeanspruchung berücksichtigt, also in der Ordinate K_R . Dabei wird die Risspitzenbeanspruchung unterschieden in einen primären (K_P) und einen sekundären (K_S) Anteil [101,124]; letzterer stellt jenen der Eigenspannungen dar. K_R ergibt sich zu:

$$K_R = \frac{K_P + K_S}{K_{\text{mat}}} + \rho \quad (40)$$

K_P und K_S stellen hierbei die linear-elastischen Spannungsintensitätsfaktoren, ρ ist ein plastischer Korrekturfaktor, welcher die Interaktion zwischen primärer und sekundärer Spannung berücksichtigt. ρ berechnet sich nach folgenden Gleichungen:

$$\rho = \Psi + \varphi \left(1 - \frac{K_S}{K_S^p}\right) \quad (41)$$

$$\chi = L_R \frac{K_S^p}{K_P} \quad (42)$$

$$K_S^p(a) = \sqrt{\frac{a_{\text{eff}}}{a}} K_S(a) \quad a_{\text{eff}} = a + \frac{1}{2\pi\beta} \left[\frac{K_S(a)}{R_e} \right]^2 \quad (43)$$

Dabei ist Ψ ein empirischer Korrekturfaktor, welcher Tabellen [124] entnommen werden kann. Er ist abhängig von L_R und dem Hilfsparameter χ , der sich nach Gleichung (42) berechnet. χ wiederum hängt von K_S^p ab, der Teil des Spannungsintensitätsfaktors K_S ist, korrigiert um einen kleinen plastischen Anteil an der Risspitze für den reinen Fall der Eigenspannungsbelastung. Diese Korrektur hängt maßgeblich an a_{eff} , der effektiven Risstiefe (a) unter Berücksichtigung einer kleinen plastischen Zone, R_e ist dabei die Streckgrenze des Materials. Der zu dessen Berechnung erforderliche Parameter β ist 1 für den ebenen Spannungszustand und $\beta=3$ für den ebenen Dehnungszustand. Der entscheidende Parameter ist der Spannungsintensitätsfaktor K_S , welcher nach Annex C in [101] oder nach [124] berechnet werden kann. Hierin sind Näherungsformeln für verschiedene geometrische Details und Belastungssituationen gegeben. Auf die Vorstellung des recht umfangreichen Berechnungsalgorithmus wird an dieser Stelle verzichtet. Für K_P als auch für K_S dient das gleiche Schema, dabei stellt sich für die meisten darin enthaltenen Größen eine über den Lastpfad konstante Abhängigkeit ein. In dem hier angewendeten Berechnungspfad ändert sich die Nennspannungsgröße, die damit die einzige nicht-konstante Variable für die Berechnung von K_P und K_S darstellt.

Ein kurzes Zahlenbeispiel soll den Einfluss der Eigenspannungen auf K_R verdeutlichen, hierbei werden die Spannungsintensitätsfaktoren für K_P und K_S für den Fall mit Berücksichtigung der Eigenspannungen gleichgesetzt und einem abgeschätzten, bei sehr hohen Belastungen auftretenden Wert zugeordnet:

Tabelle 14 Berechnungsschema für K_R mit und ohne Eigenspannungen

K_R ohne Eigenspannungen	K_R mit Eigenspannungen
Anfangsrisslänge $a_0=a=1$ mm; $K_P = 15 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; $K_{\text{mat}}=243 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$	
$K_R = \frac{K_P + K_S}{K_{\text{mat}}} + \rho$	
$K_S=0; \rho=0$ $K_R = \frac{K_P}{K_{\text{mat}}}$	$a_{\text{eff}} = a + \frac{1}{2\pi\beta} \left[\frac{K_S(a)}{R_e} \right]^2 = 1 \text{ mm (geringer Einfluss)}$ $K_S^p(a) = \sqrt{\frac{a_{\text{eff}}}{a}} K_S(a) = 1 \cdot K_S(a)$ $\chi = L_R \frac{K_S^p}{K_P} = L_R$ $\rho = \Psi + \varphi \left(1 - \frac{K_S}{K_S^p} \right) = \Psi$ $\left. \begin{array}{l} \Psi = 0,043 \text{ für } L_R=0,5 \\ \Psi = 0,019 \text{ für } L_R=1,0 \\ \Psi = -0,025 \text{ für } L_R=-1,1 \end{array} \right\} \text{ (aus Tabellen)}$
$K_R = \frac{K_P}{K_{\text{mat}}} = 0,0617$	$K_R = \frac{2 \cdot K_P}{K_{\text{mat}}} + \Psi = 0,123 + \Psi \quad \text{für } K_P=K_S$

Die Berechnung von K_R für ein Zahlenbeispiel zeigt, dass der plastische Korrekturfaktor ρ für ein zunehmendes Auslastungsverhältnis L_R geringer, bei Überschreiten der Streckgrenze sogar negativ wird, was den Abbau der Eigenspannungen berücksichtigt. Sind die Eigenspannungen den primären Spannungen gleich, verdoppelt sich der rein linear-elastische Effekt innerhalb von K_R . Betrachtet man jedoch die Grenzkurve in Abbildung 105, hat es praktisch keinen Einfluss, auf welcher Höhe K_R der Lastpfad gegen die Grenzkurve läuft, sofern er diese nicht vor Erreichen der vertikalen Grenze bei $L_R=1$ erreicht. Erst dann würde die kritische Spannung signifikant reduziert, also die aufnehmbare Lastspannung bei Vorhandensein eines Fehlers stark verringert werden.

Die Berücksichtigung der Eigenspannungen im Sektionsstoß erfolgt durch das Einbeziehen eines Spannungsprofils über den Nahtquerschnitt im Bereich hoher Eigenspannungen. Da allerdings aufgrund der vorgenommenen Vereinfachungen des Simulationsmodells eine Auswertung der Spannungen im engen Umfeld der Schweißnaht nicht zuverlässig ist, wird das Eigenspannungsprofil der Simulation der Kleinprobe als qualitative Grundlage herangezogen.

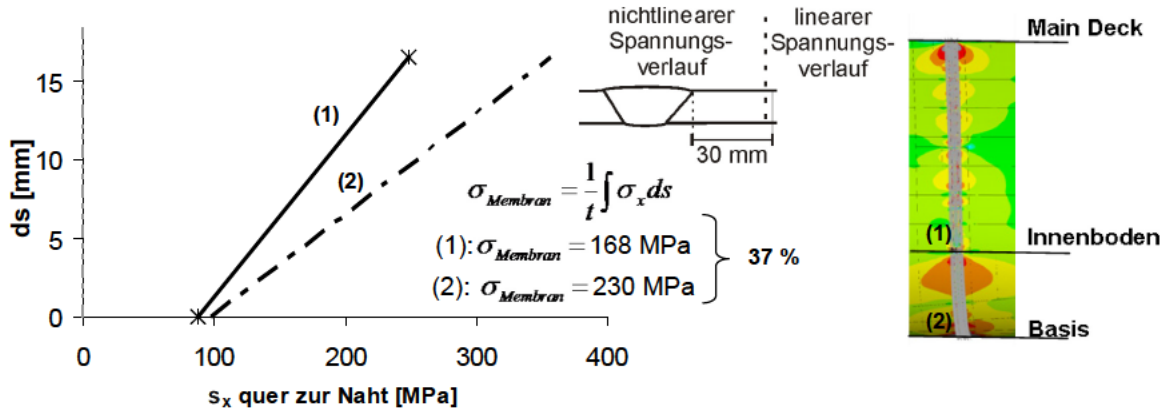


Abbildung 106 Ermittlung der aufzubringenden schweißbedingten Membranspannungen aus dem linearen Spannungsverlauf

Die mittels der Kleinprobe berechneten Eigenspannungen entsprechen jenen des Plattenfeldes direkt oberhalb des Innenbodens. Die maximalen Eigenspannungen am Sektionsstoß wurden jedoch im unteren Bereich des Doppelbodens berechnet. In Abbildung 106 wird der quantitative Unterschied beider Eigenspannungsprofile in Form der Membranspannung ermittelt. Der Vergleich findet in einem Bereich linearer Spannungsprofile 30 mm neben der Naht an den Orten (1) (äquivalent zur Kleinprobe) und (2) (Ort maximaler Eigenspannungen) am Sektionsstoß statt. Dabei lässt sich feststellen, dass die Erhöhung der Membranspannungen 37 % beträgt.

Es wird davon ausgegangen, dass diese Membranspannungserhöhung auch in der Schweißnaht selbst wiederzufinden ist. Aus diesem Grund wird das aus der Kleinprobe gewonnene Eigenspannungsprofil in Nahtmitte auf ein Membranspannungsniveau von 230 MPa erhöht. Die Skalierung des Profils ist in Abbildung 107 gezeigt. Dabei wird auf eine affine Anpassung des Spannungsverlaufs verzichtet, da die Plattenstärke beibehalten werden soll. Stattdessen wird eine konstante Verschiebung vorgenommen.

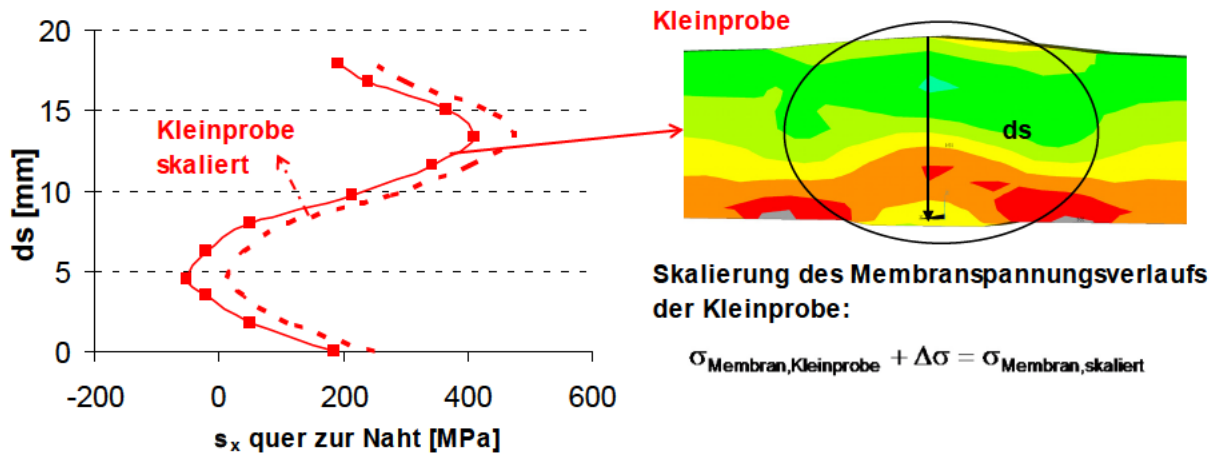


Abbildung 107 Skalierung des Eigenspannungsprofils der Kleinprobe für die Bruchsicherheitsbewertung

Das so ermittelte Eigenspannungsprofil wird als sekundäre Belastung in die bruchmechanische Berechnung einbezogen. Um eine Vergleichsperspektive zu konstanten Eigenspannungsverläufen zu gewinnen, zeigt Abbildung 108 zusätzlich zu dem berechneten Eigenspannungsprofil des Sektionsstoßes die Bewertungen unter Berücksichtigung konstanter Eigenspannungen über den Querschnitt in Höhe von 100 und 400 MPa. Als Referenz dient der Zustand 1, welcher die bruchmechanische Bewertung ohne Eigenspannungen darstellt.

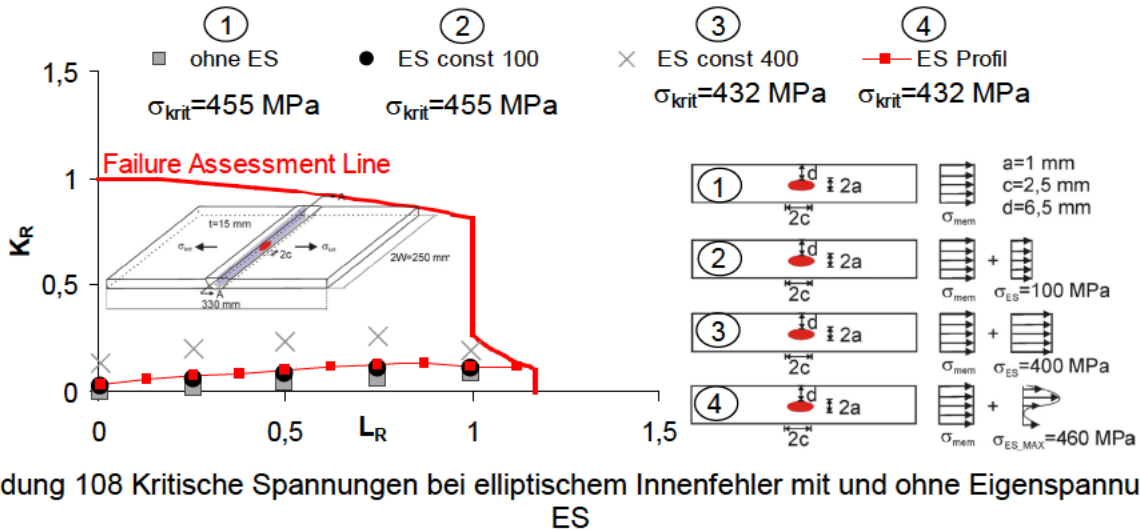


Abbildung 108 Kritische Spannungen bei elliptischem Innenfehler mit und ohne Eigenspannungen ES

Ein rein qualitativer Vergleich der gezeigten Kurven macht deutlich, dass keine signifikanten Unterschiede auftreten. Die Kurven mit den grauen (keine Eigenspannungen), schwarzen (konstante Eigenspannungen mit 100 MPa) und roten (Eigenspannungsprofil Sektionsstoß) Markierungen liegen sehr eng bei einander, lediglich der Verlauf mit den konstanten Eigenspannungen in Höhe von 400 MPa weist einen geringen Abstand zu den anderen Kurven auf. Die kritischen Spannungen sind ebenfalls ähnlich: Ohne Eigenspannungen sowie mit einem konstanten Eigenspannungsprofil von 100 MPa liegt die maximal aufzubringende Membranspannung (σ_{krit}) bei 455 MPa. Das bedeutet zum einen, dass das Vorhandensein von 100 MPa initialer Spannung keinen Einfluss auf die Auslastung des Sektionsstoßes hat, zum anderen, dass eine im plastischen Bereich der Fließkurve liegende Belastung überlagert werden kann. Für die beiden höheren Eigenspannungsprofile ergibt sich jeweils eine kritische Spannung von 432 MPa, also eine nur geringfügig reduzierte maximale Membranspannung. Obwohl das Eigenspannungsprofil des Sektionsstoßes in Plattenmitte, wo sich der Schweißfehler befindet, geringere Eigenspannungen zwischen 100 und 200 MPa aufweist (siehe Abbildung 107) im Vergleich zu den konstanten Eigenspannungen von 400 MPa, sind die Konsequenzen die gleichen.

