

**Betriebsfestigkeit von Dünoblech-Montagestößen
mit werftüblichen Imperfektionen im Schiffbau**

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

von
Lars Eggert

aus
Wolfsburg

2015

Vorsitzender des Prüfungsausschusses:

Prof. Dr.-Ing. Moustafa Abdel-Maksoud

1. Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Fricke

2. Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. Claus Emmelmann

Tag der mündlichen Prüfung:

14. September 2015

© Schriftenreihe Schiffbau der Technischen Universität Hamburg-Harburg

Schwarzenbergstraße 95c

D-21073 Hamburg

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

Bericht Nr.: 687

ISBN 978-3-89220-687-3

Vorwort

Diese Arbeit entstand nebenberuflich während meiner Tätigkeit bei der ehemals Nordseewerke GmbH, Emden und der Fr. Lürssen Werft GmbH & Co KG, Bremen in Zusammenarbeit mit dem Institut für Konstruktion und Festigkeit von Schiffen an der Technischen Universität Hamburg-Harburg.

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Fricke. Mit der fachlichen Betreuung dieser Arbeit und seiner Unterstützung ermöglichte er es mir, die vorliegende Arbeit als externer Doktorand anfertigen zu können.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Claus Emmelmann danke ich herzlich für die Übernahme des Zweitgutachtens meiner Arbeit.

Ein Glücksfall war die Förderung meiner fachlichen Entwicklung durch Herrn Dr.-Ing. Karl Hutschenreiter. Er motivierte mich zu dieser Arbeit und die fachlichen Diskussionen, auch weit über dieses Thema hinaus, waren eine echte Bereicherung und haben mir viel Freude bereitet. Ihm danke ich ganz besonders.

Ein ebensolcher Dank gilt Herrn Dr.-Ing. Hans Paetzold. Insbesondere im Hinblick auf meine externe Tätigkeit in Emden und später in Bremen und den damit verbundenen Herausforderungen war er stets eine große Hilfe. Dieser Dank schließt die Mitarbeiter am Institut für Konstruktion und Festigkeit ein.

Selbstverständlich gilt mein Dank auch meinen Eltern und meinem Bruder Wilm, die mir durch ihre Unterstützung und ihren Rückhalt den Weg geebnet haben. Ganz große Anerkennung verdient meine liebe Frau Verena, ohne deren Geduld und Unterstützung meine Arbeit sicherlich nicht zum Abschluss gekommen wäre.

Bremen-Vegesack, im September 2015

Lars Eggert

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung.....	1
1.1	Motivation.....	1
1.2	Problemstellung und Zielsetzung.....	3
1.3	Vorgehensweise.....	7
2	Versuchskörper.....	9
2.1	Konstruktion.....	9
2.2	Fertigung.....	9
3	Imperfektionsmessungen.....	11
3.1	Messaufgabe.....	11
3.2	Photogrammetrisches Messverfahren.....	11
3.3	Messraster.....	12
3.4	Auswertung.....	13
3.4.1	Auswertung gemäß VSM-Standard.....	13
3.4.2	Berechnung der Spannungserhöhungen.....	15
4	Toleranzvorgaben bei gegebener Geometrie.....	20
4.1	Ermittlung einer geeigneten Messbrückenlänge für Imperfektionsmessungen und daraus resultierenden Spannungserhöhungen.....	20
4.2	Statistische Auswertung und Ermittlung von Verteilungsdichten für gemessene Imperfektionen.....	24
4.3	Verteilungsdichten für Spannungserhöhungen bei verschiedenen Toleranzgrenzen und Interaktionskurven.....	29
5	Bauteilversuche.....	32
5.1	Bauteilproben.....	32
5.2	Versuchseinrichtung und -durchführung.....	32
5.3	Versuchsauswertung.....	36
5.3.1	Rissörtlichkeiten.....	36
5.3.2	Auswertung nach Nennspannungskonzept.....	36
5.3.3	Auswertung nach Strukturspannungskonzept.....	38
5.3.4	Anwendung der IIW-Empfehlung auf die Versuchsergebnisse.....	39
5.3.5	Abschätzung der Lebensdauer unter Kollektivbelastung.....	40
6	Idealisierung der Vorverformungen und Empfehlungen für die praktische Messung.....	44
6.1	Verformungsansätze.....	44
6.1.1	Beule.....	44

6.1.2	Kantenversatz	45
6.1.3	Winkelversatz	46
6.2	Einfluss der geometrischen Nichtlinearität	48
6.3	Ergebnisse	50
6.3.1	Beule	50
6.3.2	Kantenversatz	51
6.3.3	Winkelversatz	52
6.4	Vergleich zwischen Idealisierung und Messung	57
6.5	Einfluss der Steifenvorverformungen auf das Membranspannungs-niveau	60
6.5.1	Einfluss der harmonischen Steifenvorverformung	60
6.5.2	Einfluss der Anteile $n > 1$	61
6.5.3	Vereinfachte Messung der Steifenvorverformungen	61
6.5.4	Gegenüberstellung idealisierter und fein aufgemessener Steifenvorverformungen ...	62
6.6	Gegenüberstellung der Spannungsverläufe in Querrichtung	63
6.6.1	Vergleich der Spannungserhöhungsfaktoren	66
6.7	Messvorschrift und automatisierte Berechnung	66
6.7.1	Messvorschrift bei gegebener Geometrie	67
6.7.2	Messvorschrift bei beliebiger Geometrie	69
6.8	Abbildung der Messvorschrift auf die Bauteilversuche	71
7	Zusammenfassung	73
	Literaturverzeichnis	75
	Lebenslauf	78

1 Einleitung

1.1 Motivation

Im Schiffbau treten verstärkt Forderungen nach gewichtsoptimierten Konstruktionen in den Vordergrund. Die Gründe hierfür sind eindeutig: Zum einen ist es möglich, bei gleichbleibenden Displacement mehr Ladung aufzunehmen oder bei ausrüstungsintensiven Schiffen mehr gewichtsentensive Ausrüstung und Einrichtung installieren zu können. Außerdem kann durch eine gewichtsoptimierte Konstruktion die Stabilitätssituation verbessert werden, was eine höhere Flexibilität bei der Wahl der Schiffsbreite und der Schiffslinien und damit auch der vorzusehenden Antriebsleistung bedeutet.

Da der Strukturanteil eines ausrüstungsintensiven Schiffes wie z.B. eines Marineschiffes, Passagierschiffes oder einer großen Yacht mit ca. 35-40 % den größten Anteil am Gesamtgewicht ausmacht, liegt es auf der Hand, dass das Einsparpotenzial in den Baugruppen der Schiffstruktur aus absoluter Sicht am höchsten ist. So können durch geschickte Verbesserungen dreistellige Tonnenzahlen an Gewichtseinsparung erzielt werden. Dabei müssen selbstverständlich die an die Schiffstruktur gestellten Forderungen nach Grenztragfähigkeit und Gebrauchstauglichkeit erfüllt werden. So werden im Wechselspiel zwischen Konstruktion und Dimensionierung auftretende Beanspruchungen den Beanspruchbarkeiten gegenübergestellt. Dabei kommen vier Kriterien zum Tragen: Im Vordergrund steht, dass die Struktur global oder lokal wirkenden (quasi-) statischen Einwirkungen standhalten muss. Ein zweites Kriterium ist die ausreichende Dimensionierung gegen Stabilitätsversagen druckbeanspruchter Bauteile, welches insbesondere bei Dünnschleibkonstruktionen entscheidend sein kann. Weiterhin ist die Schiffstruktur für eine ausreichende Betriebsfestigkeit zu dimensionieren, um Risse bei wechselnder Beanspruchung, wie sie z.B. im Seegang auftritt, zu vermeiden. Eine weitere, dimensionierungsrelevante Größe ist die Forderung nach Vibrations- und Geräuscharmheit, die insbesondere bei Marine- und Passagierschiffen sowie bei Yachten zum Tragen kommt. Diese Kriterien sind durch entsprechende Vorgaben der Bemessungsregelwerke beschrieben [1], [2], [3], wobei die Auftraggeber oftmals noch schärfere Kriterien fordern oder die Werft aus eigenen Qualitätsansprüchen die Forderungen der Regelwerke übererfüllen möchte. Bei der Optimierung der schiffbaulichen Struktur sollte diese idealerweise so konfiguriert werden, dass mit der gewählten Dimensionierung alle Forderungen gleichzeitig gerade erfüllt werden.

Aus diesem Grund ist eine pauschale Angabe anzusetzender Maßnahmen zur Strukturgewichtsoptimierung nicht möglich. Es muss vielmehr ermittelt werden, welches Dimensionierungskriterium in welchen Bereichen der Struktur zum Tragen kommt und mit welchen Maßnahmen eine Optimierung hinsichtlich dieses Kriteriums möglich ist.

Eine verbreitete Möglichkeit, das Strukturgewicht zu optimieren ist die Verwendung von Materialien höherer Festigkeit. So werden zum Beispiel Stähle mit Nennstreckgrenzen von 690 MPa und darüber angeboten. Diese können im Schiffbau bei einer dimensionierungsrelevanten Beul- und Betriebsfestigkeit oder der Forderung nach Vibrations- und Geräuscharmheit nicht grenzenlos eingesetzt werden. Es hat jedoch insbesondere beim Bau von Marineschiffen die schiffsweite Verwendung von höherfesten Schiffbaustählen mit einer Nennstreckgrenze von 355 MPa, in Teilbereichen bis zu 400 MPa, Einzug gefunden. Diese ermöglicht bei Schiffsrößen von ca. 80 m auch in der oberen Gurtung eine Verwendung von Blechdicken hinab bis hin zu 4 mm.

Als Ergebnis der Konstruktion bzw. Dimensionierung werden diese Dünnschichtstrukturen zunächst in ihrem idealen Zustand dargestellt. Diese Darstellung erfolgt im Zuge der Entwicklung auch aus Gründen der räumlichen Koordinierung und der Wechselwirkung zwischen den verschiedenen Disziplinen der schiffbaulichen Entwicklung meist zuerst in einem dreidimensionalen Geometriemodell, welches für den Bau der Strukturen in zweidimensionale Zeichnungen heruntergebrochen wird [4]. Verschiedene Einflüsse während der Fertigung führen dazu, dass sich das gebaute Produkt vom konstruierten Modell unterscheidet. Diese Abweichungen werden als Imperfektionen bezeichnet. Dabei unterscheidet man zwischen Abweichungen hinsichtlich der äußeren Geometrie, also geometrischen Imperfektionen, und Abweichungen des inneren Zustandes, also inneren Imperfektionen [5]. Diese Abweichungen vom idealen Zustand treten in allen Stufen des Fertigungsprozesses auf und sind meist durch thermische Einflüsse beim Trennen und Fügen begründet. Auch schon während der Herstellung der Halbzeuge wie Platten und Profile und während des Transportes im Fertigungsprozess entstehen Imperfektionen. Weitere Imperfektionen treten beim Betrieb der Produkte auf, die durch Verschleiß und hier insbesondere durch Korrosion begründet sind. Fertigungstoleranzen für geometrische Imperfektionen sind in den Regelwerken für die schiffbauliche Fertigung vorgegeben [6], [7].

Hinsichtlich der Dimensionierung der zu bauenden Strukturen werden Imperfektionen in der Art berücksichtigt, dass ihre Auswirkungen auf Festigkeit und Steifigkeit in den Regelwerken berücksichtigt werden. Dies kann in sicherheitsbehafteten Bemessungskonzepten durch die Wahl entsprechender Teilsicherheitsfaktoren [8] oder durch das Zugrundelegen bestimmter Imperfektionsansätze erfolgen. Dabei werden für die unterschiedlichen Bemessungskriterien verschiedene Ansätze verfolgt: Bei der Bemessung nach (quasi-) statischen Kriterien, also der Dimensionierung für eine hohe Beanspruchbarkeit, sind spannungserhöhende Anteile pauschal in den Teilsicherheitsfaktoren enthalten, siehe hierzu auch [8]. Bei der Bemessung gegen Kriterien der Beulfestigkeit sind zusätzlich Imperfektionen durch Ansätze für Vorverformungen enthalten, die in Ihrem Verlauf und ihrer Amplitude vorher festgelegt sind. Die Amplitude betreffend sind Regelwerke vorhanden, die dem Anwender hinsichtlich der zu erwartenden Fertigungsqualität eine gewisse Flexibilität bei der Dimensionierung erlauben, z.B. [1], [9], [10].

Auch bei der in dieser Arbeit im Fokus stehenden Bemessung nach Betriebsfestigkeitskriterien werden die Imperfektionen bei den Beanspruchbarkeiten berücksichtigt. Dabei werden verschiedene Konzepte zur Nachweisführung angeboten. Bei Anwendung örtlicher Konzepte wie Struktur- oder Kerbspannungskonzept können Imperfektionen bei der Ermittlung der auftretenden Spannung direkt in den Berechnungsmodellen berücksichtigt werden. Da diese Berechnungsmodelle jedoch mit einem hohen Aufwand zur Ermittlung der Beanspruchbarkeit verbunden sind, wird seitens der Werften das Nennspannungskonzept zur Beurteilung der Betriebsfestigkeit favorisiert. Die auftretende Beanspruchung in Form von Nennspannungen wird an der ideal ebenen Struktur ermittelt. Spannungserhöhungen durch Imperfektionen sind pauschal in der anzusetzenden Referenzspannungsschwingbreite der FAT-Klasse berücksichtigt, die zulässige Spannungsschwingbreite ist also entsprechend abgemindert [11].

In der Vergangenheit hat sich gezeigt, dass die an Stumpfstoßen schiffbaulicher Dünnschichtkonstruktionen auftretenden Imperfektionen das pauschal berücksichtigte Maß beim Nennspannungskonzept massiv überschreiten können, was erstmals an einem konkreten Anwendungsfall festgestellt wurde. Dies führte im Schiffbau zu einer Unsicherheit hinsichtlich der Dimensionierung nach dem Nennspannungskonzept, die in dieser Arbeit aufgeklärt werden soll. So ist es das Ziel dieser Arbeit, die wesentlichen geometrischen Imperfektionen für eine sichere und gewichtsoptimierte Dimensionierung nach dem Nennspannungskonzept zu erfassen.

1.2 Problemstellung und Zielsetzung

Der Nachweis der Betriebsfestigkeit wird bei schiffbaulichen Konstruktionen vorzugsweise mit dem Nennspannungskonzept geführt, da dies dem Anwender eine zügige und effiziente Beurteilung der Betriebsfestigkeit schiffbaulicher Konstruktionsdetails erlaubt. Hier wird, wie bei anderen Festigkeitsnachweisen auch, die auftretende Beanspruchung einer zulässigen Beanspruchbarkeit unter Berücksichtigung vorgegebener Sicherheiten gegenübergestellt. Im Falle der Betriebsfestigkeit werden Beanspruchungen in Form von Spannungsschwingbreiten im Kollektiv dargestellt, was zu folgender Nachweisvorschrift führt [1], [2]:

$$\Delta\sigma_{\max} \cdot \gamma_f \leq \frac{\Delta\sigma_p}{\gamma_m} \quad (1)$$

Hier stellt die maximal im Kollektiv auftretende Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\max}$ bei der Verwendung des Nennspannungskonzeptes die an der ideal ebenen Struktur ermittelte Beanspruchung dar. Zur Ermittlung dieser Größe werden Strukturen gemäß ihrer Darstellung im Konstruktionsmodell bzw. in der Konstruktionszeichnung, also perfekt und ohne fertigungsbedingte Imperfektionen, idealisiert. Diese Transformation der Konstruktion in ein geeignetes Berechnungsmodell wird entweder durch balkenstatische Methoden oder durch Idealisierung mittels der Methode der finiten Elemente durchgeführt. Die Berechnung der auftretenden Spannungsschwingbreite erfolgt dann unter Annahme geeigneter Belastungen, z.B. Seegangslasten. Die explizite Teilsicherheit für die Lastseite $\Delta\sigma_{\max}$ ist $\gamma_f = 1,0$

Die zulässige Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_p$ mit der expliziten Teilsicherheit $\gamma_m = 1,0$ hängt in erster Linie vom betrachteten Strukturdetail, von der Kollektivform der Belastung und von der Lastwechselzahl ab, die für das Strukturdetail zu erwarten ist. Gleichzeitig ist eine geforderte Teilsicherheit implizit enthalten, die durch die anzuwendende Wöhlerlinie so bemessen ist, dass eine Ausfallwahrscheinlichkeit des Bauteils von 2,3% nicht überschritten wird. Die erwähnten Fertigungsimperfektionen führen zu einem vom am perfekt betrachteten Bauteil abweichenden Spannungsbild. Diese Abweichungen, die sich oft als Spannungserhöhungen äußern, sind in der rechten Seite obiger Ungleichung pauschal berücksichtigt. Für den hier betrachteten Stumpfstoß beträgt die pauschal berücksichtigte Spannungserhöhung aus geometrischen Imperfektionen 30% [2]. Dies bedeutet, dass die ertragbare Spannungsschwingbreite oder Beanspruchbarkeit um 30% niedriger bzw. der implizite Teilsicherheitsfaktor um 30 % höher angesetzt wird, als sie für ideal ebene bzw. perfekte Strukturen anwendbar wäre.

In der Praxis darf die Abweichung zwischen ideal ebener und letztendlich gefertigter Struktur zulässige Toleranzen, die z.B. durch den Fertigungsstandard des deutschen Schiffbaus [6] oder das IACS Regelwerk [7] vorgegeben sind, nicht überschreiten. Im Fall des hier betrachteten Stumpfstoßes werden Spannungserhöhungen am Nahtübergang in erster Linie durch die Imperfektionsformen Kantenversatz und Nahteneinfall hervorgerufen. Hier gibt der VSM-Standard [6] Toleranzvorgaben für die Stumpfnah von 10 % der Blechdicke für den Kantenversatz und 5 mm für den Nahteneinfall vor, wenn es sich um hoch belastete Bauteile handelt. Die Toleranzen des Kantenversatzes entstammen ISO 5817 [12], die generell Qualitätsmerkmale für die Fertigung von Schweißverbindungen definiert. ISO 5817 enthält jedoch keine Toleranzangabe für den Nahteneinfall, die früher enthaltene Vorgabe für den "artverwandten" Winkelverzug [13] wurde mit der 2006er Ausgabe zurückgezogen. Den Bezug zur Betriebsfestigkeit stellt das DVS-

Merkblatt 705 [14] her, welches den beanspruchungsorientierten Bewertungsgruppen (B-D) mit ihren Toleranzen Schwingfestigkeitsklassen zuordnet. Die hier dargestellten Untersuchungen beziehen sich auf die höchste Bewertungsgruppe (B). Dies wird für diese Betrachtungen vorausgesetzt, da die obere Gurtung eines Marineschiffes als Referenzstruktur dient. Hier darf der Kantenversatz nach VSM-Fertigungsstandard 10% der Blechdicke nicht überschreiten. Das IACS-Regelwerk lässt für das Festigkeitsdeck hier 15% der Blechdicke zu. Hinsichtlich des Nahteinfalls werden gemäß VSM-Standard für 95% der Fälle 5 mm in sichtbaren bzw. 10 mm in bedeckten Bereichen vorgegeben. Für Ausnahmen (5% der Fälle) werden sogar 10 mm toleriert. Die Differenzierung zwischen sichtbaren und unsichtbaren Bereichen ist ein Indiz dafür, dass wohl eher optische als festigkeitsrelevante Gesichtspunkte bei den Toleranzangaben zum Tragen kommen. Das IACS-Regelwerk enthält keine Toleranzvorgaben für den Nahteinfall.

Die Höhe der auftretenden Zusatzspannungen durch Imperfektionen hängt von der Höhe des Kantenversatzes und des Nahteinfalls ab. Dargestellt werden die Spannungserhöhungen als Formzahlen, die das Verhältnis von maximal auftretenden Spannungen zur axial wirkenden Nennspannung darstellen:

Betrachtet man eine stabartige Kleinprobe, lassen sich diese Zusammenhänge balkenstatisch ermitteln. Diese Zusammenhänge haben auch Eingang in die Empfehlungen des IIW zur Beurteilung von Fertigungsimperfektionen gefunden [11]:

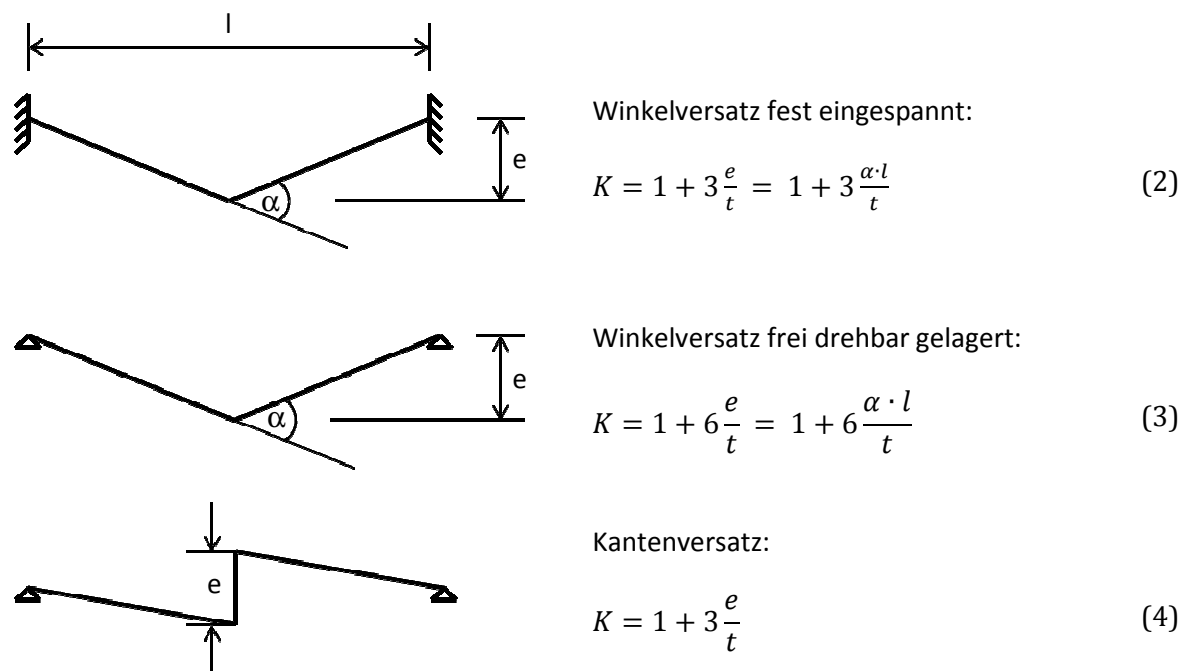


Abb. 1: Spannungserhöhungsfaktoren nach [11]

Weitere Untersuchungen zur Betriebsfestigkeit von Stumpfstoßen, die z.T. in die Vorgaben der Regelwerke eingeflossen sind, beschränkten sich fast ausschließlich auf die Ermittlung von Wöhlerlinien an Kleinproben, z.B. [11], [15], [16], [17], [18]. In diesen Untersuchungen wurde auch der Einfluss von Imperfektionen in Form von Kanten- bzw. Winkelversatz berücksichtigt. Da sich allerdings im gebauten Zustand das Bauteil mechanisch von der stabartigen Probe dahingehend unterscheidet, dass sich die in ihrer Ebene belastete Struktur bei Vorverformungen senkrecht zur Ebene ihrer Last entzieht, siehe z.B. [19], wurde in verschiedenen Untersuchungen dieser

Effekt mittels der Methode der finiten Elemente untersucht [20], [21], [22], [23], [24], [25], [26], [27], [28]. Den Anlass für die vorliegende Arbeit bildet die in [20] beschriebene Untersuchung. Hier wurde ein für die obere Gurtung eines Marineschiffes konstruktionstypisches längs ausgeteilt Plattenfeld mit Montagestoß mittels der Methode der finiten Elemente unter Berücksichtigung von Vorverformungen in Form von Nahteinfall und Kantenversatz idealisiert. Der Umfang des Finite-Elemente-Modells betrug nicht nur das mit dem Stoß versehene Plattenfeld mit den Abmessungen $L \times B = 1200 \text{ mm} \times 400 \text{ mm}$, sondern erstreckte sich um jeweils die halbe Einzel­feldlänge in Längsrichtung über die das Plattenfeld begrenzenden Querrahmen hinaus. Steifen und Rahmenvorverformungen wurden nicht berücksichtigt, Vorverformungen der Beplattung wurden entsprechend des in [20] beschriebenen Ansatzes aufgebracht. Diese sind beispielhaft in Abb. 2 dargestellt, wobei das Modell in Plattenmitte bei $B/2$ geschnitten ist.

In den Berechnungen wurden Kantenversatz und Nahteinfall parametrisiert, die Ergebnisse sind in Abb. 3 dargestellt. Es zeigt sich, dass die Zusatzspannungen die pauschal berücksichtigten Werte sowohl bei der Kleinprobe als auch beim Bauteil massiv überschreiten. Bei der Kleinprobe werden die pauschal angenommenen 30 % allein durch den zulässigen Kantenversatz aufgebracht. Beim Bauteil hingegen wird die Spannungserhöhung an der Naht etwas durch die positive Wirkung der Lastumlagerung kompensiert, die Spannungserhöhungsfaktoren liegen allerdings auch hier immer noch in einem Bereich von 2 bis 3. Eine Anwendung des Nennspannungskonzeptes auf schiffbauliche Dünnschleibkonstruktionen ist somit selbst bei Einhaltung der vorgegebenen Fertigungstoleranzen nicht ohne Weiteres möglich.

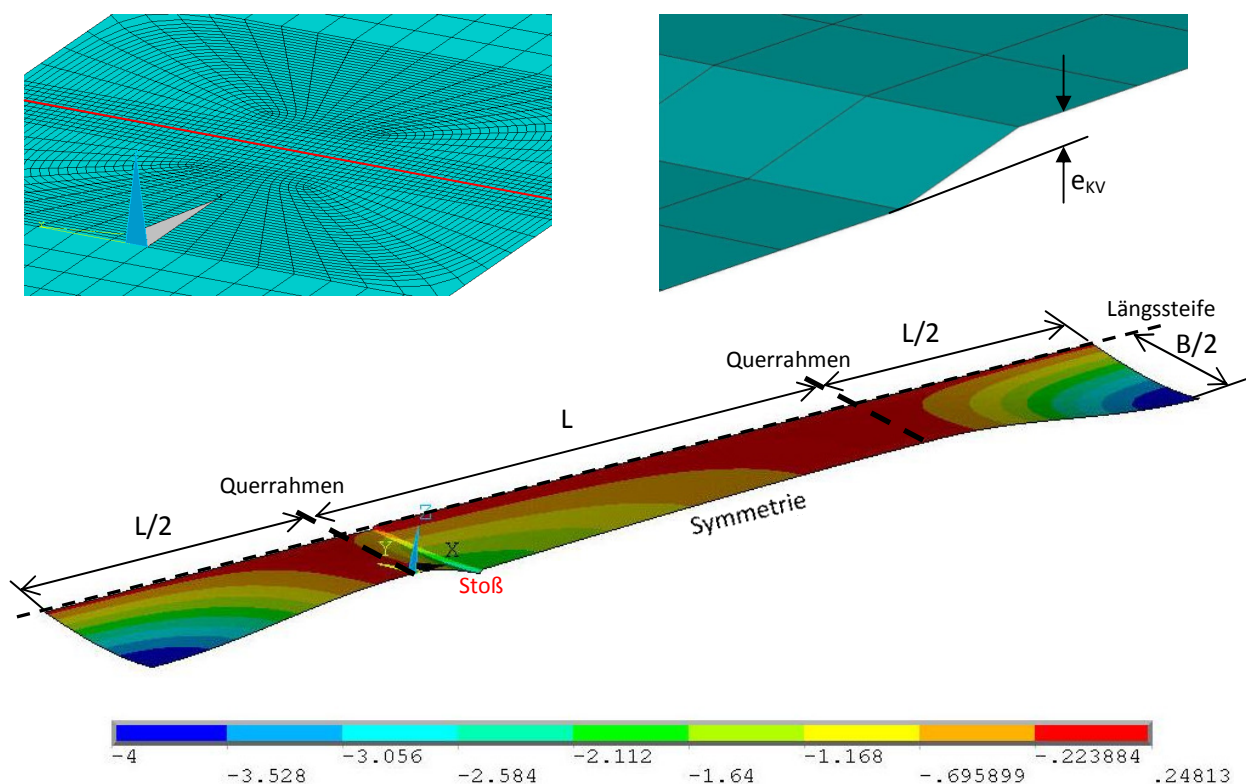


Abb. 2: Idealisierung der Vorverformungen aus [20]

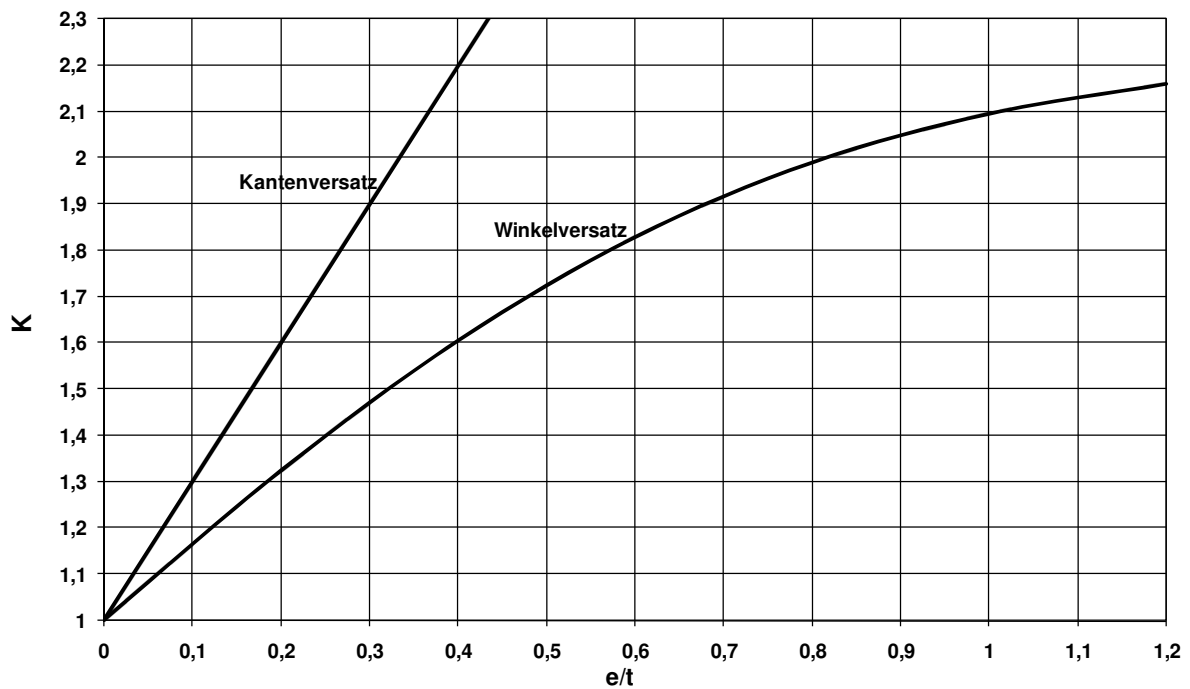


Abb. 3: Spannungserhöhungen aus Kantenversatz und Winkelversatz nach [20]

Die Veröffentlichungen [22], [23], [24] beschreiben Teilergebnisse des hier betrachteten Forschungsvorhabens, die vorab veröffentlicht wurden und im weiteren Verlauf näher erläutert werden.

[25] beschreibt Schwingfestigkeitsversuche an Kleinproben, die aus Paneelen gleicher Abmessung wie denen in Kapitel 2 dieser Arbeit beschriebenen herausgetrennt wurden. Der Montagestoß befindet sich dort allerdings auf halben Abstand zwischen den begrenzenden Querrahmen. Die Versuche berücksichtigen die beim Heraustrennen ausgelösten Spannungen sowie geometrische Imperfektionen, welche mechanisch reproduziert wurden.

Veröffentlichungen aus Finnland [26], [27], [28] behandeln lokale und globale Schiffskörperberechnungen von großen Passagierschiffen mit Blechdicken im Deckshausbereich von 3 mm, bei denen geometrische Imperfektionen in zwei idealisierten Formen berücksichtigt werden. Dabei werden insbesondere das Mittragen des Deckshauses und nichtlineare Einflüsse und deren Auswirkung auf die Betriebsfestigkeit behandelt.

Nach wie vor besteht Unsicherheit über die Größe und über die Form realistischer, werftüblicher Vorverformungen im Bereich von Montagestößen. Zwar wurden im Rahmen der in [29] beschriebenen Untersuchungen Vorverformungen im Bereich von Stumpfstößen bei zwei amerikanischen Werften gemessen, eine Angabe über Größe und Verlauf fehlt jedoch. Des Weiteren ist davon auszugehen, dass die Messungen an eher dickwandigen Strukturen durchgeführt wurden, eine genaue Aussage dazu ist ebenfalls nicht angegeben.

Erschwerend für die Abarbeitung von Stumpfstößen und hier insbesondere für die manuell in Zwangslage abzuarbeitenden Montagestöße wirkt sich die enge Toleranzvorgabe des zugrunde liegenden Fertigungsstandards für den Kantenversatz aus. Diese ist bei der Abarbeitung eines Montagestoßes unter werftüblichen Bedingungen nicht flächendeckend einzuhalten. Diese Erkenntnisse führen zur primären Zielsetzung der Arbeit:

Es soll ein Bewertungskonzept für geometrische Imperfektionen in Form von Kantenversatz und Naht einfall ermittelt werden, welches den Dimensionierungsansprüchen der Betriebsfestigkeit und den Ansprüchen einer werftüblichen Fertigung gerecht wird. Da sich wie beschrieben die Auswirkungen von Kantenversatz und Naht einfall an einer Kleinprobe von denen am Bauteil unterscheiden, liegt das Hauptaugenmerk auf den an Bauteilen gewonnenen Erkenntnissen. Es wird insbesondere darauf Wert gelegt, dass die mit werftüblichen Messverfahren gewonnenen Werte für Kantenversatz und Naht einfall ins Verhältnis zur vorgegebenen Dimensionierung gesetzt werden können, damit dem Anwender eine zügige Bewertung ohne aufwändige Messungen und Berechnungen möglich ist. Als weiteres Ziel besteht die Aufklärung zwischen rechnerisch hohen Spannungen und der Tatsache, dass bei fahrenden Schiffen Schäden an diesen Konstruktionsdetails nicht bekannt sind.

1.3 Vorgehensweise

Da wie erwähnt die Kenntnis über Verlauf und Größe schiffbaulicher Vorverformungen an schiffbaulichen Dünnschleibkonstruktionen bisher quantitativ nicht vorliegt, wurden Paneele unter werftüblichen Bedingungen gefertigt und hinsichtlich ihrer geometrischen Imperfektionen vermessen. Auf Basis dieser Messergebnisse wurden Finite-Elemente-Berechnungen mit dem Ziel durchgeführt, Spannungserhöhungen am Montagestoß zu ermitteln. Mit den Messergebnissen wurden außerdem Toleranzangaben für die betrachtete Geometrie ermittelt. Nach der Durchführung der Imperfektionsmessungen wurden aus den gefertigten Paneelen Bauteilproben hergestellt, an denen die Schwingfestigkeit unter Berücksichtigung der am Bauteil vorliegenden Randbedingungen getestet wurde. Gleichzeitig wurden mit den an den Bauteilen gewonnenen Berechnungsergebnissen die Lastwechselzahlen ermittelt, bei denen am Ort der größten Spannungsschwingbreite der Riss mit einer Wahrscheinlichkeit von 50% auftreten wird. Um Aufschluss über die Folgen verschiedener Imperfektionsanteile (Beulen, Kantenversatz, Winkelversatz) zu erhalten, wurden diese zuerst voneinander abgegrenzt und später hinsichtlich ihrer Auswirkungen systematisch untersucht. Dies mündete in einer Empfehlung, welche Imperfektionsformen für eine aussagekräftige Ermittlung des Spannungsniveaus an der Naht zu berücksichtigen sind und wie letztendlich zu messen ist. Diese Vorgabe wurde auf die am Bauteil gewonnenen Erkenntnisse abgebildet.

Im Einzelnen ist die Arbeit im Weiteren in folgende Kapitel gegliedert:

- Kapitel 2 stellt die Herstellung der Paneele und die daraus abgeleiteten Bauteilproben dar.
- Kapitel 3 beschreibt die durchgeführten Imperfektionsmessungen mit photogrammetrischem Messverfahren. Dieses Messverfahren wird einleitend beschrieben. Darauf folgt eine Auswertung der Ergebnisse in Bezug auf die Fertigungstoleranzen des Regelwerkes [6], wobei in erster Linie die mittels Finite-Elemente-Berechnungen ermittelten Spannungserhöhungen dargestellt werden.
- probabilistische Auswertungen der Messergebnisse und Rückschlüsse auf gestaffelte Toleranzgrenzen bei der gegebenen Geometrie werden im 4. Kapitel beschrieben. Dabei wird auch eine geeignete Messbrückenlänge zur probabilistischen Erfassung von Naht einfall und Kantenversatz definiert.

- in Kapitel 5 werden die Bauteilversuche beschrieben. Dazu wird der Versuchsaufbau, die Versuchsdurchführung und letztendlich die Auswertung der Versuche dargestellt. Außerdem erfolgt eine Einordnung der Versuche in die Struktur- und Nennspannungswöhlerlinie des Berechnungsregelwerks [11], [2], [1]. Des Weiteren wird geprüft, inwiefern die Empfehlung des IIW [11] zur Bewertung gemessener Imperfektionen auf die Bauteilproben angewendet werden kann. Abschließend erfolgt die Abschätzung, welche Lebensdauer die Bauteilproben als integraler Bestandteil einer Schiffstruktur unter Kollektivbelastung bei typischer Nennbelastung erreicht hätten. Dies bringt darüber Aufschluss, warum Schäden an schiffbaulichen Dünnschleibkonstruktionen bisher nicht verzeichnet wurden.
- aufbauend auf den Messergebnissen des Kapitels 3 erfolgt in Kapitel 6 zuerst eine Abgrenzung der Begrifflichkeiten Beule, Kantenversatz, Nahteinfall und Winkelschrumpfung. Danach werden die Effekte dieser Imperfektionsformen systematisch untersucht, was in der Entwicklung einer Mess- und Auswertevorschrift für an Großstrukturen durchgeführten Messungen mündet. Die hier entwickelte Auswertevorschrift wird dann auf die Ergebnisse der Bauteilversuche angewendet.
- In Kapitel 7 werden die Ergebnisse der Untersuchungen zusammengefasst. Ein Ausblick auf weiterführende Untersuchungen bildet den Abschluss.

2 Versuchskörper

2.1 Konstruktion

Die Konstruktion der Versuchskörper orientiert sich an der Konstruktion des Gurtungsdecks eines längsausgesteiften Marineschiffs mittlerer Größe mit Sektionsstoß in Hauptspannähe. Dieses ist gekennzeichnet durch eine Dicke der Beplattung von $t=4$ mm, Längsprofile HP 60 x 4 im Abstand von 400 mm und niedrigen Querrahmen ($h=150$ mm) im Abstand von 1200 mm, siehe Abb. 4.