Bei den Spannungen, die zur Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren herangezogen werden, handelt es sich um über die Breite des Schweißfehlers und die Dicke der Platte integrierte und durch die Integrationsfläche dividierte Spannungen, also um die Membranspannungen am Fehler. Das bedeutet, dass für das berechnete Eigenspannungsprofil nicht nur die direkt am Fehler wirkenden Spannungsbereiche, sondern der gesamte Verlauf über die Dicke berücksichtigt wird. Die Belastung aus Eigenspannungen ergibt sich demzufolge zu jenen 230 MPa, auf die der Verlauf skaliert wurde. Es scheint daher keinen Einfluss zu haben, ob die Höhe der Membranspannungen 230 MPa oder 400 MPa beträgt, für die beiden sekundären Belastungen wurde die gleiche kritische Spannung ermittelt.

Dass die teils sehr hohen Eigenspannungen die lokale Traglast kaum beeinflussen, liegt maßgeblich daran, dass die bruchmechanische Bewertung den Abbau der Eigenspannungen miteinbezieht. Die Simulationen in Kapitel 5.6, welche den Eigenspannungsabbau bei Lastüberlagerung nach dem Schweißen untersuchten, haben gezeigt, dass ab einer Maximalspannung von 520 MPa keine Last mehr aufgenommen wird, zusätzliche Spannungen werden in umliegende Bereiche ausgelagert. Die bruchmechanische Berechnung ohne Eigenspannungen in Abbildung 108 zeigt eine Maximalspannung von 455 MPa, welche den 520 MPa aus der Simulation unter Einbeziehung bruchmechanischer Faktoren äquivalent ist. Diese erfährt auch bei hoher zusätzlicher Belastung durch Eigenspannungen keine nennenswerte Reduzierung, weil der Berechnungsalgorithmus die Eigenspannungen nicht als tatsächlich vorhandene, primäre Belastung aufgreift.

Um dies einzuleiten, müssten die sekundären Spannungen in den plastischen Auslastungsfaktor L_R einbezogen werden. Dann wiederum wäre die Berechnung der kritischen Spannung bei konstanten 100 MPa vereinfacht folgende: Bei einer kritischen Spannung von 455 MPa ohne Eigenspannungen ergäbe sich bei Vorhandensein von 100 MPa eine neue kritische Spannung von annähernd 355 MPa. Entspricht dies aber der Realität? Die numerischen Berechnungen am Sektionsstoß machen deutlich, dass bei Erreichen der vom lokalen Querschnitt maximal aufnehmbaren Belastung kein Versagen dieses, sondern Querschnittsfließen und anschließend eine Spannungsumlagerung stattfinden. Die Begrenzung auf 355 MPa maximaler Belastbarkeit ist demnach nicht richtig.

Unabhängig davon, wo die Querschnittsplastizierung beginnt, im Falle eines Schweißnahtfehlers mutmaßlich dort, setzt sie sich zunächst in Dickenrichtung fort, bis der Zustand der Vollplastizierung eingetreten ist. Das bedeutet, dass die Spannungen in a-Richtung größer werden und damit auch der Spannungsintensitätsfaktor in diese Richtung. Als Konsequenz wird der Fehler sich in diese Richtung fortpflanzen, bis es zum Durchriss kommt. Ein solcher Durchriss wurde für die bruchmechanische Bewertung der Kleinproben vorausgesetzt. Die kritische Spannung für diese Fehlergeometrie ohne die Berücksichtigung von Eigenspannungen unterscheidet sich jedoch nach Abbildung 105 nicht wesentlich von der des elliptischen Innenanrisses.

Die Überlagerung des Durchrisses mit den bereits untersuchten Eigenspannungsprofilen führt zu ähnlichen Ergebnissen wie die oben vorgestellten, auf deren Darstellung wird daher verzichtet. Fakt ist, betrachtet man den Durchriss als Folge der Querschnittsplastizierung, führt die Annahme eines Durchrisses im Vergleich zu der eines elliptischen Innenfehlers zu keiner Einschränkung der maximal zu überlagernden Spannung.

5.9 Zusammenfassung der Untersuchungen am Sektionsstoß

Nachdem im ersten Teil dieser Arbeit ein idealisierter Ausschnitt eines Sektionsstoßes in Form einer Kleinprobe ausführlich und unter Berücksichtigung verschiedener Einflüsse untersucht wurde, fokussiert sich der zweite Teil auf die rechnerische Ermittlung und Bewertung der schweißbedingten Eigenspannungen des Sektionsstoßes als Gesamtmodell. Die entscheidende Frage, welche sich aus Teil 1 ergibt, ist jene nach der Übertragbarkeit der Ergebnisse von dem idealisierten Modell auf den gesamten Sektionsstoß. Aus diesem Grund erfolgte eine Schweißsimulation für das Gesamtmodell, wobei auf die Erkenntnisse v.a. aus dem numerischen Bereich des ersten Teils zurückgegriffen wurde. Die dabei realisierte Schweißtechnik ist die Pendeltechnik. Der zweite Teil gliedert sich in vier Bereiche, deren wissenschaftliche Zielsetzung und Umsetzung sowie die relevanten Ergebnisse im Folgenden zusammengefasst werden:

1.: Numerische Eigenspannungsberechnung am Sektionsstoß

- Erstellung des FE-Modells der am Stoß zu verbindenden Sektionen
- Untersuchung von Möglichkeiten einer zeitlich effektiven Eigenspannungsberechnung anhand der komplexen Geometrie, angewandte Vereinfachungen und Annahmen:
 - Vorhergehende Schweißprozesse wurden nicht berücksichtigt; bis auf die Außenhaut sind alle Längsbauteile im Bereich des Stoßes bereits verbunden und eigenspannungsfrei
 - Reduzierung der Mehrlagennaht auf eine Einlagennaht
 - Erhöhung der Elementkantenlänge in Schweißnahtlängsrichtung
 - Verwendung eines symmetrischen Halbmodells (gleichzeitiges Verschweißen von Steuerbord- und Backbordseite)
- Durchführung einer thermisch-mechanischen Simulation, transient, sämtliche Eingangsdaten aus Teil 1
- Überprüfen der Möglichkeiten der Ergebnisvalidierung
 - Üblicher Vergleich berechneter und gemessener Temperaturen hier nicht zuverlässig
 - Validierung über gemessene Reaktionskräfte und berechnete Membranspannungen

Ergebnisse:

- Eigenspannungsberechnung ist mit getroffenen Vereinfachungen möglich, Berechnungszeit betrug 6 Tage mit 6 Kernen, 16 GB RAM, 64bit System
- Sehr differenzierte Eigenspannungsverteilung über die Länge des Sektionsstoßes
- Auffällige Abhängigkeit der quantitativen Ausprägung der Eigenspannungen von der Struktursteifigkeit
 - Hohe Eigenspannungen bei hoher Steifigkeit, da diese eine Zwängung bzw. Dehnungshinderung verursacht, z.B. Kreuzungspunkte des Stoßes mit Längsbauteilen

2.: Berechnung der verbleibenden Eigenspannungen nach einmalig hohem Lastzyklus

- Überlagerung des berechneten Eigenspannungszustandes mit einem globalen Biegemoment

Ergebnisse:

- Eigenspannungsabbau bei Vorhandensein hoher Eigenspannungen (z.B. im unteren Bereich des Doppelbodens)

- Lokale Querschnittsplastizierung ab einer Spannung von 520 MPa
- Spannungsumlagerung der Spannungen, die an den plastizierten Orten nicht aufgenommen werden kann
- Dadurch Entlastung ursprünglich kritischer Stellen, Belastung unkritischer Plattenbereiche
- Die Höhe abgebauter Spannungen wird mit zunehmender Längsspannung größer

3. Bereich: Entwicklung einer vereinfachten Vorgehensweise zur Abschätzung der Eigenspannungen in komplexen Geometrien

- Umsetzung der Erkenntnisse aus Bereich 2 – Abhängigkeit der Eigenspannungen von der Umgebungssteifigkeit
- Ansatz: Steifigkeitsmessungen an der Originalgeometrie und numerische Umsetzung in Form von elastischen Randeinspannungen
- Untersuchung verschiedener Modellvarianten (Stumpfstoß mit und ohne aufgesetzter Steife)
- Der Algorithmus der Schweißsimulation per se unterliegt hierbei keinen Veränderungen, die Erstellung des FE-Modells steht im Fokus

Ergebnisse:

- Anhand eines Ausschnittes der zu untersuchenden Gesamtstruktur (Ausschnittmodell) können die Eigenspannungen mittels einer thermisch-mechanischen Berechnung erfolgen, unter exakter Berücksichtigung der strukturellen Umgebung
- Empfehlungen zur Vorgehensweise bei der Erstellung eines Ausschnittmodells werden gegeben

4. Bereich: Bruchmechanische Bewertung des Sektionsstoßes bei Vorhandensein eines Schweißfehlers unter Berücksichtigung der berechneten Eigenspannungen

- Anwendung des Bruchmechanik-Konzeptes FITNET zur Ermittlung der maximal aufnehmbaren (statischen) Membranspannung bei Existenz eines elliptischen Innenfehlers in der Schweißnaht (Überschreiten der so ermittelten maximalen Membranspannung führt zum Risswachstum)
- Einbeziehung des numerisch ermittelten Eigenspannungsprofils aus Teil 1 (Kleinprobe) unter Berücksichtigung der in Teil 2 - Bereich 1 berechneten maximal auftretenden Eigenspannungen über eine Skalierung der vorhandenen Membraneigenspannungen
- Vergleich der Ergebnisse mit konstanten Eigenspannungsverläufen
- Der Schweißnahtfehler liegt in Plattenmitte, seine Dimensionen wurden entsprechend praktischer Beobachtungen festgelegt

Ergebnisse:

- Weder Höhe noch Form des Eigenspannungsprofils zeigen einen signifikanten Einfluss auf die ertragbaren Spannungen
- Grund dafür ist die Berücksichtigung des Eigenspannungsabbaus innerhalb des Berechnungsalgorithmus von FITNET, welcher unter Punkt 2 auch rechnerisch bestätigt wurde
- Weiterhin überschreitet die Spannungskonzentration an dem Fehler die Streckgrenze bereits bei geringer Belastung, so dass das Vorhandensein hoher Eigenspannungen keine außergewöhnliche Signifikanz darstellt

6 Zusammenfassung und Ausblick

Ansatzpunkt der vorliegenden Arbeit ist dem Titel entsprechend die Festigkeit von Sektionsstoßschweißungen von Schiffen unter Berücksichtigung von Fertigungseinflüssen. Besonders bei Verbindungen ganzer Blöcke ergeben sich in der Werftpraxis häufig sehr unterschiedliche Ausgangssituationen, beispielsweise variierende Luftspaltbreiten, welche dann mit verschiedenen Schweißtechniken verschweißt werden. Die maximal zulässige Breite des Luftspaltes beträgt im Schiffbau 25 mm; treten größere Luftspalte auf, sind vor dem Verschweißen fertigungstechnisch aufwendige Maßnahmen durchzuführen. Welchen Einfluss die Luftspaltbreite allerdings tatsächlich auf die Festigkeit besitzt, wurde bisher nur gemutmaßt. Auch Durchführung und Technik des Schweißprozesses sind geregelt, ohne Existenz einer fundierten Grundlage darüber, inwiefern die Anwendung anderer Verfahren zu negativen Effekten führt. Auf diese Ausgangssituation aufbauend wurde innerhalb von zwei Forschungsprojekten [5,6] und weiterführend im ersten Teil dieser Dissertation eine umfangreiche Festigkeitsuntersuchung von Sektionsstoßschweißungen vorgenommen, wobei folgende Variationen der Schweißstöße berücksichtigt wurden: die Luftspaltbreite (8, 15, 30 mm), die Schweißtechnik (Strichraupentechnik, Pendeltechnik), die Stahlsorte (A235, D36) sowie die Schweißposition (PA und PF).

Um eine reale Abbildung der Situation im Sektionsstoß untersuchen zu können, fanden an diesem Steifigkeitsmessungen statt. Die so ermittelten Steifigkeiten wurden als Randbedingungen mittels einer Einspannschweißanlage, in der die Stöße gefertigt wurden, auf die Schweißstöße übertragen. Die Bewertung der Festigkeit erfolgte nach ermüdungstechnischen und bruchmechanischen Konzepten. Als globales Ergebnis kann festgehalten werden, dass lediglich die Schweißtechnik einen nennenswerten Einfluss auf die Festigkeitseigenschaften des Stoßes zeigte. Hierbei kristallisierte sich die Anwendung der Pendeltechnik, welche für große Luftspalte nicht zulässig ist, als sehr empfehlenswert heraus. Die Strichraupentechnik führte teilweise zu nicht-regelkonformen charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten und aufgrund niedriger Risswiderstandseigenschaften des Nahtmaterials ebenfalls zu einer kritischen Bewertung aus bruchsicherheitsrelevanter Sicht. Die sehr unterschiedlichen Ergebnisse für die beiden Schweißtechniken stehen in enger Verbindung zu der durch den Schweißprozess jeweils eingebrachten Energie, was durch Kenntnis des daraus resultierenden Eigenspannungszustandes bewertet werden kann. Daher wurde für beide Schweißtechniken eine Schweißprozesssimulation durchgeführt. Die aus diesen Berechnungen gewonnenen Erkenntnisse konnten die unterschiedlichen Festigkeitseigenschaften erklären. Im Endeffekt ergibt sich durch die Pendeltechnik ein vorteilhafteres Eigenspannungsprofil als für die Strichraupentechnik. Weitere, bis dato unbekannte Verformungseffekte konnten ebenfalls durch diese numerischen Untersuchungen geklärt werden. Eine detaillierte Zusammenfassung der Untersuchungen kann Kapitel 4.7 entnommen werden.

Da die Schweißstöße mit einem definierten Einspanngrad gefertigt wurden, repräsentieren sie jene Orte am Sektionsstoß, die diese Steifigkeit aufweisen. Daraus ergibt sich zwangsläufig die Frage, inwiefern die gewonnenen Erkenntnisse pauschal auf die gesamte Länge des Sektionsstoßes übertragbar sind. Daher wurde im Rahmen des zweiten Teils der Arbeit eine rein rechnerische Untersuchung der gesamten Geometrie vorgenommen. Da die aus dem Schweißprozess resultierenden Eigenspannungen offensichtlich direkt die Festigkeitseigenschaften beeinflussen, wurde eine numerische Eigenspannungsberechnung durchgeführt. Eine Schweißsimulation in dieser Größenordnung des Modells wurde bis dato noch nicht vorgenommen; Grund dafür ist der numerische Aufwand, welcher eine enorme Rechnerleistung erfordert. Mit Hilfe verschiedener Vereinfachungsmaßnahmen konnte die Simulation jedoch durchgeführt werden. Hierbei kann konstatiert werden, dass die quantitative Ausprägung der Eigenspannungen direkt mit der Steifigkeit der umgebenden Struktur korreliert. In strukturstarken Bereichen, in diesem Fall betrifft das den Doppelboden, treten hohe lokale Eigenspannungen von bis zu 380 MPa auf, die allerdings sehr lokal kon-

zentriert sind. Eigenspannungen dieser Größenordnung bildeten sich an Kreuzungspunkten des Außenhautstoßes mit weiteren Längsbauteilen ausschließlich im Doppelboden. In den darüber liegenden Bereichen variiert die Höhe der Eigenspannungen lokal zwischen 40 MPa (in Plattenfeldern) und 100 MPa (Kreuzungspunkte mit Längsbauteilen). Um den Mythos des viel diskutierten Eigenspannungsabbaus bei Lastüberlagerung untersuchen zu können, wurde der Eigenspannungszustand mit Spannungen aus einem hohen Lastzyklus überlagert. Die Berechnungen zeigen, dass tatsächlich ein Abbau von Eigenspannungen stattfindet, aber auch eine Umlagerung in vorher unkritische Bereiche, was bei hoher konstruktiver Komplexität in der Umgebung des Schweißstoßes berücksichtigt werden sollte. Bruchmechanische Berechnungen des Sektionsstoßes bestätigen diese Ergebnisse. Detaillierte Ausführungen zu den Ergebnissen der Untersuchungen des Sektionsstoßes als Gesamtmodell sind in Kapitel 5.9 zusammengefasst.

Die Untersuchungen des Eigenspannungszustandes als Folge einer Sektionsstoßschweißung an der Außenhaut führen zu mehreren Erkenntnissen, von denen Eine besonders interessant ist für die schiffbauliche Praxis ist: Unabhängig davon, wo geringe oder hohe Eigenspannungen auftreten, lässt sich festhalten, dass an kritischen Details mit hohen Spannungskonzentrationen ein Abbau der Eigenspannungen unter Betriebslasten stattfindet. Die vorgestellten Berechnungen bezogen sich vornehmlich auf globale und lokale Bereiche der Außenhaut. An so genannten harten Punkten (Hot Spots), wie z.B. die Kerben der Nahtübergänge, ergeben sich erfahrungsgemäß sehr viel konzentriertere Spannungssituationen, so dass die Abbau- und Umlagerungsprozesse hier deutlicher ausfallen. Damit sind genau jene Orte, die hinsichtlich ihrer Ermüdungsfestigkeit nach den Bemessungsvorschriften [83,84] im Allgemeinen mit hohen Sicherheitszuschlägen oder konservativen Annahmen auszulegen sind, zum Teil weit weniger kritisch als angenommen. Selbst wenn aufgrund geringer Zwängungsbehinderungen nur ein geringes globales Eigenspannungsniveau von z.B. 100 MPa erreicht wird, liegen die effektiven Spannungen an Nahtkerben, Schweißfehlern oder konstruktiven Details wie Abschweißlöchern um ein Vielfaches höher. Dadurch erfolgt an diesen Stellen bei statisch hoher Lastüberlagerung ein Abbau der Eigenspannungen, der maximal in Höhe der aufgetragenen Belastung liegt. Je höher die Belastung, desto effektiver ist der Spannungsabbau.

Ein Beispiel eines sehr hohen Belastungszyklus, welcher diesen Spannungsabbau bereits früh im Leben eines Schiffes herbeiführen kann, ist der Stapellauf. Die Berücksichtigung von Eigenspannungen innerhalb der verschiedenen Bemessungsvorschriften zur Ermüdungsfestigkeit ist derzeit mehr durch eine starke Pauschalisierung als durch effektive Berechnungsgrundlagen gekennzeichnet. Durch eine pauschale Erhöhung der Nennspannungen oder eine entsprechende Reduzierung von Festigkeiten soll der Anwender immer auf der „sicheren Seite“ liegen. Für den Sektionsstoß beispielsweise ist nach [83] die Detailkategorie FAT80 erforderlich. Diese bezieht sich auf ein Grenzspannungsverhältnis $R=0,5$ und greift damit das Vorhandensein ungünstig wirkender Eigenspannungen auf. Könnte man nachweisen, dass diese nicht oder nur in begrenzter Ausprägung vorhanden sind, wäre eine Erhöhung der Detailkategorie gerechtfertigt. Im Rahmen von Ermüdungsversuchen ist der Zusammenhang zwischen dem R-Verhältnis der Versuche und der charakteristischen Schwingfestigkeit nach [84] Folgender: Entweder die Versuche werden mit $R=0,5$ durchgeführt oder bei $R=0$, dann allerdings muss die sich ergebende charakteristische Schwingfestigkeit um 20 % reduziert werden. Bei R-Verhältnissen zwischen $R=0$ und $R=0,5$ erfolgt die prozentuale Abminderung der charakteristischen Schwingfestigkeit entsprechend linear.

Diese Vorgehensweise könnte auch auf die praktische Anwenderseite übertragen werden: Die erforderliche Detailklasse könnte um maximal 20 % erhöht werden, sofern ein Eigenspannungsnachweis vorliegt.

Anhand der in dieser Arbeit in Kapitel 5.7 vorgeschlagenen Erstellung so genannter Ausschnittmodelle können zeitlich und wirtschaftlich effektiv Eigenspannungen für Details bestimmt werden, wobei die Verbindung zur vorhandenen Geometrie über Steifigkeitsmessungen abgesichert werden sollte. Mit Hilfe der beschriebenen Maßnahmen können Eigenspannungsberechnungen auch für globale Modelle durchgeführt werden, welche das Lokalisieren kritischer Orte ermöglichen und so gezielte Überprüfungen an diesen zulassen. Damit können bauteilabhängig und unter Einbeziehung der Bauteilbelastung Eigenspannungen in die Bemessung einfließen, ohne auf eine pauschalisierte Festigkeitsreduzierung zurückzugreifen.

7 Literatur

- [1] D. Rosenthal (1941): Mathematical Theory of Heat Distribution during Welding and Cutting, Trans. ASME Suppl. 20 5, 220s – 234s.
- [2] Rykalin, N.N. (1952): Die Wärmegrundlagen des Schweißvorganges, Band 1, Verlag Technik, Berlin.
- [3] DIN V ENV 1993-1, Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten. Teil 1-1 (04.92): Allgemeine Bemessungsregeln, Bemessungsregeln für den Hochbau. Beuth Verlag, Berlin.
- [4] N.N. (2007): Fertigungsstandard des Deutschen Schiffbaus. Verband für Schiffbau und Meerestechnik e.V., Hamburg.
- [5] D. Savu, G. Huisman (2003): Welding of Block Joints with Large Gaps. Final Report BMBF-Research Project 03SX133B/ Part P3.1. Universität der Bundeswehr. Hamburg.
- [6] W. Fricke, S. Zacke. (2010): Festigkeit von mit großen Luftspalten verschweißten Stößen von Schiffssektionen. CMT-Forschungsbericht Nr. 16/2010, Center of Maritime Technologies Hamburg.
- [7] Rykalin, N.N. (1952): Die Wärmegrundlagen des Schweißvorganges, Band 1, Verlag Technik, Berlin.
- [8] Lancaster (1986): The Physics of Welding, Pergamon Press, Oxford (2. Auflage).
- [9] R.T. Choo; J. Szekely (1994): The possible Role of turbulence in GTA weld pool behaviour, Welding J., Res. Suppl. 74 2, 25s-31s.
- [10] S.Y. Lee; S.J. Na (1996): A numerical Analysis of a stationary gas tungsten welding arc considering various electrode angles, Welding J., Res. Suppl. 75 9, 269s-279s.
- [11] J.J. Lowke; P. Kovitya; H.P. Schmidt (1992): Theory of free-burning arc columns including the influence of the cathode, J. Phys. D., Appl. Phys. 25, 1600-1606.
- [12] H. Maecker (1955): Plasmaströmungen im Lichtbogen infolge eigenmagnetischer Kompression, Zeitschrift f. Physik 141, 198-216.
- [13] U. Diltthey, G. Habedank, T. Reichel, W. Sudnik (1993): Numerische Simulation des Metallaktivgasschweißprozesses, Schweißen und Schneiden 45 3, 148-153.
- [14] U. Diltthey, G. Habedank, T. Reichel, W. Sudnik, A.V. Ivanov, O.A. Mokrov (1995): MAGSIM program software for analysis, optimisation and diagnostics off the process of consumable electrode welding thin sheet joints in an active gas, Welding Intern. 9, 891-896, Übersetzung aus Svar. Proiz. 42 3, 19-24.
- [15] W. Sudnik, A.W. Iwanow (1998): Mathematisches Modell der Wärmequelle beim Schutzgas-Lichtbogenschweißen mit abschmelzender Elektrode. Teil 1: Normaler Prozess (in Russ.), Svar. Proiz. 45 9, 3-9.
- [16] D. Weiß, U. Franz, B. Ouaisa, J. Schmidt (1996): Rechnergestützte Simulation von Temperaturfeld und Nahtausbildung beim MAG-Schweißen in senkrechter Position, DVS-Verlag, Düsseldorf.

- [17] N.O. Okerblom (1958): The Calculations of Deformations of Welded Structures. Dept. of Scientific and Industrial Research, H.M. Stationary Office, London. (übersetzt aus dem Russischen von L. C. Ronson)
- [18] N.O. Okerblom (1959): Schweißspannungen in Metallkonstruktionen. N.O. Okerblom (1959): VEB Marhold, Halle. (Übersetzung von Svarochnye napryazheniya v metallokonstruktsiyach. Mashgiz, Moskau, 1955)
- [19] R. Malisius (1969): Schrumpfungen, Spannungen und Risse beim Schweißen. Fachbuchreihe Schweißtechnik, Band 10, DVS-Verlag, Düsseldorf.
- [20] H. Lottmann (1928): Erfahrungen bei der Anwendung der elektr. Lichtbogenschweißung im Schiffbau. Jb. d. Schiffbautechn. Ges. 29, 1928, S. 156-98.
- [21] H. Lottmann (1930): Schrumpfspannungen und deren Beachtung beim Lichtbogenschweißen. Z. VDI 74, S. 1340-1345
- [22] H.J. Rappe (1972): Beitrag zur Frage der Schweißseigenspannungen, Dissertation, Fakultät für Maschinenwesen, Technische Universität Hannover.
- [23] T.C. Huang (1954): Bibliography on Residual Stress. Society of Automotive Engineers, New York.
- [24] H.J. Yu (1977): Berechnung von Abkühlungs-, Schweiß- sowie Verformungseigenspannungen mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente, Dissertation. Fakultät für Maschinenbau, Universität Karlsruhe (TH).
- [25] V.A. Vinokurov (1977): Welding stresses and Distortion: determination and elimination. The British Library Board, ISBN 0 85350 166 1, West Yorkshire.
- [26] A. Neumann, K.-D. Röbenack (1978): Verformungen und Spannungen beim Schweißen – Untersuchungsergebnisse aus Forschung und Literatur. DVS-Verlag, Düsseldorf
- [27] K. Masubuchi (1980): Analysis of Welded Structures – Residual Stresses, Distortion and their Consequences. Pergamon Press, ISBN 0-08-022714-7
- [28] K. Masubuchi (1994): Research in the U.S.S.R. on Residual Stresses and Distortion in Welded Structures. Welding Research Council Bulletin, ISSN 0043-2326, New York.
- [29] L. Karlsson (1997): Modeling in Welding, Hot Powder, and Casting. ASM International, ISBN 0-87170-616-4, Materials Park, OH (United States).
- [30] L. Volden (1999): Residual Stress in Steel Weldments – Experiments, Mechanism and Modeling. Dissertation, Technische Universität Trondheim.
- [31] T. Moltubakk (1999): Strength Mismatch Effect on the Cleavage Fracture Toughness of the Heat Affected Zone of Steel Welds. Dissertation, Technische Universität Trondheim.
- [32] H. Runnemalm (1999): Efficient Finite Element Modelling and Simulation of Welding. Dissertation, Luleå.
- [33] L. Wikander (1996): Efficient thermomechanical Modelling of Welding. Dissertation, Luleå.

- [34] J. Goldak, A. Oddy, M. Gu, W. Ma, A. Mashaie, E. Hughes (1992): Coupling Heat Transfer, Microstructure Evaluation and Thermal Stress Analysis in Weld Mechanics. Proc. of IUTAM Symp. Mechanical Effects of Welding, Springer Verlag, Berlin.
- [35] A. Pilipenko (2001): Computer Simulation of Residual Stress and Distortion of thick plates in multi-electrode submerged Arc Welding – Their Mitigation Techniques. Dissertation, Department of Machine Design and Materials Technology, Norwegian University of Science and Technology, Trondheim.
- [36] M. Wichers (2006): Schweißen unter einachsiger, zyklischer Beanspruchung – Experimentelle und numerische Untersuchungen. Dissertation, Fakultät Architektur, Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften, Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig.
- [37] M. Jacob (2005): Simulation des Temperaturfeldes und Eigenspannungen von einer MIG-Schweißung an einem Werkstück unter Berücksichtigung temperaturabhängiger Materialeigenschaften. Diplomarbeit, Bauhaus-Universität Weimar.
- [38] S. Zacke (2007): Numerische Simulation und Bewertung des transienten Eigenspannungsfeldes infolge eines Schweißprozesses mit anschließender UIT-Behandlung. Diplomarbeit, Leibniz Universität Hannover.
- [39] L. Grünitz (2003): Buckling Strength of Welded HY-80 Spherical Shells: A direct Approach. Dissertation, Technische Universität Hamburg-Harburg.
- [40] E. Seib (2005): Residual Strength Analysis of Laser Beam and Friction Stir Welded Aluminium Panels for Aerospace Applications. Dissertation, Technische Universität Hamburg-Harburg.
- [41] W. Fricke, S. Zacke (2009): Experimental validation of a welding simulation of a butt weld and investigations of material effects. Conf. Proc. ANSYS Conference & 27. CADFEM Users' Meeting
- [42] W. Fricke, S. Zacke, S. E. Eren, M. Kocak (2010): Festigkeit von mit großem Luftspalt verschweißten Stößen von Schiffsektionen. Tagungsband der 11. Sondertagung Schweißen im Schiffbau und Ingenieurbau, Germanischer Lloyd, Hamburg.
- [43] M. Urner, M. Vogt, K. Dilger (2009): Numerical Computation of Welding Distortions of Complex Constructions, Annual Assembly and International Conference of IIW, Singapore, IIW-Doc. X-1664-09, ISBN: 978-981-083260-5.
- [44] M. Urner, M. Vogt, K. Dilger (2009): Welding Distortions of Complex Constructions – Comparison of Numerical Results and Experimental Data, 9th International Seminar Numerical Analysis of Weldability, Seggau.
- [45] M. Urner, M. Vogt, K. Dilger (2009): Verzugsberechnungen an einer lichtbogengeschweißten komplexen Trägerstruktur aus dem Schienenfahrzeugbau, Sysweld Forum, Weimar, ISBN 978-3-86068-401-6.
- [46] T. Nitschke-Pagel, K. Dilger: Eigenspannungen in Schweißverbindungen – Teil 1 bis 3, Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren, Düsseldorf, Schweißen und Schneiden 58 (2006), H. 9, S. 466-479, Schweißen und Schneiden 59 (2007), H. 1, S. 23/32, Schweißen und Schneiden 59 (2007), H. 7-8, S. 387-395.