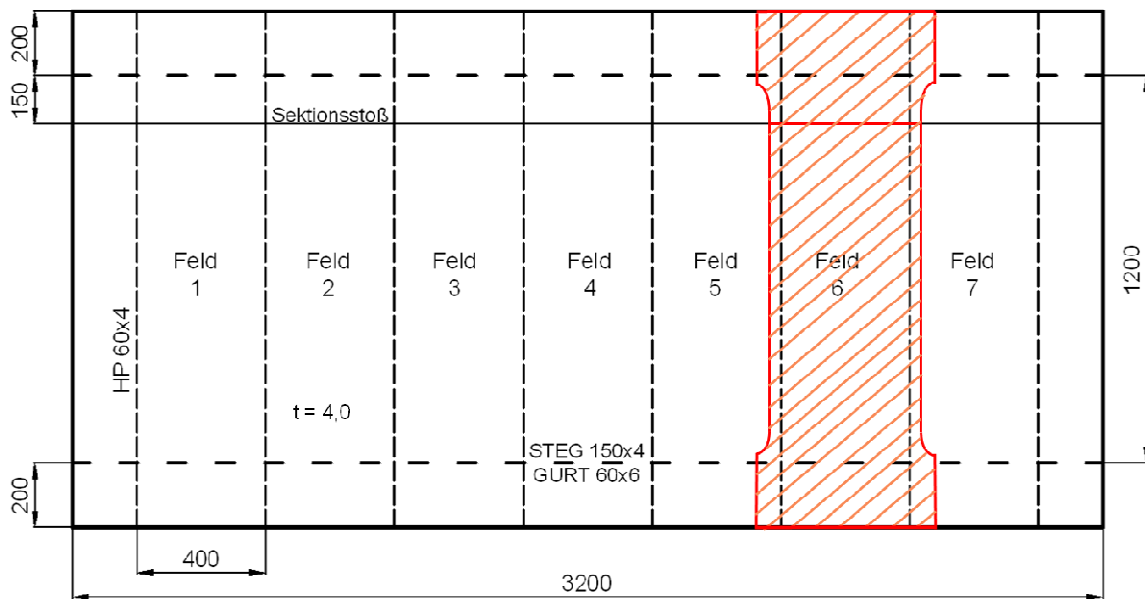


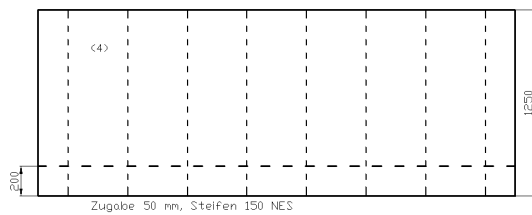
Abb. 4: Testpaneel

Maßgeblich für die gewählten Abmessungen der Konstruktion ist das Kriterium der Beulsicherheit des Einzelfeldes bzw. der Knicksicherheit der Längsprofile gemäß Marinebauvorschrift [1]. Diese lässt bei direkter Berücksichtigung der Vorverformung gemäß Fertigungsstandard [6] eine Membrandruckbelastung von 145 N/mm^2 zu, wobei hier das Nachbeulverhalten des Einzelfeldes zum Tragen kommt. Der Montagestoß befindet sich 150 mm vom Querrahmen entfernt. Bei einem für Marineschiffe typischem Grenzspannungsverhältnis von $R=-1$, welches sich aus der Überlagerung globaler Glattwasser- und Wellenzusatzbelastungen ergibt, beträgt die Auslastung für die Betriebsfestigkeit des Montagestoßes 89% unter Berücksichtigung der Schwingfestigkeitsklasse FAT 80 und einer anzusetzenden Lastwechselzahl von $5 \cdot 10^7$.

2.2 Fertigung

Für die Durchführung der Versuche wurden insgesamt vier dieser Paneele hergestellt. Dabei erfolgte die Fertigung auf drei deutschen Werften, wovon eine Werft zwei Paneele und die beiden anderen Werften jeweils ein Paneel hergestellt haben.

Bauteil1



Bauteil2

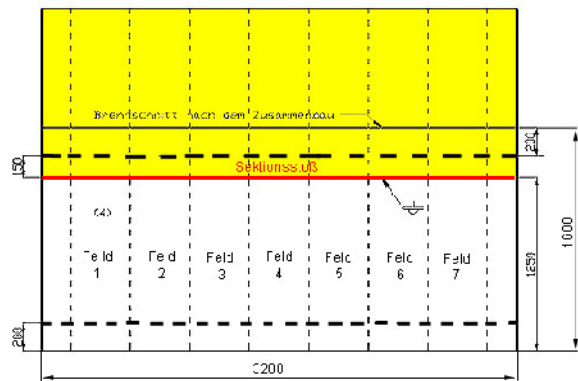
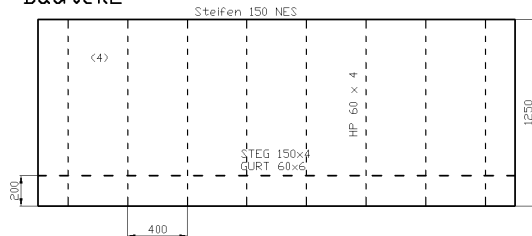


Abb. 5: Fertigung der Testpaneele

Die Fertigung erfolgte unter werftüblichen Bedingungen. Der Ablauf dabei ist in Abb. 5 dargestellt. Dabei wurden zuerst pro Panel zwei identische Einzelstücke gleicher Größe $L \times B = 1250 \text{ mm} \times 3200 \text{ mm}$ aus Platten, Profilen und jeweils einem Querrahmen zusammengesetzt. Das Übermaß von 50 mm ergibt sich aus der vorgesehenen Zugabe von 50 mm. Die Profile wurden dabei auf Paneelanlagen aufgesetzt, wobei das Abschweißen der Kehlnähte Platte-Profil automatisiert erfolgte. Diese Kehlnähte endeten an der dem Sektionsstoß zugewandten Seite 200 mm vor dem Rand, um eine Anpassung des Profilstoßes vornehmen zu können. Die Rahmen wurden manuell aufgesetzt. Die Ausführung des Sektionsstoßes erfolgte in Zwangslage, was bedeutete, dass die Unterseite in Überkopflage abgearbeitet wurde. Dies betraf insbesondere das Verschweißen der Profile untereinander und mit der Platte in den NES-Bereichen. Nach erfolgter Abarbeitung des Montagestoßes wurde der einseitige Überstand thermisch abgetrennt. Den beteiligten Werften wurde wegen des Versuchsziels die Maßnahme aufgegeben, gemessen am Fertigungsstandard nicht zu richten.

3 Imperfektionsmessungen

3.1 Messaufgabe

Das Ziel der Imperfektionsmessung besteht darin, die für die Beanspruchung an der Naht relevante gefertigte Form des Bauteils zu ermitteln. Aus dieser Vorverformung sollen Kennwerte für die diskreten Imperfektionsgrößen Kantenversatz und Nahteinfall gewonnen werden, um letztendlich einen Bezug zwischen Beanspruchungen und eben diesen Kennwerten herstellen zu können. An diesem Ziel orientiert sich die Definition der Messaufgabe.

Da es sich bei den zu vermessenden Bauteilen um flächenartige Gebilde handelt, soll die flächenartige Abweichung des realen Bauteils aus der Ebene vom idealen Bauteil in Form von Lageangaben ermittelt werden. Diese Ermittlung kann direkt oder indirekt erfolgen. Bei direkter Ermittlung wäre vor der Messung eine Bezugsebene zu ermitteln, wobei während der Messung die Abweichungen des Messobjektes von dieser Bezugsebene ermittelt werden. Bei indirekter Messung wäre der Bezug zum idealen Zustand erst nach der Messung zu berechnen.

Da der Verlauf der fertigungsbedingten Imperfektionen für diese Aufgabe bislang nicht bekannt ist, handelt es sich bei dieser Messaufgabe um eine *Erkundungsmessung* [30]. Daher orientiert sich die Wahl des Messverfahrens an dem Ziel, mit der Messung eine breite Fülle an Informationen zu sammeln, um daraus die für die Zielerreichung notwendigen Informationen zu generieren. Auf Basis dieser Informationen soll dann ein Messverfahren im Sinne einer *Prozessmessung* [30] entwickelt werden, welches dem Ziel, nämlich die Imperfektionen am Montagestoß während des Fertigungsprozesses zu ermitteln und zu verarbeiten, gerecht wird.

3.2 Photogrammetrisches Messverfahren

Ziel der Imperfektionsmessungen ist die Generierung der Informationen über die geometrische Abweichung der gefertigten Bauteile von ihrem idealen (perfekten) Zustand. Zur Ermittlung der durch die Fertigung am Bauteil eingebrachten geometrischen Imperfektionen wurde das photogrammetrische Messverfahren angewandt. Dieses Messverfahren wurde gewählt, weil hiermit eine hochgenaue, dreidimensionale geometrische Rekonstruktion eines Objektes [31] möglich ist und die Messgenauigkeit den Ansprüchen an diese Messaufgabe gerecht wird. Sie wird seitens des Herstellers des Messsystems mit $10+L[\text{mm}]/100 [\mu\text{m}]$ angegeben [32], was der gegenüberzustellenden Toleranz genügt [6]. Durch die Möglichkeit, mit einer Messung direkt dreidimensionale Informationen zu generieren, sinkt der Messfehler gegenüber verketteten zweidimensionalen Messungen.

Bei photogrammetrischen Messverfahren werden aus zweidimensionalen Bildinformationen über eine entsprechende softwaregestützte Auswertung dreidimensionale Informationen des vermessenen Objektes im Raum erzeugt. Dabei stellt jeder Messpunkt, der hier in einem vorgegebenen Raster durch eine reflektierende Messmarke appliziert wird, eine Stützstelle dar. Jeder Messpunkt wird in zweidimensionalen Bildern, welche aus unterschiedlichen Perspektiven aufgenommen wurden, abgebildet. Da die reale Abbildungsgeometrie (innere Orientierung) durch den angebrachten Maßstab ermittelt wird und die Lage des Aufnahmesystems im Raum (äußere Orientierung) durch die angebrachten codierten Referenzmarken bekannt sind, kann jeder Reflektorpunkt absolut im 3D-Raum durch die Angabe seiner Lagekoordinaten beschrieben werden [31].

3.3 Messraster

Das Messraster beschreibt die Anordnung der Reflektormarken auf dem Paneel zur Erfassung der Imperfektionen. Da hierfür nicht nur die diskreten Werte für Kantenversatz und Nahteneinfall, sondern auch deren Verlauf in Spurlinien senkrecht zur Naht von Bedeutung sind, ist mit der Messung eine hinreichende Auflösung der Vorverformungen im Bereich der Naht zu erzielen. Des Weiteren haben vorangegangene Untersuchungen gezeigt, dass auch die Unebenheit über das gesamte Paneel für die Beanspruchung an der Naht relevant sind [21], weil diese Einfluss auf die Umlagerung von Membranbeanspruchungen haben. Daher sind mit der Auswertung der Messung folgende Messgrößen zu ermitteln:

- Beulen als Verlauf über das Paneel
- Kantenversatz als diskreter Wert an der Naht
- Nahteneinfall bzw. Winkelverzug als diskreter Wert an der Naht

Beulen treten generell in versteiften Teil- und Gesamtfeldern durch Längs- und Winkelschrumpfungen an den Schweißnähten zwischen Platte und Profil bzw. Platte und Träger auf. Sie stellen die Grundform der zu erwartenden Imperfektionen dar und wären auch ohne Sektionsstoß vorhanden. Als charakteristische Beulform sind bei gegebener Feldgeometrie bis zu drei charakteristische Halbwellen in Längs- und eine Halbwellen in Querrichtung zu erwarten, da diese Beulform der dem Eigenwert affinen Form entspricht [19]. Zur hinreichend genauen Erfassung der Beulgeometrie (Amplitude und Verlauf) wird die Anzahl der Stützstellen so gewählt, dass sich pro Halbwellen 5 Messpunkte ergeben. So kann der Verlauf bis $n=4$ Halbwellen durch Fourieranalyse der Messdaten hinreichend genau beschrieben werden [33]. Aus dieser Vorgabe ergibt sich ein Grundraster der Messstellen von $a=100$ mm. Im Bereich der Naht wird das Raster zur Erfassung des lokal auftretenden Kantenversatzes und Nahteneinfalls auf einen Abstand von 50 mm verfeinert. Auf jedes Paneel wurden somit ca. 800 Messmarken appliziert, siehe Abb. 6.

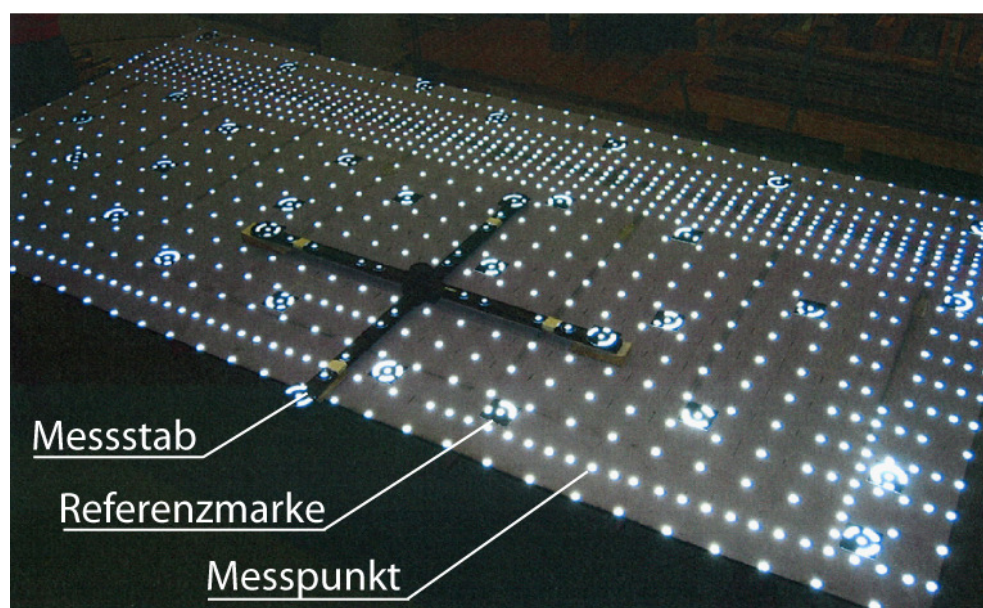


Abb. 6: Paneel mit Reflektormarken

3.4 Auswertung

3.4.1 Auswertung gemäß VSM-Standard

In einem ersten Schritt sollen die gemessenen Imperfektionen an der Naht den Vorgaben des Regelwerkes [6] gegenübergestellt werden. Die Auswertesoftware des Messsystems liefert die Lage jedes Reflektorpunktes in 3D-Koordinaten im ASCII-Format. Um einen Vergleich der Messungen mit Vorgaben des Regelwerkes herstellen zu können, ist es notwendig, entsprechende Bezugsgrößen herzustellen und die Messergebnisse dahingehend zu transformieren. Dabei ergibt sich die Problematik, dass für den Nahteinfall nicht eindeutig definiert ist, auf welche Bezugsgröße sich die vorgegebenen Werte beziehen.

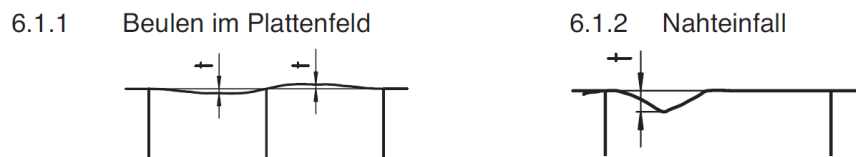


Abb. 7: Schematische Darstellung der Imperfektionsformen "Beule" und "Nahteinfall" nach [6]

Die Darstellung aus dem Fertigungsstandard [6] in Abb. 7 stellt die Vorverformung des Nahteinfalls in stark simplifizierter Form dar. Demnach ist der Nahteinfall als Stichmaß an der Naht definiert. Da die Vorverformung in Abb. 7 aber nur in einem kleinen Bereich um die Naht herum dargestellt ist und der Rest der Platte eben ist, was nicht der Realität entspricht, stellt sich die Frage, ob die Vorverformung durch die Beulen in das Stichmaß an der Naht eingeschlossen sind oder nicht. Um diese Frage zu klären, werden einleitend folgende Betrachtungsweisen der Bezugsgeometrie zugrunde gelegt:

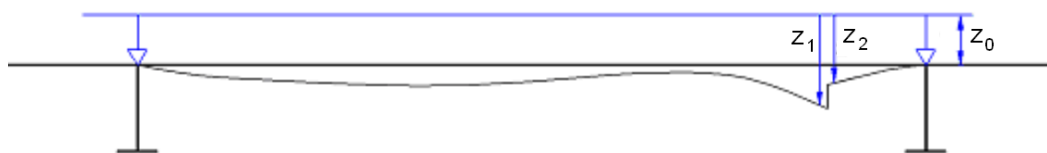


Abb. 8: Messung des Nahteinfalls

1. Als Bezug wird die gerade Linie zwischen den unterstützenden Querrahmen gewählt. Dies entspricht der bisherigen Wertpraxis, da hier Messbrücken eingesetzt werden, deren Fußpunktabstand dem Abstand der Querrahmen entspricht. Damit ergibt sich der Nahteinfall zu

$$e_{NE} = \frac{1}{2}(z_1 + z_2) - z_0 \quad (5)$$

2. Da sich die lokale Vorverformung auf den Bereich unmittelbar um die Naht beschränkt, ist eine Bereinigung der Gesamtverformung zwischen den Querrahmen um die vorhandene Beulform notwendig.

$$e_{NE} = \frac{1}{2}(z_1 + z_2) - z_0 - z_B \quad (6)$$

Dabei stellt z_B die Vorverformung am Ort des Montagestoßes durch die Vorbeule dar. Diese wird durch Fourieranalyse des Vorverformungsverlaufes bis zu dem Term ermit-

telt, der für die gegebene Geometrie eine Lösung des Eigenwertproblems darstellt [34]. Mit den gegebenen Abmessungen $a=1200$ mm und $b=400$ mm ergibt sich somit $n=3$.

Die Ergebnisse für alle Messpunkte an der Naht zeigt Abb. 9.

Die Definition des Kantenversatzes e_{KV} ist bei Fügepartnern gleicher Blechdicke klar. Er ist als Differenzmaß der jeweils vor und hinter der Naht abgegriffenen Stichmaße definiert. Hier ergeben sich die ebenfalls in Abb. 9 dargestellten Werte.

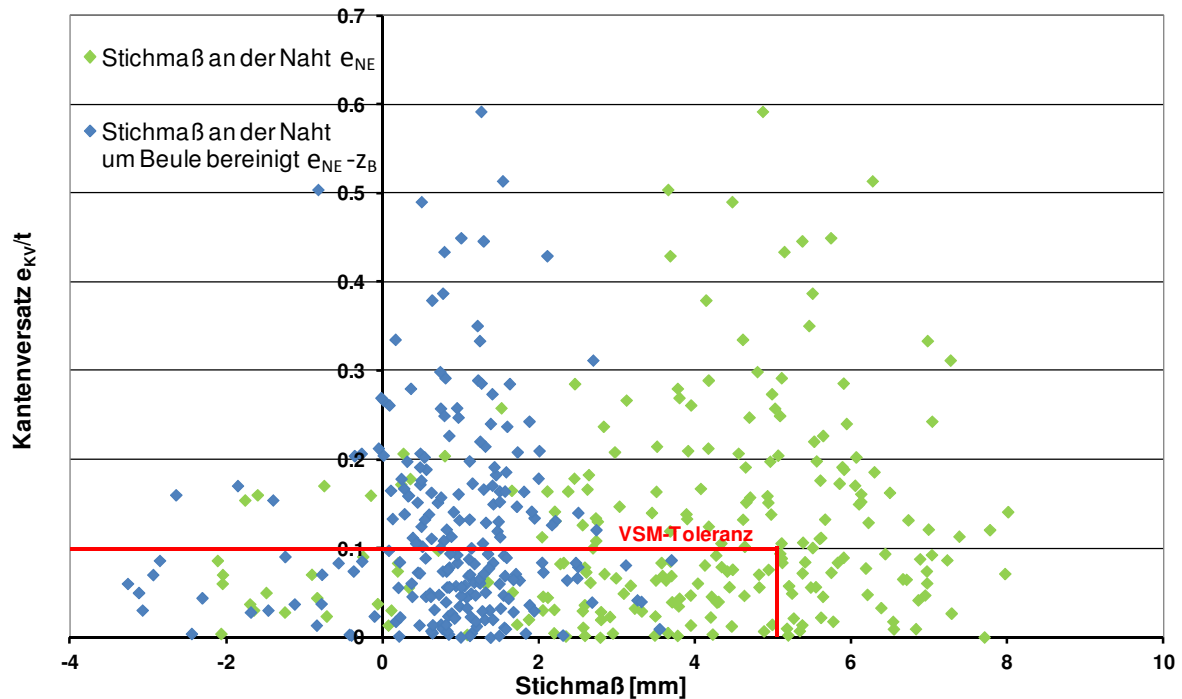


Abb. 9: Ergebnisse der Imperfektionsmessungen, Kantenversatz und Stichmaß (Nahteinfall)

Es zeigt sich, dass das als Nahteinfall zu bezeichnende Stichmaß an der Naht um die durch die mit $n=3$ bereinigte Vorverformung an der Naht infolge der Beule deutlich geringer ausfällt. Alle Messwerte für den so definierten Nahteinfall wären somit im zulässigen Bereich des VSM-Standards. Bezeichnend ist auch ein Anstieg des um die Vorbeule bereinigten Nahteinfalls mit negativem Stichmaß, d.h. mit "Aufdachung". Dieser kommt dadurch zustande, dass Winkelschrumpfung und Beule bezogen auf die Plattenebene in unterschiedliche Richtungen schlagen.

In der Vergangenheit wurde oftmals der Zusammenhang zwischen Nahteinfall und Winkelversatz diskutiert. Die Definition des Winkelversatzes ist in Abb. 1 dargestellt. Da die für den Nahteinfall betrachtete Beulform des Panels einen stetig differenzierbaren Verlauf besitzt, ist sie für die Berechnung des Winkelversatzes nicht von Bedeutung. So wurde der Winkelversatz für jeden Messpunkt entlang der Naht durch Differentiation der Fourierkurven ermittelt. Er ist in Abb. 10 den Messwerten für den Nahteinfall gegenübergestellt. Dabei ist erkennbar, dass das die Beule einschließende Stichmaß an der Naht keinen Bezug zum Winkelversatz aufweist. Der um die Beulform bereinigte Nahteinfall jedoch zeigt eine viel bessere Abhängigkeit zum Winkelversatz.

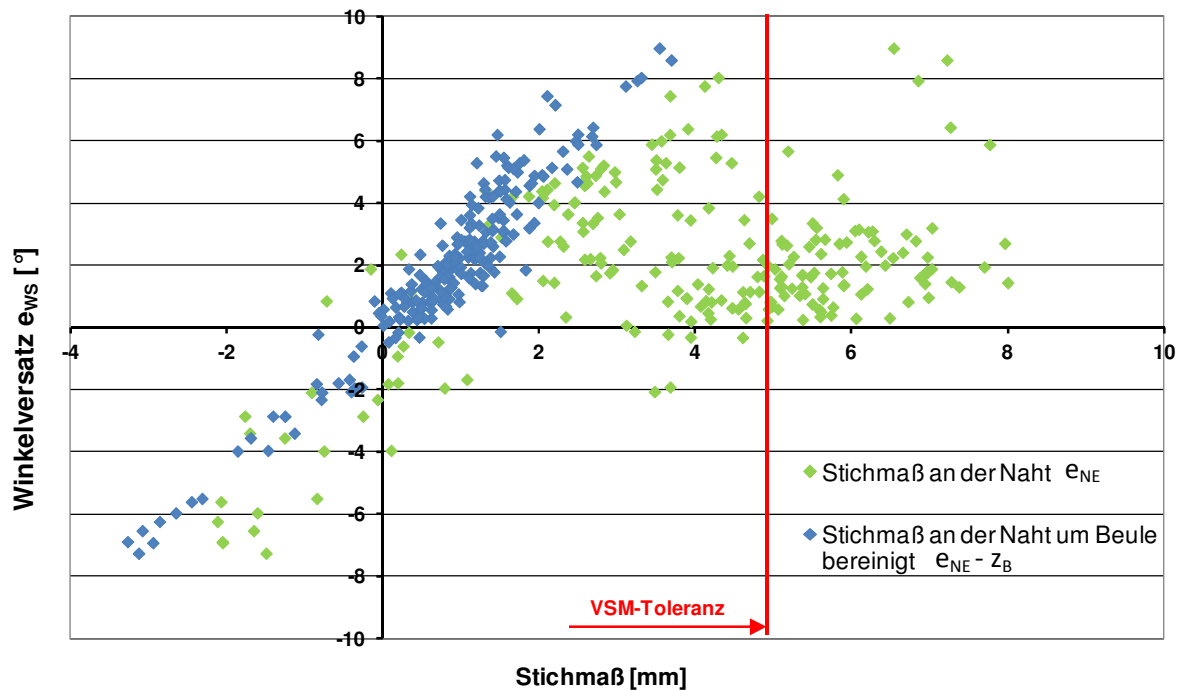


Abb. 10: Ergebnisse der Imperfektionsmessungen, Winkelversatz und Stichmaß

Um die Einhaltung des Fertigungsstandards darzustellen, werden die Messwerte für den Naht-einfall nach beiden dargestellten Methoden und die Messwerte für den Kantenversatz statistisch ausgewertet. Die Auswertung erfolgt vorzeichenbehaftet, wobei die Wahrscheinlichkeitsdichten einer Standardnormalverteilung entsprechen. Die Parameter dieser Dichtefunktionen Mittelwert μ und Standardabweichung s und die prozentuale Einhaltung des VSM-Standards sind in Tab. 1 dargestellt.

Tab. 1: Statistische Auswertung der Imperfektionsmessungen

	Paneel 1	Paneel 2	Paneel 3	Paneel 4	alle
μe_{NE} [mm]	3,42	1,62	5,55	5,76	4,07
$s e_{NE}$ [mm]	0,79	2,99	1,07	1,2	2,39
% innerhalb VSM	97,7	85,8	30,4	26,3	65,1
$\mu e_{KV}/t$	0,03	-0,03	0,03	0,16	0,05
$s e_{KV}/t$	0,14	0,09	0,14	0,18	0,15
% innerhalb VSM	51,5	70,7	51,5	29,5	47,19

3.4.2 Berechnung der Spannungserhöhungen

Um die Ermüdungsgefährdung des Montagestoßes abzuschätzen, wurden FE-Modelle der Gesamtpaneel erstellt, Abb. 11 bis Abb. 14. Dabei wurden alle Strukturen mit Schalenelementen idealisiert. Das Netz wurde an der Naht entsprechend den Vorgaben für eine Auswertung mit dem Strukturspannungskonzept verfeinert [35]. Die Vorverformungen wurden entsprechend der Messergebnisse aufgebracht und jedes Paneel wurde mit einer Einheitslast von $\Delta\sigma_N = 100 \text{ N/mm}^2$ belastet. Im Bereich der Naht wurden dann entsprechend des Strukturspannungskonzeptes anhand linearer Berechnungen die maximalen Strukturformzahlen ermittelt.

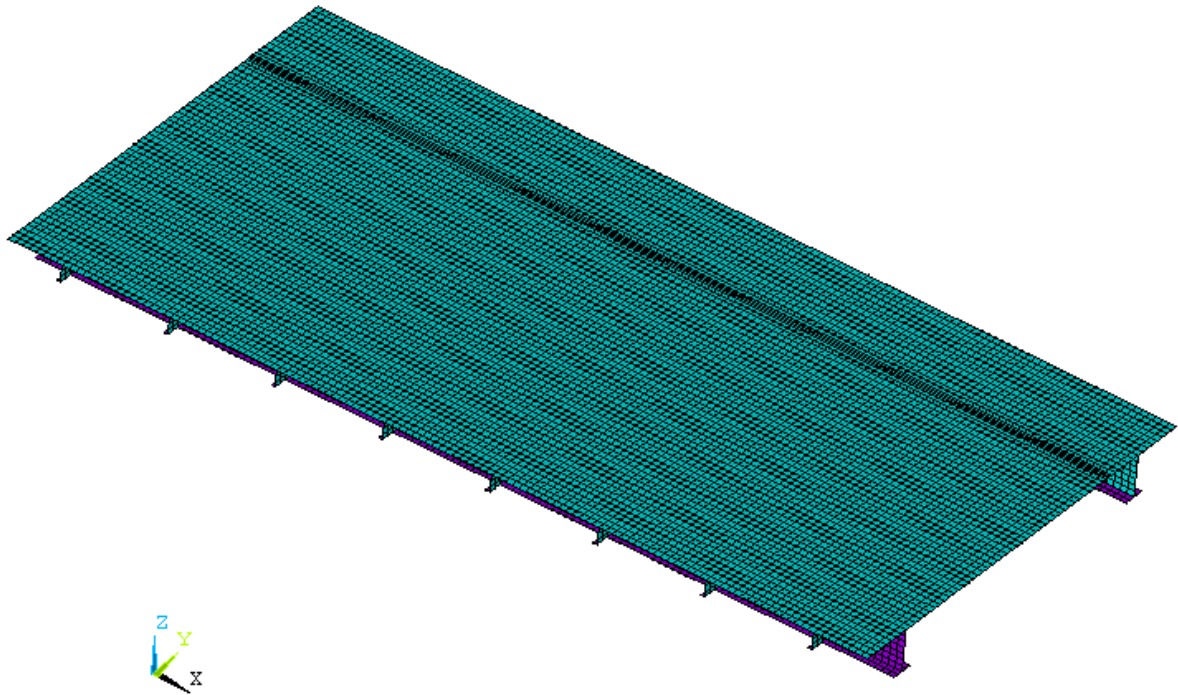


Abb. 11: FE-Modell Gesamtpaneel

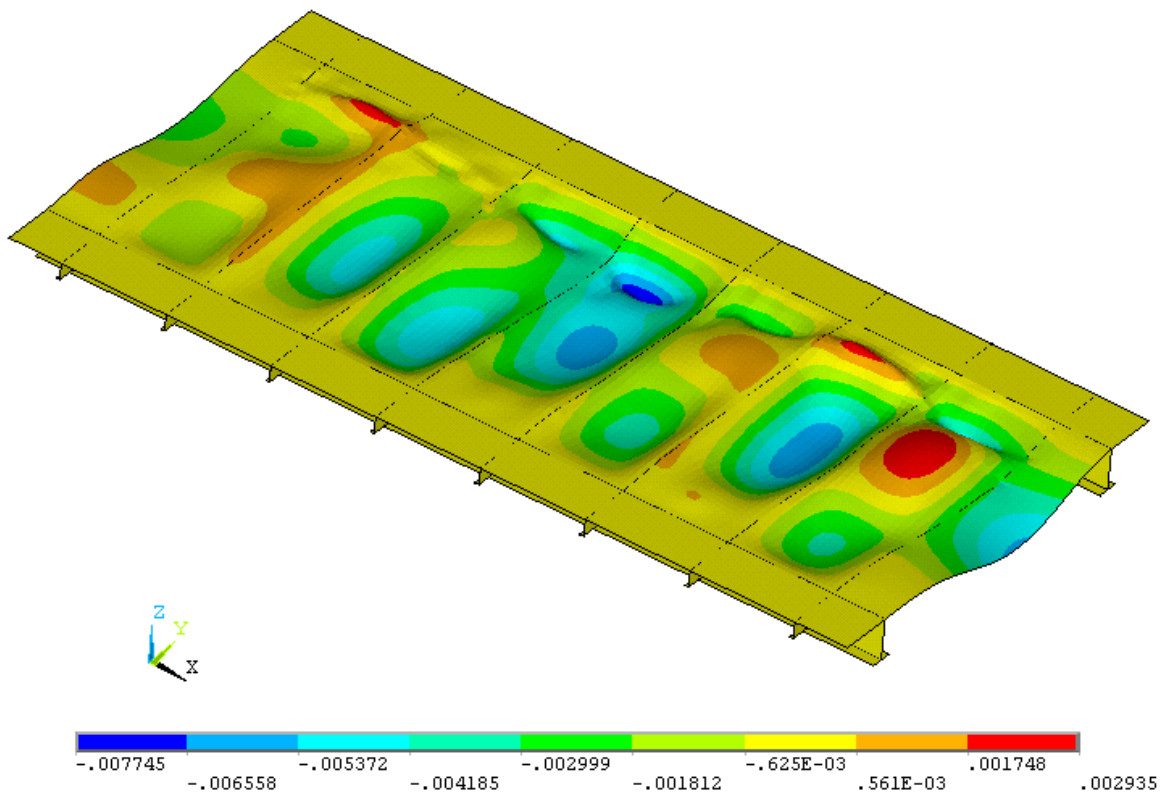


Abb. 12: vorverformtes Gesamtpaneel 1, Auslenkung gegenüber der x-y-Ebene [m]

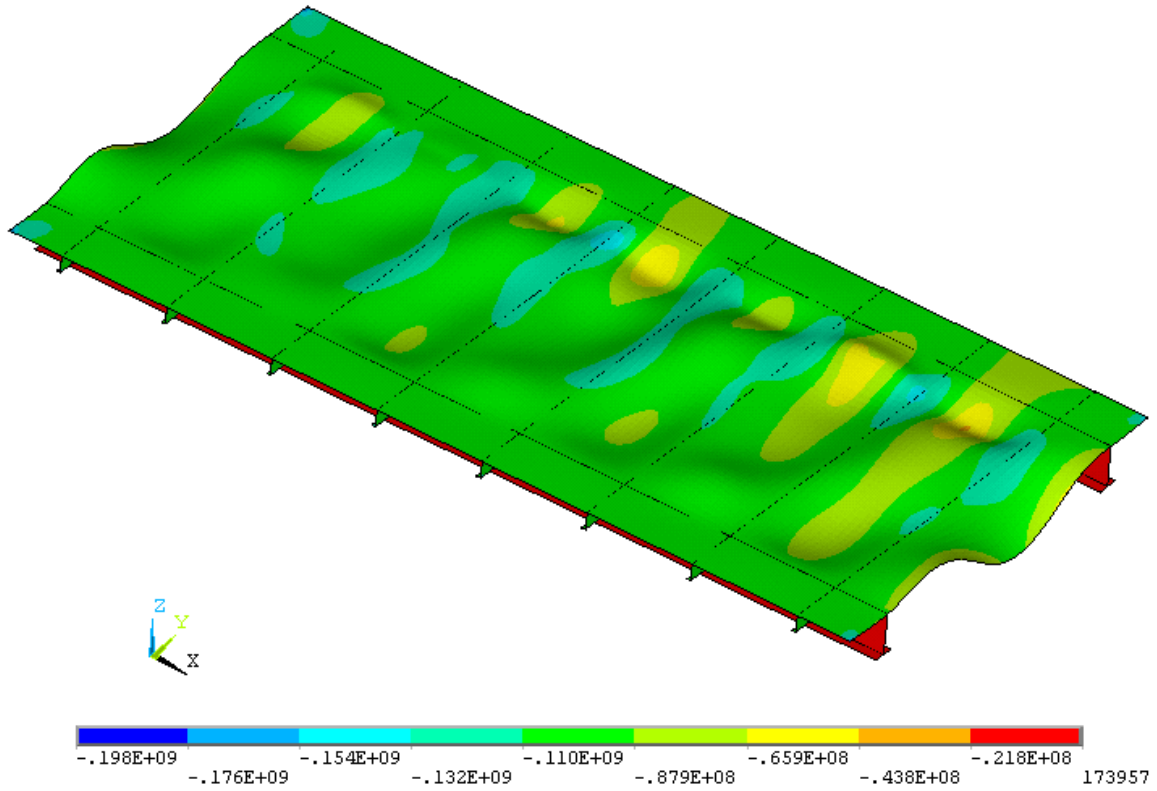


Abb. 13: Paneel 1, y-Komponente der Membranspannungen [N/m²]

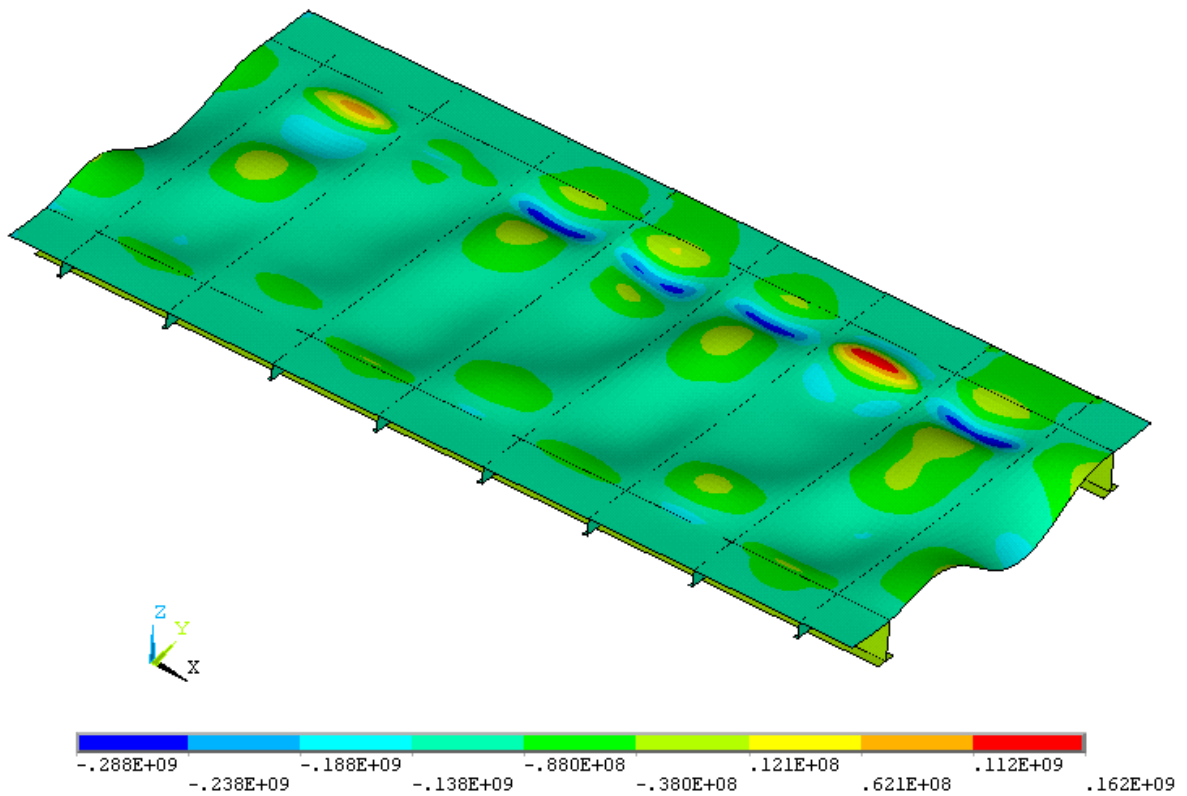


Abb. 14: Paneel 1, überlagerte y-Komponenten der Membran- und Biegespannungen [N/m²]

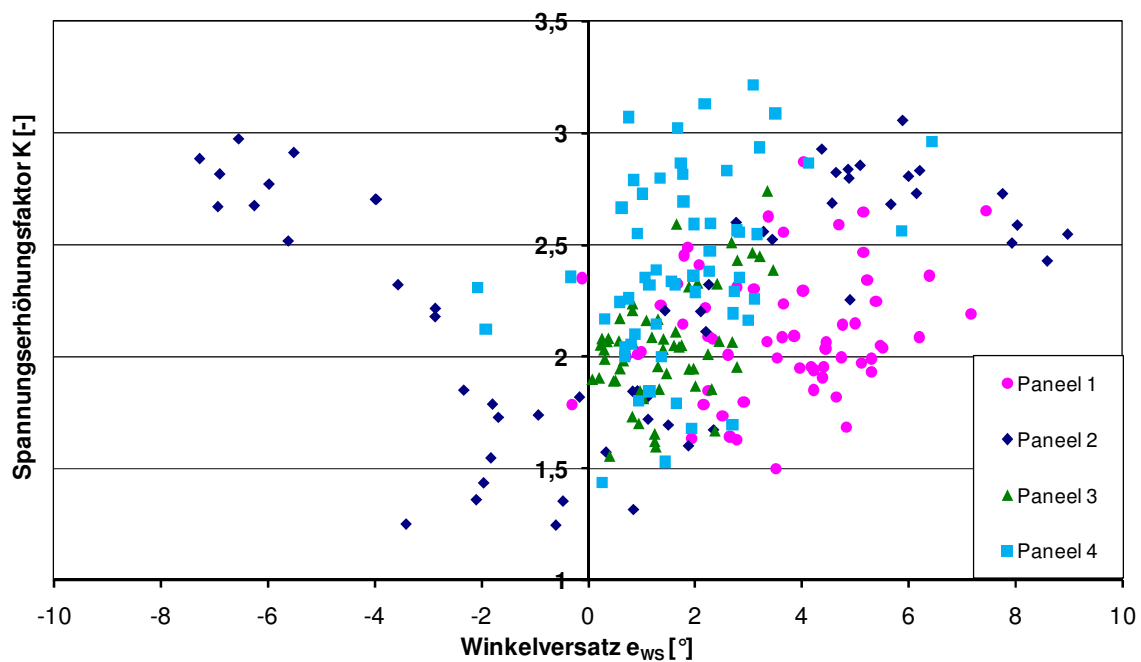


Abb. 15: Zusammenhang zwischen Winkelversatz und Spannungserhöhung

Der Spannungserhöhungsfaktor ergibt sich aus dem Verhältnis der maximal auftretenden Spannung an der Naht zur aufgetragenen Nennspannung von $\Delta\sigma_N = 100 \text{ N/mm}^2$. Mit diesen Berechnungsergebnissen wurde bewertet, inwiefern sich ein direkter Zusammenhang zwischen Imperfektionsmessungen und Spannungserhöhungsfaktor analog der 2D-Betrachtung gemäß IIW an einer stabartigen Probe herstellen lässt. Dies würde bedeuten, dass die Messergebnisse für Nahteinfall und Kantenversatz einen direkten Aufschluss über die Spannungserhöhung an der Naht und damit über die Rissempfindlichkeit geben. In Abb. 15 sind diese Zusammenhänge für den Winkelversatz dargestellt.