- [47] M. Urner, M. Vogt, K. Dilger (2009): Numerical Computation of Welding Distortions of Complex Constructions, Annual Assembly and International Conference of IIW, Singapore, IIW-Doc. X-1664-09, ISBN: 978-981-083260-5.
- [48] M. Urner, M. Vogt, K. Dilger (2009): Welding Distortions of Complex Constructions – Comparison of Numerical Results and Experimental Data, 9th International Seminar Numerical Analysis of Weldability, Seggau.
- [49] M. Urner, M. Vogt, K. Dilger (2009): Verzugsberechnungen an einer lichtbogengeschweißten komplexen Trägerstruktur aus dem Schienenfahrzeugbau, Sysweld Forum, Weimar, ISBN 978-3-86068-401-6
- [50] L.E. Lindgren (2007): Computational welding mechanics. Woodhead Publishing. Cambridge.
- [51] SSC-453 (2008): An Welding Distortion Analysis of Hull Block Using Equivalent Load Method Based on Inherent Strain. Ship Structure Committee.
- [52] J. Goldak, M. Bibby, A. Chakravarti (1984): A new finite element model for welding heat sources, Metallurgical Trans. B 15B, 299-305.
- [53] J. G. Andrews, R. E. Craine (1978): Fluid flow in a hemisphere induced by a distributed source of current. J. Fluid Mech. 84 281-290.
- [54] D. R. Atthey (1980): A mathematical model for fluid flow in a weld pool at high currents. J. Fluid Mech. 98 4, 787-801
- [55] S. Y. Lee, S. J. Na (1997): A numerical analysis of molten pool convection considering geometric parameters of cathode and anode. Welding J., Res. Suppl. 76 11, 484s-497s
- [56] H. Maecker (1955): Plasmaströmungen im Lichtbogen infolge eigenmagnetischer Kompression. Zeitschrift f. Physik 141 198-216.
- [57] A. Matsunawa, S. Yokoya (1990): Fluid flow and its effect on penetration shape in stationary arc welds. Recent Trends in Welding Science and Technology, S. 31-35. ASM Intern. Materials Park Oh.
- [58] R. T. Choo, J. Szekely (1992): Vaporization kinetics and surface temperature in a mutually coupled spot gas tungsten arc weld and weld pool. Welding J., Res. Suppl. 71 3,77s-93s.
- [59] O. M. Cherny (1994): Effect of the surface tension force on electrode metal transfer. Welding Intern. 9 (1995) 4, 305-307. Übersetzung aus Svarochnov Proizvodstvo 41 7, 30-32.
- [60] Y. Hirata (1995): Physics of welding (III): Melting rate and temperature distribution of electrode wire. Welding Intern. 9 5, 351-384. Übersetzung aus J. of the Japan Welding Soc. 63 (1994) 7, 6-10.
- [61] Y. S. Kim, T.W. Eagar (1996): Temperature distribution and energy balance in the electrode during GMAW. Recent Trends in Welding Science and Technology, S. 13-18. ASM Intern.,Materials Park Oh.
- [62] L. A. Jones, T. W. Eagar, J. H. Lang (1996): The temporal nature of forces acting on metal drops in gas metal arc welding. Trends in Welding Research, S: 365-370. ASM International, Materials Park Oh.

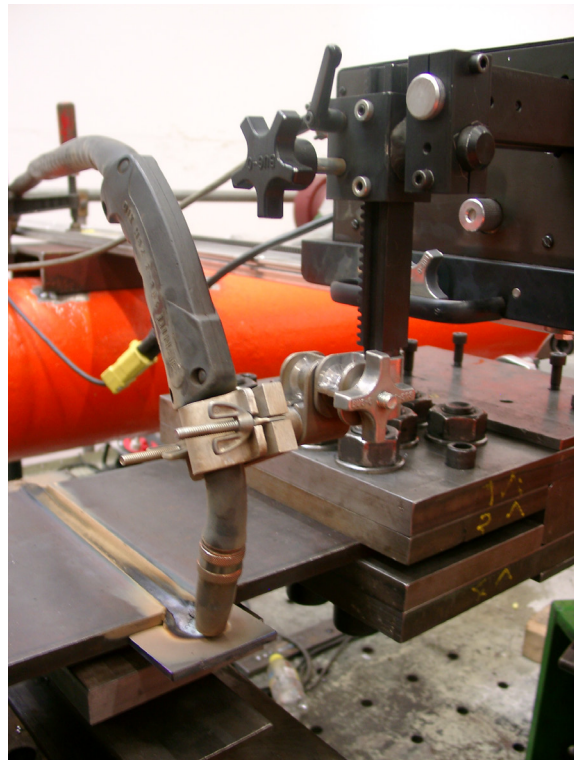
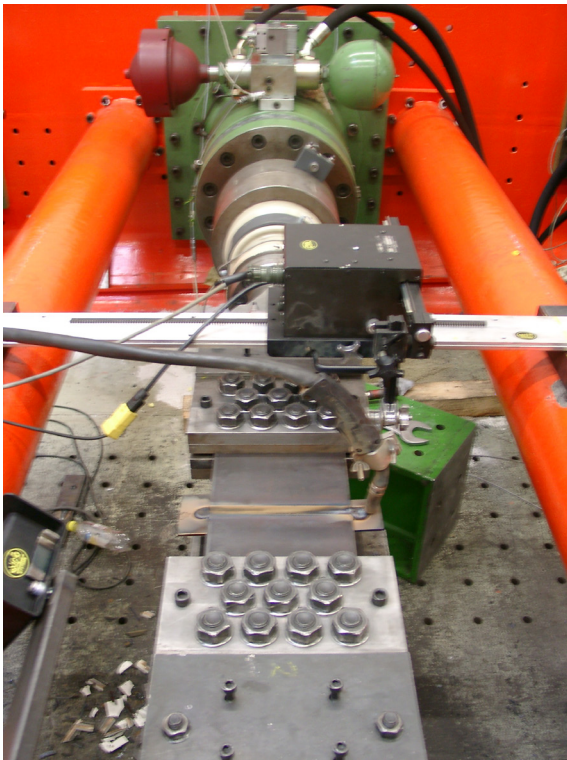
- [63] E. W. Reutzel, S. J. Einerson, J. A. Johnson, H. B. Smartt, T. Harmer, K. L. Moore (1996): Derivation and calibration of a gas metal arc welding (GMAW) dynamic droplet model. Trends in Welding Research, S. 377-384. ASM Intern. Materials Park Oh.
- [64] D. Weiß, U. Franz, B. Ouaisa, J. Schmidt (1996): Rechnergestützte Simulation von Temperaturfeld und Nahtausbildung beim MAG-Schweißen in senkrechter Position. DVS Bericht 179, S. 93-99. DVS-Verlag, Düsseldorf.
- [65] D. Weiß, U. Franz, J. Schmidt (1996): Simulation of weld pool formation during vertical arc welding with emphasis on the influence of groove preparation. Computer Technology in Welding, Paper D36, S. 1-11. TWI, Cambridge.
- [66] M. Stadtaus, K. Dilger (2004): Fügeprozesssimulation-Innovative Anwendungen der Informatik, DVS-Studie durchgeführt von der Technischen Universität Braunschweig, Braunschweig.
- [67] J. B. Leblond, J. Devaux (1984): A new kinetic model for anisothermal transformations in steels including effect of austenite grain size, Acta metall., Vol. 32, No. 1, pp.137-146.
- [68] C.F. Berkout, P.H. van Lent (1968): „Anwendung von Spitztemperatur-Abkühlzeit (STAZ)-Schaubildern beim Schweißen hochfester Stähle.“ Schweißen und Schneiden, 20(6),256-260.
- [69] Heinemann, M.; Dietze, J.-U.; Zorn, H.; Nikolay, P.; Henkel, K.-M. und Kunkel, J. (1998): Algorithmen zur Bestimmung von Fertigungsmaßen auf der Grundlage von Konstruktionsdaten und unter Berücksichtigung systematischer Thermodeformationen für die Genaufertigung im Schiffskörperbau (Shrinkage Manager). Abschlussbericht zum BMBF-Vorhaben 18S0092 3, Flensburger Schiffbau-Gesellschaft und Universität Rostock.
- [70] A. Dürkop (2006): Ein finites thermomechanisches Rechenmodell für Schweißimperfectionen in dünnwandigen räumlichen Bauteilen. Dissertation, Fakultät für Maschinenbau und Schiffstechnik, Universität Rostock.
- [71] B. Hinrichsen (1999): Rationale Erfassung der Schweißschrumpfung von dünnwandigen Schiffsstrukturen. J. der Schiffbautechnischen Gesellschaft 93, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York.
- [72] B. Hinrichsen (1999): Berechnung des Schweißverzuges dünnwandiger Deckssektionen. Dissertation. Technische Universität Hamburg. Hamburg.
- [73] L.-E. Lindgren (2007): Computational welding mechanics-Thermomechanical and microstructural simulations, Woodhead Publishing in Materials, Cambridge.
- [74] M. Luke (2010): Effiziente numerische Schweißsimulation großer Strukturen, Abschlussbericht, AiF-Vorhabensnummer 15274 N/1, Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik IWM, Freiburg.
- [75] AiF-Cluster: Anwendungsnahe Schweißsimulation komplexer Strukturen, Informationen unter <http://www.schweissimulation.net/asks/index.html>
- [76] W. Fricke, S. Zacke (2008): Influence of welding sequence and structural stiffness on residual stresses of a replaced plate during ship repair. Proc. Ship Repair Technology 2008 Symposium, Newcastle.

- [77] L. Grünitz (2004): The Effect of Welding Residual Stress on the Buckling Strength of HY-80 Spherical Shells. Dissertation im Rahmen des DFG-Graduiertenkollegs "Meerestechnische Konstruktionen". Technische Universität Hamburg-Harburg.
- [78] M. Alkhanbooli (2012): Berechnung der schweißbedingten Deformationen eines Deckspannels, Diplomarbeit, Technische Universität Hamburg-Harburg.
- [79] A. Pilipenko (2001): Computer simulation of residual stress and distortion of thick plates in multi-electrode submerged arc welding – Their mitigation techniques - PhD Thesis, NTNU Trondheim.
- [80] H.R. Schwarz (1991): Methode der finiten Elemente. Teubner Studienbücher – Mathematik, B.G. Teubner, Stuttgart.
- [81] N. Osawa, K. Hashimoto, J. Sawamura, T. Nakai, S. Suzuki (2007): Study on shell-solid coupling FE analysis for fatigue assessment of ship structure. Osaka University. Marine Structures, Vol. 20/3 143-163. Elsevier.
- [82] W. Weibull (1951): A statistical distribution function of wide applicability. J. Appl. Mech.-Trans. ASME 18(3), 293-297.
- [83] Germanischer Lloyd (2008): Klassifikations- und Bauvorschriften, I – Schiffstechnik, Teil 1; Seeschiffe, Kapitel 1: Schiffskörper, Germanischer Lloyd, Selbstverlag Hamburg.
- [84] A. Hobbacher, Ed. (2009): Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components. IIW doc.1823-07, Welding Research Council Bulletin 520, New York.
- [85] E. Haibach (2002): Betriebsfestigkeit – Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg.
- [86] D. Radaj, C.M. Sonsino (2000): Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen nach lokalen Konzepten. Fachbuchreihe Schweißtechnik, Bd. 142, DVS-Verlag, Düsseldorf.
- [87] A. A. Griffith (1990): The phenomena of rupture and flow in solids. Phil. Trans. Roy. Soc. A 211 (1921), S. 163 - 198 (zitiert nach Petersen).
- [88] G. R. Irwin (1957): Analysis of stress and strain near the end of a crack traversing a plate. J. Appl. Mech. 24, S. 361.
- [89] K.-H. Schwalbe (1980): Bruchmechanik metallischer Werkstoffe, Hanser-Verlag, München.
- [90] D. Gross, Th. Seelig (2001, 2006, 2011): Bruchmechanik - mit einer Einführung in die Mikromechanik, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg.
- [100] <http://bruchmechanik.info>
- [101] FITNET (2006): Fracture-Fatigue-Creep-Corrosion. Proc. of Int. Conf. on Fitnet-for-Service (Ed. M. Kocak). GKSS Research Center, Geesthacht.
- [102] FKM Richtlinie, Heft 258 (2006): Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile, 3. Ausgabe, VDMA, Frankfurt am Main.
- [103] BS 7910 (2005): Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures. British Standard Organisation.

- [104] DIN EN 288-3 (1992): Schweißverfahrensprüfungen für das Lichtbogenschweißen von Stählen. Beuth Verlag.
- [105] Germanischer Lloyd (1999): Klassifikations- und Bauvorschriften, II – Werkstoffe und Schweißtechnik, Teil 3; Schweißen, Kapitel 2: Gestaltung, Herstellung und Prüfung der Schweißverbindungen, Germanischer Lloyd, Selbstverlag Hamburg.
- [106] D. Radaj (1999): Schweißprozesssimulation – Grundlagen und Anwendung. Fachbuchreihe Schweißtechnik, Bd. 142, DVS-Verlag, Düsseldorf.
- [107] J.M. Moyer, G.S. Ansell (1975): The Volume Expansion Accompanying the Martensite Transformation in Iron-Carbon Alloys. Metallurgical Transactions A, Volume 6, Issue 10, S.1785-1791. The Minerals, Metals & Materials Society (TMS), Warrendale, PA
- [108] W. Ramberg, W.R. Osgood (1943): Description of stress-strain curves by three parameters. Tech. Rep. No 902, NACA.
- [109] A. Bäuml, T. Seeger (1990): Material data for cyclic loading. Elsevier Science, Amsterdam.
- [110] T. Almar-Naess (1985): Fatigue Handbook – Offshore Steel Structures. Tapir Publ., Trondheim.
- [111] T.R. Gurney (1978): An Analysis of Some Fatigue Crack Propagation Data for Steel Subjected to Pulsating Tension Load. The Welding Institut. Report 59/1978/E.
- [112] D. Gross (1992): Bruchmechanik 1. Springer-Verlag Berlin.
- [113] D. Radaj (1985): Gestaltung und Berechnung von Schweißkonstruktionen- Ermüdungsfestigkeit. Deutscher Verlag für Schweißtechnik (DVS), Düsseldorf.
- [114] E. Siebel, M. Stieler (1955): Ungleichförmige Spannungsverteilung bei schwingender Beanspruchung. VDI-Zeitschrift 97:5, S. 121-126.
- [115] H. Neuber (1968): Über die Berücksichtigung von Spannungskonzentrationen bei Festigkeitsberechnungen. Konstruktion 20:7, S. 245-251.
- [116] V.B. Köttgen, R. Olivier, T. Seeger (1991): Schwingfestigkeitsanalyse für Schweißverbindungen auf der Grundlage örtlicher Beanspruchungen. DVD-Bericht 133, DVS-Verlag, Düsseldorf.
- [117] H.D. Baehr, K. Stephan (1998): Wärme- und Stoffübertragung. Springer Verlag, Berlin.
- [118] M. Al-Arabi, M.K. El-Riedy (1997): Natural convection heat transfer from isothermal horizontal plates of different shapes. Int. Journal Heat Mass Transfer 19, S. 1049-1053.
- [119] E.U. Schlüder, V. Gnielinski, H. Martin (1997): VDI-Wärmeatlas, Berechnungsblätter für den Wärmeübergang. Springer Verlag, Berlin.
- [120] A. Pitter (1992): Dreidimensional-instationäre Simulation von Temperaturfeldern beim WIG-Schweißen von Werkstücken mit temperaturabhängigen Materialkennwerten. Dissertation, TU-Clausthal.
- [121] T.R. Gurney (1979): Fatigue of Welded Structures, 2nd ed. Cambridge University, Cambridge.

- [122] T.R. Gurney (1962): Fatigue Tests on Butt and Fillet Welded Joints in Mild and High Tensile Structural Steels. British Welding Journal, S. 614-620.
- [123] J.W. Fisher, K.H. Frank, M.A. Hirt (1970): Effect of Weldments on the fatigue strength of steel beams. National Cooperative Highway Research Program Report 102, Lehigh University, Bethlehem, Pennsylvania.
- [124] I. Varfolomeyev, D. Ivanov, L. Hodulak (2009): Compendium of Stress Intensity Factor and Limit Load Solutions. Documentation IWM Verb 8.0, Fraunhofer Institute for Mechanics of Materials, Freiburg.
- [125] R. Olivier, D. Ritter (1979): Wöhlerlinien für Schweißverbindungen aus Baustählen. Bericht Nr. 56, Deutscher Verlag für Schweißtechnik (DVS), Düsseldorf.

Anhang A: Herstellung der Kleinproben



Die Herstellung der Proben beinhaltet das Verschweißen zweier Bleche als Stumpfstoß. Die dafür erforderlichen Arbeiten für jede Probe umfassen folgende Schritte:

1. Herausbrennen einzelner Bleche (330 x 250 x 15 mm) aus einer Platte.
2. Vorbereitung der Nahtflanken durch Anfräsen
3. Ausrichten der Proben im Versuchsstand, Markierung der Bohrlöcher sowie der Zugehörigkeit beider Platten
4. Bohren der insgesamt 11 Bohrlöcher je Probe für M30-Schrauben
5. Entgraten der Bohrlöcher, Schleifen der Nahtflächen um Schweißfehlern vorzubeugen
6. Erneutes Ausrichten und Spannen der Proben im Versuchsstand, Schraubverbindungen befestigen
7. Befestigung der keramischen Badunterlage
8. Ausrichtung und Einstellung des Schweißautomaten
9. Einstellung des Hydraulikzylinders (Wegsteuerung, Weg=0)
10. Schweißen der Proben (4-6 Lagen, abhängig vom Luftspalt)
11. Einstellung des Hydraulikzylinders (Kraftsteuerung, Kraft=0)
12. Lösen der insgesamt 22 Schraubverbindungen
13. Ausbau der Probe

Die Schweißparameter, die nach genauer Anpassung verlangten, werden im Folgenden tabellarisch aufgeführt. Der Parameter T_{seite} , der als zeitlicher Faktor die Verweildauer an den Nahtflanken angibt und damit den Weg der Düse entlang dieser festlegt, sollte möglichst eine Sekunde betragen.

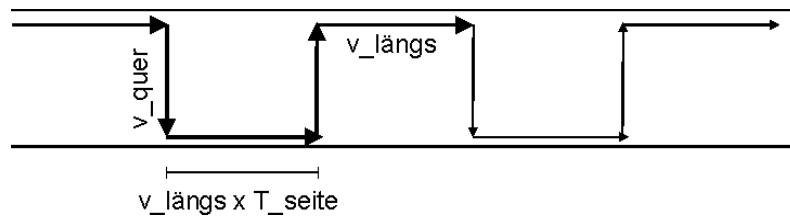


Abbildung A1 Schweißparameter Pendeltechnik

Die Schweißgeschwindigkeit in Querrichtung ist deutlich höher als die in Längsrichtung. Wie bei der Strichraupentechnik ist auch bei der Pendeltechnik darauf zu achten, dass die Schmelze etwas vor die Düse läuft, bei zu hohen Geschwindigkeiten ist dies nicht einzuhalten, zudem besteht die Gefahr des Abreißen des Lichtbogens. Läuft die Schweißdüse allerdings in Querrichtung von einer Nahtflanke zur anderen, darf sie nicht in die Schmelze eindringen, daher ist die Geschwindigkeit hierbei schneller einzustellen.

Tabelle A1 Schweißparameter Strichraupentechnik (Schweißposition PA)

Lage	8 mm Spaltweite		15 mm Spaltweite		30 mm Spaltweite	
	v_längs [mm/s]	Stromstärke [A]	v_längs [mm/s]	Stromstärke [A]	v_längs [mm/s]	Stromstärke [A]
Wurzel	2,4	235	2,1	250	3,1	200
1	4,8	255	4,3	250	4,5	250
2 ff.	4,8	250	4,3	250	4,3	250

Tabelle A2 Schweißparameter Pendeltechnik (Schweißposition PF)

Lage	8 mm Spaltweite			30 mm Spaltweite		
	v_längs [mm/s]	v_quer [mm/s]	Stromstärke [A]	v_längs [mm/s]	v_quer [mm/s]	Stromstärke [A]
Wurzel	5,5	4,4	135	4,2	4,3	135
1	12	4,6	170	9,7	3,8	180
2 ff.	17	4,5	170	22,2	2,5	190

Tabelle A3 Schweißparameter Pendeltechnik (Schweißposition PA)

Lage	8 mm Spaltweite			30 mm Spaltweite		
	v_längs [mm/s]	v_quer [mm/s]	Stromstärke [A]	v_längs [mm/s]	v_quer [mm/s]	Stromstärke [A]
Wurzel	4	7,4	180	4,2	11,5	180
1	4,5	8,2	190	4,3	11,5	185
2 ff.	4,8	9,7	190	3,8	10	205

Anhang B: Anriss- und Bruchflächenanalyse der Kleinproben

Ausgeprägte Unterschiede im Bruchbild wurden besonders hinsichtlich des Anrissortes in Nahtlängsrichtung deutlich. Abbildung B2 zeigt diese Anrissorte für alle Probenserien, wobei ausschließlich der Anrissort x betrachtet wird. Dieser wurde vom Probenrand in mm gemessen, wobei die Schweißrichtung der positiven x -Richtung entspricht (Abbildung B1).

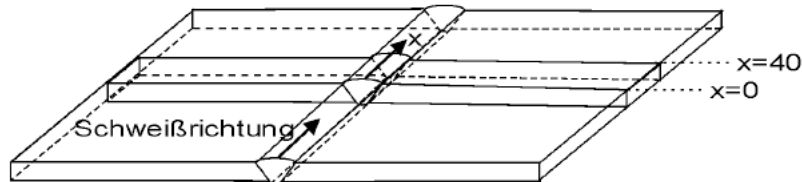
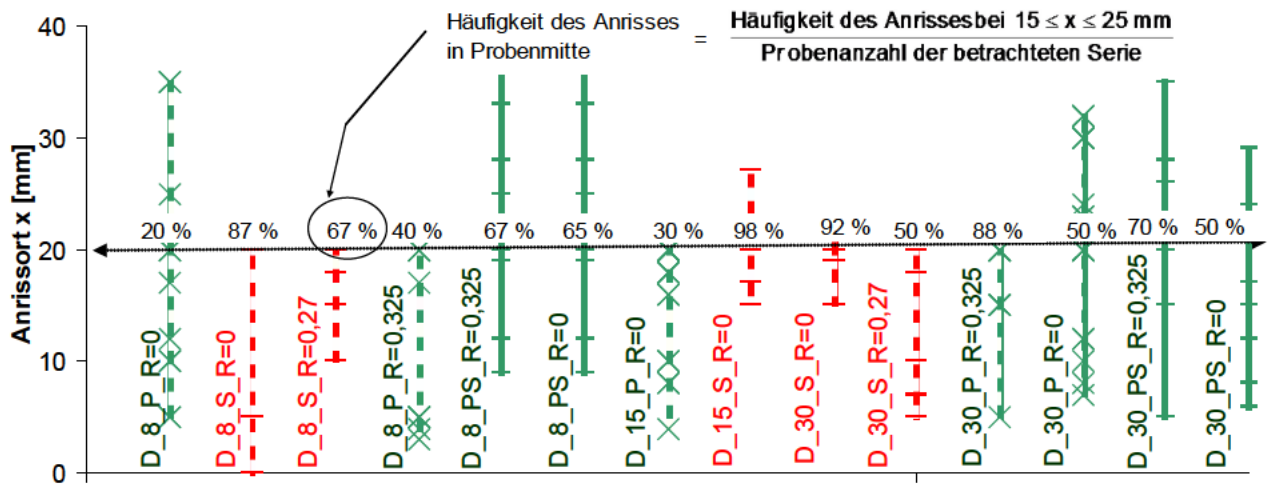


Abbildung B1 Geometrische Definition des Anrissortes



D=D36, 8/15/30=Spaltbreite, P=Pendeltechnik, S=Strichraupentechnik, PS=Pendeltechnik steigend geschweißt, R=Grenzspannungsverhältnis

Abbildung B2 Anrissort nach Probenserien geordnet

Die obige Abbildung zeigt, dass die mit der Strichraupentechnik verschweißten Proben sehr häufig von der Probenmitte aus maßgebliche Anrisse aufweisen. Die Pendeltechnik-Proben rissen meist nahe den Probenrändern an. Dies sollen die in Prozent angegebenen Häufigkeiten der mittig gerissenen Proben jeder Serien verdeutlichen, wobei die Strichraupentechnik-Proben eine Häufigkeit größer als 50% aufweisen. Die Pendeltechnik-Proben hingegen liegen häufig unter 50%. Ein Zusammenhang oder Einfluss der Spaltweitenvariationen lässt sich anhand der Anrissorte nicht erkennen. Tabelle B1 zeigt exemplarische Bruchbilder zu Abbildung B2. Hinsichtlich der Form der Bruchbilder fiel auf, dass die Strichraupentechnik-Proben größtenteils halbelliptische Rissfronten zeigten. Die Pendeltechnik-Proben hingegen haben ein viertelellipsenförmiges Anrissbild.

Das Verhältnis der Flächen des Gewaltbruchs beim Vergleich beider Schweißtechniken ist über die Gesamtprobenmenge sehr unterschiedlich und lässt keine eindeutige Tendenz zu. Auch direkte Zusammenhänge zwischen der Gewaltbruchfläche und der Lebensdauer konnten nicht spezifiziert werden. Tabelle B2 vergleicht die Bruchbilder eines 8 mm Luftspaltes beider Schweißtechniken. Hieraus kann man erkennen, dass die Gewaltbruchfläche der Strichraupentechnik-Probe sehr gering ist im Vergleich zur Pendeltechnik-Probe. Dennoch ist die erreichte Lastspielzahl für letztere fast doppelt so hoch bezogen auf die Strichraupentechnik-Probe.

Tabelle B1 Bruchbilder der D-Proben, 8 und 15 mm Spalt, s und p





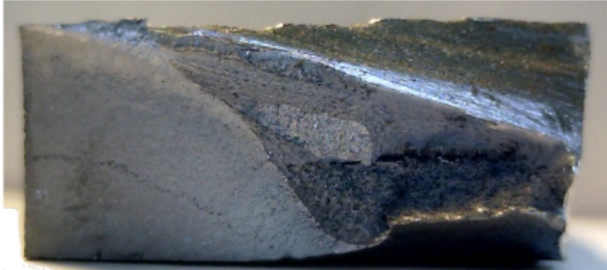

D_13_8_3 P	D_45_8_3 S	D_5_15_2 P	D_48_15_5 S
8 mm Luftspalt Pendeltechnik	8 mm Luftspalt Strichraupentechnik	15 mm Luftspalt Pendeltechnik	15 mm Luftspalt Strichraupentechnik
			
-ausgeprägt vierteil- ellipsenförmiges Bruchbild - mehrere Anrisse in der Wurzelkerbe	- gleichmäßiges, halb- ellipsenförmiges Bruchbild - Hauptanriss mittig in der Wurzelkerbe	vierteilellipsenförmiges Bruchbild - mehrere Anrisse in der Wurzelkerbe	halbellipsenförmiges Bruchbild - mehrere kleinere Anrisse in der Wur- zelkerbe

Tabelle B2 Vergleich der Bruchbilder des 8 mm breiten Luftspaltes

D_11_8_5 Pendeltechnik	D_44_8_4 Strichraupentechnik
	
257.677 Lastwechsel	131.500 Lastwechsel

Ein weiteres besonderes Kennzeichen der Strichraupentechnik-Proben ist, dass der Riss von unten nach oben läuft, allerdings ein zweiter Anriss von der oberen Kerbe zu sehen ist. Anrisse sowohl oben als auch unten waren vermehrt bei der Strichraupentechnik sichtbar, ein Beispiel ist in Abbildung B3 dargestellt.