Es ist erkennbar, dass ein Zusammenhang zwischen direkter Imperfektionsmessung und der daraus resultierenden Spannungserhöhung nur beim Paneel 2 hergestellt werden kann. Hier verhält sich der Spannungserhöhungsfaktor in einem linearen Streuband zum Nahteinfall und zur Winkelschrumpfung. Mit den Ergebnissen der übrigen Paneele kann aber keine Abhängigkeit zwischen den Imperfektionsmessungen und dem sich an der Naht einstellenden Spannungserhöhungsfaktor und damit der möglichen Versagensstelle hergestellt werden.

Schlussfolgernd aus Messungen und Berechnungen lässt sich festhalten, dass ein direkter Rückschluss aus mit werftüblichen Mitteln gewonnenen Imperfektionsmessungen auf Spannungserhöhungen nicht möglich ist. Dies wird durch die Gegenüberstellung der Vorverformungsverläufe zweier ausgewählter Einzelfelder verdeutlicht, Abb. 16.

Die beiden Beispielfelder weisen an der Naht annähernd gleiche Nahteinfälle von ca. 8 mm auf, die Winkel sind mit $1,5^\circ$ (Beispiel 2) bzw. 9° (Beispiel 1) jedoch stark voneinander abweichend. Bei diesen hohen Nahteinfällen ist zu erwarten, dass der Kantenversatz e/t von ca. 0,1 eine untergeordnete Rolle spielt. Die FEM-Berechnungen haben ergeben, dass sich bei Beispiel 2 ein Spannungserhöhungsfaktor von $K = 1,5$ ergibt, während sich bei Beispiel 1 ein Faktor von $K = 2,5$ einstellt.

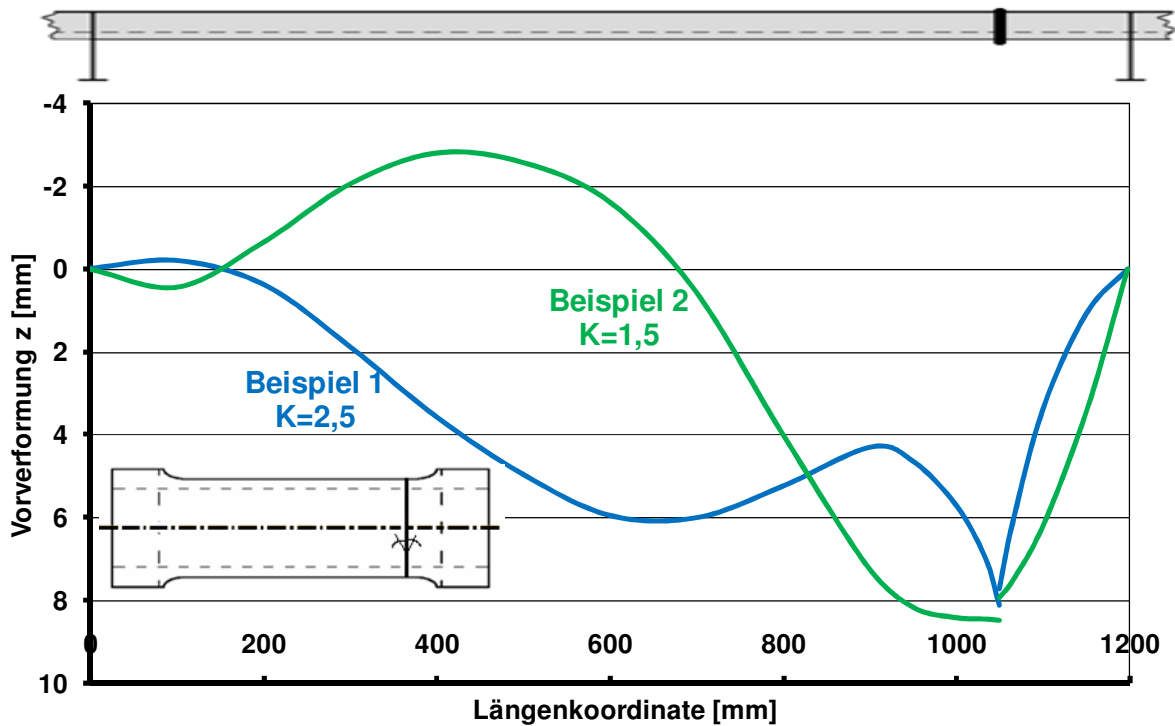


Abb. 16: Einfluss unterschiedlicher Vorverformungsverläufe

Diese beiden Paneele stellen zwar Extrembeispiele dar, sie repräsentieren aber zwei grundsätzlich unterschiedliche Charakteristika der Imperfektionsverläufe zwischen dem Paneel 2 einerseits und den Paneelen 1, 3 und 4 andererseits. Während bei Paneel 2 eine ausgeprägte lokale Winkelschrumpfung im Bereich der Naht auftritt und zum Nahteinfall führt, ist der Einfall bei den übrigen drei Paneelen vorwiegend durch die ausgeprägte Beulform bei relativ kleinem Winkel bestimmt. Hier tritt das lokale Verformungsmaximum oftmals nicht direkt an der Naht auf, sondern bis zu 50 bis 100 mm neben der Naht. Begründet werden die unterschiedlichen Imperfektionsverläufe mit den verschiedenen Fertigungsverfahren der Werften. Diese Zusammenhänge deuten darauf hin, dass die diskrete Messung für Nahteinfall und Kantenversatz an der Naht für eine Bewertung der Qualität in Bezug auf das Ermüdungsverhalten ohne weiteres nicht ausreicht. Erst die räumliche Betrachtung führt zu ausreichenden Ergebnissen. Aus diesem Grund ist die Definition einer Messvorschrift für die Aufnahme von Imperfektionsgrößen, die das Qualitätsniveau in Bezug auf die Rissempfindlichkeit repräsentieren, unerlässlich. Die Herleitung dieser Vorschrift erfolgt in Kapitel 6.

4 Toleranzvorgaben bei gegebener Geometrie

Wie erwähnt ist eine deterministische Betrachtung der Einzelfelder mit den Imperfektionsgrößen gemäß Fertigungsstandard ohne weiteres nicht möglich. Aus diesem Grund widmet sich dieser Abschnitt einer probabilistischen Betrachtungsweise, die einen Querschnitt der Imperfektionsgrößen und ihre Auswirkungen auf das Spannungsniveau widerspiegelt. Dabei werden die aus den Imperfektionen resultierenden Spannungserhöhungen statistisch ausgewertet. Danach wird für die vorgegebene Geometrie ein Zusammenhang zwischen Toleranzen für Kantenversatz und Nahteinfall und den zugehörigen Referenzspannungen beschrieben.

4.1 Ermittlung einer geeigneten Messbrückenlänge für Imperfektionsmessungen und daraus resultierenden Spannungserhöhungen

Für die im Forschungsvorhaben untersuchten Paneele wurden mit der Methode der finiten Elemente die Spannungserhöhungsfaktoren an der Naht ermittelt. Da es jedoch in der Praxis nahezu unmöglich ist, für die auf der Werft gefertigten schiffbaulichen Strukturen solch aufwändige Imperfektionsmessungen und anschließende Berechnungen durchzuführen, stellt sich die Frage, wie man mit einfachen (werftüblichen) Mitteln aus Imperfektionsmessungen auf Spannungserhöhungen an der Naht schließen kann. Das Regelwerk gibt zwar Toleranzgrenzen für Kantenversatz und Nahteinfall vor, jedoch fehlt wie beschrieben zunächst die Angabe, wie diese Imperfektionen zu messen sind. Unterschiedliche Messbrückenlängen führen insbesondere beim Nahteinfall zu unterschiedlichen Messergebnissen. Dies wird in Abb. 17 verdeutlicht, in der die Ergebnisse bei Anwendung unterschiedlicher Messbrückenlängen dargestellt sind.

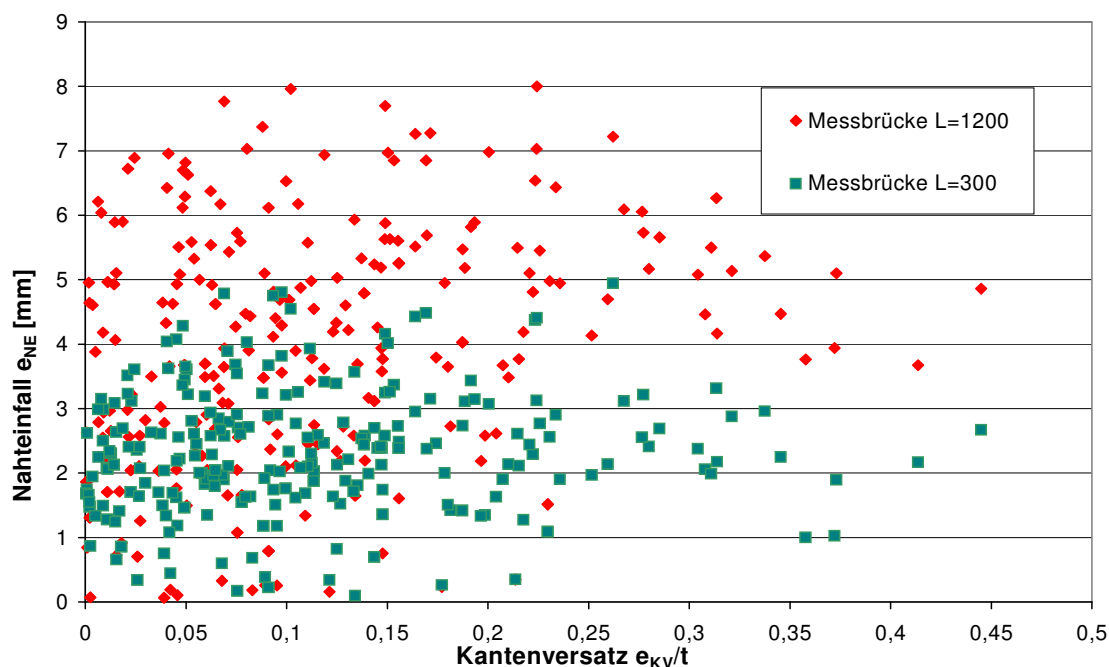


Abb. 17: Messwerte bei unterschiedlichen Messbrückenlängen

Um ein geeignetes Messverfahren und eine geeignete Messbrückenlänge zu entwickeln, werden die an der Naht ermittelten Spannungserhöhungsfaktoren entsprechend der IIW-Empfehlung in ihre Anteile für Kantenversatz K_{KV} und Nahteinfall K_{NE} aufgeteilt:

$$K_S = 1 + (K_{KV} - 1) + (K_{NE} - 1) \quad (7)$$

Diese werden mit einem Spannungsfaktor für die Lastumlagerung K_{LU} erweitert, da sich gezeigt hat, dass aufgrund der beschriebenen Lastumlagerungen die Membranspannung an der Naht nicht der Nennspannung im Paneel entspricht. Das Paneel entzieht sich durch seine Vorverformungen der Last, welche zu den seitlichen Steifen umgelagert wird:

$$K_S = [1 + (K^*_{KV} - 1) + (K^*_{NE} - 1)] \cdot K_{LU} \quad (8)$$

K^*_{KV} und K^*_{NE} beziehen sich somit auf die Membranspannung an der Naht einschließlich der kritischen Beulverformung. Der Einfluss dieser wird durch die Wahl einer Messbrückenlänge in der kritischen Beulform näherungsweise erfasst.

An der Naht selbst werden mit den FE-Berechnungen vier verschiedene Spannungserhöhungen ermittelt, wobei drei davon voneinander unabhängig sind.

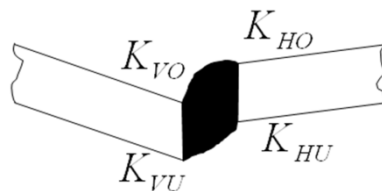


Abb. 18: Nahtgeometrie

Gegeben sind also K_{VO} , K_{HO} , K_{VU} und K_{HU} , gesucht sind K^*_{KV} , K^*_{NE} und K_{LU} .

Diese wurden den mit verschiedenen Messbrückenlängen ermittelten Imperfektionen gegenübergestellt. Diverse Untersuchungen mit verschiedenen Messbrückenlängen und anschließender Analyse der Ergebnisse zeigen, dass die Spannungserhöhung aus dem Nahteinfall durch die Nahteinfallmessung mit einer Messbrückenlänge von 300 mm am besten wiedergespiegelt werden kann.

Die Spannungserhöhung durch **Nahteinfall** kann (mit einer gewissen Streuung) durch den Messwert des Nahteinfalls auf halber Feldbreite, Abb. 19, und der Lage des zu betrachtenden Punktes aus Mitte beschrieben werden, wobei der Faktor K^*_{NE} angenähert einen kosinusförmigen Verlauf über die Feldbreite darstellt, Abb. 20.

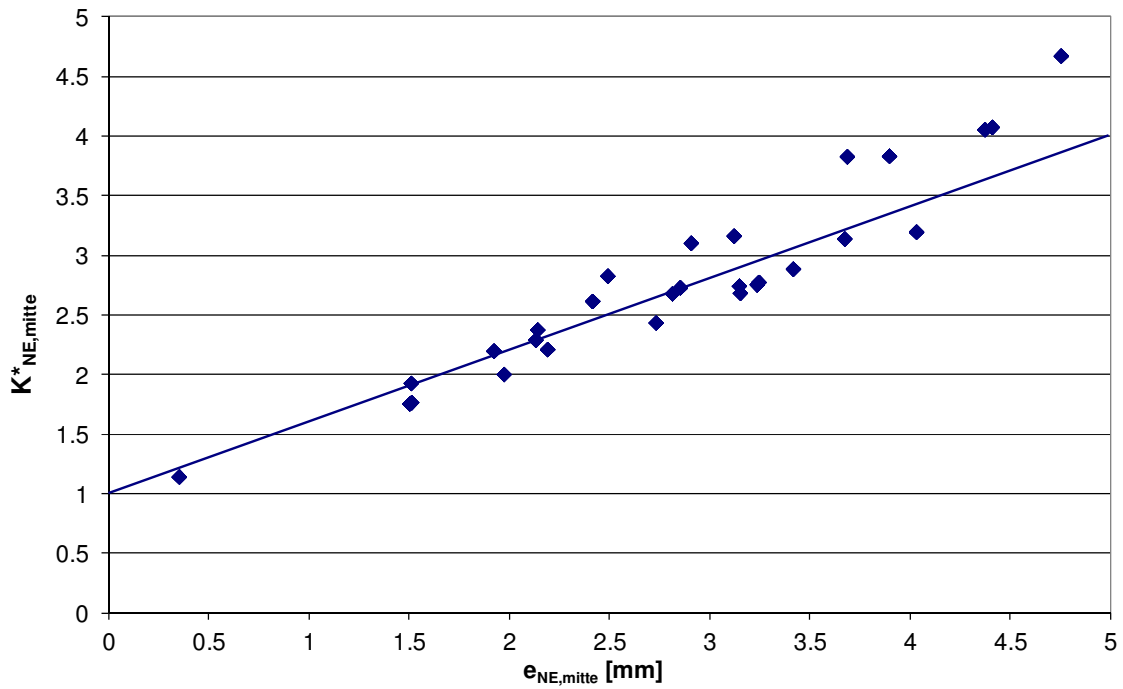


Abb. 19: Regression des Nahteinfalls

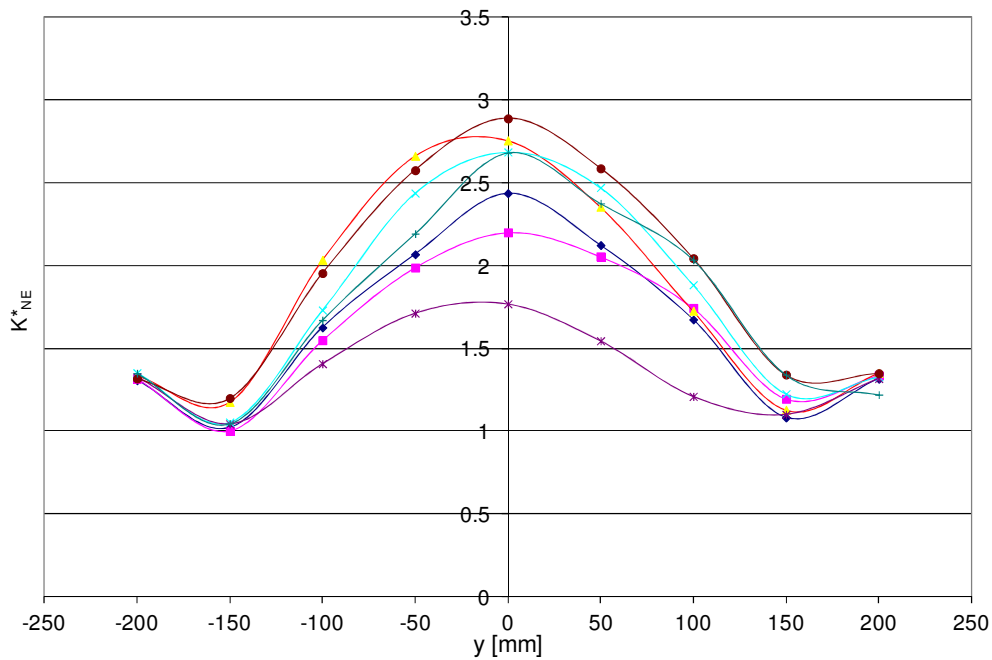


Abb. 20: Verteilung der Spannungserhöhung durch Nahteinfall über die Feldbreite

Daraus ergibt sich die Regressionsformel

$$K_{NE}^* = 1 + 2,4 \cdot \frac{e_{NE,mitte}}{t} \cdot \cos\left(\frac{\pi y}{b}\right) \quad (9)$$

Die Spannungserhöhung aus **Kantenversatz** ist weitestgehend unabhängig vom Verlauf der Vorverformungen, wenn man sie auf die Membranspannung bezieht [20]. Sie hängt direkt von dem an betreffender Stelle gemessenen Wert ab:

$$K_{KV}^* = 1 + 3 \cdot \frac{e_{KV}}{t} \quad (10)$$

Die Spannungsveränderung aus **Lastumlagerung** kann ebenfalls in Abhängigkeit des Nahteinfalls auf halber Feldbreite dargestellt werden:

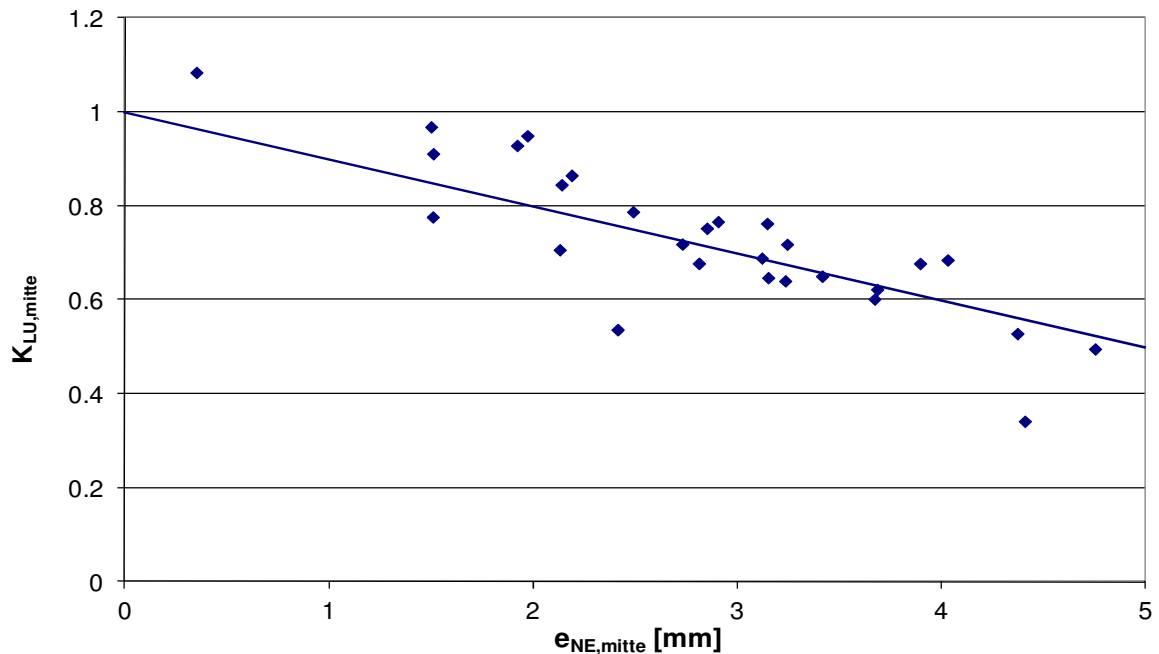


Abb. 21: Regression der Lastumlagerung

Auch hier ist ein kosinusförmiger Verlauf über die Feldbreite zwischen den Längsprofilen zu erkennen, was wiederum am Beispiel des Paneels 1 dargestellt wird, Abb. 22.

Daraus wird folgende Regressionsformel für die Lastumlagerung ermittelt:

$$K_{LU} = 1 + 0,4 \cdot \frac{e_{NE,mitte}}{t} - 0,8 \cdot \frac{e_{NE,mitte}}{t} \cdot \cos\left(\frac{\pi y}{b}\right) \quad (11)$$

Kombiniert ergibt sich:

$$K_S = \left[1 + 3 \cdot \frac{e_{KV}}{t} + 2,4 \cdot \frac{e_{NE,mitte}}{t} \cdot \cos\left(\frac{\pi y}{b}\right)\right] \left[1 + 0,4 \cdot \frac{e_{NE,mitte}}{t} - 0,8 \cdot \frac{e_{NE,mitte}}{t} \cdot \cos\left(\frac{\pi y}{b}\right)\right] \quad (12)$$

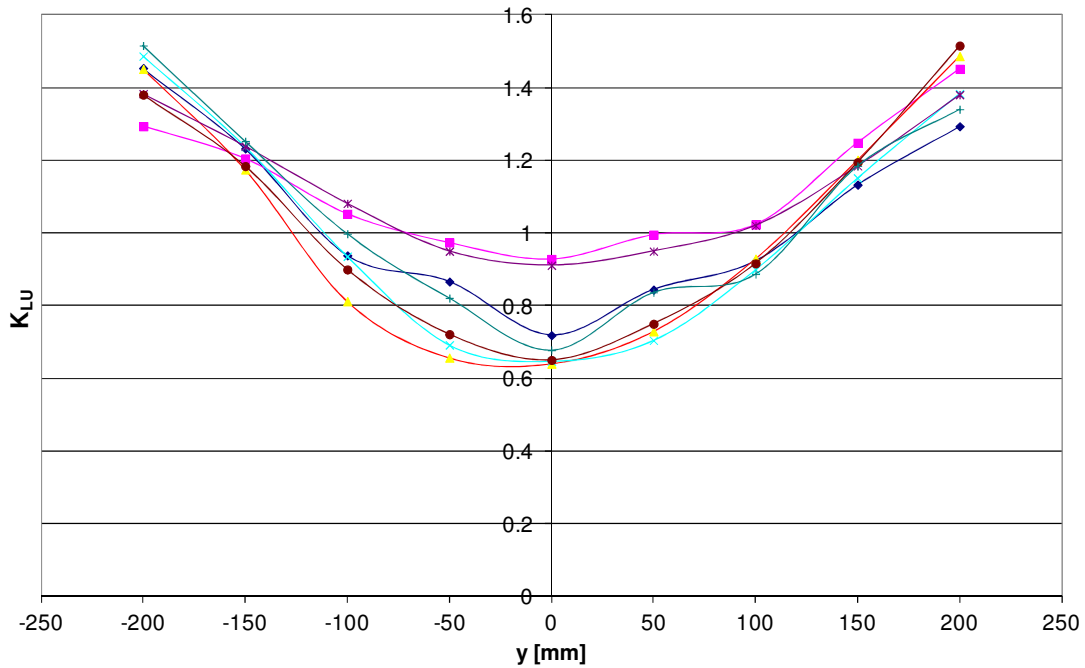


Abb. 22: Verteilung der Spannungsveränderung durch Lastumlagerung über die Feldbreite

4.2 Statistische Auswertung und Ermittlung von Verteilungsdichten für gemessene Imperfektionen

Um eine Aussage über die Qualität der gefertigten Paneele zu erhalten, werden die Maximalwerte der Imperfektionsmessungen ausgewertet. Diese lassen sich durch eine Weibullverteilung beschreiben:

$$f(t) = \frac{b}{T} \cdot \left(\frac{t}{T}\right)^{b-1} \cdot e^{-\left(\frac{t}{T}\right)^b} \quad \text{mit} \quad 0 \leq t < \infty \quad (13)$$

Formparameter b und Lageparameter T werden durch eine Maximum-Likelihood-Schätzung [36] der Absolutwerte der Messergebnisse bestimmt. Für die Messwerte des Nahteinfalls auf Feldmitte und des Kantenversatzes ergeben sich die Dichtefunktionen (14) und (15), die in den Diagrammen in Abb. 23 und Abb. 24 dargestellt sind.

$$f_1\left(\frac{e_{NE,mitte}}{t}\right) = \frac{b_{NE}}{T_{NE}} \cdot \left(\frac{e_{NE,mitte}/t}{T_{NE}}\right)^{b_{NE}-1} \cdot e^{-\left(\frac{e_{NE,mitte}/t}{T_{NE}}\right)^{b_{NE}}} \quad (14)$$

mit $b_{NE} = 3,1$ (Formparameter)

und $T_{NE} = 0,7906$ (Lageparameter)

$$f_2\left(\frac{e_{KV}}{t}\right) = \frac{b_{KV}}{T_{KV}} \cdot \left(\frac{e_{KV}/t}{T_{KV}}\right)^{b_{KV}-1} \cdot e^{-\left(\frac{e_{KV}/t}{T_{KV}}\right)^{b_{KV}}} \quad (15)$$

mit $b_{KV} = 1$ (Formparameter)

und $T_{KV} = 0,1145$ (Lageparameter)

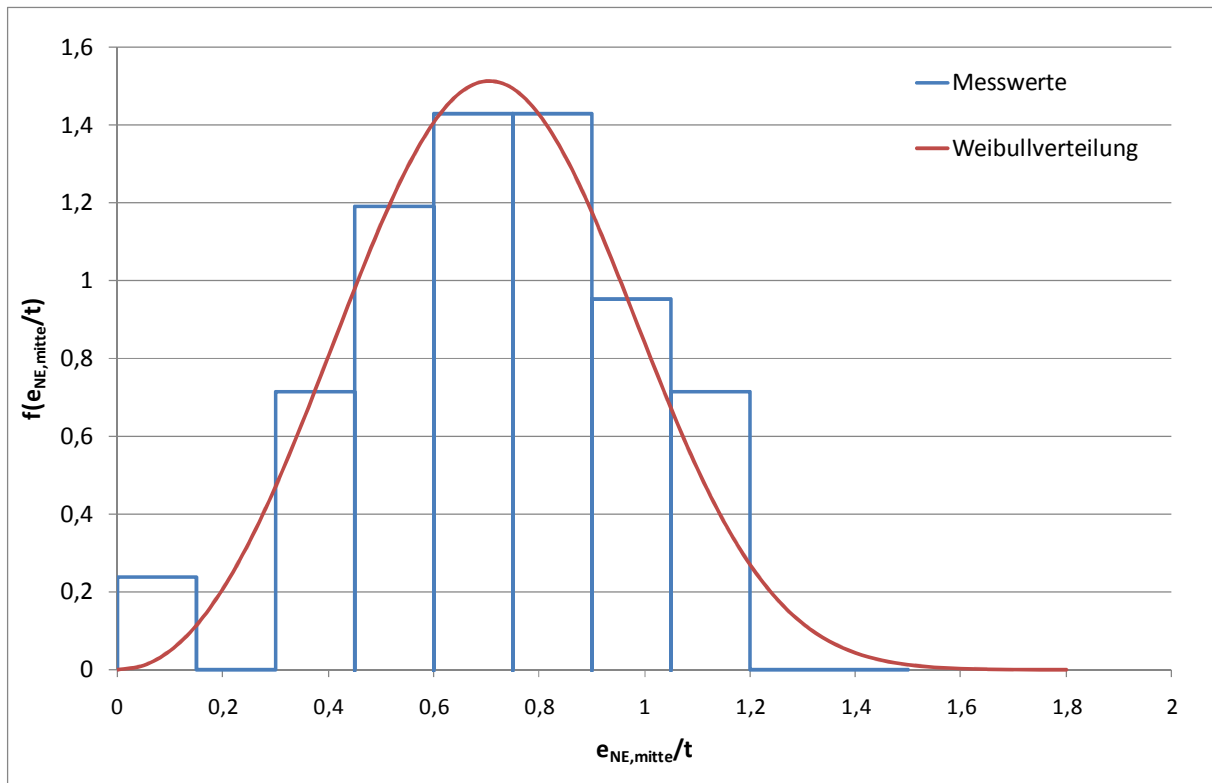


Abb. 23: Dichtefunktion des Nahteinfalls (rot) und Gegenüberstellung mit der Anzahlbereichsweise gemessener Werte (blau)

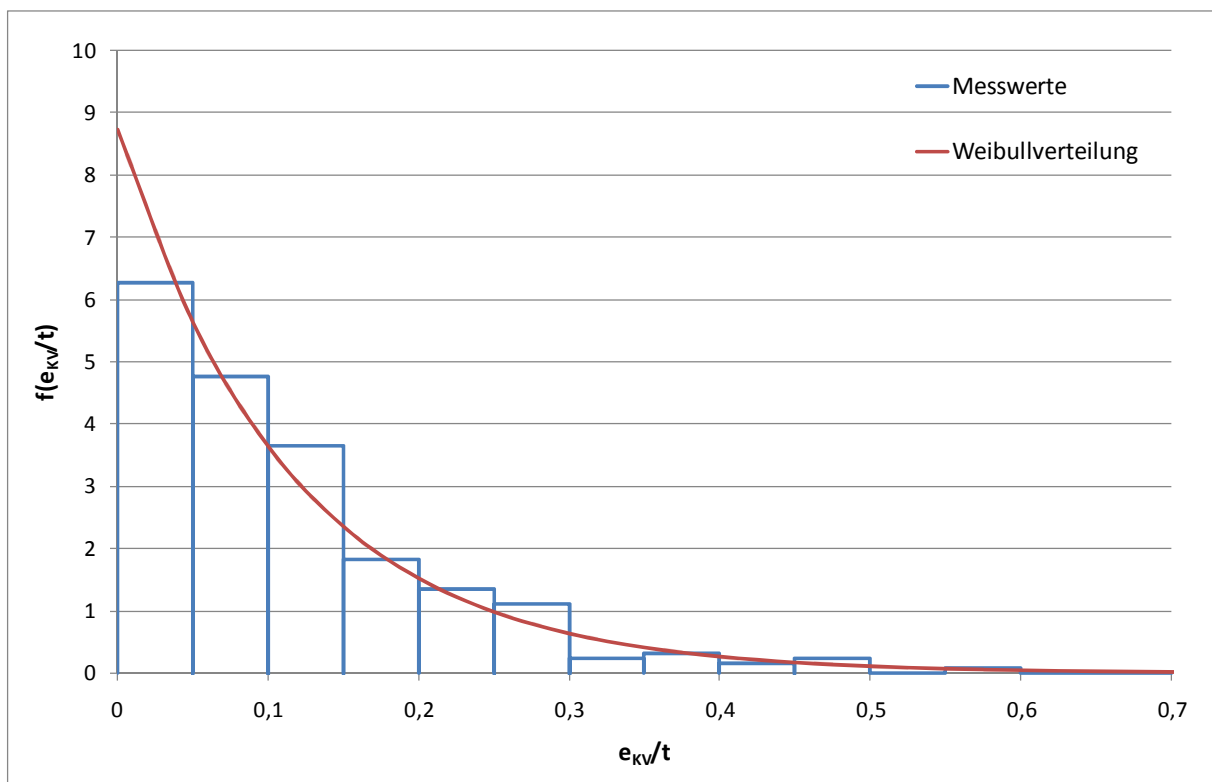


Abb. 24: Dichtefunktion des Kantenversatzes (rot) und Gegenüberstellung mit der Anzahlbereichsweise gemessener Werte (blau)

Im VSM-Standard werden die Toleranzen des Nahteinfalls für 95% der Messwerte definiert. Diese Vorgehensweise wird hier auch für den Kantenversatz als charakteristische Toleranzgröße

übernommen, da es bei einer Weibullverteilung mit einem "rechten offenen Ende" nicht möglich ist, 100%-Werte zu definieren, denn diese sind theoretisch unendlich. Die 95%-Werte betragen bei den ermittelten Dichtefunktionen:

$$\frac{e_{NE}}{t} = 1,126 \quad \text{bzw.} \quad e_{NE} = 4,50 \text{ mm für den Nahteinfall}$$

$$\frac{e_{KV}}{t} = 0,343 \quad \text{für den Kantenversatz}$$

Da eine diskrete Gegenüberstellung der direkt berechneten und mittels Regression gewonnenen Spannungserhöhung zu einem mäßigen Ergebnis führt, werden im Folgenden die Häufigkeitsverteilungen gegenübergestellt. Dazu ist eine Verteilungsfunktion für den Kosinus-Term in der Regressionsformel notwendig. Diese wird bei gleichverteilter Variable $\frac{\pi y}{b}$ bestimmt zu

$$f_3\left(x = \cos\left(\frac{\pi y}{b} y\right)\right) = \frac{2}{\pi \cdot \sqrt{1-x^2}} \quad \text{mit} \quad 0 \leq x < 1 \quad (16)$$

Dazu werden die ermittelten Dichtefunktionen für Kantenversatz und Nahteinfall unter Berücksichtigung des unter Abschnitt 4.1 entwickelten Ansatzes so kombiniert, dass sich eine Verteilungsfunktion für den Spannungserhöhungsfaktor K ergibt:

$$F_4(K) = \int \int \int f_3(x) \cdot f_2\left(\frac{e_{KV}}{t}\right) \cdot f_1\left(\frac{e_{NE}}{t}\right) d\frac{e_{NE}}{t} d\frac{e_{KV}}{t} dx; \quad (17)$$

mit der Bedingung:

$$\left[1 + 3 \cdot \frac{e_{KV}}{t} + 2,4 \cdot \frac{e_{NE,mitte}}{t} \cdot x\right] \left[1 + 0,4 \cdot \frac{e_{NE,mitte}}{t} - 0,8 \cdot \frac{e_{NE,mitte}}{t} \cdot x\right] < K$$

Diese Gleichung wird numerisch gelöst. Die so entstandene Verteilungsfunktion $F_4(K)$, aus der man die Wahrscheinlichkeit direkt ablesen kann, wird mit den Häufigkeitsverteilungen der direkt mit FEM berechneten und an jeder Stelle durch die Regression berechneten Häufigkeiten in Abb. 25 verglichen.

Die Kurve "Originalwerte" des Spannungserhöhungsfaktors ist die Häufigkeitsverteilung der an jedem Messpunkt auf den vier Paneelen direkt mittels FEM berechneten K-Faktoren. Die Kurve "Regression deterministisch" des Spannungserhöhungsfaktors ist die Häufigkeitsverteilung der K-Faktoren, die an jedem Messpunkt mittels der unter Abschnitt 4.1 beschriebenen Näherungsformel aus den Messwerten für Kantenversatz und Nahteinfall bestimmt wurden. Die blaue Kurve wurde mit Formel (17) bestimmt. Sie dürfte sich eigentlich nicht von der Kurve "Regression deterministisch" unterscheiden. Ein Unterschied kommt aber zustande, weil die Anzahl der Messwerte für den Nahteinfall auf Feldmitte zur Bildung der Dichtefunktion recht gering ist und die gebildete Regression die Häufigkeitsverteilung nur bedingt widerspiegelt. Aus dieser Verteilungsfunktion $F_4(K)$ kann nun mittels Differentiation die Dichtefunktion für K bestimmt werden:

$$f_4(K) = d \frac{F_4(K)}{dK} \quad (18)$$

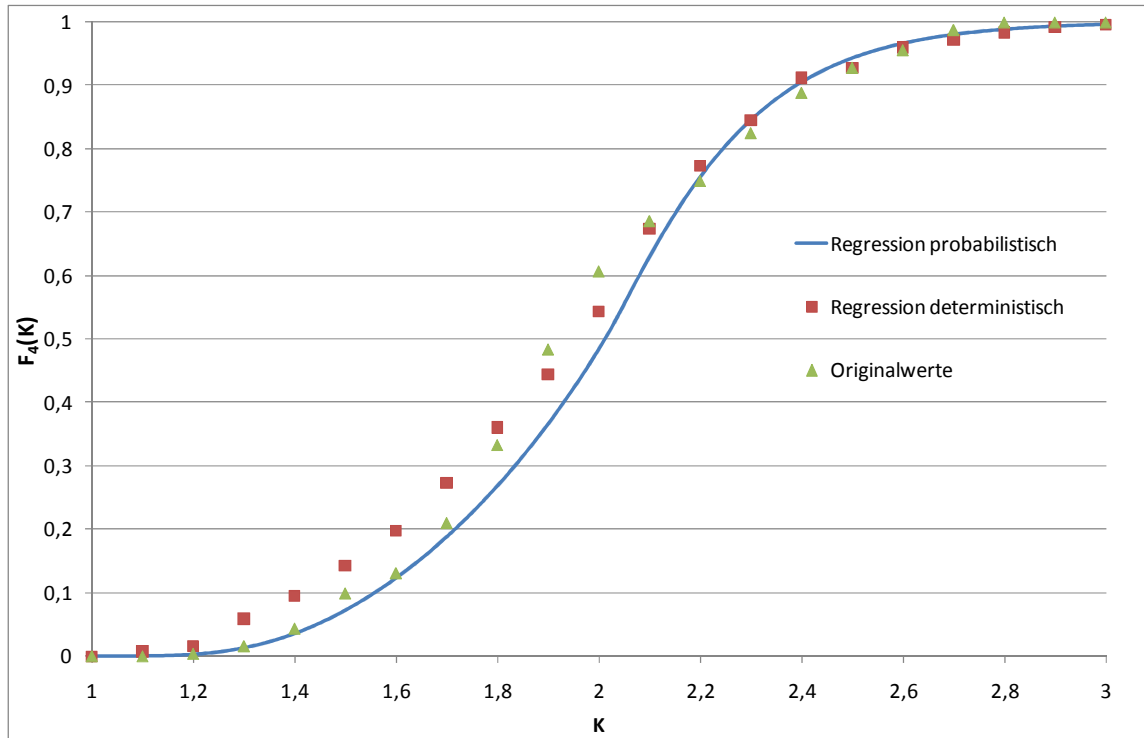


Abb. 25: Verteilungsfunktion des Spannungserhöhungsfaktors

Mit dieser Dichtefunktion für K wird wiederum die Dichtefunktion des Referenzwertes der Wöhlerlinie der "idealen Probe" korrigiert, um die Dichtefunktion des Referenzwertes der Wöhlerlinie des imperfektionsbehafteten Panels zu erhalten. Die Wöhlerlinie der idealen Probe wird aus Literaturangaben zu Kleinprobenversuchen abgeleitet. [37] gibt Wöhlerlinien zu Stumpfstößen an, wobei für diese Betrachtung die Klasse „E“ mit einem Mittelwert $\mu = 118 \text{ N/mm}^2$ und einer Standardabweichung von $s = 19 \text{ N/mm}^2$ gilt. Dies entspricht der Schwingfestigkeitsklasse FAT 80. Diese Werte basieren jedoch auf imperfektionsbehafteten Kleinprobenversuchen, die einen Kantenversatz bis zu $\frac{e_{KV}}{t} = 0,1$ enthalten. In diesem Rahmen wird ein gleichverteiltes Auftreten des Kantenversatzes zwischen $\frac{e_{KV}}{t} = 0$ und $\frac{e_{KV}}{t} = 0,1$ angenommen, so dass mit $K_{KV} = 1 + 3 \frac{e_{KV}}{t}$ auch der Spannungserhöhungsfaktor gleichverteilt zwischen $K_{KV} = 1$ und $K_{KV} = 1,3$ auftritt. Die Dichtefunktion der Wöhlerlinie nach Maddox wird dann um die Dichtefunktion des Spannungserhöhungsfaktors bereinigt, so dass sich die Verteilungsfunktion für die imperfektionsfreie Wöhlerlinie ergibt:

$$F(\Delta\sigma_{perf}) = \int_0^\infty \int_1^{1,3} \frac{1}{s \cdot \sqrt{2\pi}} \cdot e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{\Delta\sigma - \mu}{s} \right)^2} \cdot \frac{10}{3} dK_{KV} d\Delta\sigma \quad (19)$$

mit der Bedingung:

$$K_{KV} \cdot \Delta\sigma < \Delta\sigma_{perf}$$

Diese Gleichung wird numerisch gelöst und nach $\frac{\partial}{\partial \Delta\sigma_{perf}}$ differenziert, so dass sich die Dichtefunktion der imperfektionsfreien Wöhlerlinie ergibt. Diese ist aufgrund der Bereinigung um den gleichverteilten Ansatz abweichend zur Normalverteilung etwas schief, kann aber gut durch eine Normalverteilung mit $\mu = 136 \text{ N/mm}^2$ und $s = 23 \text{ N/mm}^2$ angenähert werden, siehe Abb. 26.

$$f_5(\Delta\sigma_{perf}) = \frac{1}{s \cdot \sqrt{2\pi}} \cdot e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{\Delta\sigma_{perf} - \mu}{s} \right)^2} \quad (20)$$

mit $\mu = 136 \text{ N/mm}^2$ (Mittelwert)
 $s = 23 \text{ N/mm}^2$ (Standardabweichung)

Analog zur Ermittlung der Verteilung der Wöhlerlinie der imperfektionsfreien Kleinprobe wird nun die Verteilung der Wöhlerlinie des imperfektionsbehafteten Panels berechnet. Dabei wird die soeben gefundene Verteilung der imperfektionsfreien Wöhlerlinie $f_5(\Delta\sigma_{perf})$ um die am Panel auftretende Verteilung der K -Faktoren $f_4(K)$ bereinigt, wobei auch hier gilt:

$$\Delta\sigma_{imp} = \frac{\Delta\sigma_{perf}}{K} \quad (21)$$

Da es sich bei den Verteilungen von $\Delta\sigma_{perf}$ (hängt vom Schweißer ab) und K (hängt vom Schiffbauer ab) um zwei statistisch voneinander unabhängige Größen handelt, wird die Dichtefunktion der Wöhlerlinie des imperfektionsbehafteten Panels wie folgt gebildet [36], [38]:

$$f_6(\Delta\sigma_{imperfekt}) = \int_0^\infty |x| \cdot f_5(\Delta\sigma_{imperfekt} \cdot x) \cdot f_4(x) dx \quad (22)$$

Am Verlauf dieser Dichtefunktion f_6 bzw. ihrer Verteilungsfunktion F_6 (Abb. 27) kann nun die Nennspannung abgelesen werden, bei der die für Betriebsfestigkeitsuntersuchungen gängige Ausfallwahrscheinlichkeit von 2,3 % vorliegt. In diesem Fall beträgt die Referenzspannung somit $\Delta\sigma_{RC} = 53 \text{ N/mm}^2$.