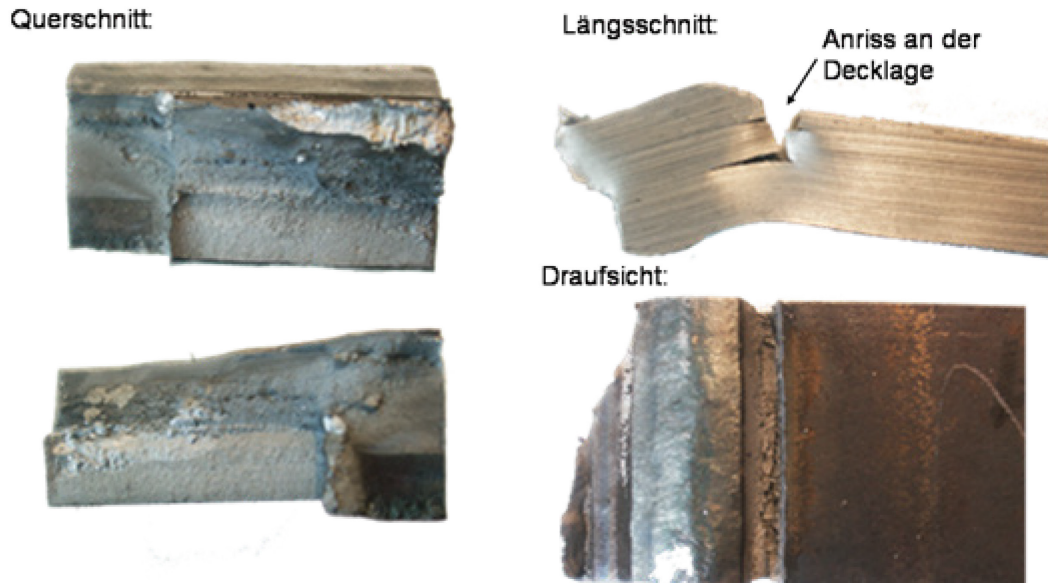


Abbildung B3 Bruchbild einer Probe mit 30 mm Luftspalt (Strichraupentechnik, A235)

Die Risserkennung an der oberen Kerbe war bei einigen Proben schwierig, da die Risse sehr klein waren. So deutlich wie in Abbildung B3 stellt sich das Anrissbild der Proben in Abbildung B4 nicht dar. Diese Anrisse konnten für alle Proben der Strichraupentechnik mit der Spaltweite 8 und 15 mm erkannt werden, wobei die Risse teilweise nicht mit dem Auge zu erkennen waren. Für den 30 mm breiten Luftspalt traten die Anrisse von oben durchgängig nur für Proben mit dem Grundmaterial A235 auf, die mit der Stahlorte D36 verschweißten Proben ließen einen Anriss von oben nur noch sehr selten erkennen.

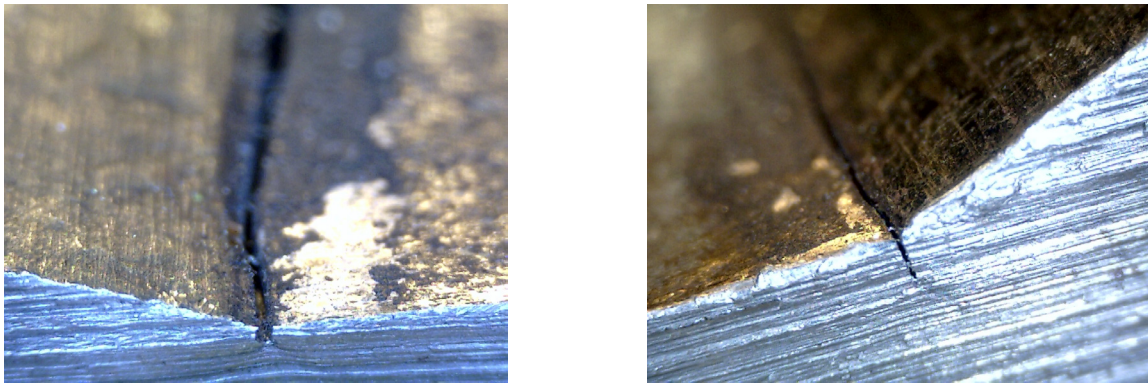


Abbildung B4 Exemplarische Aufnahmen durchgängiger Anrisse an der oberen Kerbe (Strichraupentechnik-Proben)

Ein ebenfalls bei der Strichraupentechnik häufig aufgetretenes Rissverhalten ist in Abbildung B5 dargestellt. Hierbei sind alle Nahtübergänge angerissen. Die Frage warum der Riss, der letztlich zum Bruch führte, statt der anderen Anrisse dominierend war, kann verschiedene Ursachen haben. Der maßgebende Riss war schneller als die übrigen, was mikro- oder makroskopische, metallurgische oder strukturelle Ursachen haben kann.

Bei den mit der Pendeltechnik verschweißten Proben fiel ein anderes Phänomen auf: Die Bruchflächen ließen meist statt eines deutlichen Einzelanrisses mehrere kleine Risse erkennen, die sich im Laufe der dynamischen Belastung zu einem Riss vereinigt hatten. Bei den Strichraupentechnik-Proben hingegen war jeweils ein kritischer Riss in der Bruchebene zu sehen.

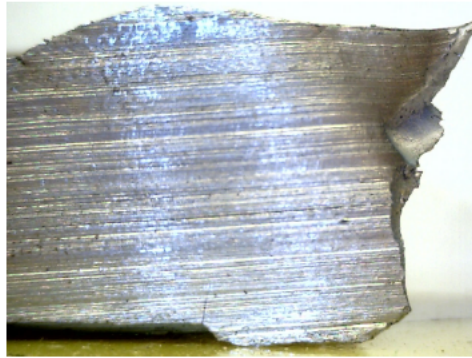


Abbildung B5 Anriss an allen Nahtübergängen (Strichraupentechnik-Probe)

In Abbildung B6 wird die Verbindung zwischen den Anrissen und den Stellen deutlich, an denen die Gasdüse die Nahtflanken gestreift hat. Bei der Strichraupentechnik wird entlang der Nahtflanken eine gerade Spur gezogen, so dass keine rissursächlichen Stellen durch die Schweißtechnik hervorgerufen werden; die gezeigte Pendeltechnik-Probe hingegen weist mehrere prozessbedingte Pendelkerben auf, welche für das Auftreten mehrerer Anrisse im Bruchbild ursächlich sind.

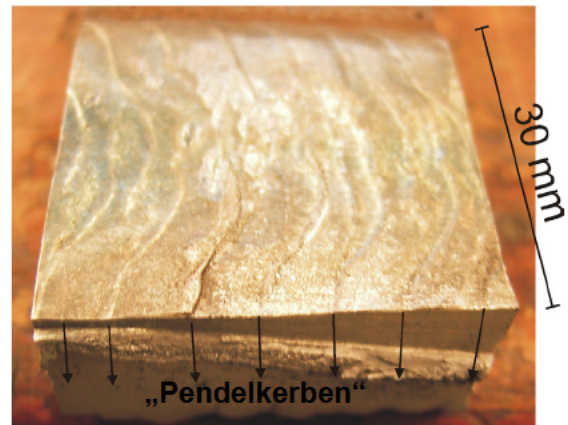
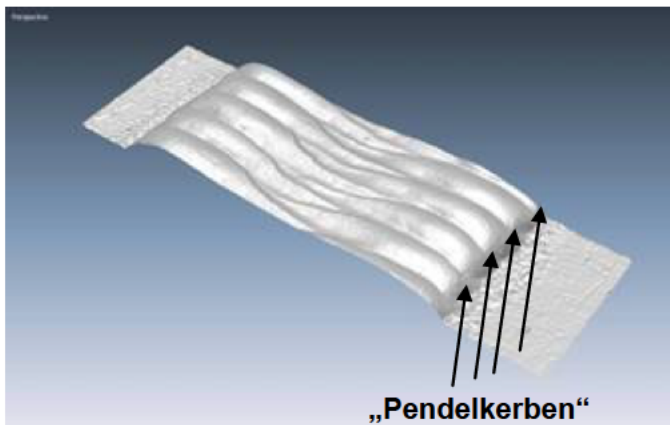


Abbildung B6 Bruchbild einer Pendeltechnik-Probe mit 30 mm breitem Luftspalt

Anhang C: Einfluss der schweißbedingten Vorverformungen

Im Rahmen der Ausführungen in Kapitel 4.3 wurde deutlich, dass die Vorzeichen hinsichtlich der Winkelschrumpfung ϕ für die angewandten Schweißtechniken unterschiedlich sind. Abbildung C1 stellt das Ergebnis der berechneten Winkelschrumpfung sowie des Kantenversatzes e/t dar. Hierbei sind alle Proben aufgelistet, sie wurden ihrer Serie entsprechend geordnet. Insgesamt erreicht die Winkelschrumpfung Werte von maximal von $1,5^\circ$, der relative Kantenversatz e/t (e =Kantenversatz, t =Plattendicke) liegt als maximaler Absolutwert bei $0,15$. Während die mit S (Strichraupentechnik) gekennzeichneten Proben einen positiven Wert um $\phi = 1^\circ$ aufweisen, liegen die Werte der mit P (Pendeltechnik) markierten Proben im Mittel bei $-0,5^\circ$.

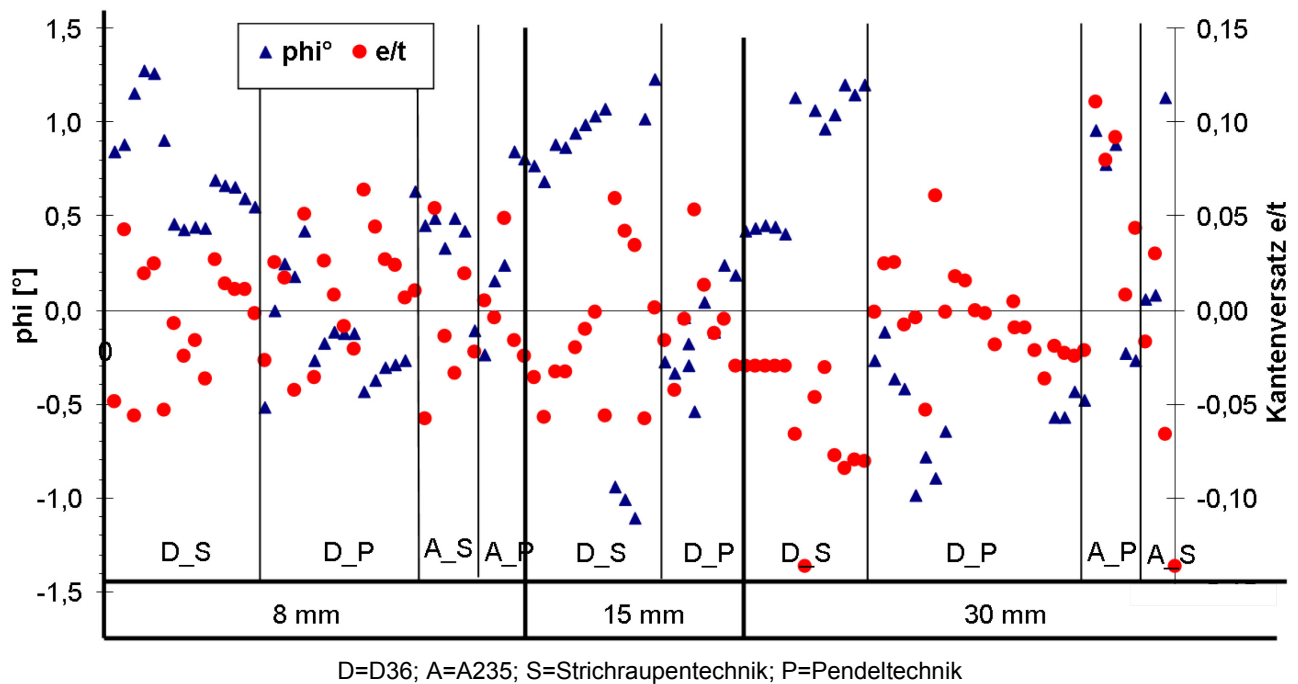


Abbildung C1 Winkelschrumpfung ϕ (blau) und Kantenversatz e/t (rot) über alle Proben (D36)

Ein negativer Winkelverzug ist mit einer Aufdachung der Probe gleichzusetzen, ein positiver Wert indiziert einen Nahteneinfall. Eine Veranschaulichung der Vorzeichen wird in Abbildung C2 vorgestellt. Ein Vorzeichenwechsel des Kantenversatzes bedeutet eine Spiegelung des gezeigten Bildes.

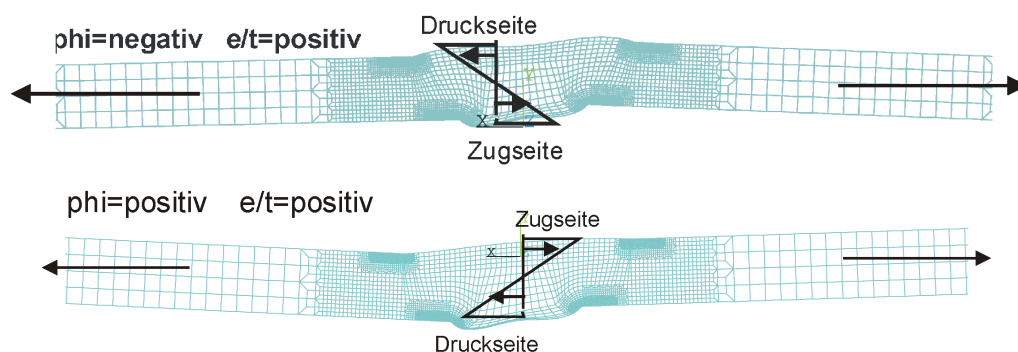


Abbildung C2 Vorzeichendefinition von Winkelverzug und Kantenversatz

Mit den beiden kennzeichnenden Werten Winkelverzug und Kantenversatz ließe sich der hierdurch höchstbeanspruchte Nahtübergang theoretisch voraussagen (siehe Kapitel 4.3). Hinzu kommt, dass sich nach IIW [84] ein Spannungserhöhungsfaktor K_s berechnen lässt, der dem Umstand Rechnung trägt, dass aufgrund der Vorverformung Strukturspannungserhöhungen zu berücksichti-

gen sind. Dieser Erhöhungsfaktor ergibt sich aus der Summe einzelner Erhöhungsfaktoren, welche aus dem Winkelverzug und dem Kantenversatz berechnet werden. Das Ergebnis der Überlagerung ist in Abbildung C3 dargestellt.

Nach IIW [84] sind die Spannungserhöhungen bis zu einem Erhöhungsfaktor von 1,3 in den Kerbfallklassen des Nennspannungskonzeptes bereits enthalten. Das Diagramm zeigt, dass Teile jeder Probenserie diesen Wert überschreiten. Für die Pendeltechnik liegt der Durchschnitt des Spannungserhöhungsfaktors knapp unterhalb 1,3, die Strichraupentechnik-Proben hingegen liegen durchschnittlich über 1,3. Bei den Strichraupentechnik-Proben mit einem Luftspalt von 30 mm waren auch die kleinsten Verformungen so groß, dass kein Wert $K_s=1,3$ unterschreitet.