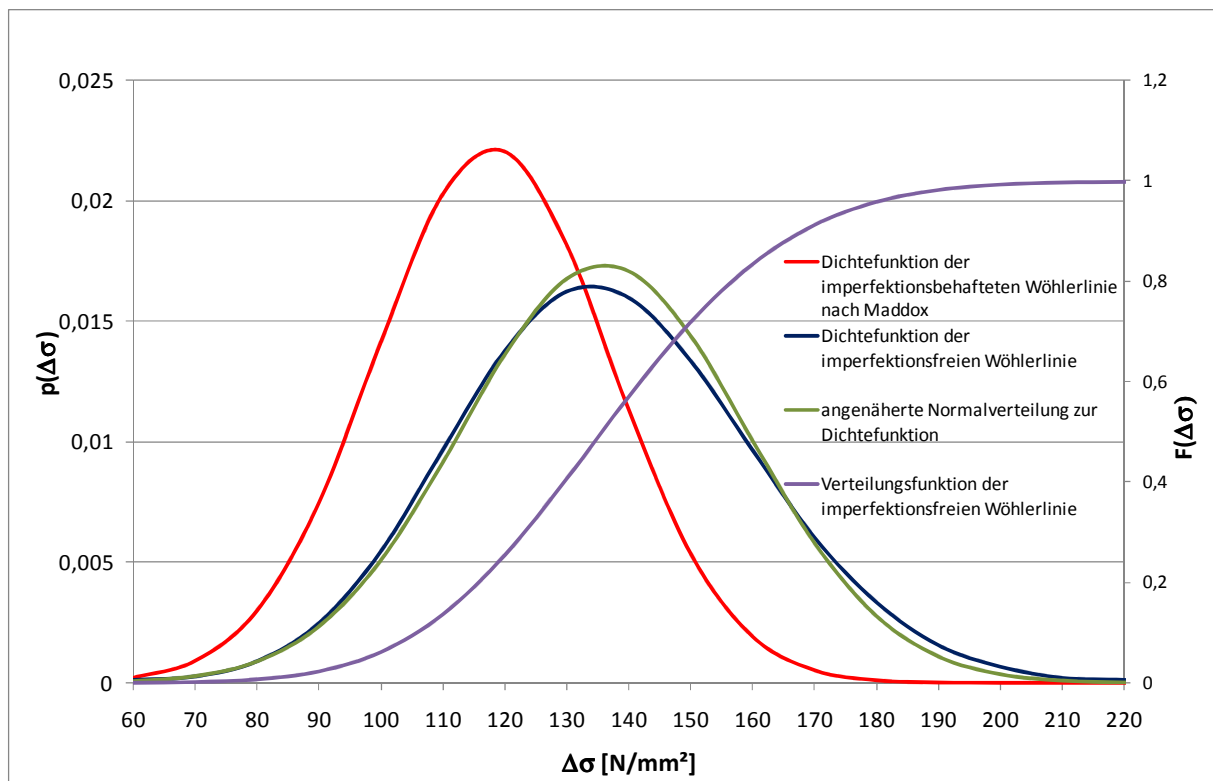


Abb. 26: Dichte- und Verteilungsfunktionen des Referenzwertes der Wöhlerlinie

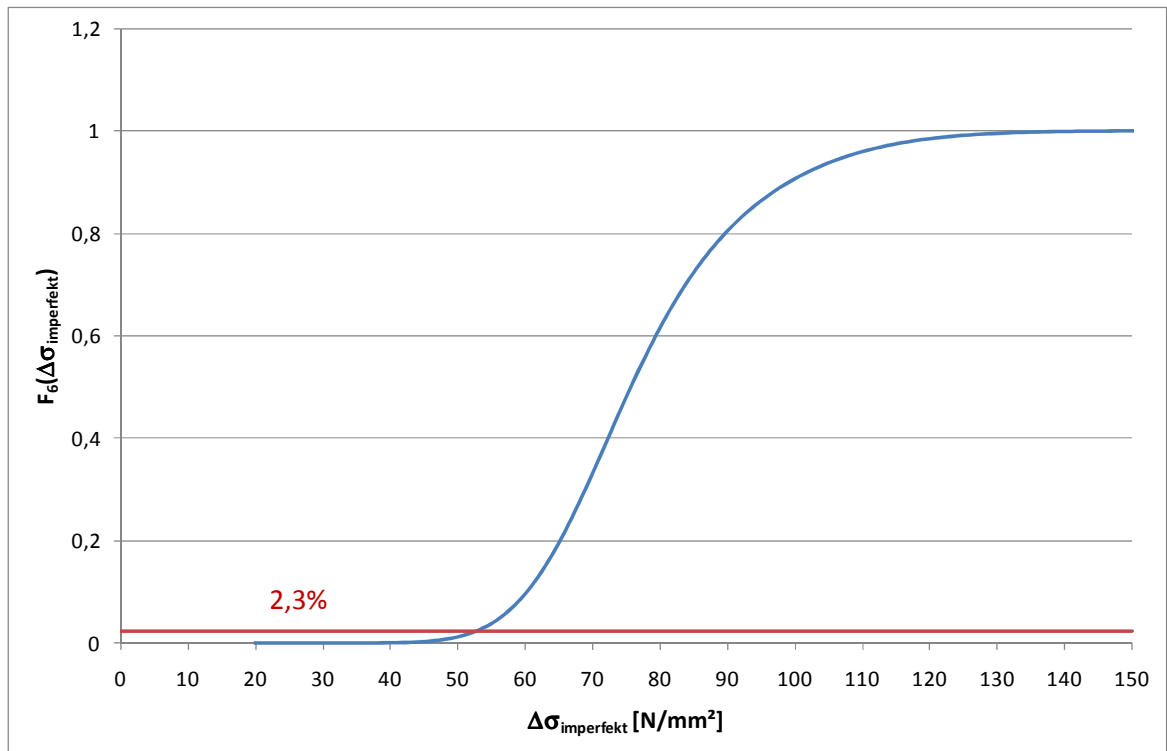


Abb. 27: Verteilungsfunktion der Referenzspannungsschwingbreite des imperfektionsbehafteten Paneels

4.3 Verteilungsdichten für Spannungserhöhungen bei verschiedenen Toleranzgrenzen und Interaktionskurven

Es stellt sich nun die Frage, welche Referenzspannungen nach dem Nennspannungskonzept bei definierten Toleranzgrenzen für Kantenversatz und Nahteinfall anzusetzen sind. Um dies zu ermitteln, muss zuerst geklärt werden, wie sich die Verteilung der Messwerte bei anderen Toleranzgrenzen einstellt. Hierbei wird vorausgesetzt, dass sich bei Vorgabe niedrigerer 95%-Toleranzen nicht nur die an den Versuchspaneele gemessenen Toleranzüberschreitungen auf das zulässige Maß verringern, sondern dass sich das Qualitätsniveau insgesamt verbessert. Dies hat zur Folge, dass sich der **Lageparameter** der entsprechenden Weibullverteilungen verringert, während der **Formparameter** gleich bleibt.

So werden nun Lageparameter T_{KV} und T_{NE} bestimmt, die zu einem Einhalten von 95% der Toleranzen für $e_{KV}/t = 0,1; 0,2; 0,3$ und $e_{NE} = 2, 3, 4$ mm führen, Tab. 2.

Tab. 2: Lageparameter für Kantenversatz und Nahteinfall bei verschiedenen Toleranzgrenzen (95%)

e_{KV}/t	T_{KV}	e_{NE}	e_{NE}/t	T_{NE}
0,1	0,03338	2 mm	0,50	0,35097
0,2	0,06676	3 mm	0,75	0,52646
0,3	0,10015	4 mm	1,00	0,70194

Mit den daraus resultierenden Dichtefunktionen werden mit dem unter Abschnitt 4.2 beschriebenen Verfahren die Referenzspannungen berechnet, die zu einer Ausfallwahrscheinlichkeit von 2,3 % führen, Tab. 3.

Tab. 3: ermittelte Referenzspannungen [N/mm²] für verschiedene Toleranzgrenzen

$e_{NE} \downarrow e_{KV}/t \rightarrow$	0	0,1	0,2	0,3
0	91,0	84,0	75,5	67,5
2 mm	60,0	57,5	54,5	51,5
3 mm	53,0	51,0	49,0	47,0
4 mm	48,0	46,5	45,0	43,0

Parametrisiert man e_{NE} und trägt die Referenzspannung über e_{KV}/t auf, ergibt sich das Diagramm in Abb. 28. Die Parametrisierung von e_{KV}/t und Auftragung der Referenzspannung über e_{NE} ist in Abb. 29 dargestellt. Der Nahteinfall wurde bei dieser Darstellung bewusst nicht auf die Blechdicke bezogen, weil dies der Darstellung des VSM-Fertigungsstandards [6] entspricht. Durch die Schnittpunkte der einzelnen Kurven mit den Referenzspannungen der FAT Klassen 63, 71 und 80 lassen sich Interaktionskurven erstellen, Abb. 30. Diese können bei gegebener Geometrie als Empfehlung für die Werft herangezogen werden.

Um bei Dünoblechkonstruktionen dieser Konfiguration die regelkonforme Schwingfestigkeitsklasse FAT 80 anwenden zu können, sind am Montagestoß in 95% der Fälle also sehr enge Toleranzgrenzen einzuhalten. Zu beachten ist, dass der Nahteinfall mit einer Messbrückenlänge von 300 mm zu messen ist.

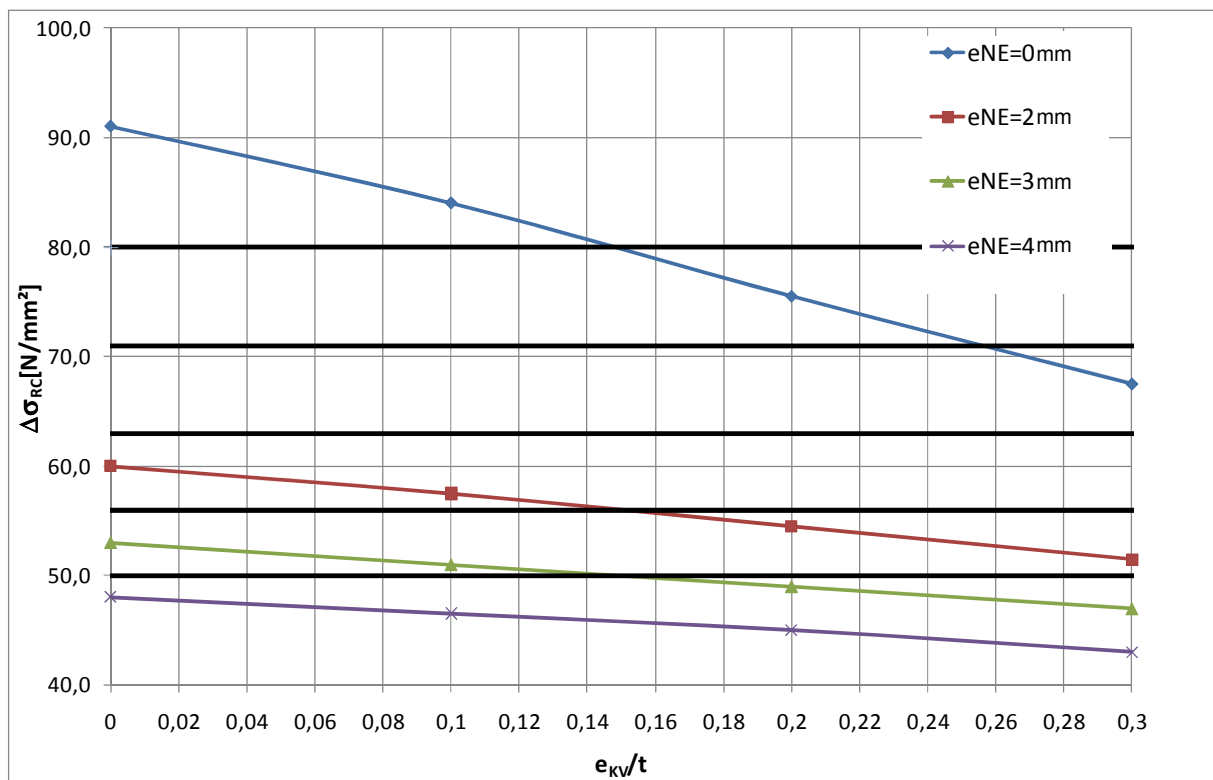


Abb. 28: Referenzspannungen für 95%-Toleranzgrenzen des Kantenversatzes

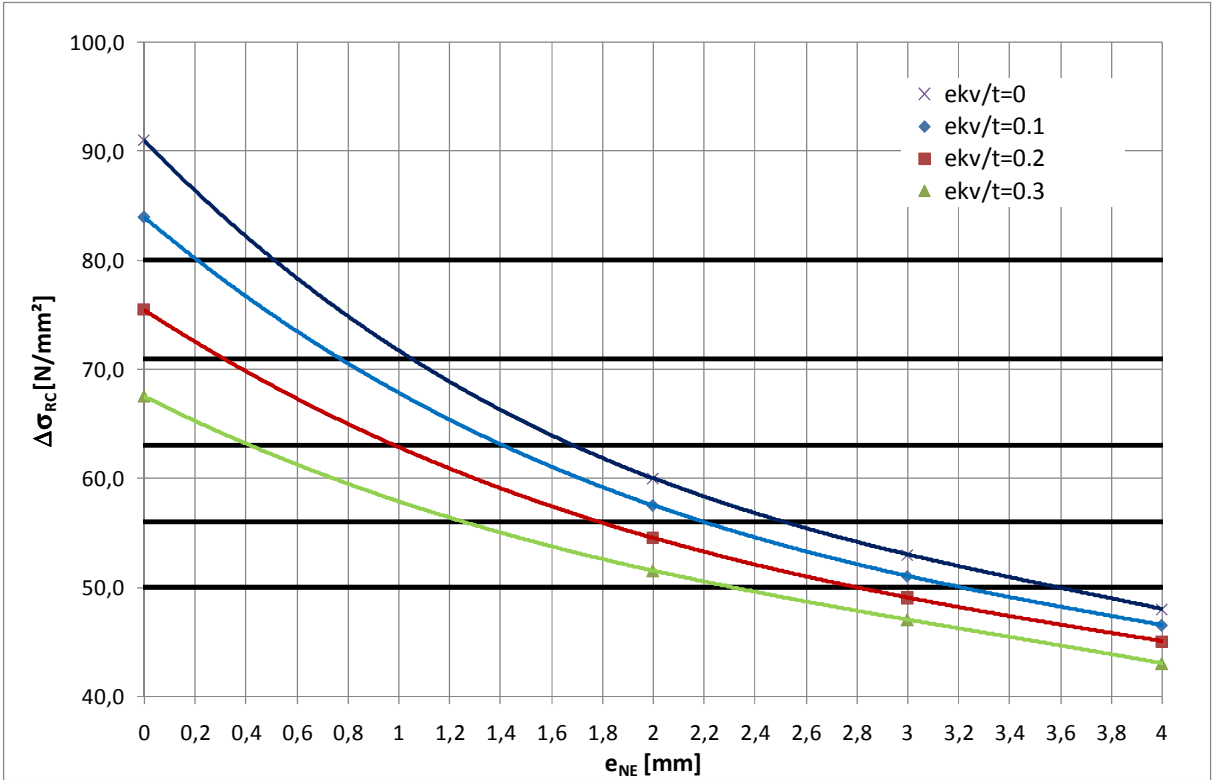


Abb. 29: Referenzspannungen für 95%-Toleranzgrenzen des Nahteinfalls

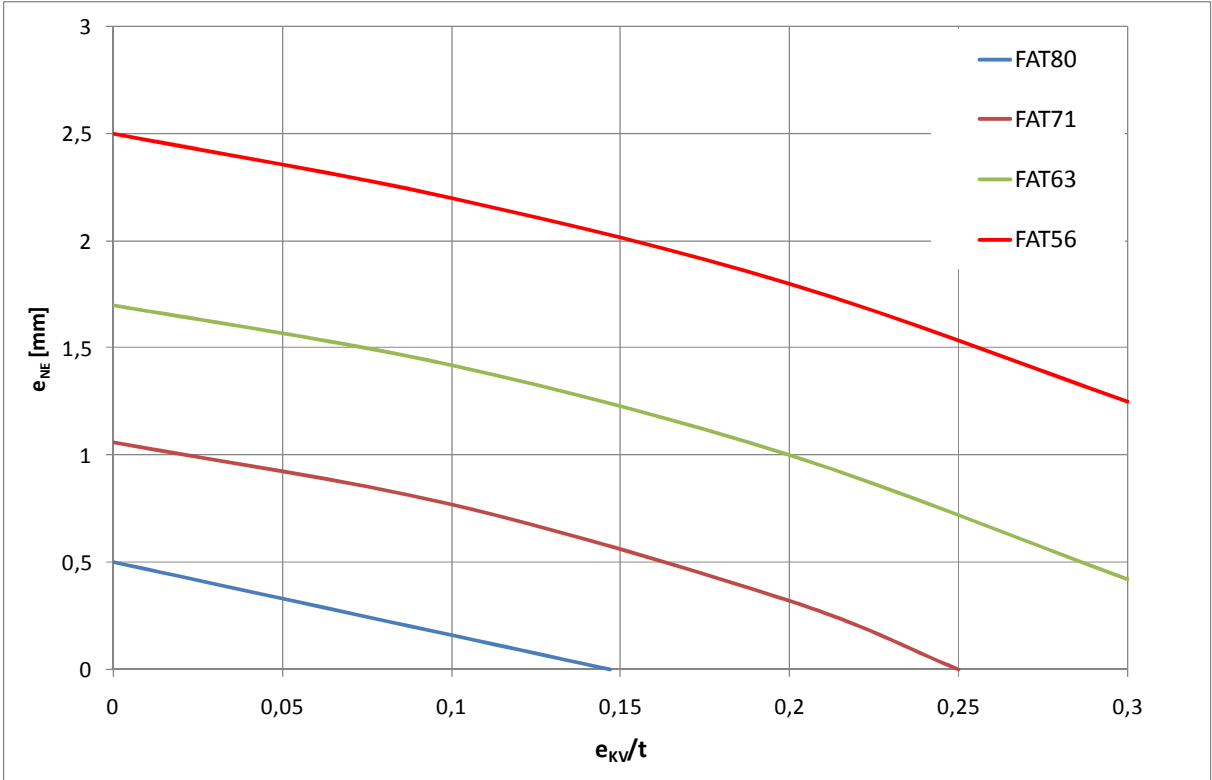


Abb. 30: Interaktionskurven für Kantenversatz und Nahteinfall

5 Bauteilversuche

5.1 Bauteilproben

Aus denen in Kap. 2 beschriebenen Paneelen wurden insgesamt 14 Bauteilproben herausgetrennt, die hinsichtlich ihrer Schwingfestigkeit getestet wurden. Die Trennung erfolgte mittels Plasmaschnitt. Dabei wurde durch applizierte Dehnungsmesstreifen überprüft, welche inneren Dehnungszustände beim Heraustrennen ausgelöst wurden. Die Messungen haben ergeben, dass die ausgelösten Dehnungen von geringer Größenordnung waren, so dass der Eigenspannungszustand des Paneels in der Bauteilprobe weitestgehend erhalten blieb.

Um ein gleichmäßiges Lastniveau an der Naht zu erreichen, wurden die Proben zu ihren Enden hin aufgefächert, wobei der Übergang durch elliptische Ausrundungen gekennzeichnet war.

5.2 Versuchseinrichtung und -durchführung

Für die Durchführung der Schwingfestigkeitsversuche wurde ein Versuchsaufbau konstruiert und gefertigt, der die Anforderungen gemäß den Zielsetzungen des Projektes erfüllen musste, Abb. 31. Dabei stellt der Versuchsaufbau, bestehend aus Versuchsrahmen, auf halber Rahmenhöhe eingespannter Bauteilprobe und über der Bauteilprobe angebrachtem Hydropulszylinder der Marke Schenk, Typ PG 250kN ein in sich geschlossenes Kraftsystem dar. Dadurch konnte auf ortsfeste Versuchseinrichtungen verzichtet werden.

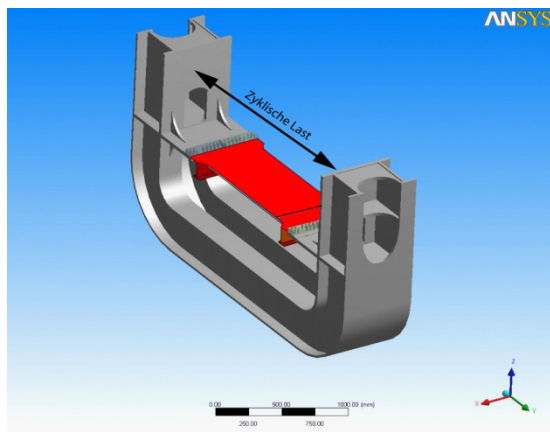


Abb. 31: Versuchseinrichtung

Der Hydropulszylinder war nach ersten Abschätzungen aufgrund der Hebelverhältnisse der vorgesehenen Rahmengeometrie in der Lage, der Bauteilprobe eine Nennbelastung von ca. 400 kN aufzubringen. Bezogen auf die Querschnittsfläche ergibt sich hiermit eine Nennspannungsschwingbreite von ca. 150 N/mm². Bei einem abgeschätzten Spannungserhöhungsfaktor an der Naht von $K_{\text{eff}} = 2,0$ beträgt die maximale Spannungsschwingbreite ca. 300 N/mm², was wiederum unter Berücksichtigung der Versuchsergebnisse des Vorgängervorhabens ($\Delta\sigma_R = 123\text{N/mm}^2$ bei $P_{\bar{u}}=50\%$ sowie $k=3,0$) und $R=-1$ zu ca. 200.000 Lastwechseln bis zum Anriss führt. Dies entspricht der gewünschten Anrisslastwechselzahl im Zeitfestigkeitsbereich. Da die Paneele bei $R=-1$ getestet werden sollten, war vorgesehen, den Rahmen vor und während des Verspannens der Bauteilprobe mit 130 kN (Zug im Zylinder) vorzuspannen, um dann das Paneel im Wechselbereich bei der Belastung des Rahmens im Zugschwellbereich (Zylinderkraft +15 kN... +245 kN) zu testen. Ein Schlagen infolge Lagerspiel wird so vermieden.

Die Wechselnormalbelastung für die Schwingfestigkeitsversuche wurde über die Probenbreite gleichmäßig verteilt durch eine reibschlüssige Schraubverbindung nach DIN 18800 [10], [39] aufgebracht. Sie bestand aus an jeder Seite 16 hochfesten Schraubelementen M 24 der Festigkeitsklasse 12.9. Um die Kraft möglichst gleichmäßig einzuleiten, wurde an der Oberseite ein Spannbalken mit einer Dicke von $t=42$ mm vorgesehen, während das Krafteinleitungsblech an der Unterseite eine Dicke von $t=30$ mm hatte, Abb. 32. Bei vorgegebener, auf das Panel bezogener Lastamplitude von ca. 150 kN ergibt sich bei gegebener Schraubenanordnung unter Berücksichtigung der Haftreibung $\mu=0,15$ [40] eine Gesamtsicherheit von $S=3,0$ für die Schraubverbindung. Diese recht hohe Sicherheit wurde deshalb gewählt, um evtl. für spätere Laststeigerungen auf größere Hydropulszylinder zurückgreifen zu können.

Besonderes Augenmerk lag in der Konstruktion des Belastungsrahmens hinsichtlich seiner Schwingfestigkeit. Aus diesem Grund wurden konstruktionsbegleitend umfangreiche Finite-Elemente-Untersuchungen durchgeführt, die das Gesamtsystem Rahmen-Bauteilprobe abbildeten, siehe Abb. 33 und Abb. 34. Damit wurden die Schweißdetails des Belastungsrahmens unter Verwendung des Strukturspannungskonzeptes bewertet. Ziel war es, sämtliche Kerbstellen am Belastungsrahmen dauerhaft auszuführen [5], [11]. Bei vorgegebener Referenzspannungsschwingbreite von $\Delta\sigma_R = 90$ N/mm² und Dauerfestigkeitsgrenze von $N=10^7$ Lastwechseln war hier eine maximale Strukturspannungsschwingbreite von 52,6 N/mm² erlaubt. Als kritische Stellen haben sich hier die Knieblechausläufe in das Krafteinleitungsblech hinein herausgestellt. Die Qualität dieses Schweißdetails wurde durch Abschleifen der Übergänge erhöht.

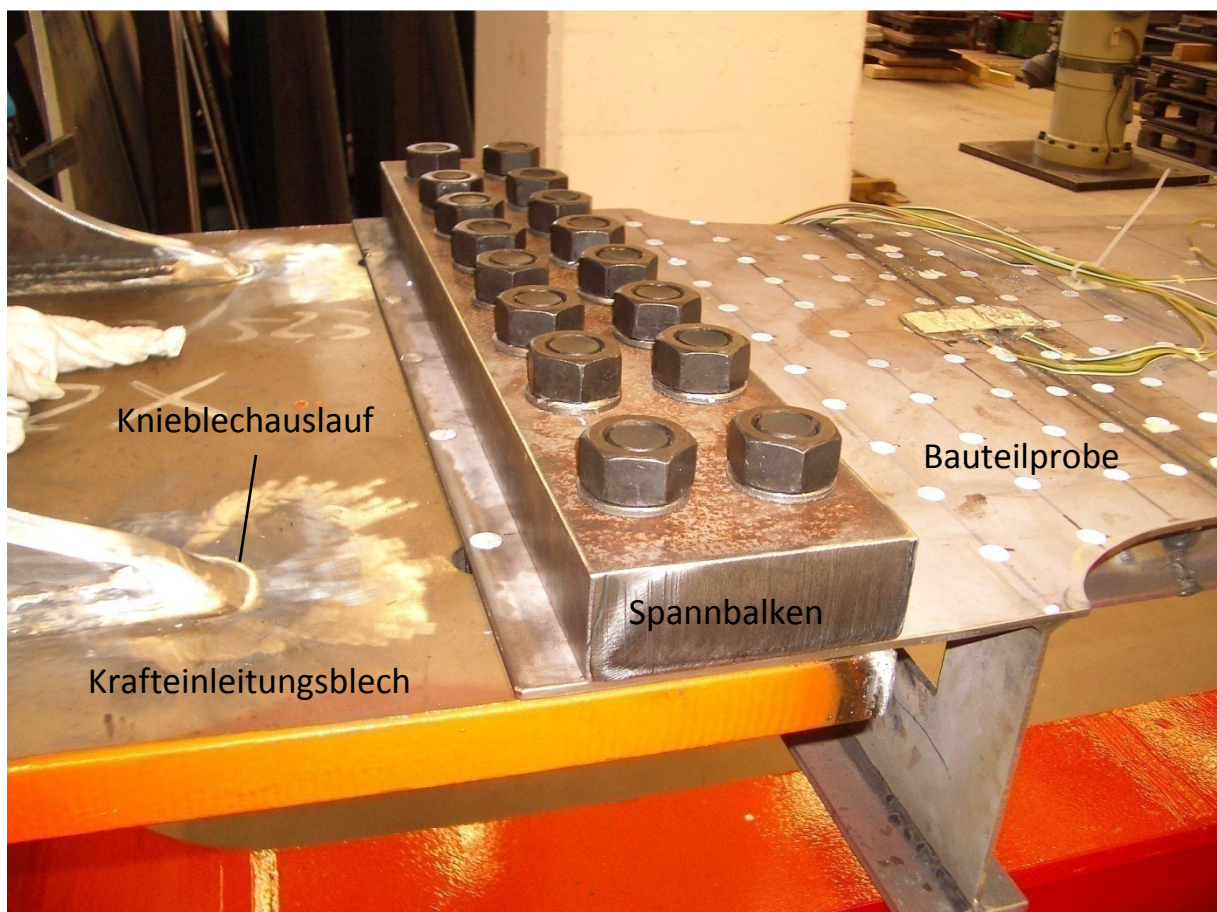


Abb. 32: Detail Versuchseinrichtung

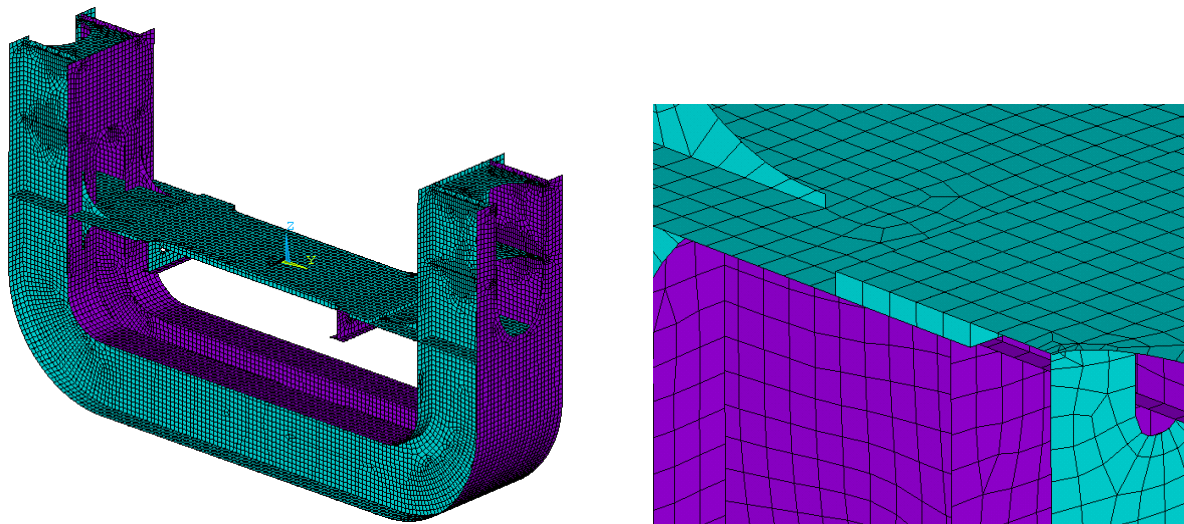


Abb. 33: FE-Modell Versuchsrahmen und Detail des Knieblechauslaufs

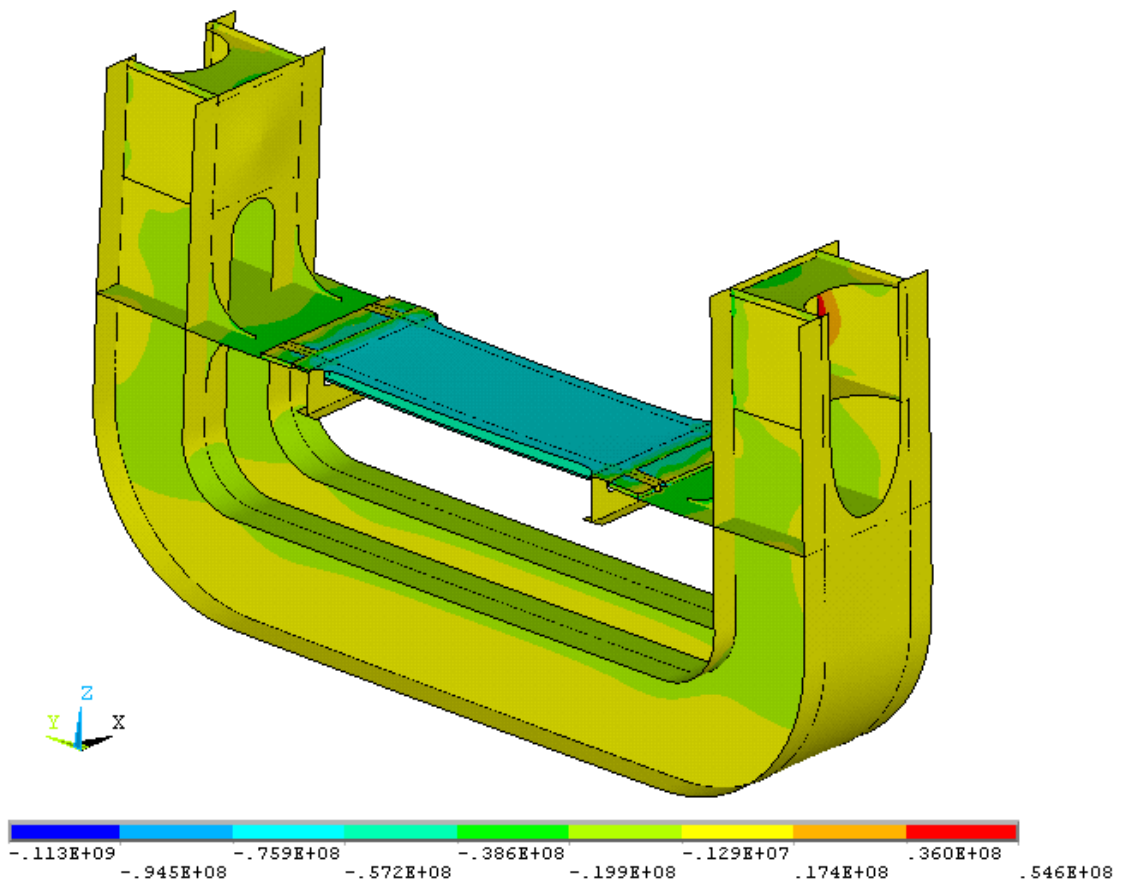


Abb. 34: FE-Modell Versuchsrahmen unter Druckbelastung, überlagerte Membran- und Biegespannungen in y-Richtung [N/m²]

Das Finite-Elemente-Modell des Rahmens mit eingespannter Bauteilprobe diente auch dazu, bei Abbildung der im Versuchsrahmen gemessenen Vorverformungen mögliche Anrissstellen in der Bauteilprobe zu ermitteln. Auch hier wurde der Bereich an der Naht hinsichtlich der Idealisierungsvorgaben des Strukturspannungskonzeptes modelliert. Um die Berechnungen hinsichtlich ihrer Plausibilität zu prüfen, wurden an der Bauteilprobe insgesamt 18 lineare Dehnungsmessstreifen appliziert, Abb. 35. Dabei stellen die auf halber Bauteillänge angebrachten Messstreifen eine Erfassung der Nenndehnungen dar, während mit denen in einem Abstand von 2 mm vom

Nahtübergang angebrachten Messstreifen eine Überprüfung der berechneten lokalen Spannungen erfolgte.

Erläuterung zur DMS-Nr.
 Nr. = Oberseite Platte
 (Nr.) = Unterseite Platte
 (Nr.) = auf Oberseite Wulst

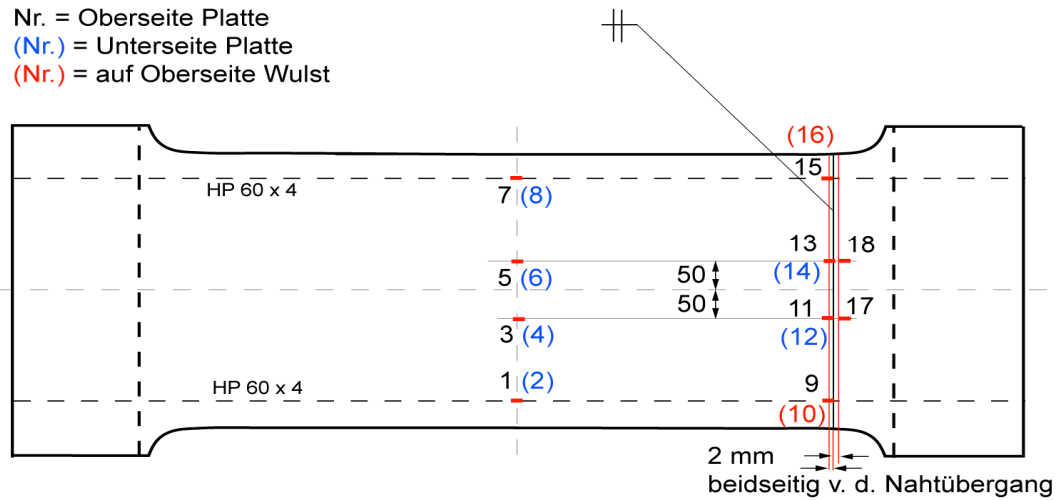


Abb. 35: DMS-Plan

Vor dem Beginn jedes Bauteilversuches wurden die Imperfektionen an der eingespannten Bauteilprobe aufgemessen. Hierbei erfolgte die Messung manuell mit einer eigens dafür angefertigten Messbrücke und eines Messaufnehmers. Mit dieser Messbrücke wurden auch die Vorverformungen der Steife gemäß Fertigungsstandard gemessen [6] und in den Berechnungsmodellen berücksichtigt. Die Veränderung gegenüber den am Panel ermittelten Werten für den Nahteinfall ist in den Diagrammen in Abb. 36 dargestellt. Auf eine Gegenüberstellung der Messergebnisse für den Kantenversatz wird verzichtet, da sich dieser beim Einspannvorgang nicht ändert.

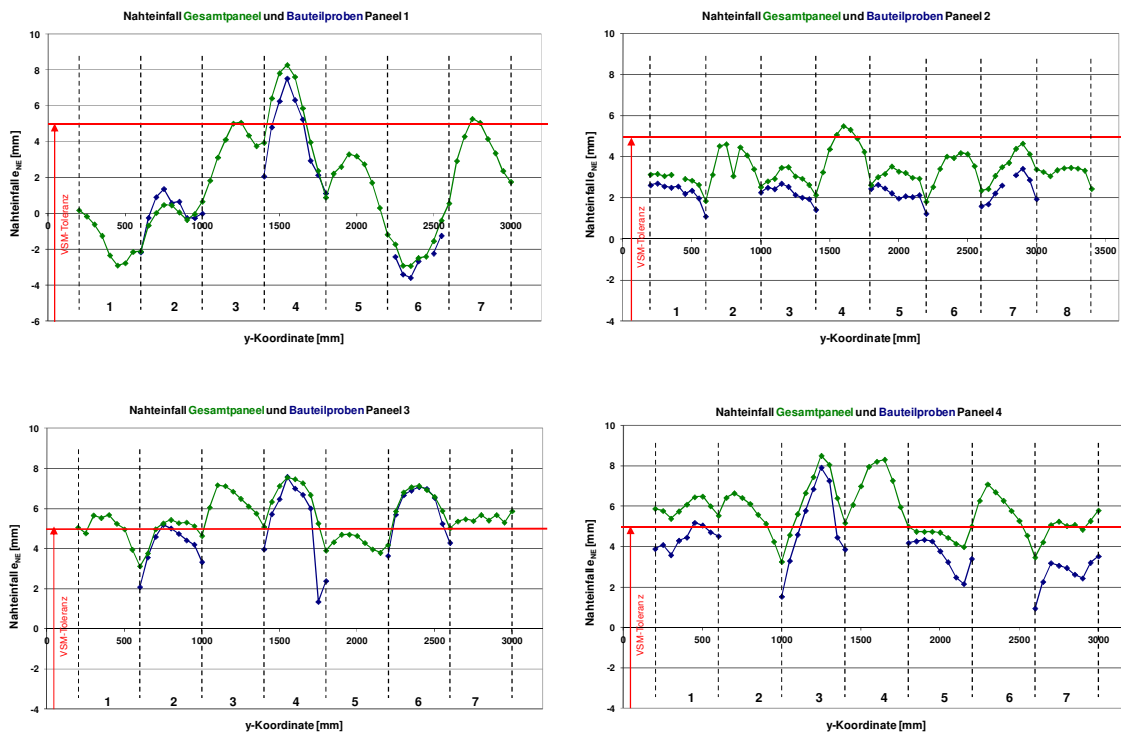


Abb. 36: Gemessener Nahteinfall in den vier Paneelen (grün) und in den herausgetrennten Proben nach Einbau in den Versuchsrahmen (schwarz)

Es ist eine leichte Abnahme der ursprünglichen Nahteinfälle erkennbar. Dies liegt daran, dass auch die Steifen eine Winkelschrumpfung am Stoß aufweisen. Die Steifen werden beim Verspannen der Probe im Bereich der Krafteinleitung nach unten in das Krafteinleitungsblech gedrückt, wodurch sich der Nahteinfall etwas verringert.

Die Durchführung der Schwingfestigkeitsversuche erfolgte bei einer Prüffrequenz von $f_p=1$ Hz. Versuchsbegleitend wurden durch Veränderung der gemessenen Dehnungsschwingbreiten an den DMS 9-18 mögliche Risse detektiert. Als Versagenskriterium für die Ermittlung der Bruchlastspielzahl wurde das Durchschlagen des Risses durch die Platte definiert.

5.3 Versuchsauswertung

5.3.1 Rissörtlichkeiten

Abb. 37 zeigt die Rissörtlichkeiten an 13 der insgesamt 14 getesteten Bauteilproben. Bei einer Bauteilprobe wurde der Versuch nach ca. 2.000.000 Lastwechseln abgebrochen, die Bauteilprobe wird als „Durchläufer“ betrachtet. Bei der Hälfte der getesteten Paneele ist der Riss an der Stumpfnahse des Montagestoßes aufgetreten. Weitere Rissstellen sind die bei einem Paneel eingesetzten Dichtbleche (Patschen) am Montagestoß, die Kehlnaht am Rahmen sowie am HP-Profil.

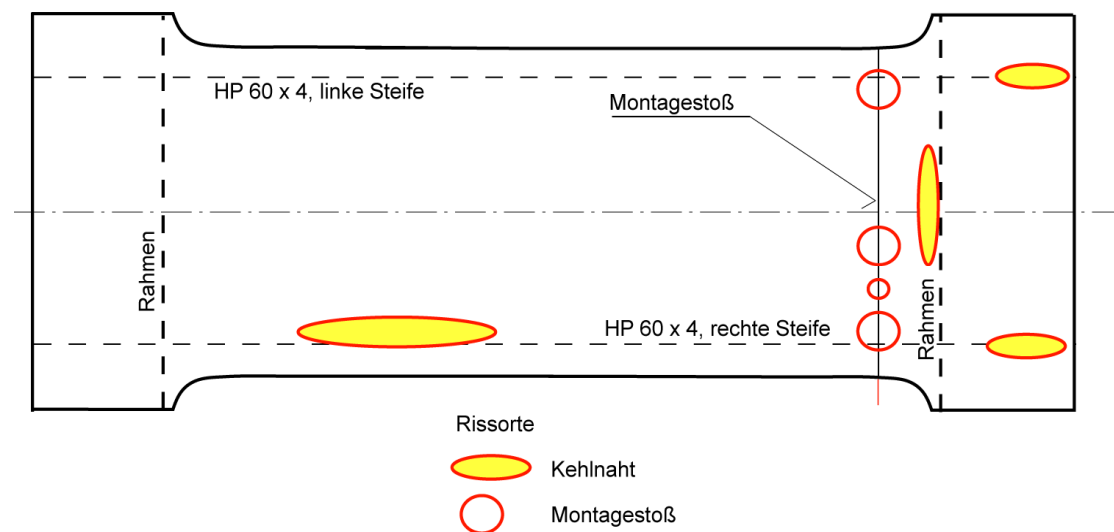


Abb. 37: Rissörtlichkeiten

Bei den hier interessierenden Rissen im Bereich der Montage-Stumpfnahse ist bemerkenswert, dass drei der sieben dort gerissenen Paneele nicht im Feld, sondern nahe an den Längssteifen gerissen sind. Der Grund hierfür liegt darin, dass die aus der Verformung des Einzelfeldes resultierende Lastumlagerung hohe Membranspannungen an den Steifen nach sich zieht. Diese fallen hier höher aus als die im Feld auftretende Gesamtspannung, bestehend aus lokalen Membranspannungen und überlagerten Biegespannungen.

5.3.2 Auswertung nach Nennspannungskonzept

Die Nennspannung bildet sich aus der in Plattenebene eingeleiteten Kraft geteilt durch die Querschnittsfläche der Bauteilprobe am Ort des Montagestoßes. Sie beträgt $\Delta\sigma_N = 138 \text{ N/mm}^2$. Da der Kraftangriffspunkt aus dem horizontalen Krafteinleitblech jedoch etwas unter der neutralen Faser der Bauteilprobe angeordnet ist, relativiert sich die Spannungsschwingbreite in der Be-

plattung aufgrund der daraus resultierenden Sekundärbiegung zu $\Delta\sigma_N = 127 \text{ N/mm}^2$. Dieser Wert wurde anhand einer FEM-Berechnung des Versuchsrahmens mit eingespannter ideal ebener Bauteilprobe ermittelt. Alle Probenergebnisse liegen somit im Wöhlerdiagramm auf einer horizontalen Achse, während die Abszissenwerte entsprechend der ermittelten Bruchlastspielzahlen variieren.

Diese Versuchsergebnisse wurden der Bemessungswöhlerlinie des Regelwerkes für die nicht nachbearbeitete Stumpfnah (FAT 80) [1], [2], [11] gegenübergestellt, siehe Abb. 38.

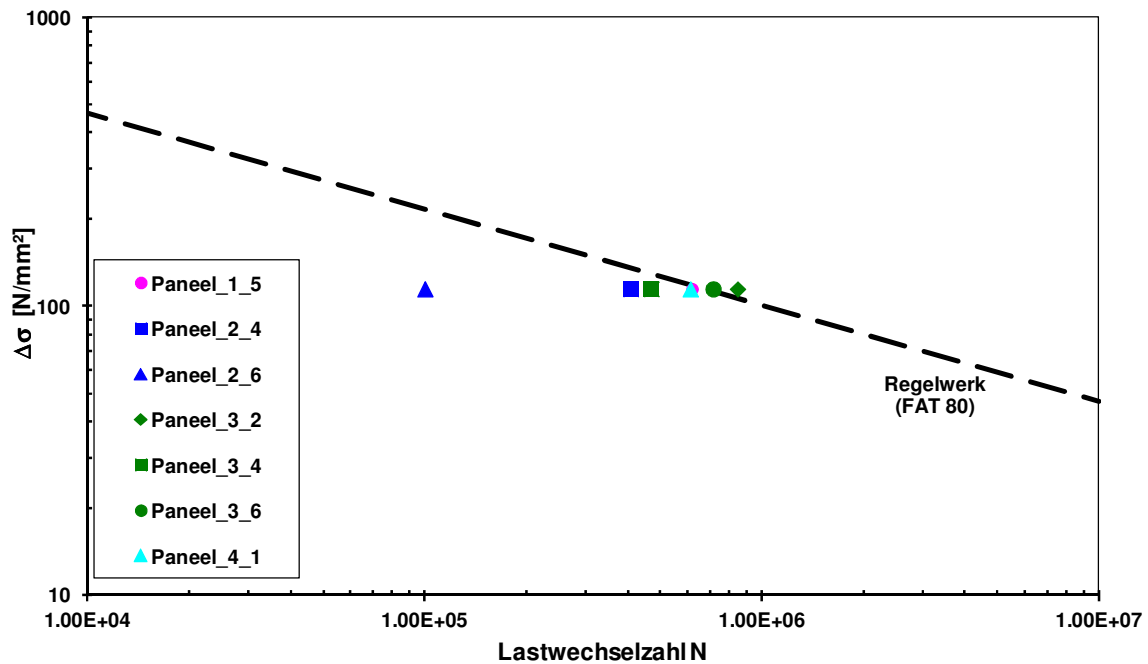


Abb. 38: Auswertung der Bauteilversuche nach Nennspannungskonzept

Es zeigt sich, dass eine Einordnung der Versuchsergebnisse in das Regelwerk der Nennspannungswöhlerlinie ohne Weiteres nicht möglich ist. Der Grund hierfür liegt in dem in der Bemessungswöhlerlinie pauschal enthaltenen Spannungsanteil für Imperfektionen in Form von Kantenversatz und Nahteinfall. So unterschreiten fünf der sieben am Montagestoß gerissenen Bauteilproben die Entwurfswöhlerlinie. Als Ausreißer kann die Probe 2_6 mit dem negativen Nahteinfall (=Aufdachung) bezeichnet werden, die eine merkliche Unterschreitung darstellt. Der Grund ist hier neben dem durch Imperfektionen hervorgerufenen Anteil an Zusatzspannungen die gegenüber der Decklage merklich geringere Qualität der Naht, Abb. 39. Die übrigen Proben liegen im Bereich der Entwurfswöhlerlinie und zeigen eine nur geringe Unterschreitung bzw. Einhaltung der Entwurfswerte.

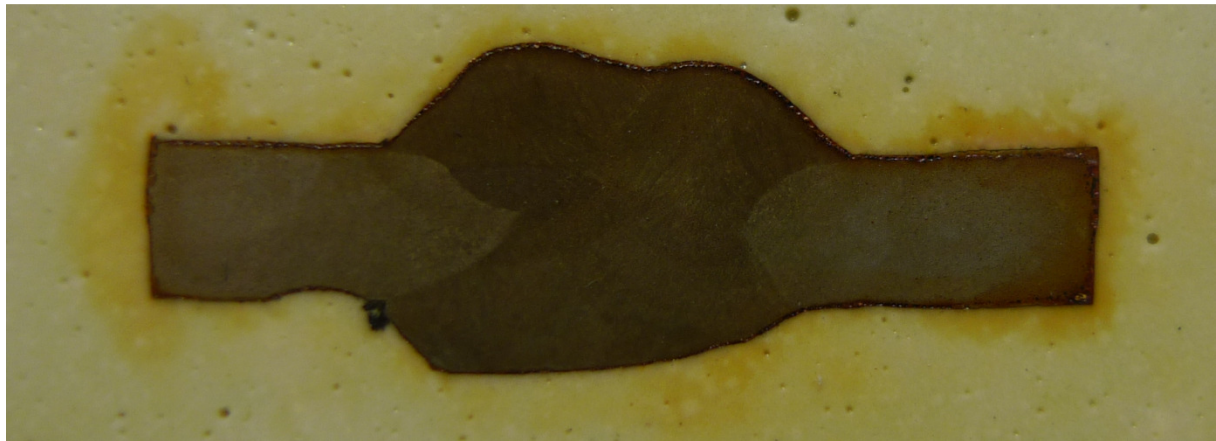


Abb. 39: Schliffbild Panel 2_6

5.3.3 Auswertung nach Strukturspannungskonzept

Die auftretenden Nenn- und Strukturspannungen am Stumpfstoß unterscheiden sich durch die Spannungsanteile durch Imperfektionen. Bei perfekter (ideal ebener) Bauteilgeometrie wären Nenn- und Strukturspannungen identisch, da die Stumpfnaht keine Strukturkerbe aufweist. So unterscheiden sich auch die Bemessungswöhlerlinien um den im Nennspannungskonzept pauschal enthaltenen Spannungsanteil von 30 % gemäß [2], [11], [41].

Um einen Zusammenhang zwischen der Strukturspannungsschwingbreite und der Lastwechselzahl herzustellen, wurden Finite-Elemente-Berechnungen der Bauteilversuche durchgeführt. Dabei wurde das Gesamtsystem bestehend aus Belastungsrahmen und vorverformter Bauteilprobe modelliert, Abb. 40. Die Berechnungen erfolgten geometrisch nichtlinear. Durch Vergleich gemessener und berechneter Dehnungen wurden die Berechnungsergebnisse überprüft. Die Modellierung der Umgebung des Montagestoßes entsprach den Empfehlungen für eine Auswertung gemäß Strukturspannungskonzept [26]. Mit diesen Berechnungen wurde die Strukturspannung am Ort des Anrisses am Montagestoß ermittelt. Diese wird der Entwurfswöhlerlinie gemäß Strukturspannungskonzept gegenübergestellt, Abb. 41.

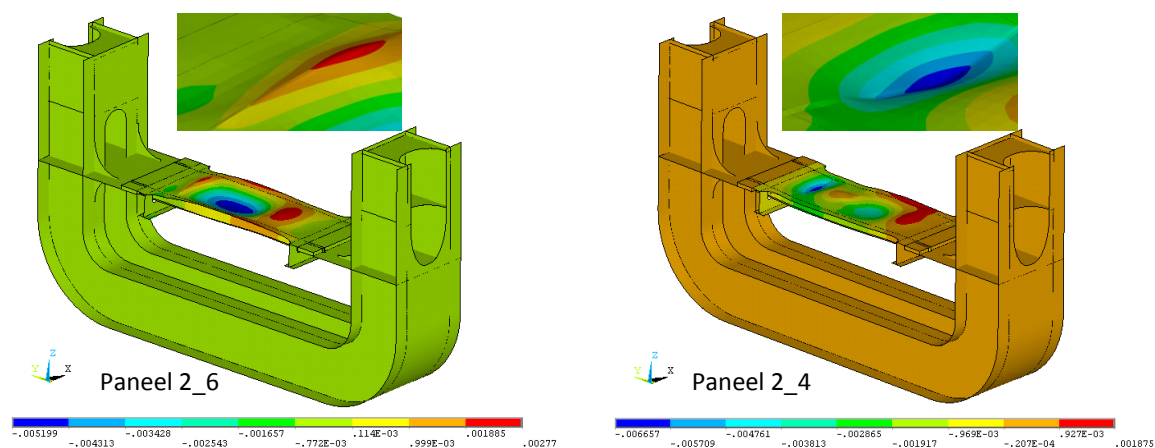


Abb. 40: Vorverformte Bauteilproben im Versuchsrahmen, z-Komponente der Vorverformung [m]

Aufgrund der bei der Spannungsermittlung direkt berücksichtigten Imperfektionen liegen alle Resultate oberhalb der Strukturspannungswöhlerlinie. Daraus kann geschlossen werden, dass die Naht an sich in einer hinreichenden Qualität gefertigt wurde, die eine Bewertung mit der Strukturfestigkeitsklasse FAT 100 zulässt. Die Tatsache jedoch, dass das Panel 2.6 recht weit

am linken Rand des zulässigen Bereiches liegt, untermauert die Begründung des frühen Versagens der Bauteilprobe mit der geringen Nahtqualität am Ort des Anrisses.

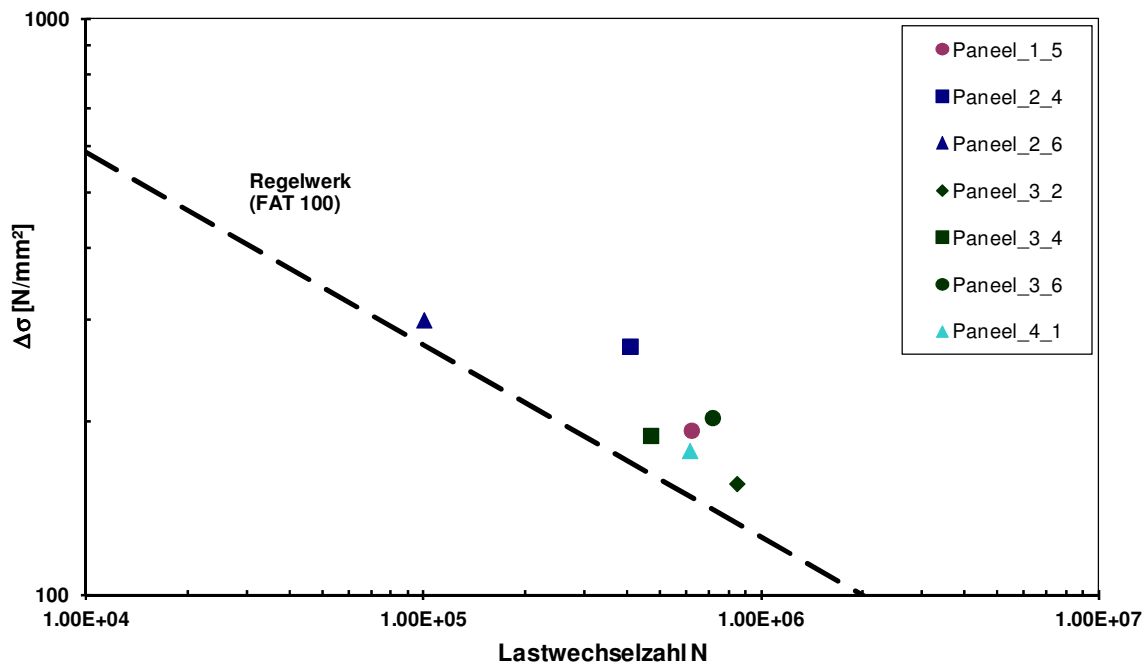


Abb. 41: Auswertung der Bauteilversuche nach Strukturspannungskonzept

5.3.4 Anwendung der IIW-Empfehlung auf die Versuchsergebnisse

In der Fertigung werden Kantenversatz und Nahteinfall im Rahmen qualitätsüberprüfender Maßnahmen mit Messbrücken ermittelt. Dabei wirkt sich die Messbrückenlänge wie in Abschnitt 3.4.1 dargestellt aufgrund der Beule im Feld auf den Messwert für das Stichmaß an der Naht aus, während der Messwert für den Kantenversatz messbrückenunabhängig ist.

Eine Verknüpfung zwischen Messergebnissen und Spannungserhöhungen ist durch die IIW-Empfehlung [11] gegeben. Diese basiert auf statisch bestimmten Betrachtungen eines durch Kantenversatz und Nahteinfall behafteten Plattenstreifens. Hier führen Membran- und Biegespannungen zu Spannungserhöhungsfaktoren für jeden Imperfektionsanteil, die das Verhältnis zwischen an der Naht auftretenden Maximalspannungen und Nennmembranspannungen bilden, siehe Abb. 1. Diese Faktoren werden entsprechend ihrer additiven Überlagerung zu einem Gesamtfaktor zusammengefasst:

$$K_{ges} = 1 + (K_{KV} - 1) + (K_{NE} - 1) \quad (23)$$

Die Übereinstimmung dieser Ergebnisse mit den an Kleinproben ermittelten Spannungserhöhungen ist gut. Allerdings liegen keine Erfahrungen bei der Anwendung dieser Empfehlung auf Bauteile vor. Daher bietet es sich an, anhand der sieben Versuchsergebnisse die Brauchbarkeit dieser Empfehlung zu prüfen.

Für jede Bauteilprobe wurden die Imperfektionen im Messraster alle 50 mm entlang der 400 mm langen Montagenaht mit einer Messbrücke der Länge $l=1200$ mm erfasst. Dabei wurde der Zustand des Panels nach dem Einspannen im Versuchsrahmen betrachtet. Danach wurde geprüft, inwiefern die mit obigen Zusammenhängen berechneten Spannungserhöhungen einen

- elastischer Grenzzustand
- Beulfestigkeit und
- Betriebsfestigkeit

so bewertet werden, dass sich Auslastungsgrade als Verhältnis von auftretenden zu zulässigen Beanspruchungen ohne Berücksichtigung gemäß Regelwerk anzusetzender Sicherheitsfaktoren kleiner oder gleich 1,0 ergeben, wobei hier der Höchstwert der Kollektivbeanspruchung im Seegang maßgeblich ist. Für die gegebene Dimensionierung ergeben sich mit dem entsprechenden Bemessungsregelwerk [1] folgende maximale Nennbeanspruchungen in Form von Spannungswerten:

Tab. 4: Bemessungswerte für die Referenzstruktur, [N/mm²]

	Zulässige elastische Spannung σ_{zul}	Beulfestigkeit (Nachbeulverhalten) $\sigma_{D,zul}$	Betriebsfestigkeit $\Delta\sigma_{zul}$
Bemessungswert	237	145	325

Es ist ersichtlich, dass das Kriterium des Bemessungswertes der Beulfestigkeit im Nachbeulbereich als erstes zum Tragen kommt. In der Regel wird dieses jedoch im Gurtungsdeck eines Marineschiffes nicht voll ausgenutzt. Abb. 43 zeigt für ein Marineschiff die Verteilung der Spannungsschwingbreite im Gurtungsdeck in Hauptspantnähe [20]. Diese wurde im Rahmen eines globalen Festigkeitsnachweises ermittelt. Das Grenzspannungsverhältnis beträgt ungefähr R=-1.

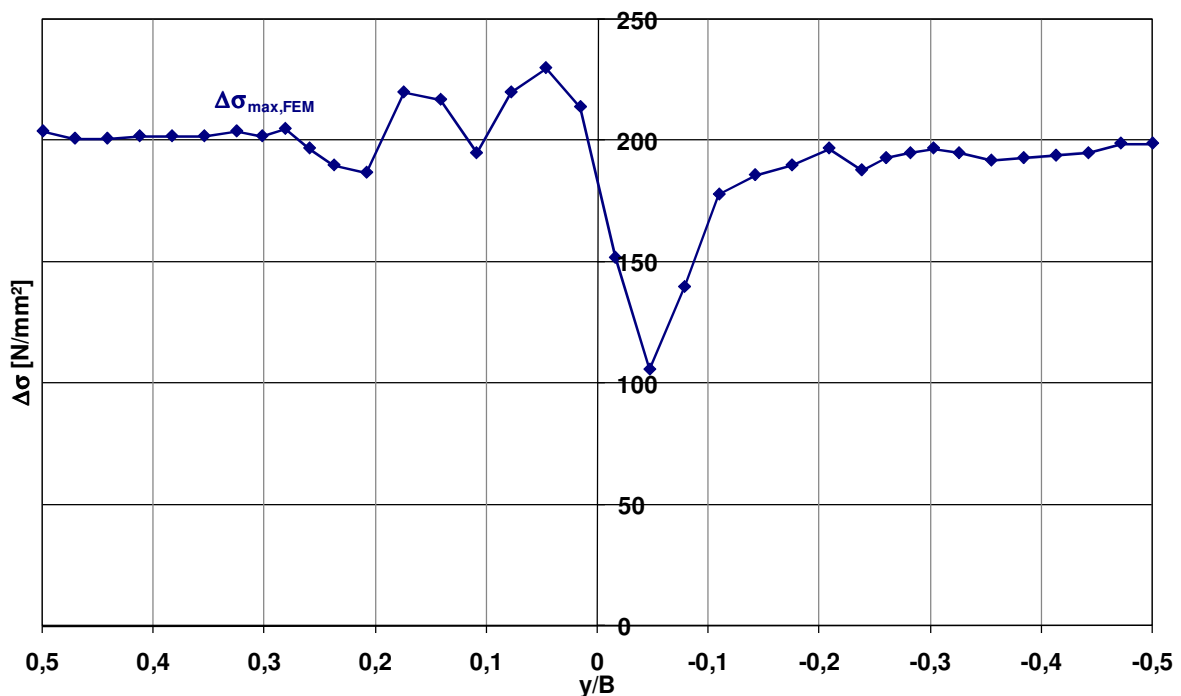


Abb. 43: Spannungsschwingbreiten im Gurtungsdeck eines Marineschiffes [20]

Zur Abschätzung der Lebensdauern der am Montagestoß gerissenen Bauteilproben unter Kollektivbelastung werden nun Schadensakkumulationsrechnungen durchgeführt. Hierfür wird die maximale Lastspielzahl N des Kollektivs ermittelt, mit der sich die Schadenssumme D=1 ergibt.

Verschiedene Hypothesen bewerten dabei die Schädigungsanteile im Bereich der Dauerfestigkeit auf unterschiedliche Arten, was durch die Steigung k^* der Wöhlerlinie in diesem Bereich ausgedrückt wird [5].

Die Miner-Regel (original), geht von keiner Schädigung im Bereich der Dauerfestigkeit aus. Dies bedeutet, dass die die Wöhlerlinie jenseits des Abknickpunktes $N=1 \cdot 10^6$ horizontal verläuft, also $k^* = \infty$

Die Miner-Regel (elemtar) vernachlässigt diesen Knick, d.h., die Wöhlerlinie läuft im Bereich der Dauerfestigkeit im logarithmischen Wöhlerdiagramm geradlinig weiter, also $k^*= k$

Das Bemessungsregelwerk des Germanischen Lloyd basiert auf einer Betrachtung nach Haibach [33], die jenseits des Abknickpunktes eine Wöhlerliniensteigung von $k^*= 2k-1$ berücksichtigt.

So wird für jede Bauteilprobe eine Bauteilwöhlerlinie angenommen, die, da es sich um die diskrete Betrachtung einer Probe handelt, durch eine Versagenswahrscheinlichkeit von 50%, eine Steigung der Wöhlerlinie von $k=3$ und den so ermittelten Referenzwert der Wöhlerlinie bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln gekennzeichnet ist. Dieser Referenzwert wurde aus der Nennspannungsschwingbreite und der jeweiligen Bruchlastspielzahl ermittelt, Abb. 38.

Um die Schädigungsanteile der einzelnen Beanspruchungsstufen zu ermitteln, sollte eine sehr feine Treppung in Beanspruchungsstufen vorgenommen werden [5]. Aufgrund numerischer Möglichkeiten wurde in dieser Betrachtung die Schädigung D_i jedes Lastwechsels i einzeln betrachtet. Diese beträgt:

$$D_i = \frac{1}{N_{RC}} \left(\frac{\Delta\sigma_i}{\Delta\sigma_{RC}} \right)^k \quad (24)$$

mit
$$\Delta\sigma_i = \Delta\sigma_{max} \left(1 - \frac{\log(i)}{\log(N_{max})} \right)$$

Eine geschlossene Berechnung der maximalen Lastwechselzahlen N_{max} ist aufgrund der Abhängigkeit des Schädigungsanteiles jedes Lastwechsels von der Gesamtzahl der Lastspiele nicht möglich. Daher wird die Aufgabe unter Variation der Startwerte N_{max} iterativ gelöst, bis sich eine Schädigungssumme $0,995 < \sum D_i < 1,005$ einstellt. Abb. 44 zeigt die so für jede Bauteilprobe abgeschätzte Lebensdauer.

Es ist erkennbar, dass nach allen Betrachtungsweisen die einer Betriebsdauer von 20 bzw. 30 Jahren entsprechenden Lastwechselzahlen von $N=5 \cdot 10^7$ bzw. $7,5 \cdot 10^7$ bis auf eine Bauteilprobe erreicht wurden. Der Grund liegt in den hohen Reserven, die sich auf der Beanspruchungsseite dadurch ergeben, dass das Kriterium der Beulfestigkeit zu einem Beanspruchungsniveau führt, welches die zulässigen Spannungsschwingbreiten, welche sich nach den Vorgaben des Regelwerkes ergeben, bei weitem nicht ausschöpft. Aus diesem Grund lässt sich das Nichtauftreten von Schäden an in Betrieb befindlichen Konstruktionsdetails dieser Art erklären.

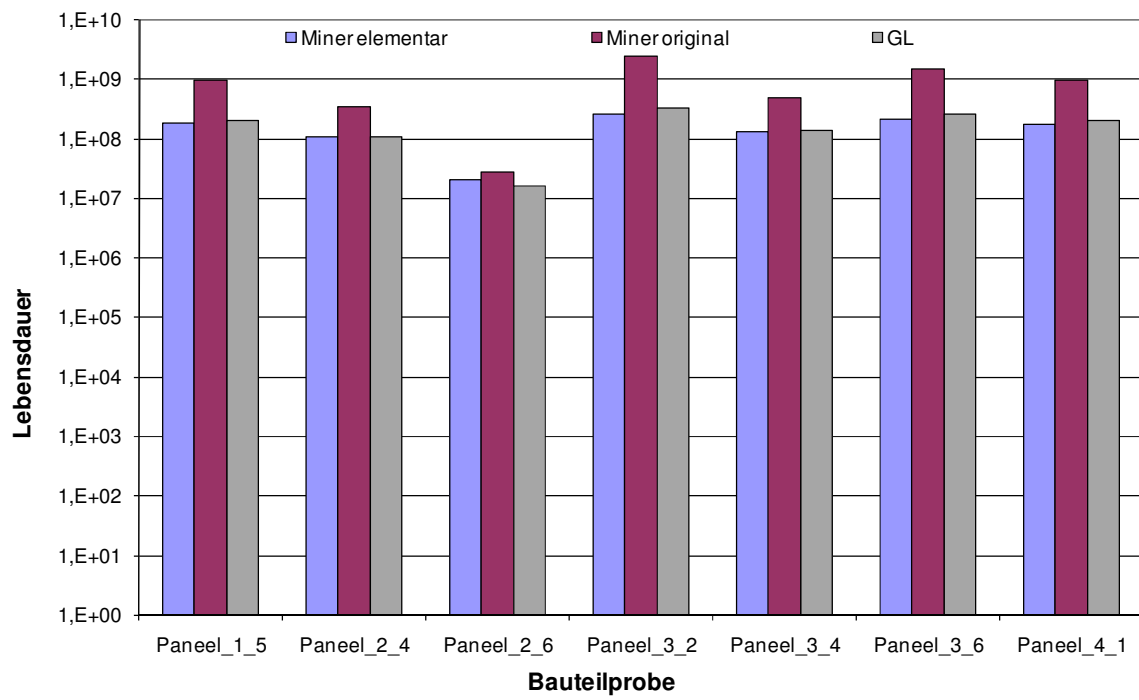


Abb. 44: Abgeschätzte Lebensdauern

6 Idealisierung der Vorverformungen und Empfehlungen für die praktische Messung

Gegenüber der ideal ebenen Platte, in der bei Membranbelastung ein konstanter Spannungszustand vorliegt, bewirken die in einem imperfektionsbehafteten Einzelfeld vorhandenen Vorverformungen bei Belastung in der Ebene z.B. in der Längsrichtung

- Membranspannungsumlagerungen zu den Längsrändern und
- zusätzliche Biegespannungen

Die Abweichung vom konstanten Spannungszustand wird durch Spannungserhöhungsfaktoren ausgedrückt, die zuerst für Membran- und Biegespannungen getrennt voneinander gebildet werden und später zu einem Gesamtfaktor zusammengeführt werden.

$$K_M = \frac{\sigma_M}{\sigma_N} \quad \text{Faktor für die Membranspannungsumlagerung} \quad (25)$$

$$K_G = \frac{\sigma}{\sigma_M} \quad \text{Faktor für die auf die lokale Membranspannung bezogene} \quad (26)$$

Gesamtspannung an der Naht

Die Gesamtspannung an der Naht ergibt sich also aus der Multiplikation der beiden K-Faktoren mit der Nennspannung.

$$\sigma = K_M \cdot K_G \cdot \sigma_N \quad \text{bzw.} \quad K = \frac{\sigma}{\sigma_N} = K_M \cdot K_G \quad (27)$$

Es stellt sich nun die Frage, welche Auswirkungen die einzelnen Verformungsanteile Beule, Kantenversatz und Naht einfall bzw. Winkelschrumpfung auf die Spannungsumlagerung bzw. Spannungserhöhung haben. Dies wird im Folgenden für die gegebene Geometrie untersucht. Dazu werden einleitend Verformungsansätze definiert und, nachdem der Einfluss der geometrischen Nichtlinearität untersucht wurde, erfolgt eine Beschreibung der Auswirkungen der Verformungsanteile. Abschließend werden Empfehlungen für die praktische Messung auch bei beliebiger Feldgeometrie und Nahtposition gegeben.

6.1 Verformungsansätze

Die gemessenen Verformungen in Längs- und Querrichtung können durch Fouriertransformation analysiert werden. Da bisher keine eindeutige Definition vorliegt, welche Anteile den Imperfektionsformen "Beule", "Kantenversatz", "Naht einfall" und "Winkelschrumpfung" zuzuordnen sind, wird eine solche Definition zunächst vorgenommen. In Querrichtung wird der Verlauf bei gegebener Geometrie durch eine Halbwelle approximiert.

6.1.1 Beule

Der Beule werden die Ordnungen zugeordnet, die der Eigenform des hauptsächlich längs- und gering querbelasteten Einzelfeldes entsprechen. Bei den hier untersuchten Seitenverhältnissen sind dies die Anteile $n = 1 \dots n_E$ in Längsrichtung. Es ergibt sich also:

$$\frac{w_B(x)}{t} = \sum_{n=1}^{n_E} \frac{e_{Bn}}{t} \left(\sin \left(\frac{n \cdot \pi \cdot x}{L} \right) \right) \quad (28)$$

Untersucht werden folgende Parameter für die Beulform:

$$n = 1,2,3$$

Die Beultiefen werden entsprechend der durch Fouriertransformation der Messungen gewonnenen 95%-Werte der Fourierkoeffizienten variiert. Bei dem hier untersuchten Seitenverhältnis ergibt sich mit $n_E = 3$:

$$n=1: \quad 0 \leq \frac{e_{B_1}}{t} \leq 2,5$$

$$n=2: \quad 0 \leq \frac{e_{B_2}}{t} \leq 1,5$$

$$n=3: \quad 0 \leq \frac{e_{B_3}}{t} \leq 1,0$$

6.1.2 Kantenversatz

Alle höheren Anteile werden den Imperpektionsformen Nahteinfall bzw. Winkelschrumpfung und Kantenversatz zugeschrieben. Dabei erfolgt die Definition des Verformungsverlaufes für den Kantenversatz über die Länge $l=L/(n+1)$ so, dass der Verlauf an seinen Enden horizontale Tangenten und am Ort der Naht den gemessenen Wert besitzt:

$$\frac{w_{KV}}{t}(x) = \frac{e_{KV}}{2t} \left(\sin\left(\frac{\pi \cdot x}{l}\right) + 1 \right) \quad -0,5 \leq \frac{x}{l} < 0 \quad (29)$$

$$\frac{w_{KV}}{t}(x) = \frac{e_{KV}}{2t} \left(\sin\left(\frac{\pi \cdot x}{l}\right) - 1 \right) \quad 0 < \frac{x}{l} \leq 0,5 \quad (30)$$

Dieser Verlauf ist beispielhaft für $e_{KV}/t = 0,2$ in Abb. 45 dargestellt.

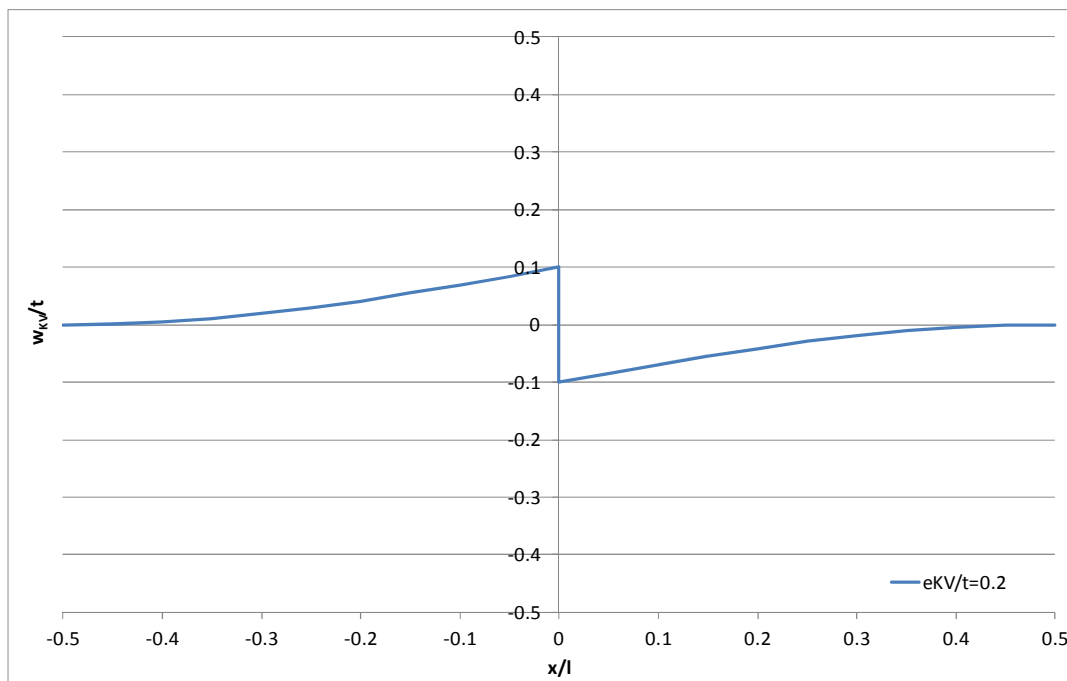


Abb. 45: Verformungsansatz für den Kantenversatz

Die Variation des Parameters orientiert sich auch hier an den gemessenen Maximalwerten:

$$0 \leq \frac{e_{KV}}{t} \leq 0,5$$

6.1.3 Winkelversatz

Der verbliebene Verformungsanteil wird nun der lokalen Winkelschrumpfung bzw. dem lokalen Nahteinfall zugeschrieben. Da die Verformungsanteile $n \leq 3$ bereits in der Beule enthalten sind, wird der übrig gebliebene und um den Verlauf für den Kantenversatz bereinigte Anteil ebenfalls über die Länge $l=L/(n+1)$ dargestellt.