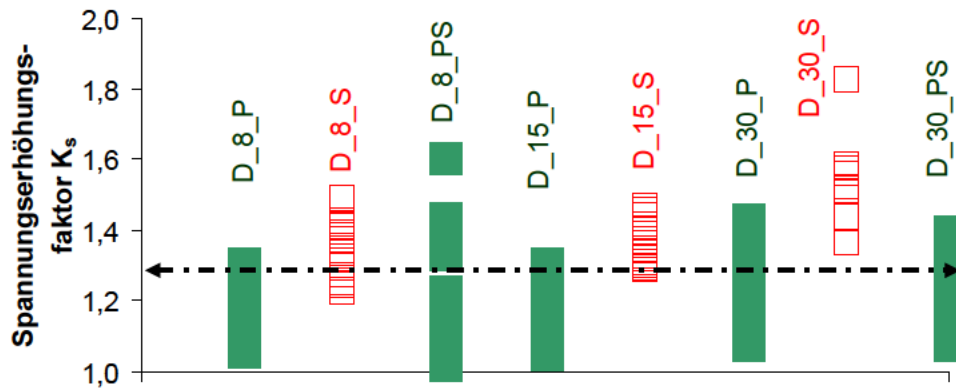


Abbildung C3 Spannungserhöhungsfaktor aus Winkelverzug und Kantenversatz nach IIW [27]

Inwiefern diese Einflüsse sich auf die Lastspielzahlen auswirken, wird in den Abbildungen C4 und C5 diskutiert. Diese Darstellungsweise erlaubt die Feststellung von Zusammenhängen zwischen Vorverformung und den erreichten Lastspielzahlen und gibt damit Hinweise auf positive oder negative Einflüsse der verschiedenen Kombinationen von Winkelverzug und Kantenversatz.

Abbildung C4 verdeutlicht erneut die unterschiedlichen Verformungsrichtungen der beiden Schweißtechniken und vermittelt zudem einen Überblick über die Häufigkeit des Abweichens einer Probenserie von der üblichen Verformungsrichtung. Die Pendeltechnik-Proben beispielsweise zeigen häufiger einen positiven Wert für phi als die Strichraupentechnik-Proben einen negativen, die Streuung des Winkelverzugs scheint damit für Erstere größer. Der Großteil der Pendeltechnik-Proben mit positivem Vorzeichen gehört zu den PF-geschweißten Stößen.

Insgesamt lässt sich keine Beeinflussung durch den Winkelverzug feststellen. Die Lastspielzahlen für beide Vorzeichen von phi sind im Mittel ähnlich.

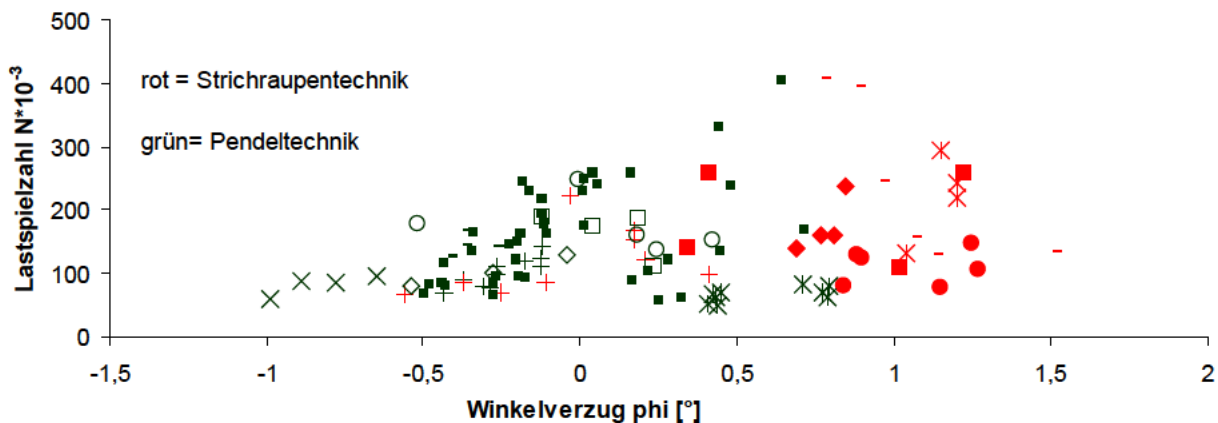


Abbildung C4 Einfluss des Winkelverzugs auf die Bruchlastspielzahl (D36)

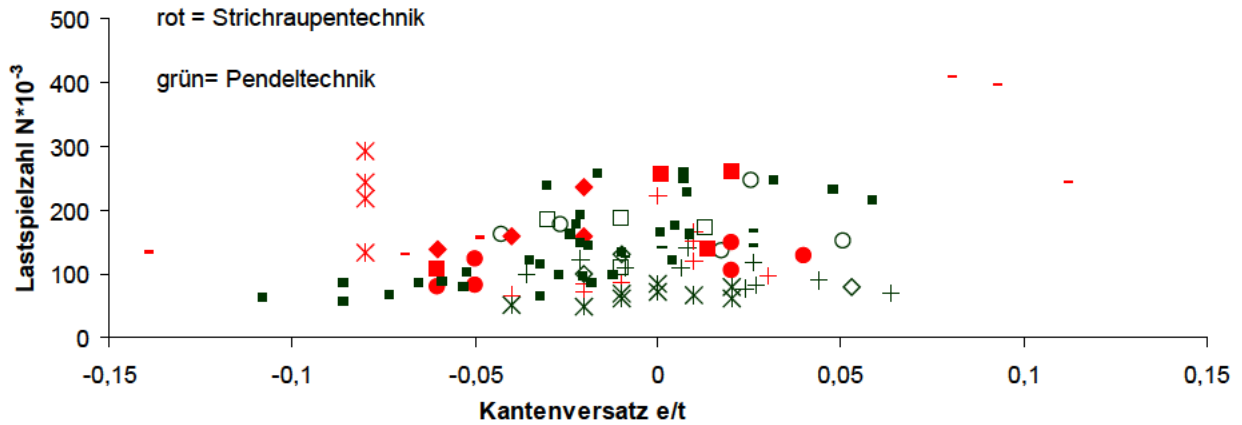


Abbildung C5 Einfluss des Kantenversatzes auf die Bruchlastspielzahl (D36)

Durchschnittlich lag der Winkelverzug für die Pendeltechnik zwischen 0° und $-0,5^\circ$, für die Strichraupentechnik zwischen $0,5^\circ$ und 1° . Abbildung C5 zeigt analog den Einfluss des Kantenversatzes. Auch hier lässt sich kein eindeutiger Zusammenhang zwischen dem Kantenversatz und den Lastspielzahlen ausmachen.

Anhang D: Werkstoffcharakterisierung der Kleinproben

Um auszuschließen, dass sich in der Naht Schweißfehler (Lunker, Bindefehler) oder andere Auffälligkeiten befinden, fanden Untersuchungen mittels eines Rasterelektronenmikroskops (REM) statt. Zum einen wurden zwei Proben exemplarisch am Institut für Metallkunde und Werkstofftechnik der TUHH unter Mithilfe von Prof. Albrecht untersucht. Zum anderen fand eine davon unabhängige Analyse bei der GKSS statt. Zielsetzung hierbei war die Darstellung der Gefügemorphologie in den Bereichen Grundwerkstoff, Wärmeeinflusszone und Schweißnaht.

Zunächst werden die Untersuchungen an der TUHH vorgestellt. Hierbei handelt es sich im Wesentlichen um eine Bruchflächenanalyse. Das verwendete REM ist in Abbildung D1 dargestellt.

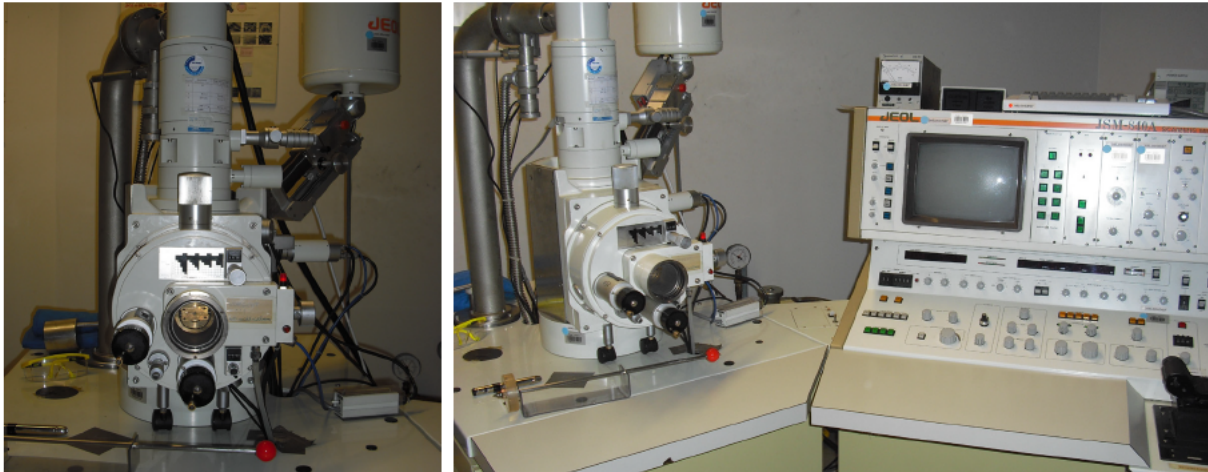


Abbildung D1 Rasterelektronenmikroskop (TUHH)

Jeweils eine Probe mit 30 mm breitem Luftspalt beider Schweißtechniken wurde untersucht. Die Proben stammen aus den Ermüdungsversuchen, die Bruchflächen wurden vorsichtig herausgetrennt und sind in Abbildung D2 dargestellt.

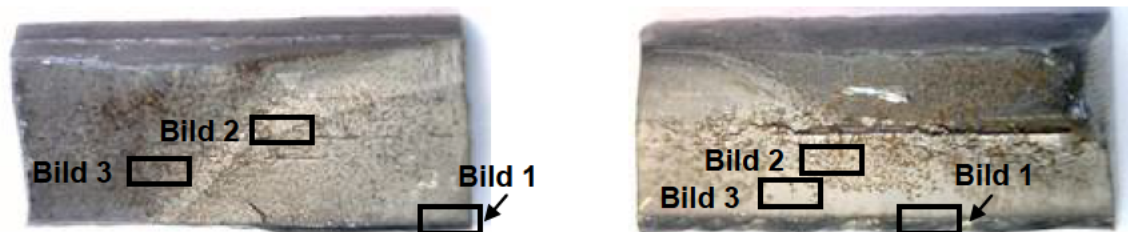
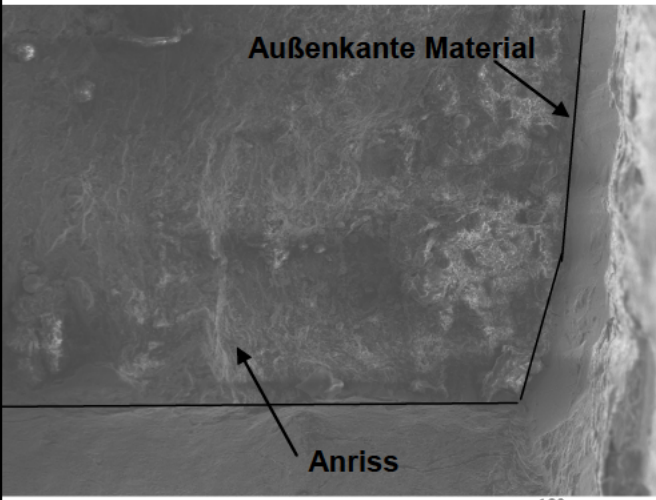
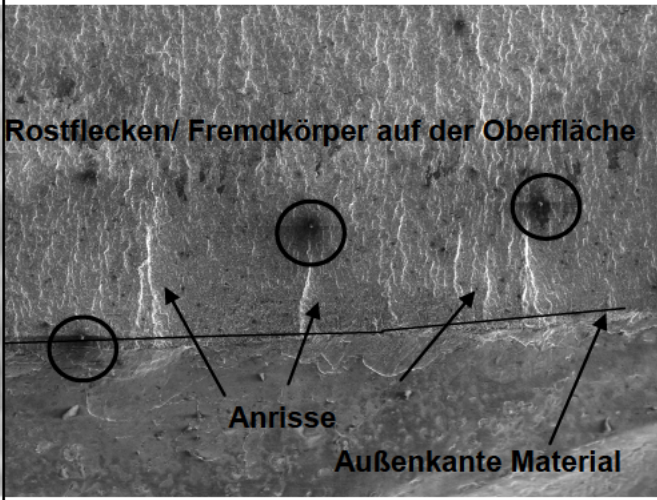
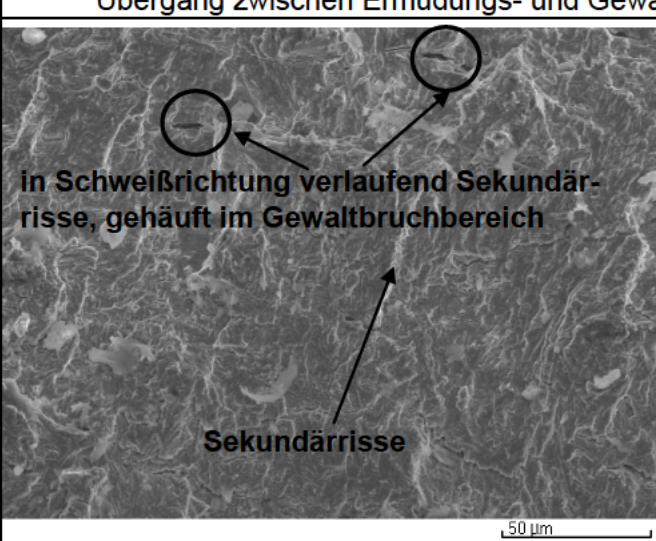
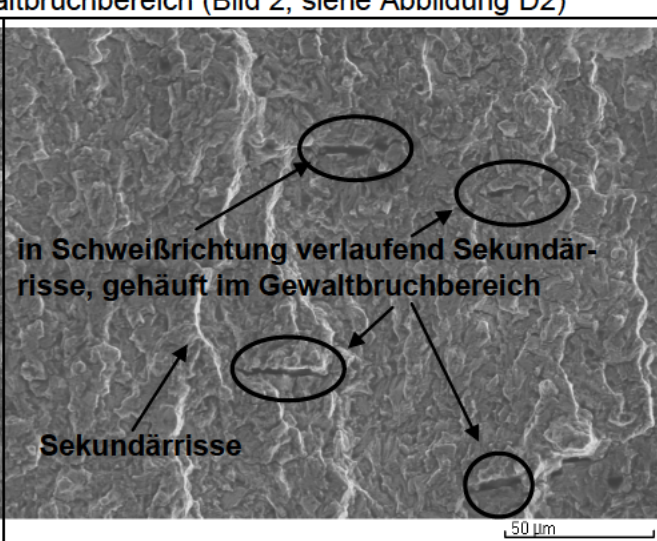
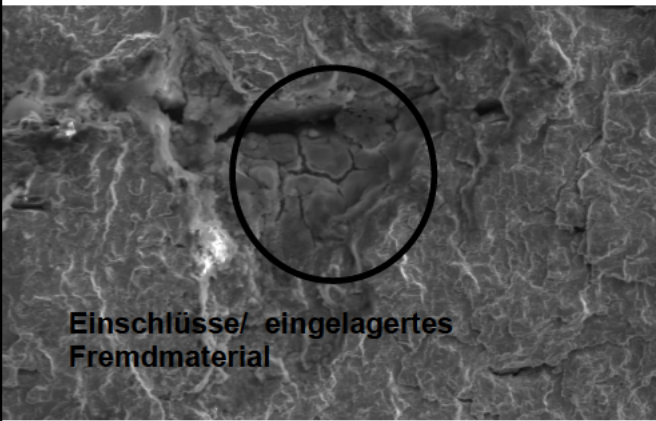
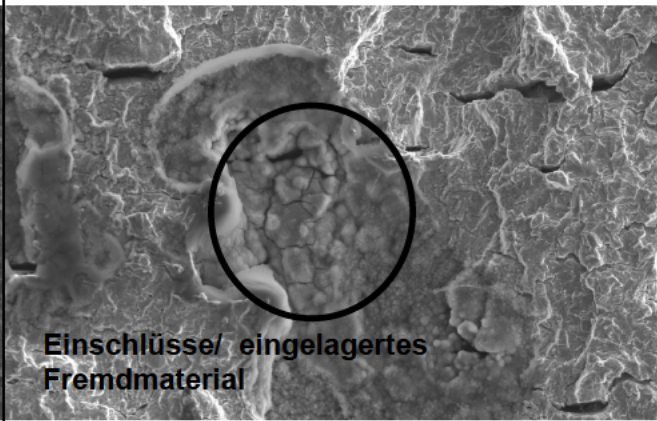