In der Vergangenheit war es oft Inhalt fachlicher Diskussionen, ob das an der Naht gemessene Stichmaß und der gemessene Winkel voneinander abhängig sind, so dass auf die Erfassung des einen oder anderen Maßes verzichtet werden kann. Zur Klärung dieser Frage werden die um die Ansätze für Beule und Kantenversatz bereinigten Verformungsverläufe analysiert. In Abb. 46 erfolgt eine Gegenüberstellung der Messwerte für Winkelschrumpfung und Nahteinfall:

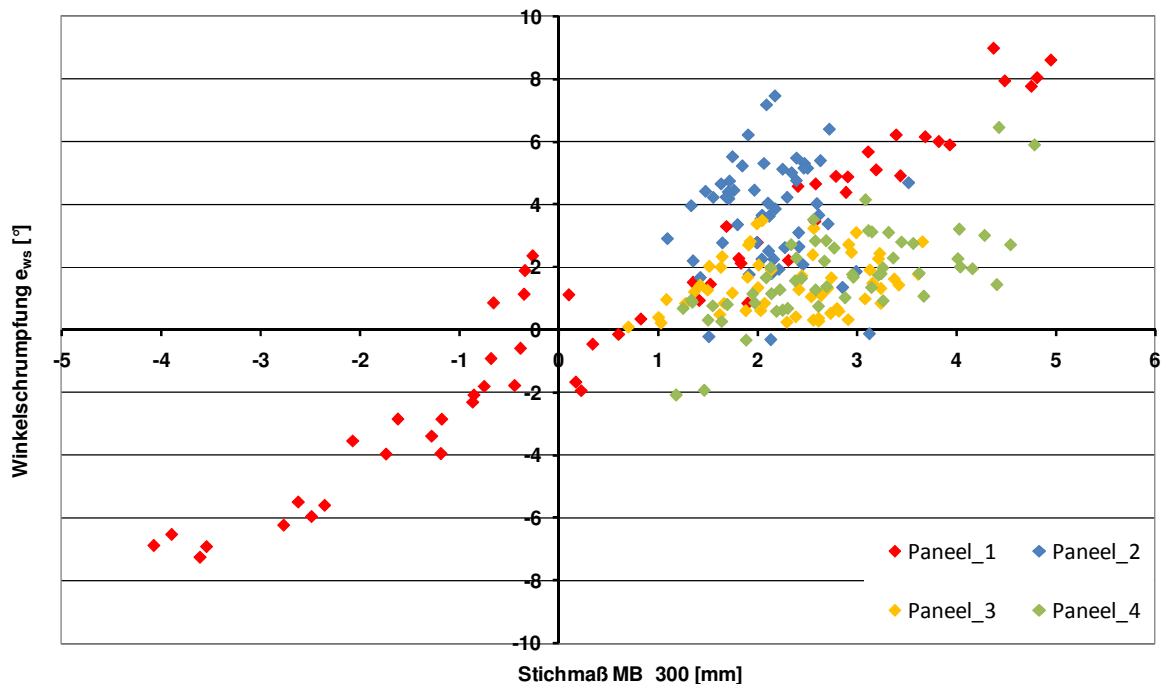


Abb. 46: Messergebnisse Winkelschrumpfung und Stichmaß (Messbrückenlänge 300 mm)

Es zeigt sich, dass (offensichtlich auch aufgrund unterschiedlicher Fertigungsverfahren der Werften) keine Abhängigkeit zwischen Winkel und Nahteinfall hergestellt werden kann. Nur bei Paneel 1 ist eine Abhängigkeit in einem gewissen Streuband zu erkennen. Da beide Imperfektionsgrößen Einfluss auf die Qualität an der Naht haben, wird der bisher aus dem VSM-Standard bekannte Toleranzbegriff "Nahteinfall" e_{NE} um den an der Naht gemessenen Winkel α erweitert und im folgenden unter dem Begriff "Winkelversatz" $f(e_{NE}, \alpha)$ geführt.

Nun sollen Verformungsansätze für Parameteruntersuchungen zu den Auswirkungen des lokalen Einfalls bzw. Winkelversatzes gefunden werden.

Diese müssen

- Nahteinfall und Winkelschrumpfung als voneinander unabhängige Größen beschreiben.
- die gemessenen und um Beule und Kantenversatz bereinigten Vorverformungsverläufe weitestgehend repräsentieren.

Um diese Forderungen zu erfüllen, werden folgende Ansätze untersucht, die sich darin unterscheiden, wie sie am Rand der betrachteten Länge einlaufen:

Ansatz 1 mit nichthorizontaler Tangente an den Rändern, Abb. 47:

$$\frac{w_{wv}}{t}(x) = -\frac{e_{wv}}{t} \cdot \cos\left(\frac{\pi \cdot x}{l}\right) + \frac{\alpha \cdot l}{2 \cdot 360^\circ \cdot t} \left| \sin\left(\frac{\pi \cdot x}{l}\right) \right| \quad (31)$$

Ansatz 2 mit horizontalen Tangenten an den Rändern, Abb. 48:

$$\frac{w_{wv}}{t}(x) = -\left(0,5 \cdot \frac{e_{wv}}{t} + 0,5 \cdot \frac{e_{wv}}{t} \cdot \cos\left(\frac{2 \cdot \pi \cdot x}{l}\right)\right) + \frac{\alpha \cdot l}{360^\circ \cdot t} \cos^2\left(\frac{2 \cdot \pi \cdot x}{l}\right) \cdot \left| \sin\left(\frac{\pi \cdot x}{l}\right) \right| \quad (32)$$

Auch hier werden die Grenzen der Parameter α und e_{wv}/t so gewählt, dass die in dem Vorhaben gemessenen Werte repräsentiert werden:

$$0 \leq \alpha \leq 8^\circ$$

$$0 \leq \frac{e_{wv}}{t} \leq 1,5$$

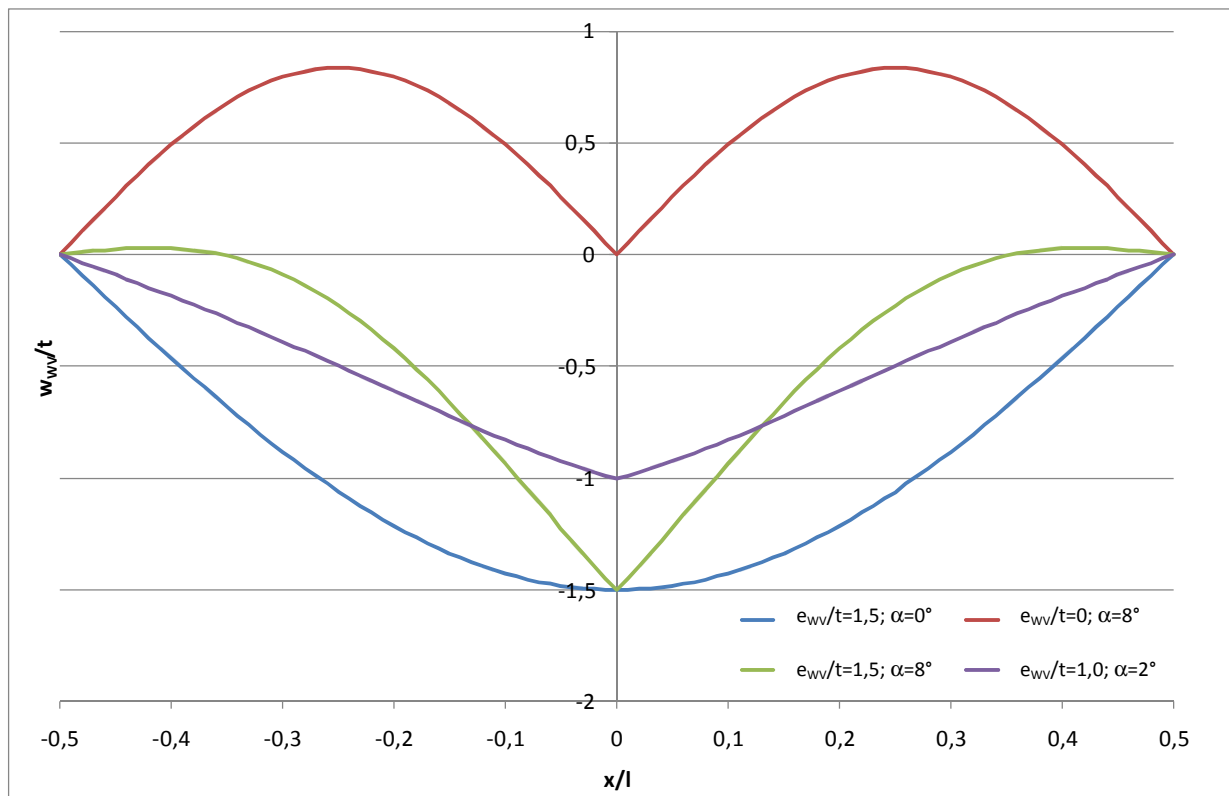


Abb. 47: Verformungsansatz 1 für den Winkelversatz

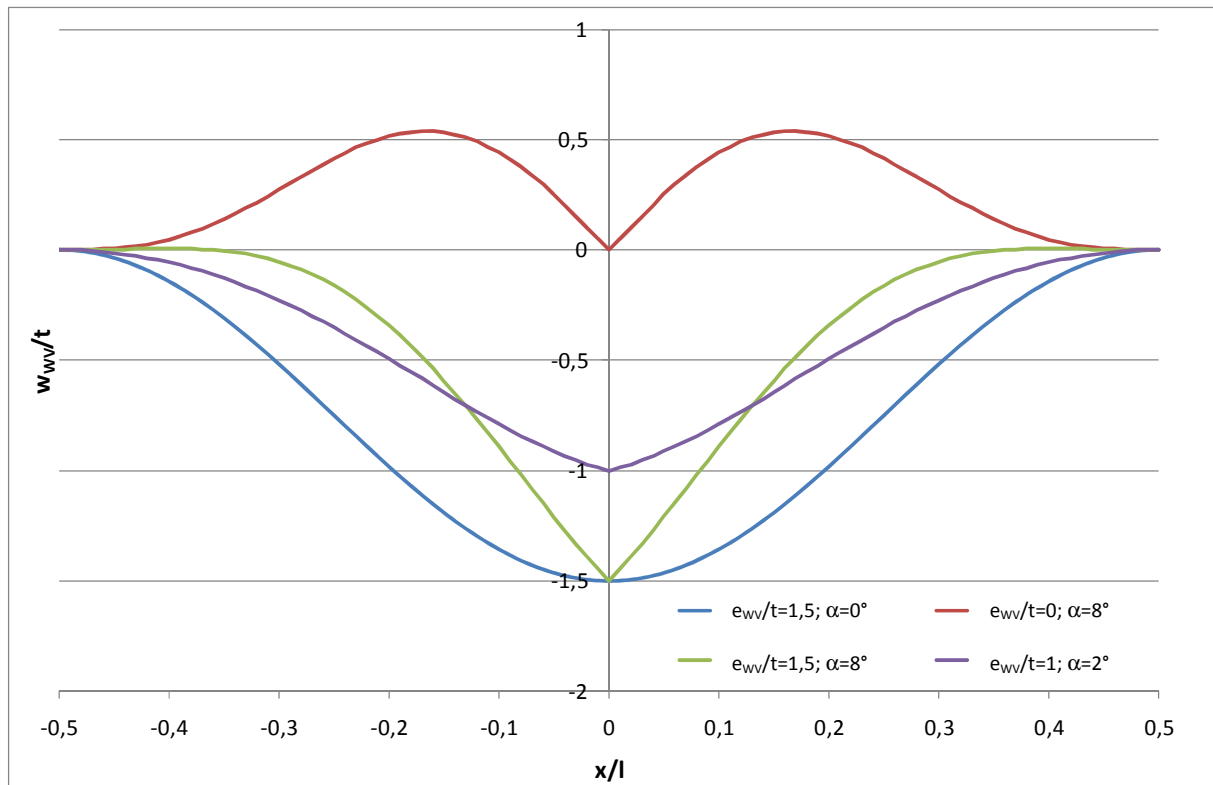


Abb. 48: Verformungsansatz 2 für den Winkelversatz

6.2 Einfluss der geometrischen Nichtlinearität

Bevor die Berechnungen durchgeführt werden, stellt sich die Frage, welchen Einfluss die geometrische Nichtlinearität auf die Berechnungsergebnisse hat. Insbesondere in den Einzelfeldern, in denen der der Eigenform affine Vorverformungsanteil groß ist, ist bei großen Druckspannungen ein Einfluss zu erwarten. Andererseits treten bei Seegangskollektivbelastung große Druckspannungen selten auf. Dazu einige Zahlen:

Bei vorgegebener Einzelfeldgeometrie $L \times B \times t = 1200 \text{ mm} \times 400 \text{ mm} \times 4 \text{ mm}$ beträgt der lineare Beulwert des längsgedrückten Feldes 76 N/mm^2 . Bei angenommener Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma_N = 200 \text{ N/mm}^2$ und einem Grenzspannungsverhältnis von $R = -1$ sowie einer Gesamtlastwechselzahl von 5×10^7 wird dieser Wert nur in ungefähr 100 Lastzyklen überschritten. Außerdem ist zu erwarten, dass sich die nichtlinearen Effekte bei Zug- und Druckbelastung etwas ausgleichen, da die Amplituden betragsmäßig gleich sind. Konkret wird dieses an folgenden Einzelfeldern untersucht:

Einzelfeld 1_1 zeichnet sich durch einen großen lokalen Winkel und einen großen lokalen Einfall an der Naht aus. Der der Eigenform affine Vorverformungsanteil $n=3$ ist hier stark gestört.

Einzelfeld 3_1 hingegen hat einen der starken Eigenform $n=3$ affinen Anteil der Vorverformungen. Im Bereich der Naht ist lediglich eine geringe Störung dieses Verlaufes zu erkennen.

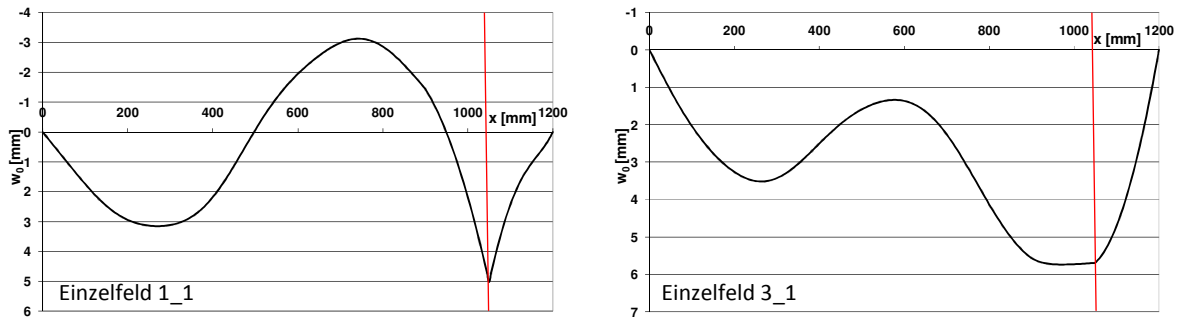


Abb. 49: Gegenüberstellungen der Vorverformungen Einzelfelder 1_1 und 3_1

Die Gegenüberstellung der Membran- und Gesamtspannung an der Naht sowie die Verhältnisbildung zwischen nichtlinear berechneter und linear berechneter Spannungsschwingbreite zeigt Abweichungen von wenigen Prozent, was in Abb. 50 bis Abb. 52 gezeigt wird. Dabei ist die Abweichung der Membranspannung des Einzelfeldes 1_1 aufgrund seines höheren der Eigenform entsprechenden Anteils etwas stärker ausgeprägt. Da die Abweichung jedoch sehr gering ist und die lineare Berechnung eine Abschätzung zur sicheren Seite darstellt, werden die folgenden Untersuchungen anhand linearer Berechnungen durchgeführt.

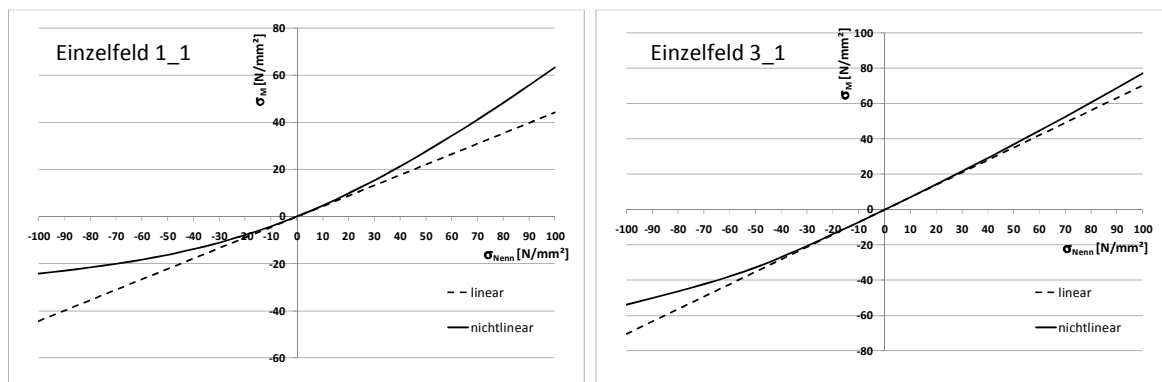


Abb. 50: Gegenüberstellung des Einflusses der Nichtlinearität auf die Membranspannung

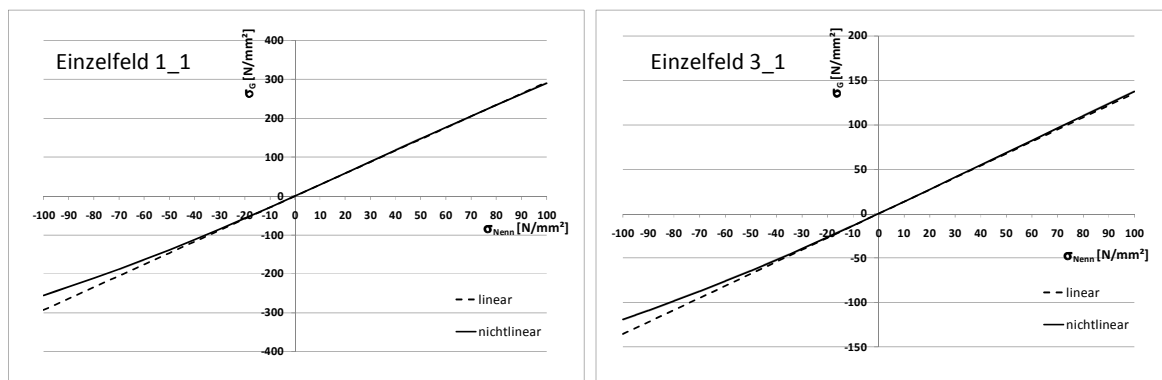


Abb. 51: Gegenüberstellung des Einflusses der Nichtlinearität auf die Gesamtspannung

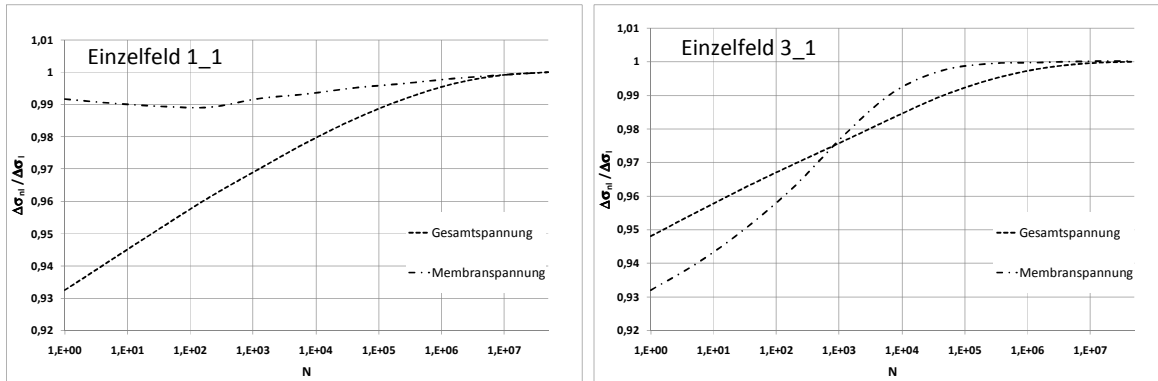


Abb. 52: Membranspannungsabweichung Einzelfeld 1_1 und 3_1

6.3 Ergebnisse

Da wie beschrieben die Vorverformungsverläufe Einfluss sowohl auf die Membranspannungsumlagerung als auch auf die Bildung von Biegespannungen haben, werden die Ergebnisse in Diagrammform wie folgt dargestellt: In Plattenmitte ($y=0$) werden am Ort des Stoßes zuerst die Quotienten gebildet, die das Verhältnis zwischen lokaler Membran- und Nennspannungen bilden:

$$K_M = \frac{\sigma_M}{\sigma_N} \quad (33)$$

Danach wird, da die Zusatzbiegung der lokalen Membranspannung σ_M zugeordnet wird, ein entsprechender Quotient gebildet, der das Verhältnis zwischen lokaler Gesamt- und Membranspannung darstellt:

$$K_G = \frac{\sigma_G}{\sigma_M} \quad (34)$$

So kann die Gesamtspannung an der betrachteten Stelle aus der Nennspannung und dem Faktor

$$K = K_G \cdot K_M \quad (35)$$

gebildet werden.

6.3.1 Beule

Die folgenden Diagramme beschreiben die ermittelten Spannungserhöhungsfaktoren in Bezug auf die mit der Plattendicke normierten Größe der Beule in ihrer jeweiligen Ordnung innerhalb der in Abschnitt 6.1 angegebenen Grenzen.

Es zeigt sich, dass selbst große Beulen mit $n=1$ nur zu geringen Membranspannungsumlagerungen führen. Bei $n=1$ und $n=2$ ist in dem untersuchten Bereich bei zunehmenden Amplituden eine Abnahme des Gesamtspannungsfaktors zu erkennen. Dies liegt daran, dass der Verlauf der elastischen Zusatzverformung hier zunehmend von dem Verlauf der Ausgangsverformung in Richtung einer "Wannenform" abweicht. Die Krümmung am Ort der größten Amplitude nimmt ab, was zu einer verringerten Zusatzspannung an dieser Stelle führt.

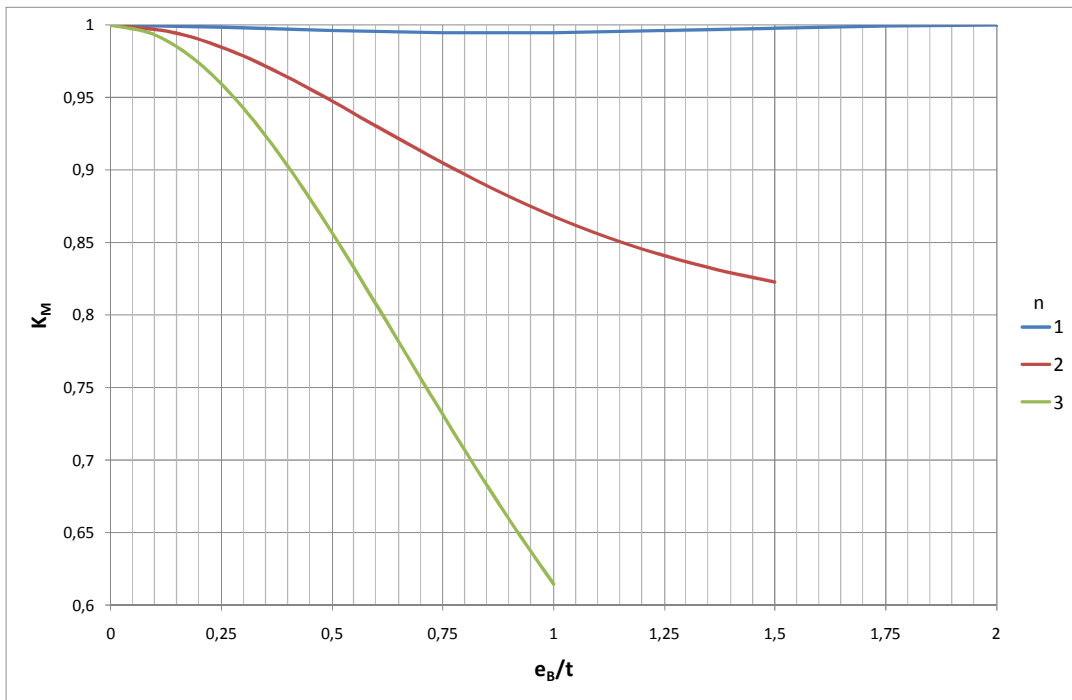


Abb. 53: Faktor K_M für die Membranspannungumlagerung durch die Beule

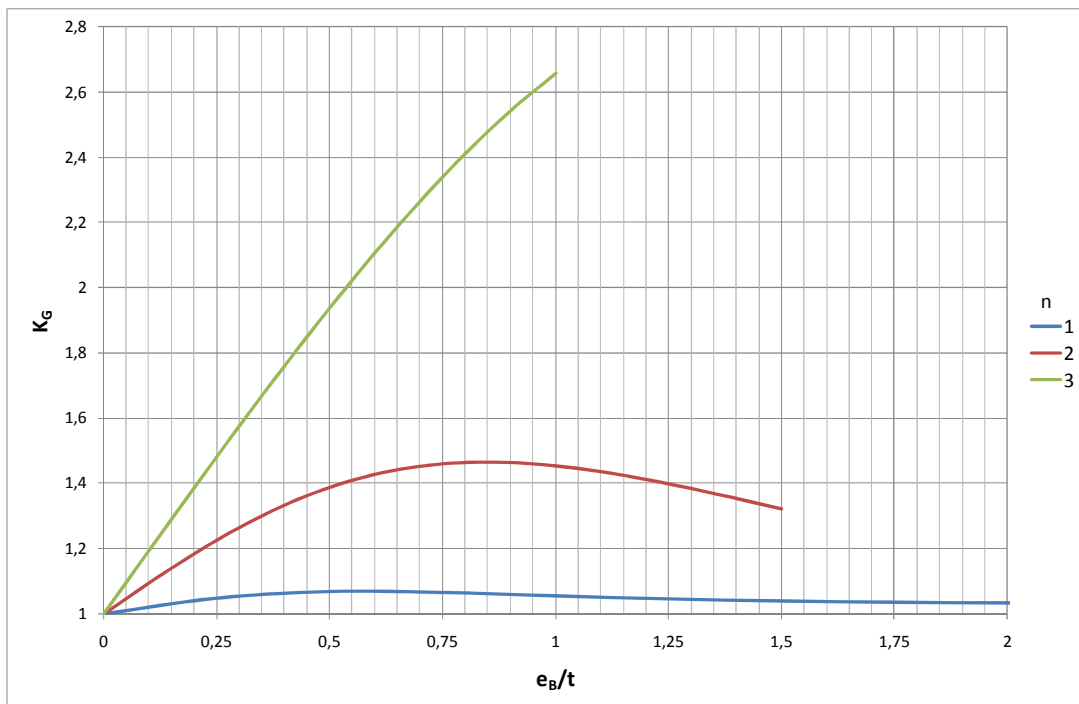


Abb. 54: Faktor K_G für die Gesamtspannungserhöhung durch die Beule

6.3.2 Kantenversatz

Die Membranspannungumlagerung ist vernachlässigbar. Der Gesamtspannungsfaktor kann durch die IIW-Empfehlung ausgedrückt werden. Die Erkenntnisse für den Kantenversatz sind somit nicht neu und die Idealisierung des Verlaufes über die Länge spielt offensichtlich eine untergeordnete Rolle.

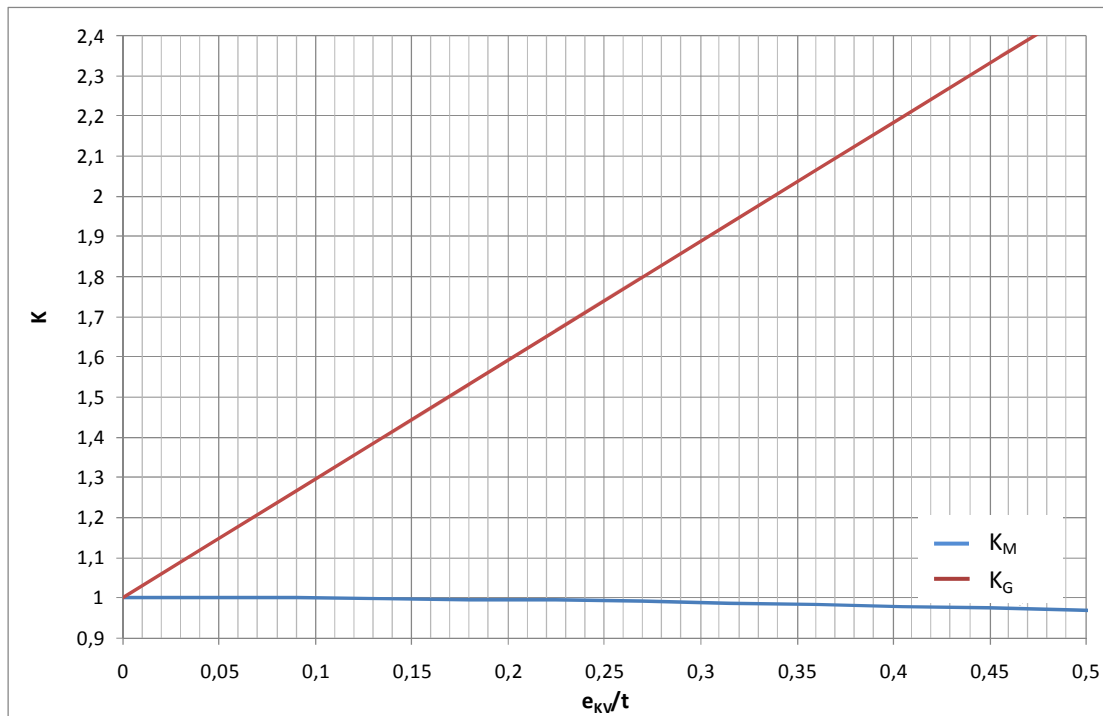


Abb. 55: Faktor K für die Spannungsveränderung durch den Kantenversatz

6.3.3 Winkelversatz

Hier werden die in Abschnitt 6.1.3 beschriebenen Grenzen für den Winkel und den Einfall dargestellt. Diese Darstellung erfolgt für Ansatz 1 und Ansatz 2, siehe Abb. 56 bis Abb. 63.

Die Variation der Winkel über den untersuchten Bereich hat sowohl bei Lastumlagerung als auch bei Gesamtspannungszuwachs eine geringere Auswirkung als die Variation der Stichmaße. Bei hohen Nahteinfällen wirken Winkel begünstigend hinsichtlich Einhaltung des Nennspannungszustandes. Dies liegt daran, dass die kurzweiligste Beulform, die die größten Effekte nach sich zieht, mit zunehmenden Winkeln gestört wird. Bei genauer Betrachtung der Ergebnisse lässt sich außerdem erkennen, dass im Bereich kleiner Winkel und kleiner Amplituden sowie großer Winkel und großer Amplituden die Werte für K_M und K_G beim zweiten Ansatz geringfügig größer sind als beim ersten Ansatz.

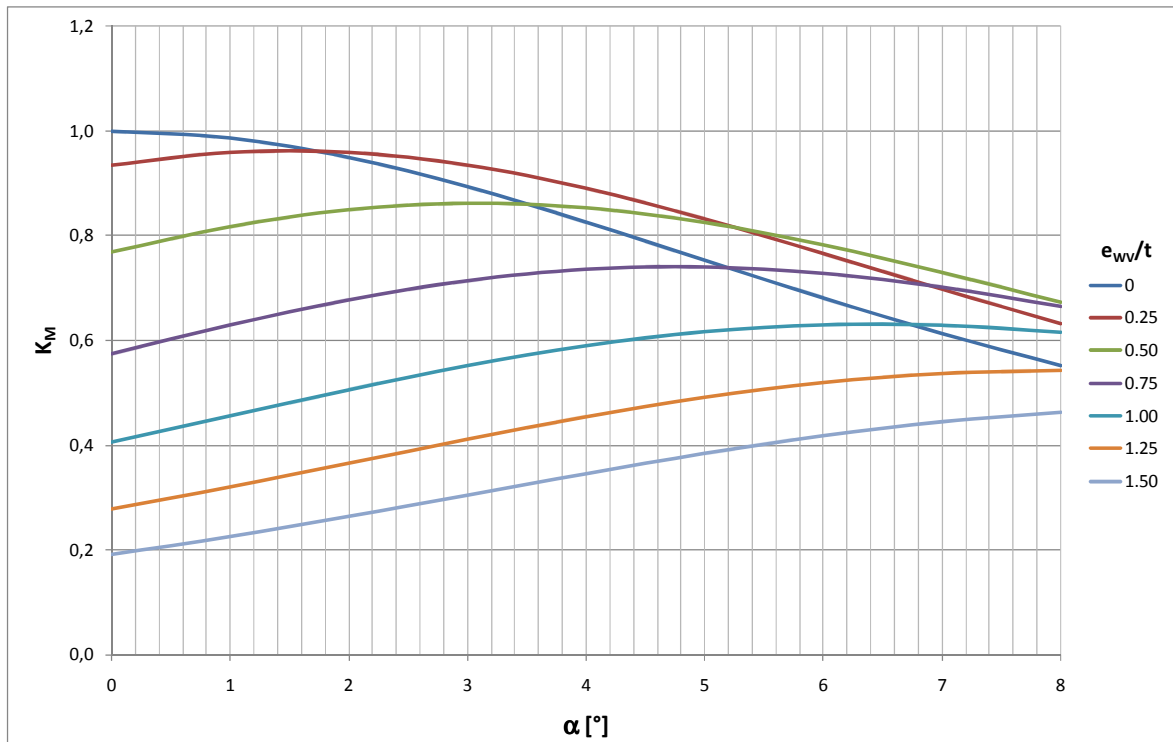


Abb. 56: Faktor K_M für die Membranspannungsveränderung durch den Winkelversatz Ansatz 1, Nahtfall parametrisiert

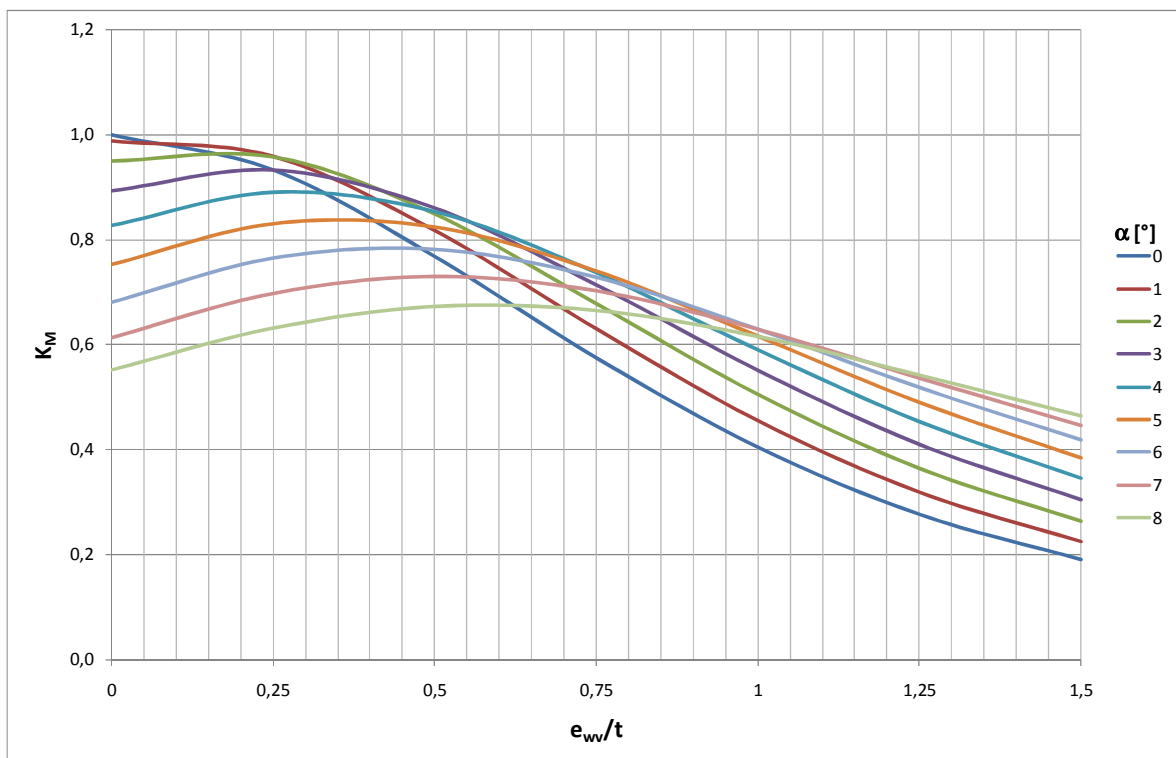


Abb. 57: Faktor K_M für die Membranspannungsveränderung durch den Winkelversatz Ansatz 1, Winkel parametrisiert

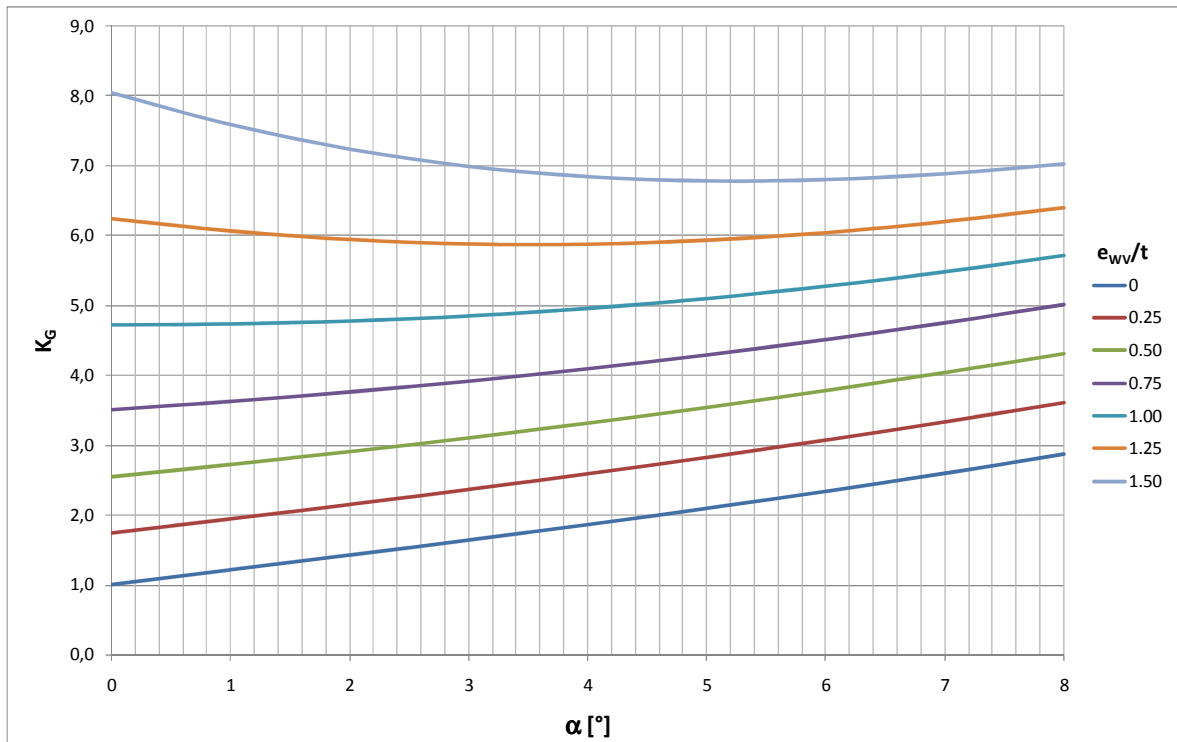


Abb. 58: Faktor K_G für die Gesamtspannungserhöhung durch den Winkelversatz Ansatz 1, Nahtfall parametrisiert

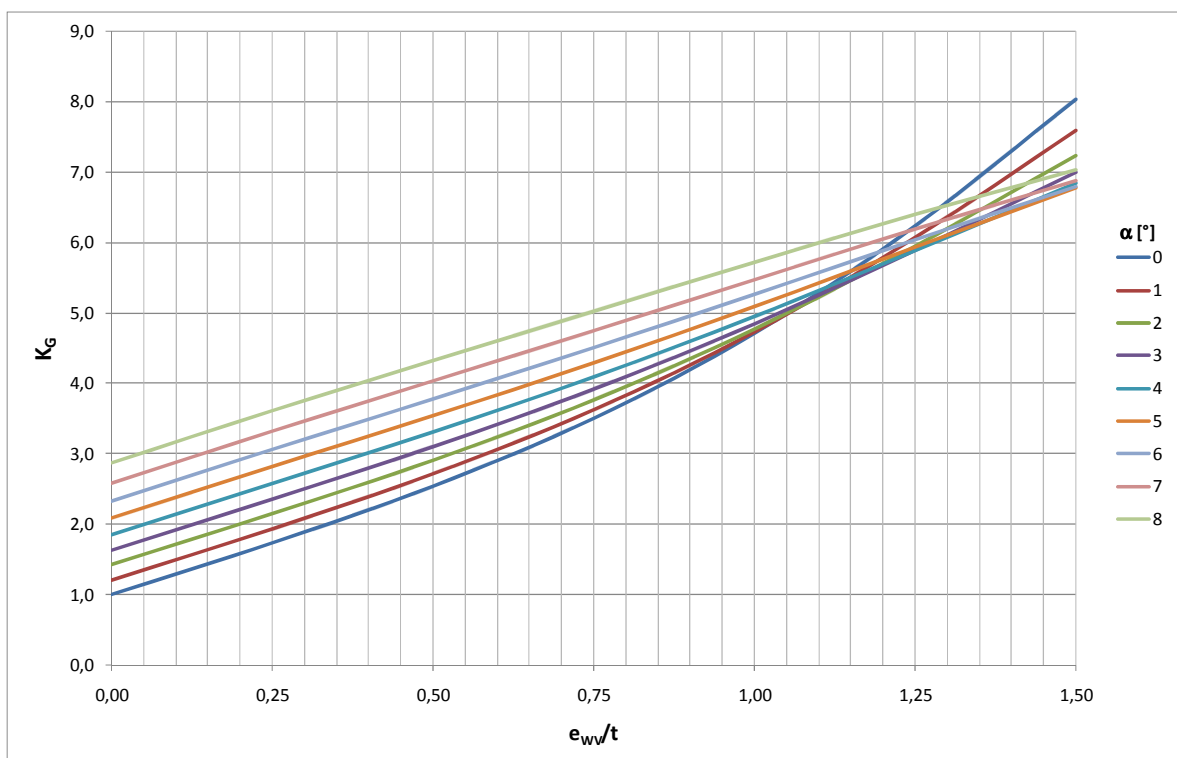


Abb. 59: Faktor K_G für die Gesamtspannungserhöhung durch den Winkelversatz Ansatz 1, Winkel parametrisiert

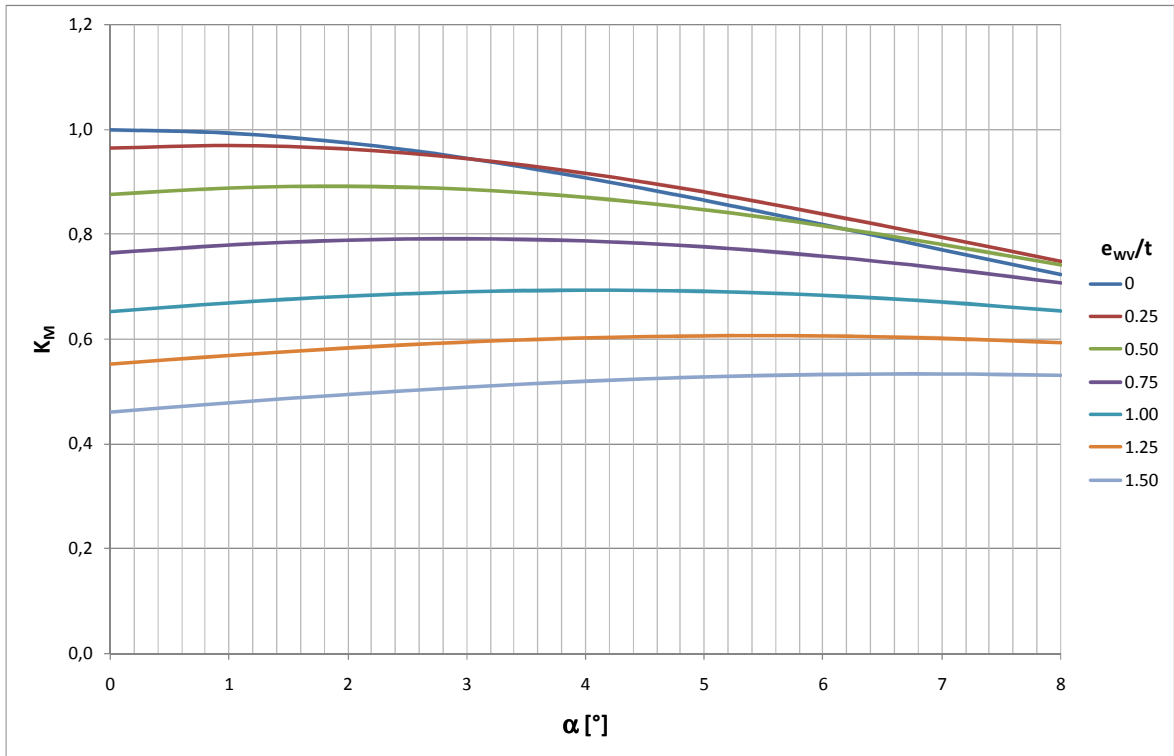


Abb. 60: Faktor K_M für die Membranspannungsveränderung durch den Winkelversatz Ansatz 2, Nahtfall parametrisiert

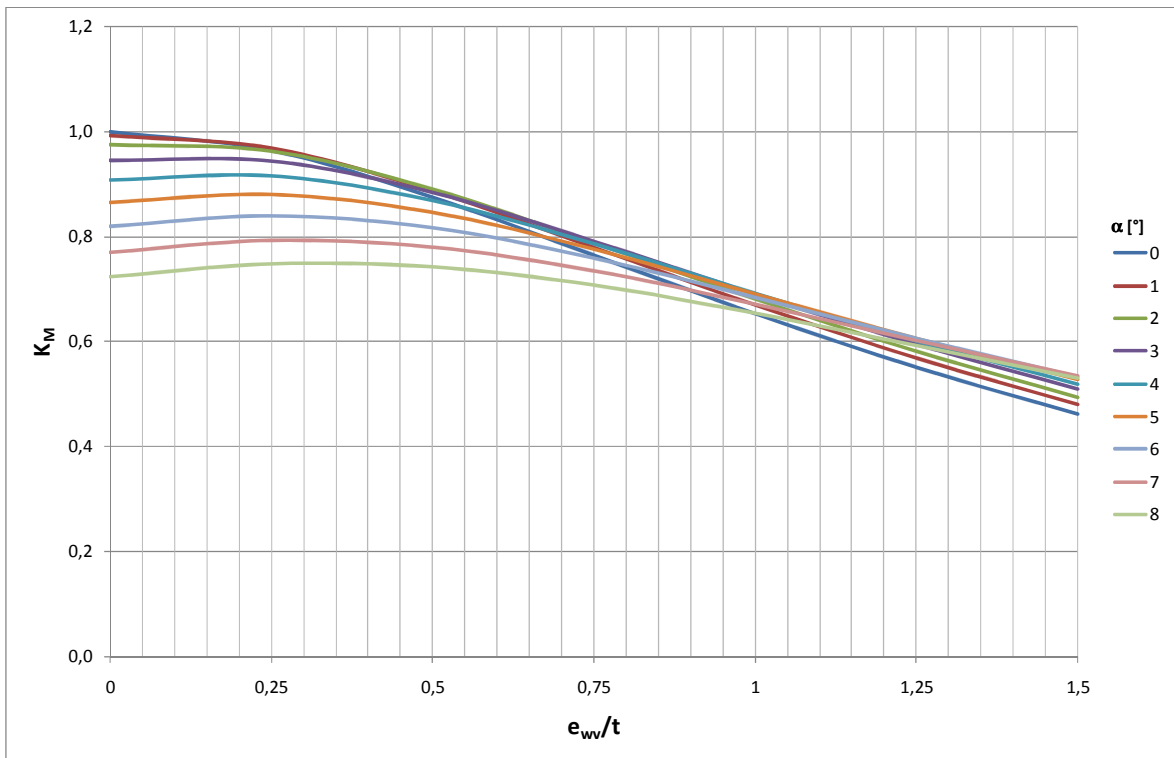


Abb. 61: Faktor K_M für die Membranspannungsveränderung durch den Winkelversatz Ansatz 2, Winkel parametrisiert

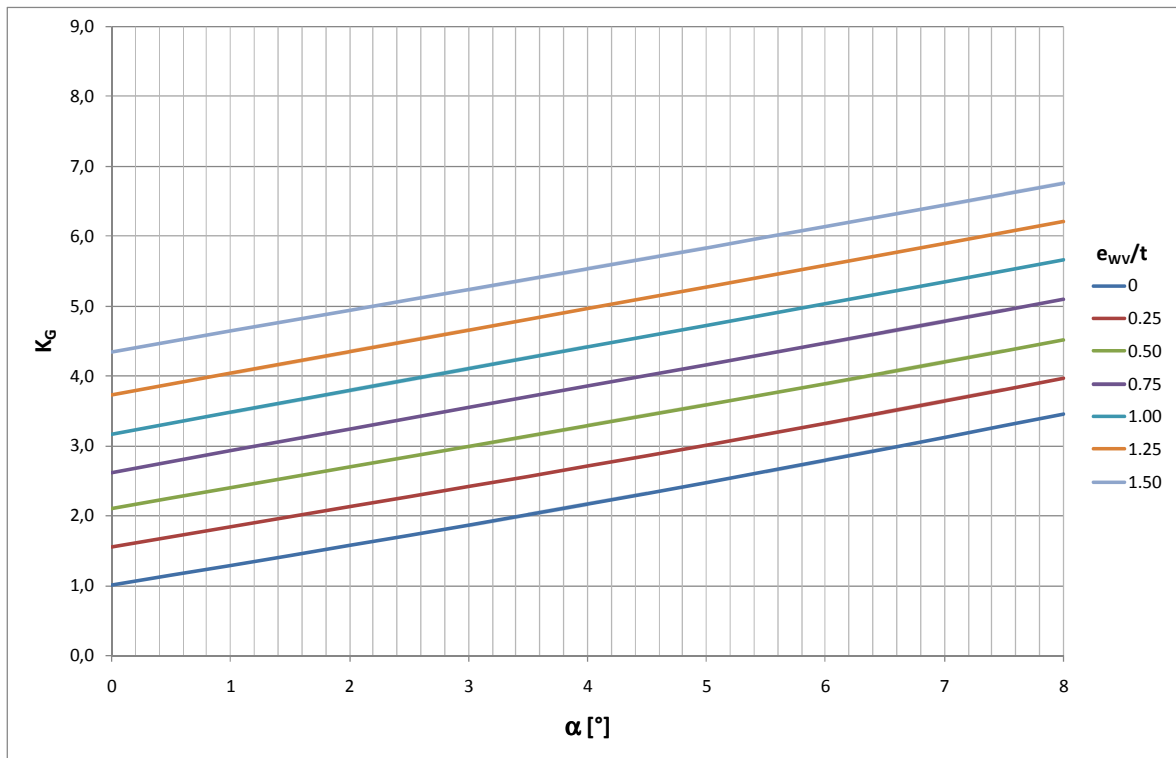


Abb. 62: Faktor K_G für die Gesamtspannungserhöhung durch den Winkelversatz Ansatz 2, Nahteinfall parametrisiert

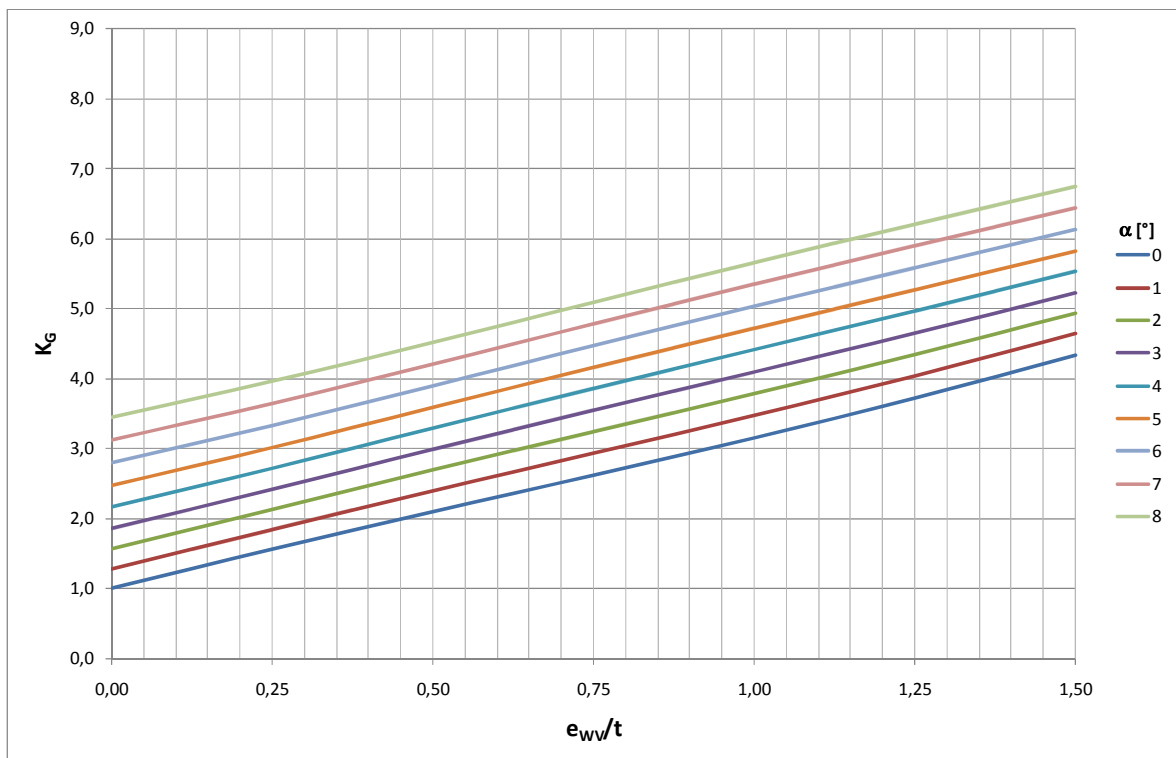


Abb. 63: Faktor K_G für die Gesamtspannungserhöhung durch den Winkelversatz Ansatz 2, Winkel parametrisiert

Anhand folgender Matrix wird dargestellt, welche Imperfektionsgrößen bei der Beurteilung der Effekte zu berücksichtigen sind:

	Membranspannungsumlagerung	Biegespannungen
Beule	X	X
Winkerversatz	X	X
Kantenversatz		X

6.4 Vergleich zwischen Idealisierung und Messung

Um eine zuverlässige Aussage über die in einem imperfektionsbehafteten Einzelfeld mit Montagestoß vorliegenden Spannungserhöhungen zu erzielen, müssen somit folgende Imperfektionssanteile durch Messungen erfasst werden:

- Kantenversatz (trivial)
- Beulformen bis zur Ordnung n der ersten Eigenform
- höhere, kurzwelligere Anteile (Winkerversatz) durch Messung des Stichmaßes und des Winkels. Dabei wird das Stichmaß mit einer Messbrückenlänge $(L/n+1)$ erfasst.

Die vorherigen Abbildungen in Abschnitt 6.3 zeigen, dass bis auf den Kantenversatz schon die einzelnen Effekte (K-Faktoren) von den zugrunde gelegten Parametern (Imperfektionsgrößen) nichtlinear abhängig sind. So wäre selbst bei linearer Kombination der K-Faktoren eine nichtlineare Kombination der Imperfektionsgrößen notwendig. Ein Blick auf die Plattengleichung [43] zeigt jedoch, dass auch eine lineare Kombination der K-Faktoren nicht möglich ist. Zum Beispiel lässt sich ein an einem vorverformten Feld mit $n=1$ und $n=2$ ermittelter Spannungsverlauf nicht durch die lineare Kombination aus einem nur mit $n=1$ ermittelten Spannungsverlauf und einem nur mit $n=2$ ermittelten Spannungsverlauf linear zusammensetzen. Dies wird deutlich, wenn man die verschachtelten Reihen bei der Lösung der Spannungsfunktion betrachtet. So ist eine analytische Lösung mit den diskret ermittelten Zusammenhängen nur unter hohem Aufwand bzw. durch Zugrundelegung weiterer Idealisierungen bzw. Vereinfachungen durchführbar. Erschwerend kommt hinzu, dass die hier ermittelten Zusammenhänge nur für die untersuchte Plattengeometrie gültig sind und im Hinblick auf eine Empfehlung für die Regelwerke insbesondere Feldgeometrie und Lage des Stoßes verallgemeinert werden müssten. Aus diesem Grund wird im Folgenden eine numerische Lösung des Problems verfolgt. Hier bietet sich die numerische Lösung der Plattengleichung (Fourieransätze für das Einzelfeld), siehe z.B. [44] oder die Finite-Elemente-Methode an. Im Folgenden wird die FE-Methode verwendet, da so auch der Einfluss der Steifenvorverformungen und der daraus resultierende Verlauf in Querrichtung einfach berücksichtigt werden kann. Zu klären ist jedoch, welche Anteile der Vorverformung der Steife zu messen sind.

Durchgeführt wird nun ein rechnerischer Vergleich zwischen den Spannungserhöhungen aus

- denen am Einzelfeld mittels photogrammetrischer Messverfahren in hoher Auflösung gemessenen Vorverformungen
- denen aus Beule ($n = 1 \dots n_e$), Kantenversatz und Winkerversatz (superponierten) idealisierten Vorverformungen

Um den idealisierten Verlauf zu ermitteln, wäre bei der gegebenen Geometrie ($L=1200\text{mm}$) wie folgt zu messen:

- Stichmaßmessung bei $x=300, 600, 900$ mit Messbrückenlänge $L=1200$ mm zur Ermittlung der Beulform $n=1,2,3$
- Stichmaßmessung vor und hinter der Naht mit Messbrückenlänge $l=300$ mm zur Ermittlung des Nahteinfalls und des Kantenversatzes
- Winkelmessung an der Naht zur Ermittlung der Winkelschrumpfung

Daraus ergibt sich durch Superposition der Verformungsverläufe gemäß Formeln (28)-(31) und anschließender Berechnung der Gesamtverlauf.

Der Unterschied zwischen den gemessenen und angenäherten Verformungsverläufen besteht also aus der Nichtberücksichtigung der Beulformen größer n zwischen $x=0$ und $x=nL/(n+1)$ sowie der Abweichung zwischen gemessenem und idealisiertem Winkelversatz im Bereich $L/(n+1)$ um die Naht. Diese Abweichung ist in Abb. 64 beispielhaft bei $y=0$ dargestellt:

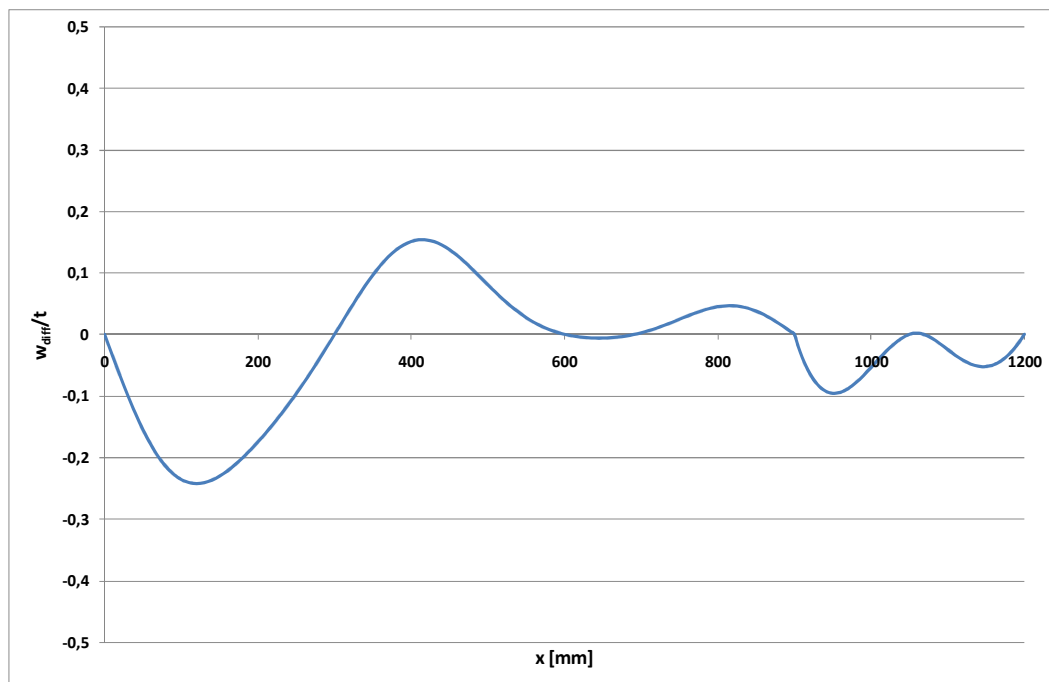


Abb. 64: Abweichung zwischen gemessener und idealisierter Vorverformung Ansatz 1

Diese Differenz ist charakteristisch: Die Abweichung der Beule ist in den meisten Fällen geringer als $t/4$. Am Ort der Naht ($x=1050$ mm) verschwinden Differenzwinkel und Differenzstichmaß. Ein "Schönheitsfehler" besteht bei der Idealisierung mit Ansatz 1 für die Winkelschrumpfung im Knick bei $x=900$ mm, der aus der nichthorizontalen Tangente des e_{wv} -Ansatzes resultiert.

Die Steifenvorverformungen werden noch nicht berücksichtigt, es erfolgt eine Betrachtung des Einzelfeldes mit geraden Rändern unter Berücksichtigung des auf halber Feldbreite gemessenen Verlaufes und einer kosinusförmigen Verteilung (eine Halbwelle) in Querrichtung.

In den Diagrammen in Abb. 65 bis Abb. 67 sind die Ergebnisse für die aufgemessenen Einzelfelder gegenübergestellt. Dabei wird der Spannungserhöhungsfaktor am Ort des Sektionsstoßes auf halber Feldbreite, also in der Mitte des Feldes berechnet:

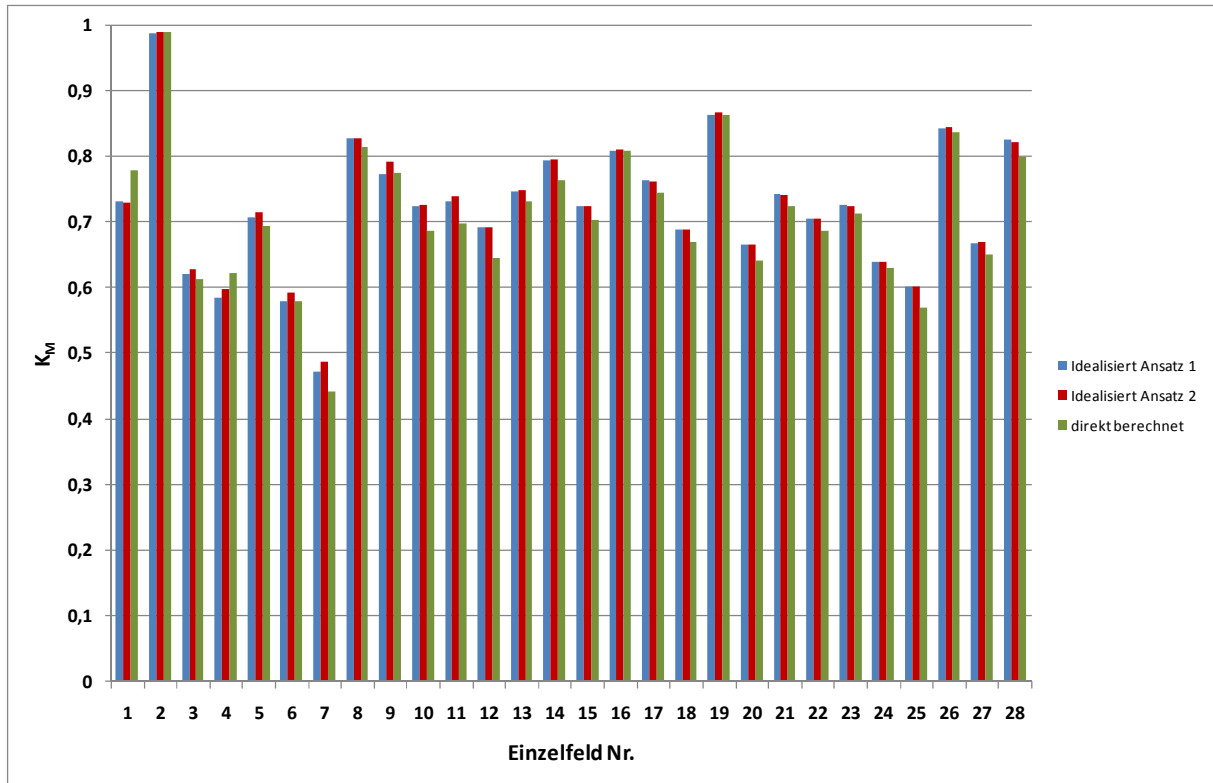


Abb. 65: Gegenüberstellung der Membranspannungen

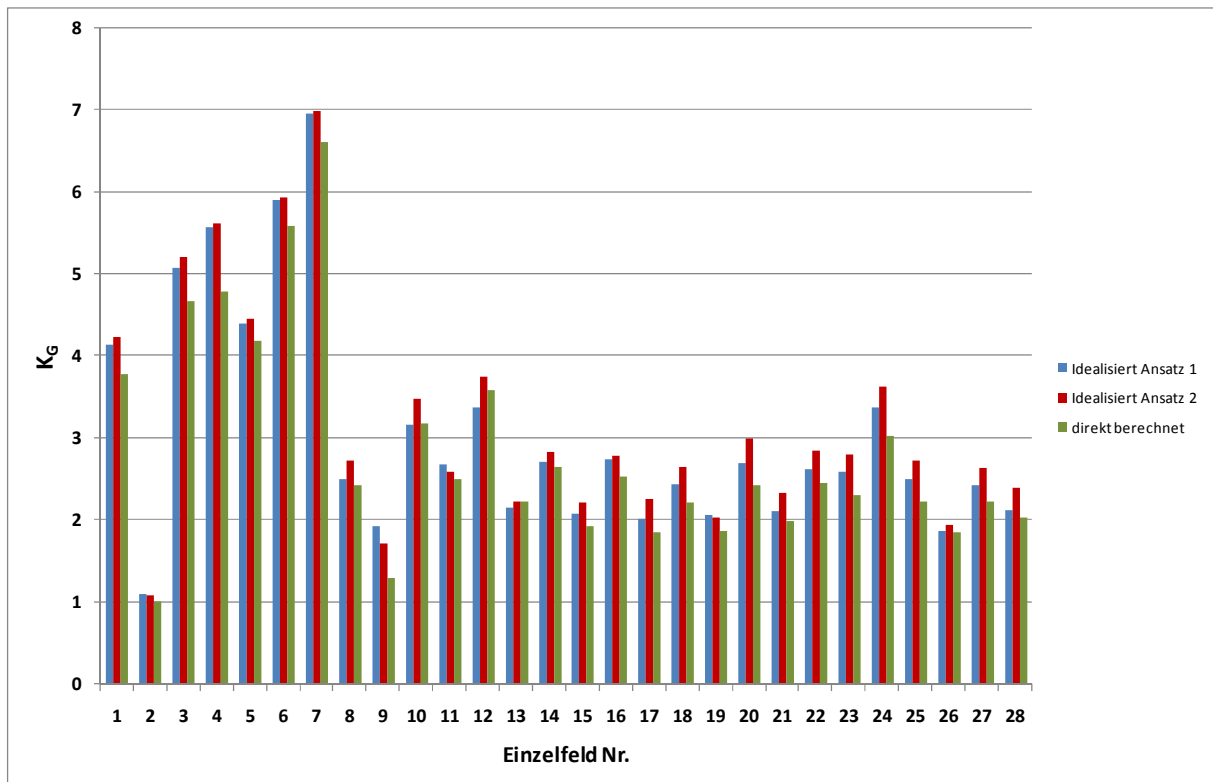


Abb. 66: Gegenüberstellung der auf die Membranspannungen bezogenen Spannungserhöhungen

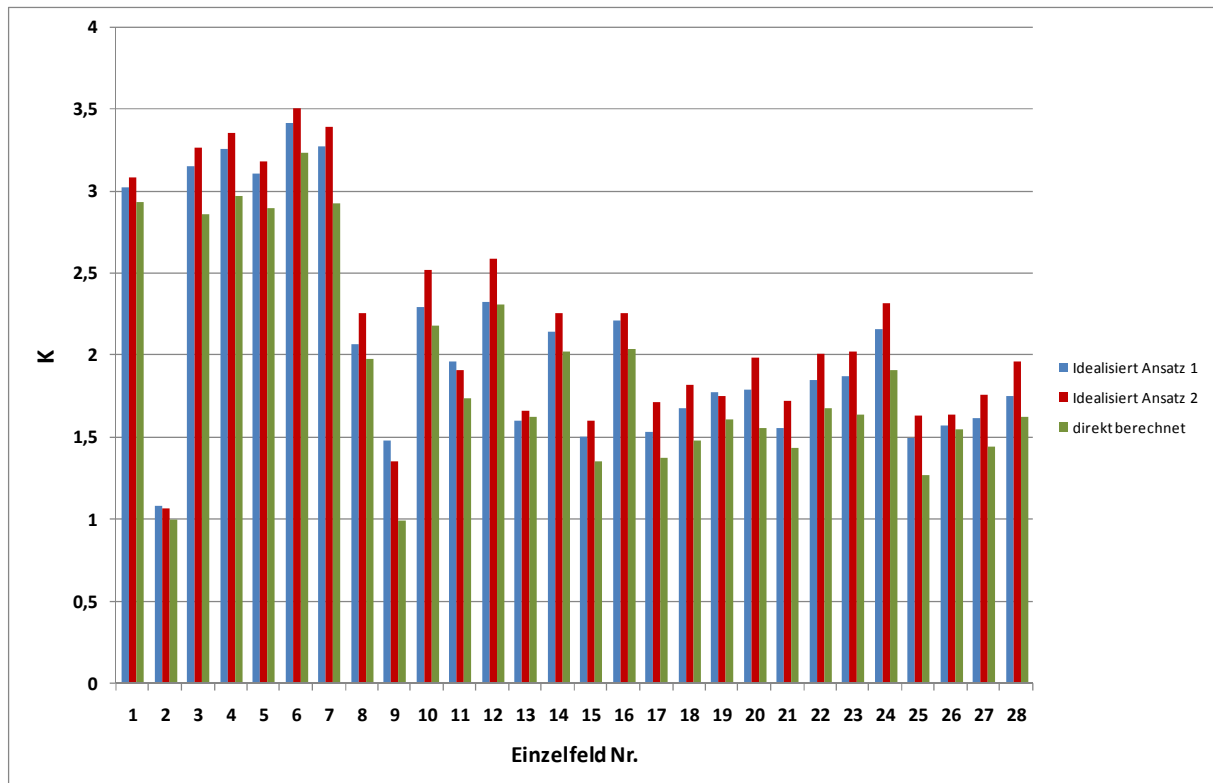


Abb. 67: Gegenüberstellung der auf die Nennspannung bezogenen Spannungserhöhungen

Mit der Idealisierung können die Gesamtspannungen an der Naht in einem gewissen Streuband erfasst werden. Die Abweichung zu den mit den hochauflösenden Messergebnissen berechneten Werten sind weitestgehend konstant, wobei auch hier der Idealisierungsansatz 2 für den Winkelversatz höhere Werte liefert als Ansatz 1. Um die Abschätzung zur sicheren Seite jedoch in Grenzen zu halten, wird im Folgenden eine Idealisierung des Winkelversatzes durch Ansatz 1 weiter verfolgt.

6.5 Einfluss der Steifenvorverformungen auf das Membranspannungsniveau

Mit dem gegebenen Messraster wurden neben den Vorverformungen des Einzelfeldes auch die Vorverformungen der Profile aufgemessen. Hier ist am Stoß eine Vorverformung zur Steifenseite zu beobachten. Um den Einfluss der Steifenvorverformungen gezielt zu ermitteln, werden auch hier die Verformungen in ihre Eigenform und die darüber hinaus gehenden Anteile zerlegt.

Erstere werden durch die Längsschrumpfung der Kehlnähte Platte-Profil hervorgerufen und wären auch in Teilfeldern ohne Montagestoß zu beobachten. Sie entsprechen der ersten Eigenform der längsgedrückten Steife und werden durch eine Sinus-Halbwellen abgebildet. Die darüber hinaus gehenden Anteile $n > 1$ werden durch den Montagestoß hervorgerufen. Diese Anteile werden wie bei der Vorverformung der Platte konsequenterweise vorerst durch eine Messbrücke mit der Länge $l = L / (n + 1)$ erfasst, indem Stichmaß und Winkel gemessen werden.

6.5.1 Einfluss der harmonischen Steifenvorverformung

Der harmonische Anteil der Steifenvorverformung, also der als Halbwellen idealisierte Teil, wird parametrisch untersucht. Dabei stellt sich heraus, dass die Membranspannungszunahme von 5%

bei voller Ausnutzung der Toleranzen des VSM-Standards vernachlässigbar ist. Daher wird diese nicht weiter untersucht.

6.5.2 Einfluss der Anteile $n > 1$

Diese Verformungsanteile, die auch an der Steife zu Einfall und Winkel führen, werden wieder durch trigonometrische Ansätze idealisiert. Da Winkel α und Stichmaß e_{WV} nun mit einer Messbrücke der Länge $l=600$ mm gemessen werden, der Stoß jedoch 150 mm vom Rand entfernt angeordnet ist, sind hier asymmetrische Ansätze erforderlich. Folgender Ansatz wird gewählt:

$$w_{WV}(x) = \sqrt{2} \cdot e_{WV} \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot x}{l}\right) + \frac{1}{8} \cdot l \cdot \frac{\alpha}{180^\circ} \cdot \sin\left(\frac{4 \cdot \pi \cdot x}{l}\right) \quad 0 \leq x < 150 \text{ mm} \quad (36)$$

$$w_{WV}(x) = \sqrt{2} \cdot e_{WV} \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot x}{l}\right) + \frac{3}{8} \cdot l \cdot \frac{\alpha}{180^\circ} \cdot \sin\left(\frac{8 \cdot \pi \cdot x}{3 \cdot l}\right) \quad 150 \text{ mm} \leq x < 600 \text{ mm} \quad (37)$$

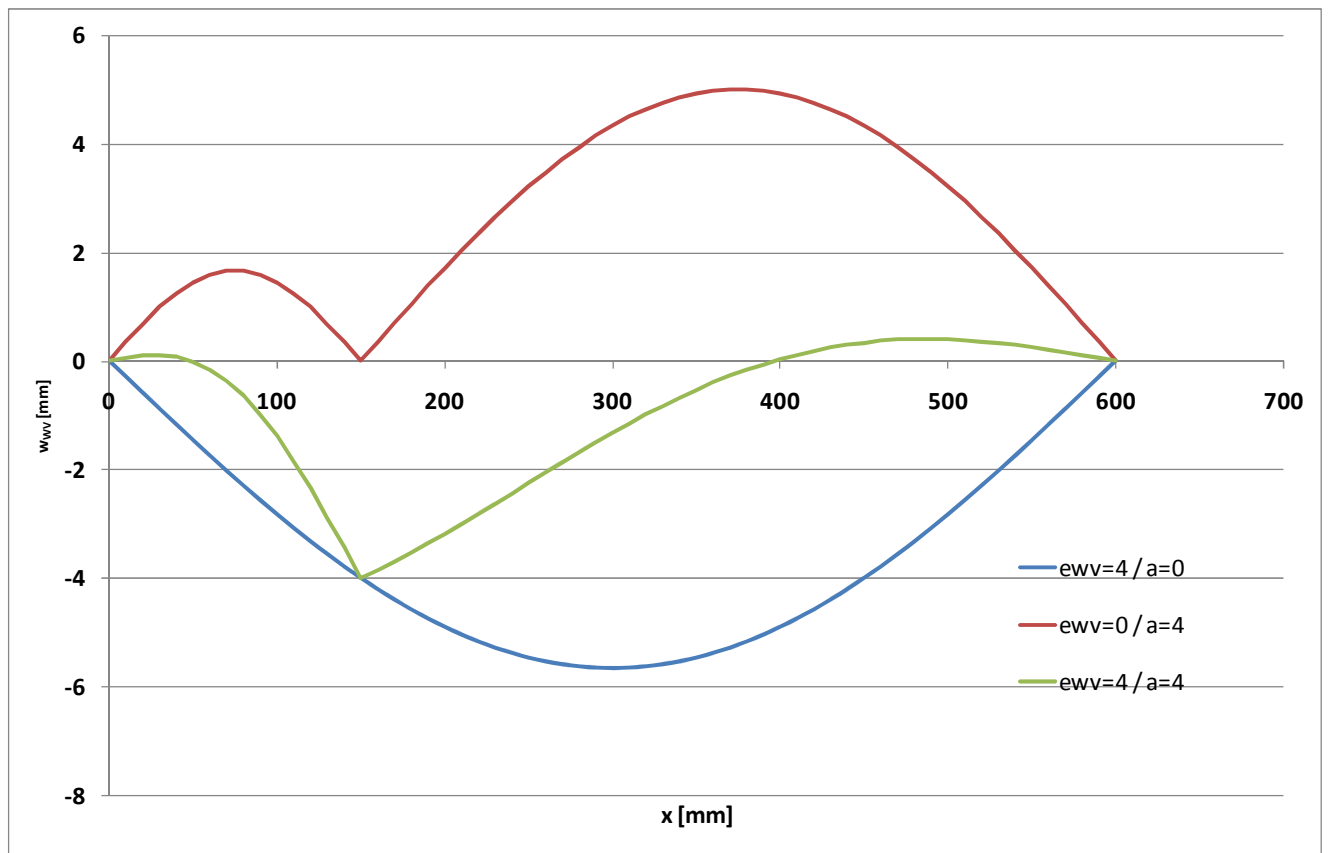


Abb. 68: Ansätze für harmonische Steifenvorverformungen (Idealisierung 1)

6.5.3 Vereinfachte Messung der Steifenvorverformungen

Bei Betrachtung der Verläufe der Steifenvorverformungen wird deutlich, dass insbesondere bei den Paneelen mit großen Stichmaßen (Paneele 3 und 4) die Verformungen durch lineare Verläufe approximiert werden können. Aus diesem Grund erfolgt eine Überprüfung, inwiefern die so berechneten Spannungserhöhungsfaktoren die mit gemessenen Verläufen ermittelten Ergebnisse abbilden. Für den Ansatz ergibt sich also (Abb. 69):

$$w_s(x) = e_{WV} \cdot \frac{x}{a} \quad 0 \leq x < a \quad (38)$$

$$w_s(x) = e_{WV} \cdot \left(1 - \frac{x-a}{L-a}\right) \quad a \leq x < L \quad (39)$$

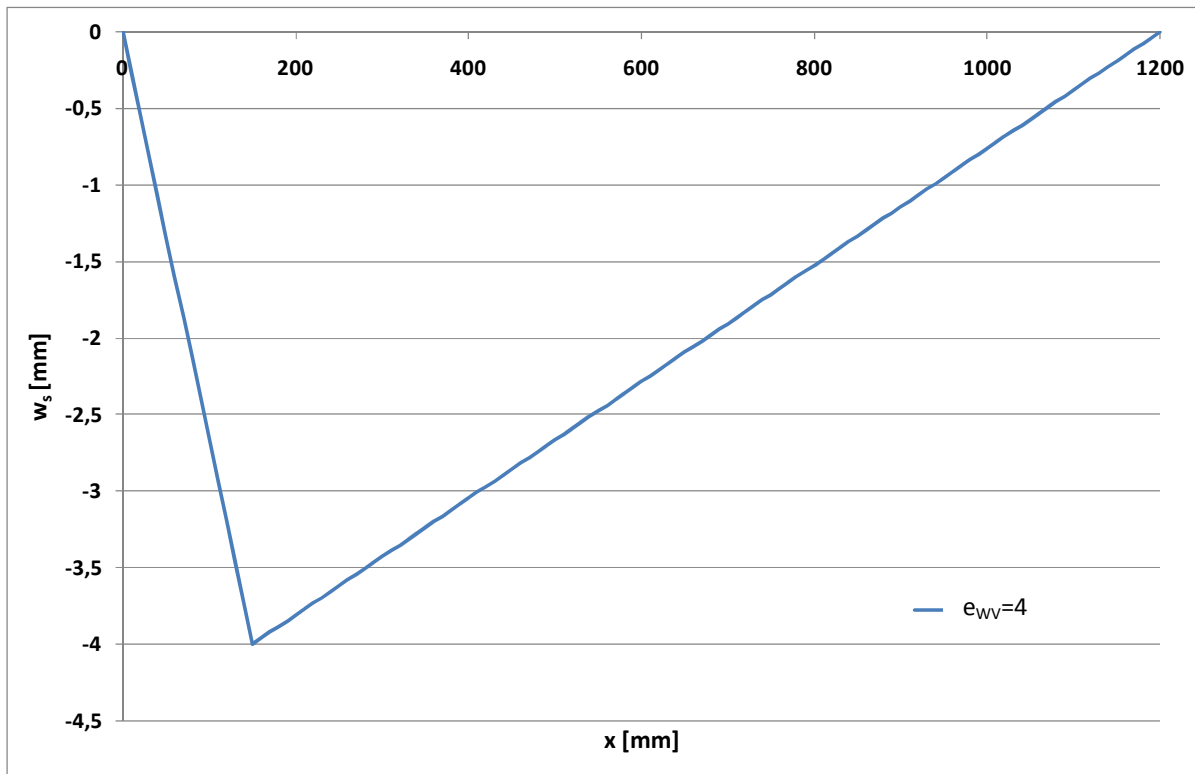


Abb. 69: Vereinfachter Ansatz für Steifenvorverformungen (Idealisierung 2)

6.5.4 Gegenüberstellung idealisierter und fein aufgemessener Steifenvorverformungen

Die Gegenüberstellung der Ergebnisse für die Membranspannungsumlagerung erfolgt für die Messungen an 32 Längssteifen (8 pro Paneel), Abb. 70.