Abbildung D2 Untersuchte Bruchflächen (links: Strichraupentechnik, rechts: Pendeltechnik)

Die Bruchflächen beginnen bereits auf der Bruchfläche zu rosten. Daher wurden beide Proben in einem Acetonbad mittels Ultraschall gesäubert. Einige Aufnahmen der anschließenden Mikroskopie sind in Tabelle D1 dargestellt. Signifikante Unterschiede konnten nicht beobachtet werden.

Tabelle D1 Bruchflächenanalyse

Strichraupentechnik	Pendeltechnik
Mutmaßlicher Anrissort (unterer Probenrand, Bild 1, siehe Abbildung D2)	
 <p>Außenkante Material</p> <p>Anriss</p> <p>100 µm</p>	 <p>Rostflecken/ Fremdkörper auf der Oberfläche</p> <p>Anrisse</p> <p>Außenkante Material</p>
Übergang zwischen Ermüdungs- und Gewaltbruchbereich (Bild 2, siehe Abbildung D2)	
 <p>in Schweißrichtung verlaufend Sekundärrisse, gehäuft im Gewaltbruchbereich</p> <p>Sekundärrisse</p> <p>50 µm</p>	 <p>in Schweißrichtung verlaufend Sekundärrisse, gehäuft im Gewaltbruchbereich</p> <p>Sekundärrisse</p> <p>50 µm</p>
Fremdeinschlüsse (Bild 3, siehe Abbildung D2)	
 <p>Einschlüsse/ eingelagertes Fremdmaterial</p>	 <p>Einschlüsse/ eingelagertes Fremdmaterial</p>

Für die Pendeltechnik-Probe konnten auf der ganzen Anrissfront viele kleine Anrisse erkannt werden, für die Strichraupentechnik-Probe hingegen wurde in der vermuteten Ermüdungsbruchfläche nur ein Anriss entdeckt. In dem Übergangsbereich zwischen Ermüdungs- und Gewaltbruch, besonders aber in der Gewaltbruchzone sind mehrere kleine horizontal verlaufene Risse aufgefallen.

Diese 0,5 bis 1 mm langen Risse traten bei beiden Proben auf, wobei die Häufigkeit bei der Pendelprobe deutlich höher war. An beiden Proben waren zudem vereinzelt Einlagerungen zu erkennen, die anhand einer chemischen Analyse (Abbildung D3) hauptsächlich als Eisen identifiziert wurden. Auch diese Einlagerungen waren nicht in der Ermüdungszone zu finden und wurden insgesamt nicht mehr als drei Mal je Probe festgestellt.

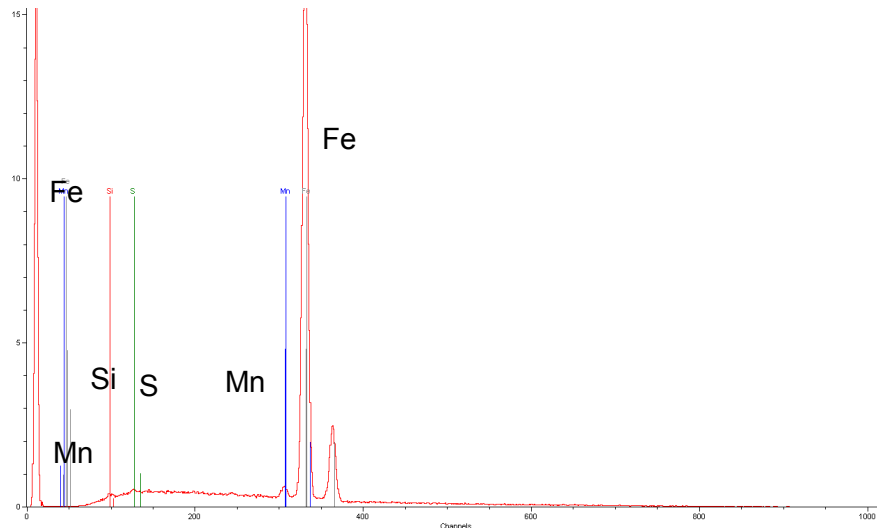


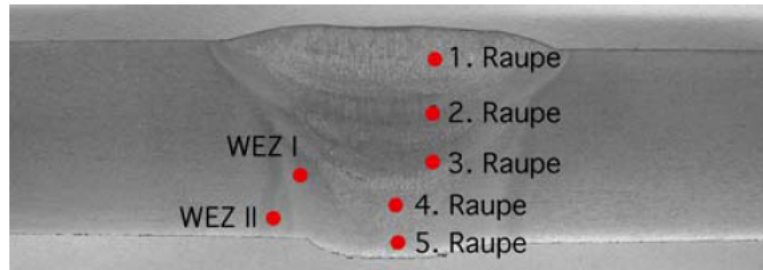
Abbildung D3 Chemische Analyse der Einlagerungen

Die REM-Untersuchungen der GKSS beziehen sich nicht auf die Bruchfläche, sondern auf den Probenquerschnitt senkrecht zur Schweißnaht (Abbildung D4). Insgesamt wurden drei Proben untersucht, von denen zwei einen 8 mm (je eine Strichraupentechnik- und eine Pendeltechnik-Probe) und eine einen 30 mm (Strichraupentechnik-Probe) breiten Luftspalt aufweisen. Die Schweißnahtproben wurden feingeschliffen, poliert und geätzt.

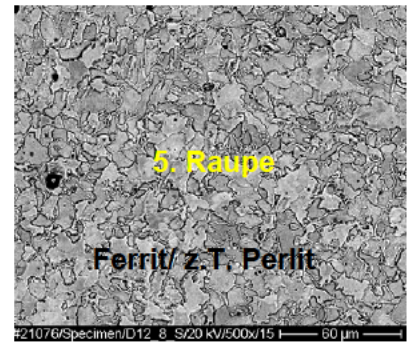
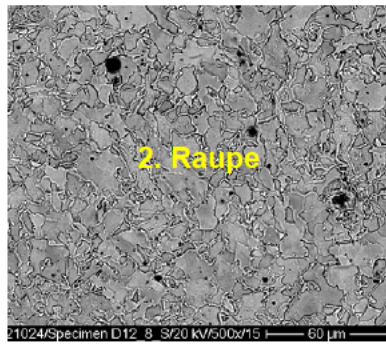
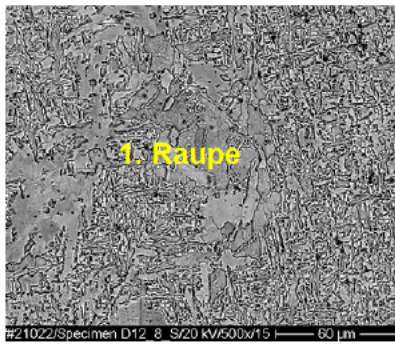
Die wesentlichsten Ergebnisse sind im Folgenden aufgelistet:

- Das Grundwerkstoffgefüge besteht aus globularen α -Fe-Körnern und Perlit in horizontaler zeitlicher Anordnung
- Beim Übergang in die Wärmeeinflusszone löst sich der Perlit allmählich und ist in der Wärmeeinflusszone nahe der Schmelzlinie praktisch nicht mehr vorhanden
- Das Schweißgut ist an der Oberseite (Raupe 1) aus Lanzettmartensit aufgebaut.
- Bei der Pendeltechnik sind die darunter befindlichen Lagen durch mehrere Temperaturzyklen so beeinflusst worden, dass der Lanzettmartensit aufgelöst worden und ein globulares Gefüge aus α -Fe-Körnern entstanden ist
- Die Strichraupentechnik-Proben weisen beim 8 mm breiten Luftspalt martensitisches Gefüge in der Wurzellage auf, beim 30 mm breiten Luftspalt hingegen nicht
- In der Schweißnaht konnten Oxideinschlüsse festgestellt werden, Hauptbestandteil war Mangan
- Abbrandverluste beim Schweißen waren nicht zu erkennen, die chemische Zusammensetzung des Schweißgutes entspricht somit annähernd der des Grundmaterials

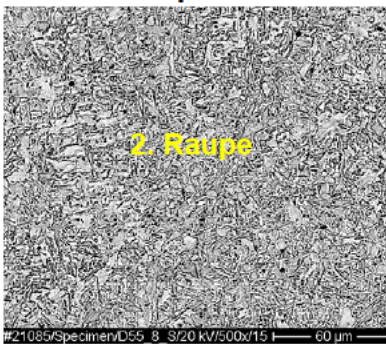
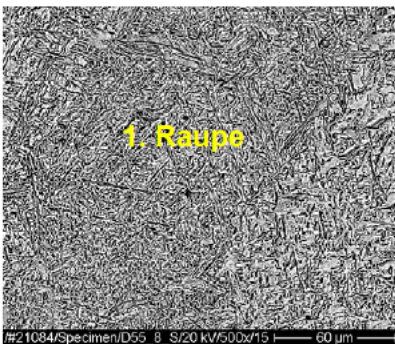
Insgesamt entsprechen die Untersuchungen den Auswertungen des Härtemessungen (vgl. Kapitel 4.5). In der Wurzellage der Strichraupentechnik-Proben ist ein sehr viel weiches Gefüge zu finden als in der Decklage.



Pendeltechnik



Strichraupentechnik



Lanzettmartensit

Ferritkörner mit Einschlüssen

Ferritkörner mit Einschlüssen

Abbildung D4 Untersuchungsquerschnitt für das REM (GKSS), 8 mm Luftspalt, D36

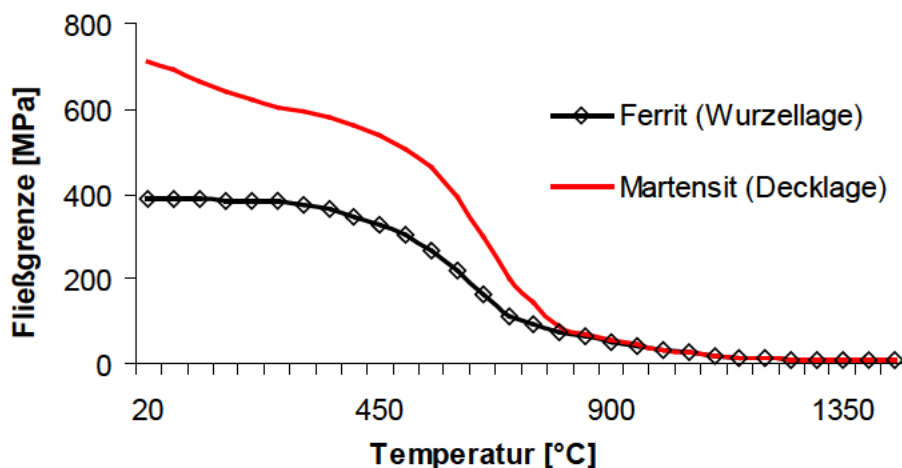


Abbildung D5 Temperaturabhängige Fließgrenzen für Martensit und Ferrit [35]

Abbildung D5 zeigt den Vergleich der Fließgrenzen von Ferrit und Martensit in Abhängigkeit von der Temperatur. Hieraus wird ersichtlich, dass nach vollständiger Abkühlung der Schweißnaht im Bereich der Decklage eine Fließgrenze zwischen 650 MPa und 750 MPa zu finden ist. In der Wurzellage hingegen liegt die Streckgrenze nahe der des Grundmaterials D36 bei ca. 400 MPa. Das

Wurzelmaterial ist sehr viel weicher, ein Anriss würde durch die Materialzusammensetzung eher in der Wurzel auftreten. Hinzu kommt, dass auch innerhalb eines recht breiten Temperaturspektrums eine große Beeinflussung durch die unterschiedlichen Gefüge zu erwarten ist. Die Differenzen der Fließgrenzen bis 450°C liegen noch bei z.T. über 200 MPa. Diese Temperaturbereiche werden während des Schweißens der vier bis fünf Lagen mehrfach durchlaufen.

Lebenslauf

Name: Zacke

Vorname: Sonja

Geburtsdatum: 12.07.1982

Geburtsort,-land: Burg b. Magdeburg, Deutschland

1989-1993: Grundschule am Stadtsee in Stendal

1993-2002: Comenius Gymnasium in Stendal

2002-2007: Studium des Bauingenieurwesens an der Leibniz Universität in Hannover
Abschluss: Diplom Bauingenieurin

2007-2012: Wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Konstruktion und Technik der
Technischen Universität Hamburg-Harburg

seit 2012: Berechnungsingenieur für Strukturmechanik bei der Flensburger Schiffbau-
Gesellschaft