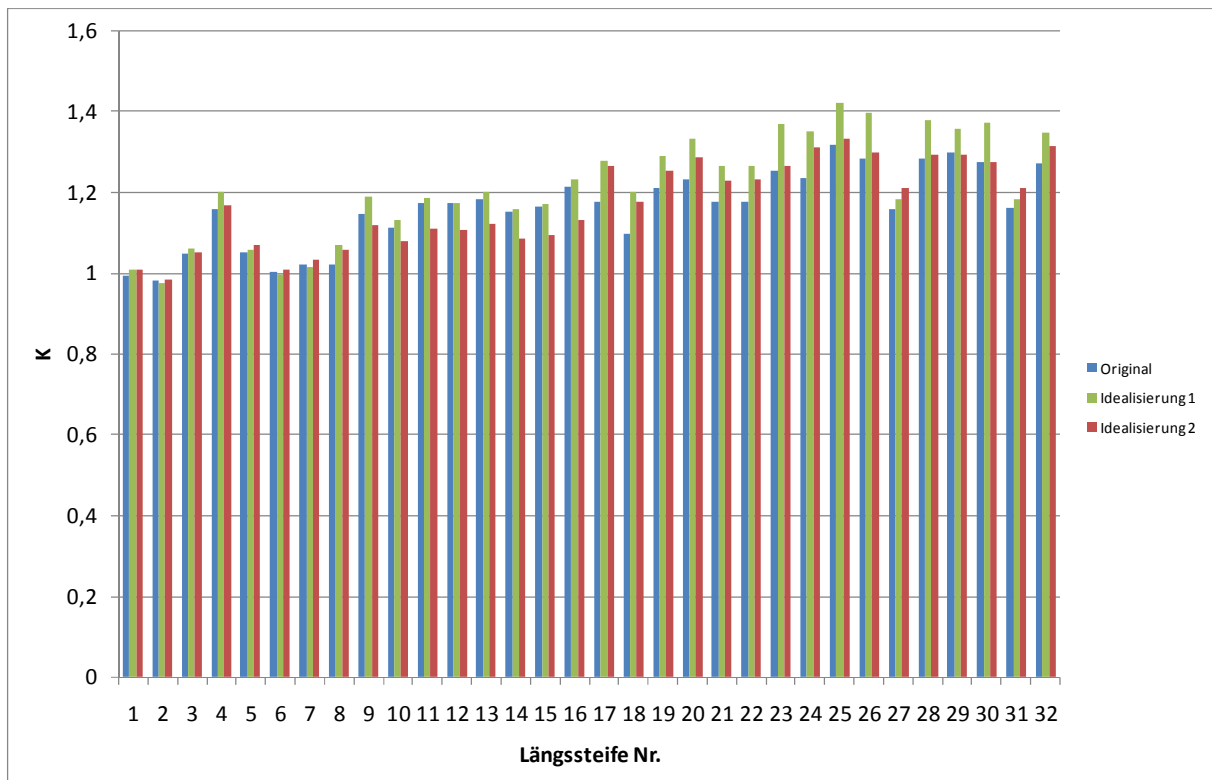


Abb. 70: Gegenüberstellung idealisierter und gemessener Steifenvorverformungen

Die Membranspannungsveränderungen werden bei den durch große lokale Winkel geprägten Steifenvorverformungen der Paneele 1 und 2 (Nr. 1-16) durch die Idealisierung 1, die den Winkel berücksichtigt, sehr gut getroffen, wobei die weitestgehende Überzeichnung aufgrund des geringen Niveaus vernachlässigbar ist. Gleichzeitig führt Idealisierung 1, die die Vorverformungen auf die Länge $L/2$ komprimiert, zu etwas höheren Werten bei den durch die starke Beulform geprägten Paneelen 3 und 4. Der Grund liegt dem im Gegensatz zur Idealisierung harmonischeren Verlauf der Steifenvorverformung über die gesamte Profillänge.

Da durch die Steifenvorverformungen jedoch nur geringe Veränderungen der Membranspannungen hervorgerufen werden und beide Idealisierungsarten die Membranspannungsverhältnisse an den Längsprofilen hinreichend widerspiegeln, wird aus Gründen der Einfachheit im weiteren Verlauf Idealisierung 2 verfolgt.

6.6 Gegenüberstellung der Spannungsverläufe in Querrichtung

In diesem Abschnitt werden die mittels gemessener und idealisierter Vorverformungsverläufe ermittelten Spannungserhöhungen gegenübergestellt. Da die Auswirkung des Kantenversatzes wie beschrieben durch die auf die Membranspannung an der Naht bezogene IIW-Empfehlung approximiert werden kann, werden die gemessenen Vorverformungsverläufe um den mittels angegebener Gleichung approximierten Verlauf für den Kantenversatz bereinigt. Die idealisierten Vorverformungen setzen sich zusammen aus:

- a) **Steifenvorverformungen:** Hierzu wird wie beschrieben das Stichmaß am Stoß, welches mit einer Messbrückenlänge entsprechend des Rahmenabstandes gemessen wird, herangezogen. Der Verlauf der Vorverformungen in Längsrichtung zwischen Rahmen und Naht bzw. Naht und anderem Rahmen ist linear angenommen, siehe Abb. 69. In Querrichtung wird ein trigonometrischer Verlauf angenommen, so dass der Verlauf der Steifenvorverformungen auf halber Einzelfeldbreite Null ist.
- b) **Beulen:** Diese werden in Längsrichtung entsprechend der auf halber Feldbreite mit der 1200er Messbrücke ermittelten Verläufe bis $n=3$ idealisiert. In Querrichtung wird der Verlauf mit einer Halbwelle angenommen.
- c) **Winkelversatz:** Dieser wird im Bereich $l=L/(n+1)$ um die Naht wie oben beschrieben idealisiert

Die so idealisierte Vorverformung bildet somit das gemessene Stichmaß am Stoß der Längssteifen, den gemessenen Winkel und das gemessene Stichmaß auf halber Feldbreite und die gemessenen Beulen bis $n=3$ in Längs und $n=1$ in Querrichtung über das gesamte Einzelfeld ab.

Zur Verdeutlichung werden die Verläufe in Querrichtung über die gesamte Paneelbreite in Abb. 71 bis Abb. 74 dargestellt:

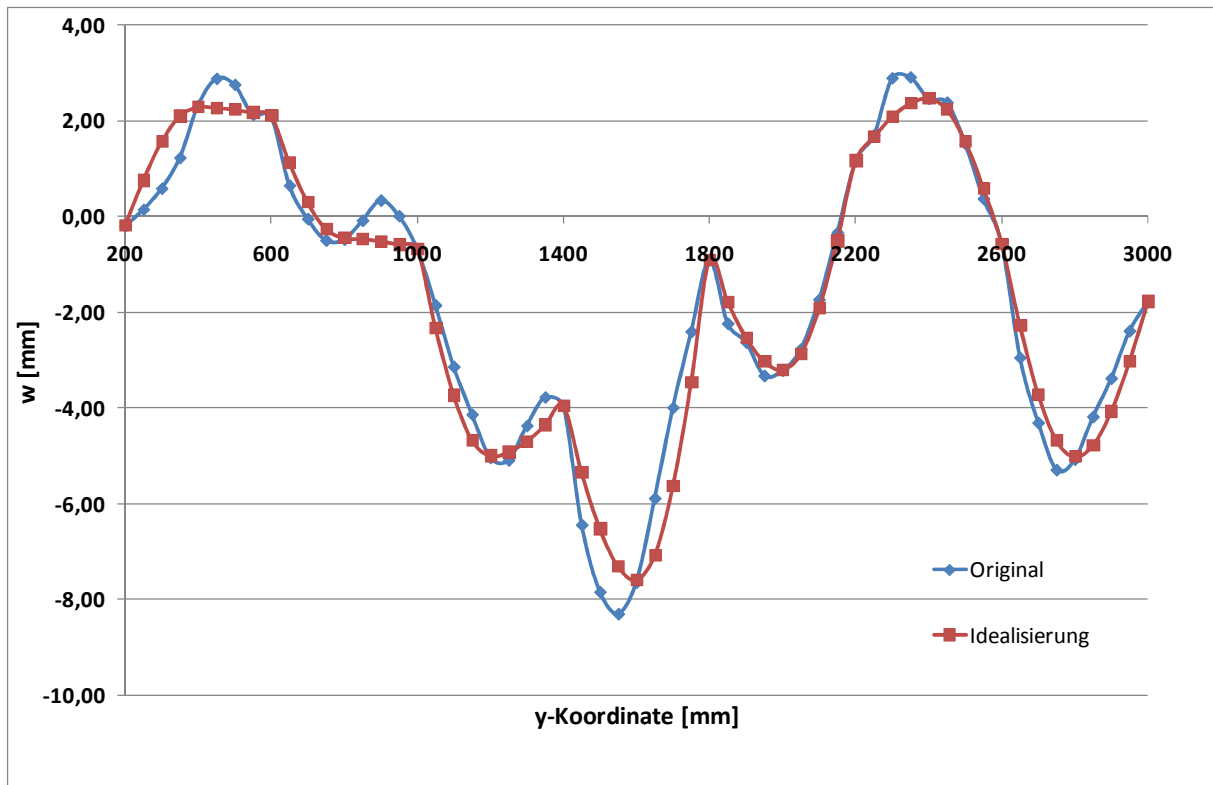


Abb. 71: Vorverformung in Querrichtung am Montagestoß Panel 1

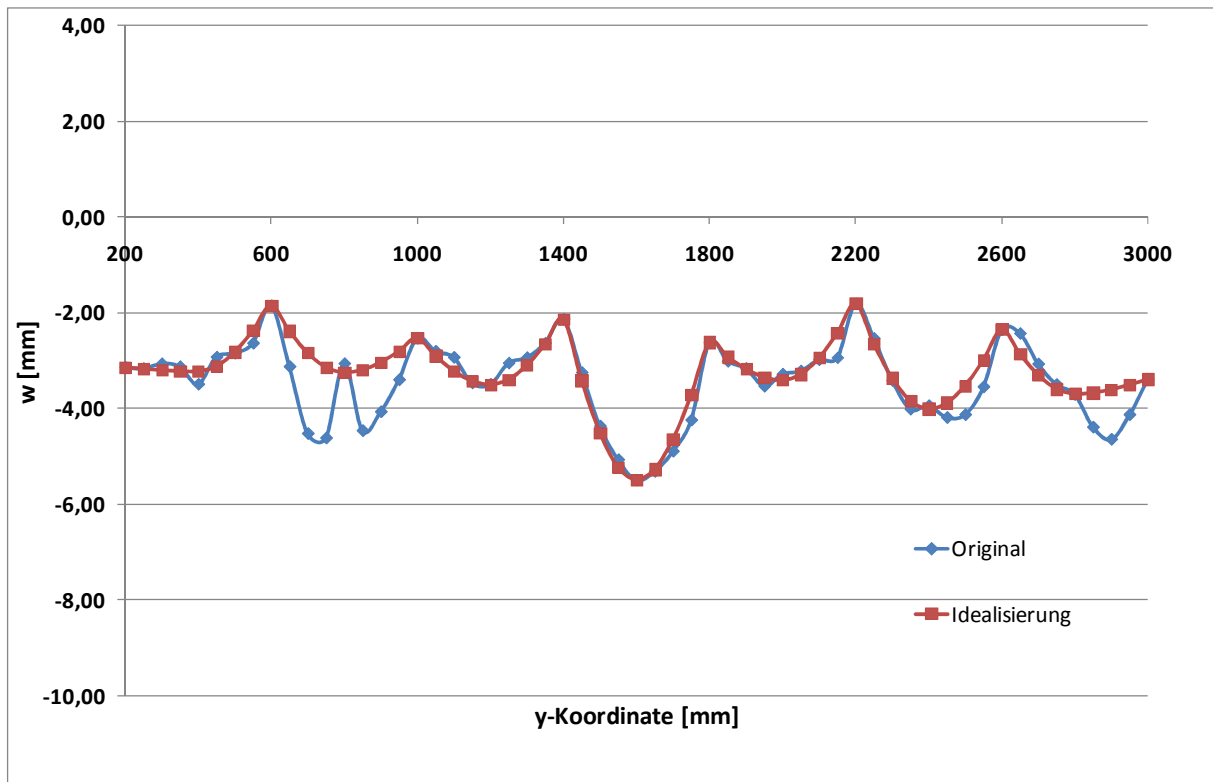


Abb. 72: Vorverformung in Querrichtung am Montagestoß Panel 2

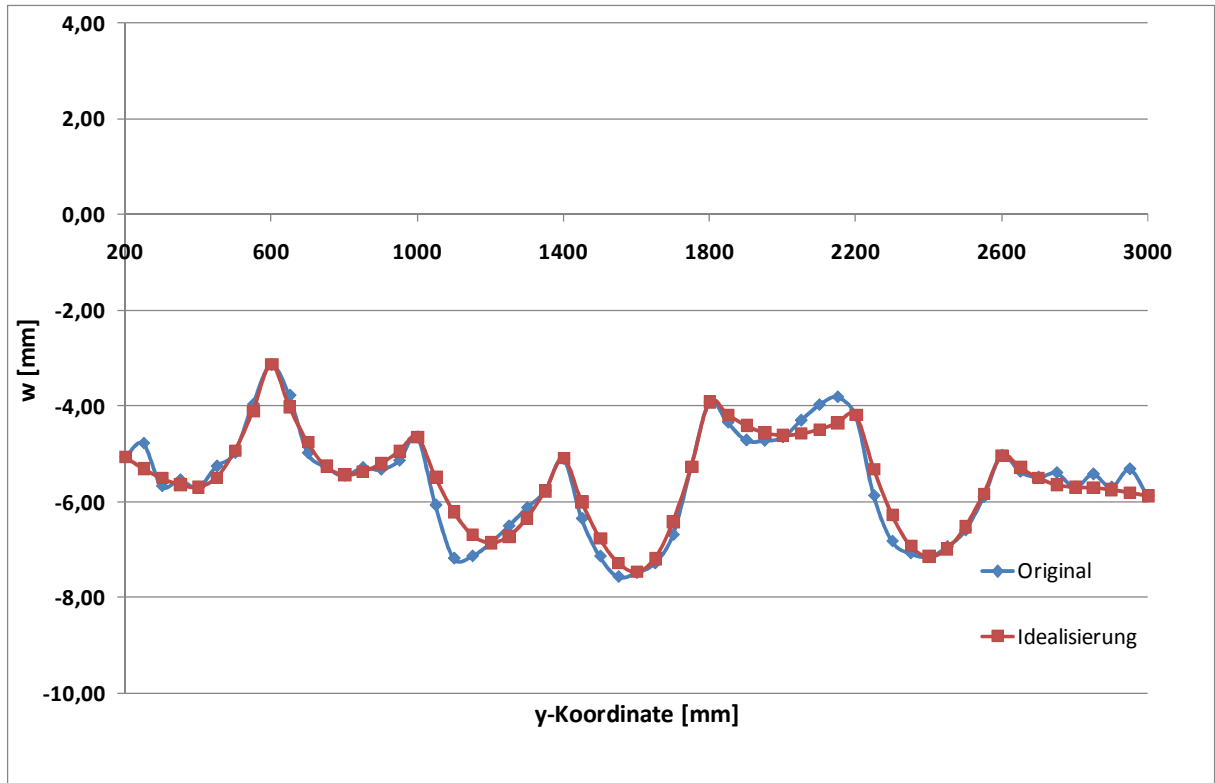


Abb. 73: Vorverformung in Querrichtung am Montagestoß Panel 3

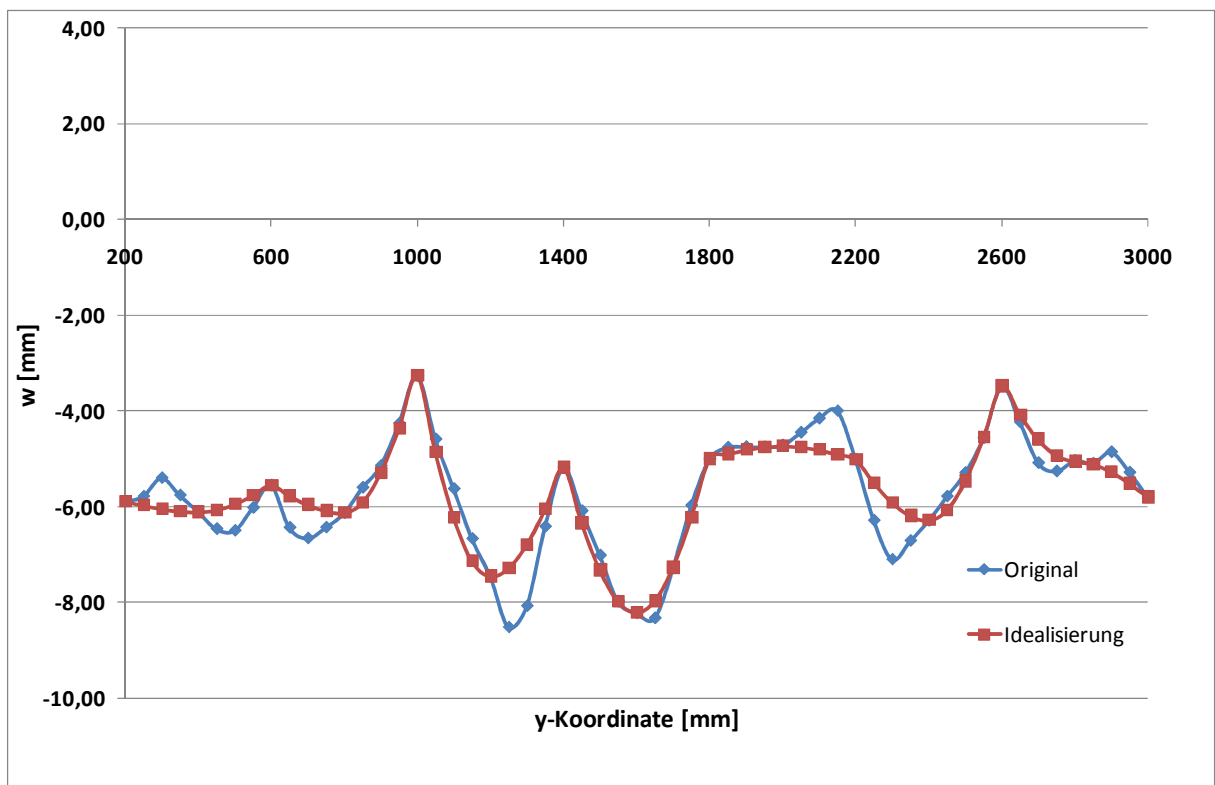


Abb. 74: Vorverformung in Querrichtung am Montagestoß Panel 4

Die Idealisierung trifft die Stichmaße am Ort der Steifen und auf halber Feldbreite exakt. Auch der trigonometrische Ansatz in Querrichtung spiegelt die gemessenen Verläufe gut wider. Vereinzelt treten jedoch Abweichungen auf, die wohl durch Montageverfahren und die damit verbundenen Montagehilfsmittel begründet werden können. Besonders deutlich wird dies am Paneel 1, bei dem ein solcher Ausreißer am Ort der Stützstelle zu einem verfälschten Verlauf der idealisierten Vorverformungen führt.

6.6.1 Vergleich der Spannungserhöhungsfaktoren

Für den Vergleich werden FE-Modelle gebildet, die jeweils ein gesamtes Paneel, bestehend aus sieben Einzelfeldern, darstellen. Der Vergleich der K-Faktoren erfolgt dann in der Mitte der Naht.

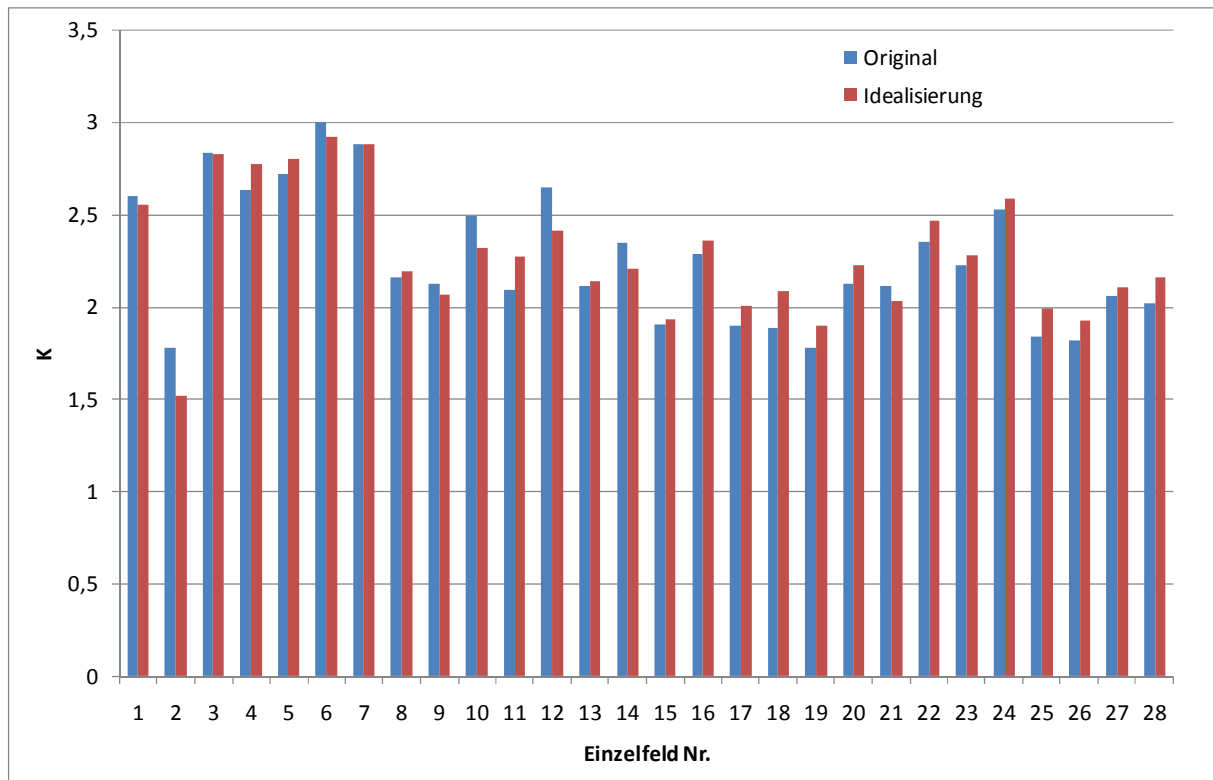


Abb. 75: Vergleich der Gesamtspannungsfaktoren

Abb. 75 zeigt, dass das unter Zugrundelegung fein aufgemessener Vorverformungsverläufe ermittelte Spannungsniveau durch die Idealisierung meistens zur sicheren Seite abgeschätzt werden kann. Die beschriebenen Ausreißer in den Vorverformungsmessungen und die dadurch entstehenden Fehler in der Idealisierung führen zu nicht realitätsgerecht ermittelten Spannungsverläufen, was jedoch die Ausnahme bleibt.

6.7 Messvorschrift und automatisierte Berechnung

Zur Erfassung der Spannungserhöhungen am Montagestoß sind folgende Geometrieparameter von Bedeutung:

Einzelfeldlänge: L

Einzelfeldbreite: B

Abstand der Naht vom Querbauteil bei $x = 0$: a

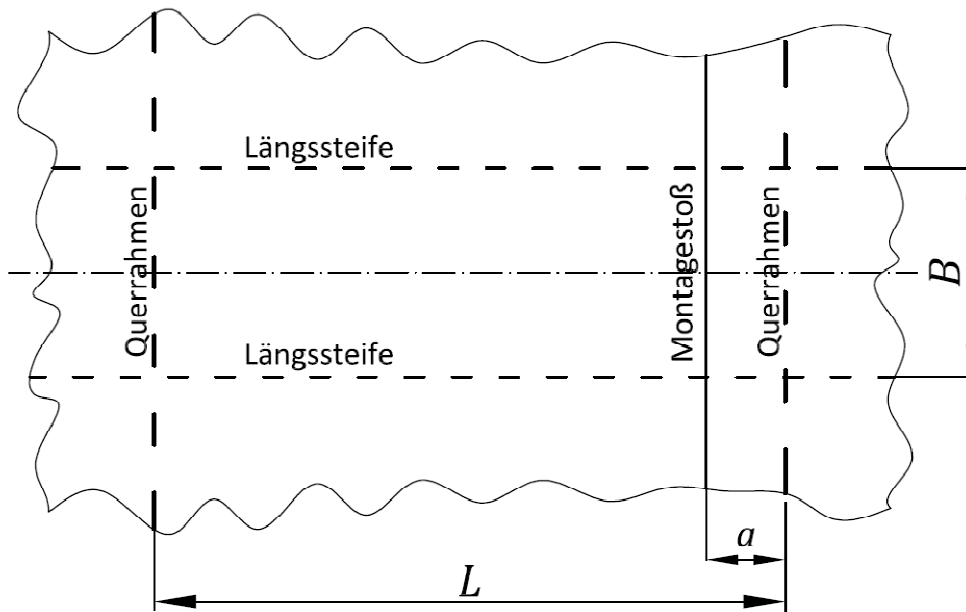


Abb. 76: Geometrie des Einzelfeldes mit Montagestoß

6.7.1 Messvorschrift bei gegebener Geometrie

Bei den hier untersuchten Strukturen wird vorausgesetzt, dass der Abstand der Naht zu nächstgelegenen Querbauteil wie bei den untersuchten Strukturen 150 mm, also $a = \frac{L}{2 \cdot (n+1)}$ beträgt.

Die Halbwellenzahl n der ersten Eigenform wird durch ganzzahliges Auf- bzw. Abrunden des Seitenverhältnisses bestimmt [34].

$$n = \left\lfloor \frac{L}{B} \right\rfloor \quad \frac{L}{B} - \left\lfloor \frac{L}{B} \right\rfloor < 0,5 \quad (40)$$

$$n = \left\lceil \frac{L}{B} \right\rceil \quad \frac{L}{B} - \left\lceil \frac{L}{B} \right\rceil \geq 0,5$$

Längen- zu Breitenverhältnisse kleiner als 3 und größer als 5 treten bei hochbeanspruchten längsausgesteiften Dünnsblechkonstruktionen in der Regel nicht auf. Die Messbrückenlänge entspricht der Feldlänge L . Die Vorverformungen werden dann durch Stichmaßermittlung aufgenommen.

Zur Erfassung der Beulform werden bei $y = 0$ die Stichmaße $z_{B,0}$ bis $z_{B,n+1}$ bei $x_{B,k} = k \cdot \frac{L}{n+1}$ gemessen, wobei bei Bereinigung der Messwerte um die Höhe der Messbrücke $z_{B,0} = z_{B,n+1} = 0$ gilt. Mit diesen Werten wird der Verlauf der Beulform durch Fourieranalyse bestimmt. Für $y=0$ ergibt sich:

$$w_B(x, y = 0) = \sum_{i=1}^n b_i \cdot \sin \left(i \cdot \pi \cdot \frac{x}{L} \right) \quad (41)$$

Die Fourierkoeffizienten b_i werden mit der Trapezregel bestimmt:

$$b_i = \frac{1}{L} \cdot \sum_{k=0}^n \left[z_{B,k+1} \cdot \sin \left(i \cdot \pi \cdot \frac{x_{B,k+1}}{L} \right) + z_{B,k} \cdot \sin \left(i \cdot \pi \cdot \frac{x_{B,k}}{L} \right) \right] \cdot (x_{B,k+1} - x_{B,k}) \quad (42)$$

Mit dem kosinusförmigen Verlauf in Querrichtung lautet die Vorverformung für die Beule:

$$w_B(x, y = 0) = \cos\left(\pi \cdot \frac{y}{B}\right) \sum_{i=1}^n b_i \cdot \sin\left(i \cdot \pi \cdot \frac{x}{L}\right) \quad (43)$$

Der Winkelversatz enthält alle Ordnungen $> n$. Daher muss sich der Verlauf auf eine Bezugslänge $l = \frac{L}{n+1}$ beziehen. Hierzu wäre eine Messbrücke dieser Bezugslänge denkbar, die symmetrisch an der Naht angeordnet wird. Zur Vereinfachung der Messprozedur soll jedoch die gleiche Messbrücke Verwendung finden wie zur Erfassung der Beule. So werden Kanten- und Winkelversatz ebenfalls mit einer Messbrücke der Länge L bei $y = 0$ gemessen. Dazu werden die Stichmaße $z_{W,0}^*$ bis $z_{W,5}^*$ bei $x_{W,0} = L - a - \frac{L}{2 \cdot (n+1)}$, $x_{W,1} = L - a - d_1$, $x_{W,2} = L - a - d_2$, $x_{W,3} = L - a + d_2$, $x_{W,4} = L - a + d_1$ und $x_{W,5} = L - a + \frac{L}{2 \cdot (n+1)}$ abgegriffen. Diese werden ebenfalls um die Höhe der Messbrücke bereinigt. Die Untersuchungen zur Ermittlung geeigneter Verläufe für die Winkelschrumpfung haben gezeigt, dass zur Ermittlung von Winkel- und Kantenversatz Stützstellenabstände von $d_1=50$ mm und $d_2=15$ mm geeignet sind. Zur Bestimmung des Kantenversatzes, des Nahteinfalls und der Winkelschrumpfung wird beidseitig der Naht angeordneten Messwerte linear in die Nahtmitte extrapoliert:

$$e_{KV} = z_{W,1}^* - z_{W,4}^* + d_1 \frac{z_{W,2}^* - z_{W,1}^* - z_{W,3}^* + z_{W,4}^*}{(d_1 - d_2)} \quad (44)$$

$$e_{WV}^* = \frac{1}{2}(z_{W,1}^* + z_{W,4}^*) + \frac{1}{2}d_1 \frac{z_{W,2}^* - z_{W,1}^* + z_{W,3}^* - z_{W,4}^*}{(d_1 - d_2)} \quad (45)$$

$$\alpha \text{ [rad]} = \frac{z_{W,4}^* - z_{W,3}^* + z_{W,1}^* - z_{W,2}^*}{(d_1 - d_2)} \quad (46)$$

$$\alpha \text{ [}^\circ\text{]} = 180^\circ \cdot \frac{z_{W,4}^* - z_{W,3}^* + z_{W,1}^* - z_{W,2}^*}{\pi \cdot (d_1 - d_2)} \quad (47)$$

Die Werte für Kantenversatz und Winkel sind unabhängig davon, ob die Beulform bei der Stichmaßermittlung enthalten ist. Der Wert für den Nahteinfall jedoch soll nur die Anteile $> n$ enthalten, weshalb der beschriebene Wert um den sich an der Naht ergebenden Wert für die Beulform bereinigt werden muss:

$$e_{WV} = e_{WV}^* - w_B(x = L - a, y = 0) \quad (48)$$

Mit dem in Abschnitt 6.1.2 beschriebenen Ansatz ergibt sich schließlich der Verlauf von w_{KV} für $y=0$:

$$w_{KV}(x, y = 0) = 0 \quad x < a - \frac{l}{2} \quad (49)$$

$$w_{KV}(x, y = 0) = \frac{e_{KV}}{2} \left(\sin\left(\frac{\pi \cdot x}{l}\right) + 1 \right) \quad a - \frac{l}{2} \leq x < a$$

$$w_{KV}(x, y = 0) = \frac{e_{KV}}{2} \left(\sin\left(\frac{\pi \cdot x}{l}\right) - 1 \right) \quad a < x \leq a + \frac{l}{2}$$

$$w_{KV}(x, y = 0) = 0 \quad x > a + \frac{l}{2}$$

Der Verlauf für den Winkelversatz wird mit dem in Abschnitt 6.1.3 definierten Ansatz gebildet:

$$w_{WV}(x, y) = \left[-e_{WV} \cdot \cos\left(\frac{\pi \cdot x}{l}\right) + \frac{\alpha \cdot l}{2 \cdot 360^\circ} \left| \sin\left(\frac{\pi \cdot x}{l}\right) \right| \right] \cdot \cos\left(\pi \cdot \frac{y}{B}\right) \quad (50)$$

Für die Steifenvorverformungen wird wie in Abschnitt 6.5.3 beschrieben der lineare Ansatz zwischen den Stützstellen gewählt. Um den Verlauf zu bilden, sind jeweils zwei Stichmaßmessungen am Ort der Naht notwendig. Die Örtlichkeiten der Stichmaßmessungen werden mit $x_{S,l,1}$ und $x_{S,l,2}$ für die linke Steife sowie $x_{S,r,1}$ und $x_{S,r,2}$ für die rechte Steife bezeichnet. Aus diesen jeweils zwei Messungen mit den Ergebnissen $z_{S,l,1}$, $z_{S,l,2}$, $z_{S,r,1}$ und $z_{S,r,2}$ wird durch Mittelwertbildung die Steifenvorverformung berechnet:

$$z_{S,l} = \frac{z_{S,l,1} + z_{S,l,2}}{2} \quad (51)$$

$$z_{S,r} = \frac{z_{S,r,1} + z_{S,r,2}}{2}$$

Der Verlauf in Breitenrichtung wird durch einen Kosinusansatz so gestaltet, dass die Steifenvorverformungen auf Mitte Feld ($y=0$) zu 0 werden:

$$z_S(x, y) = z_{S,l} \cdot \frac{x}{L-a} \cdot \left[\cos\left(\frac{\pi \cdot y}{B}\right) - 1 \right] \quad 0 < x < (L-a); \quad -\frac{B}{2} < y < 0 \quad (52)$$

$$z_S(x, y) = z_{S,r} \cdot \frac{x}{L-a} \cdot \left[\cos\left(\frac{\pi \cdot y}{B}\right) - 1 \right] \quad 0 < x < (L-a); \quad 0 < y < \frac{B}{2}$$

$$z_S(x, y) = z_{S,l} \cdot \frac{x-L}{a} \cdot \left[\cos\left(\frac{\pi \cdot y}{B}\right) - 1 \right] \quad (L-a) < x < L; \quad -\frac{B}{2} < y < 0$$

$$z_S(x, y) = z_{S,r} \cdot \frac{x-L}{a} \cdot \left[\cos\left(\frac{\pi \cdot y}{B}\right) - 1 \right] \quad (L-a) < x < L; \quad 0 < y < \frac{B}{2}$$

6.7.2 Messvorschrift bei beliebiger Geometrie

Bei der vorgegebenen Geometrie beträgt der Abstand des Stoßes zum nächstgelegenen Querbauteil $a = \frac{L}{2 \cdot (n+1)}$. Bei dieser Konfiguration kann die Beulform durch Stichmaßmessung an den äquidistanten Stützstellen bei $x_{B,k} = k \cdot \frac{L}{n+1}$ erfasst werden. Die Differenz zwischen wirklichem Verformungsverlauf w_{ges} und der mittels Fourieranalyse ermittelten Beulform w_B beträgt dann an den Stützstellen

$$w_{ges}(x_{B,k}) - w_B(x_{B,k}) = 0.$$

Dies zieht eine einfache Messung des Winkelversatzes nach sich, da zwei Stützstellen zur Erfassung der Beulform gleichzeitig den Verlauf des Winkelversatzes begrenzen.

Bei einem Abstand der Steife von $a \neq \frac{L}{2 \cdot (n+1)}$ stellt sich die Frage, wie die Lage der Stützstellen gewählt werden muss, um die Beulform und den verbleibenden Winkelversatz korrekt zu erfassen. Die Lage der Stützstellen zur Erfassung der Beulform muss so gewählt werden, dass die die Beule abbildenden Stichmaße nicht durch den Einfluss des Montagestoßes bzw. des Verlaufes des Winkelversatzes zwischen Montagestoß und nächstgelegenen Rahmen geprägt werden und so höher gliedrige Störungen hervorrufen. Daher sollte an der kurzen Plattenseite erst ein Stichmaß genommen werden, wenn der Abstand des Montagestoßes vom nächstgelegenen Rahmen mindestens $a \geq \frac{L}{(n+1)}$ beträgt. So große Abstände sind bei längsausgesteiften Plattenfeldern mit schiffbauüblichen Seitenverhältnissen $\frac{L}{B} \geq 3$ in der Regel nicht der Fall, da Stoßabstände, die den Längsspantabstand überschreiten, hier nicht üblich sind. Daher werden sämtli-

che Stichmaße zur Erfassung der Beulform am langen Ende der Platte aufgenommen, wobei der Abstand des nächstgelegenen Messpunktes dem Nahtabstand a entspricht. Dies erlaubt weiterhin den symmetrischen Ansatz für den Winkelversatz:

$$x_{B,k} = \frac{k}{n}(L - 2a) \quad k = 1 \dots n \quad (53)$$

Zum Beispiel ergäben sich

- für die untersuchte Geometrie $L = 1200, b = 400, a = 150$:
 $n=3 \rightarrow$ Fall1 $\rightarrow x_{B,1} = 300, x_{B,2} = 600, x_{B,3} = 900$ (also die unter 6.7.1 definierten Messpunkte)
- für eine Geometrie $L = 1800, b = 550, a = 150$:
 $n=3 \rightarrow x_{B,1} = 500, x_{B,2} = 1000, x_{B,3} = 1500$
- für eine Geometrie $L = 1200, b = 300, a = 150$: [45]
 $n=4 \rightarrow x_{B,1} = 225, x_{B,2} = 450, x_{B,3} = 775, x_{B,4} = 900$

Um den wirklichen Verformungsverlauf an den Stützstellen durch die Beulform exakt abbilden zu können, muss die Berechnung der Koeffizienten zur Reihenentwicklung, anders als im vorigen Abschnitt, nicht mittels Anwendung der Trapezregel, sondern durch Lösung des linearen $n \times n$ -Gleichungssystems erfolgen:

$$z_{B,k} = \sum_{i=1}^n b_i \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot x_{B,k}}{L}\right) \quad k = 1 \dots n \quad (54)$$

Die Bezugslängen für den Verlauf des Kanten- und Winkelversatzes entsprechen dann ebenfalls dem doppelten a -Maß:

$$\begin{aligned} w_{KV}(x, y = 0) &= 0 & x < a - \frac{l}{2} \\ w_{KV}(x, y = 0) &= \frac{e_{KV}}{2} \left(\sin\left(\frac{\pi \cdot x}{2 \cdot a}\right) + 1 \right) & a - \frac{l}{2} \leq x < a \\ w_{KV}(x, y = 0) &= \frac{e_{KV}}{2} \left(\sin\left(\frac{\pi \cdot x}{2 \cdot a}\right) - 1 \right) & a < x \leq a + \frac{l}{2} \\ w_{KV}(x, y = 0) &= 0 & x > a + \frac{l}{2} \\ w_{WV}(x, y) &= 0 & 0 \leq x \leq L - 2 \cdot a \\ w_{WV}(x, y) &= \left[-e_{WV} \cdot \cos\left(\frac{\pi \cdot x}{2 \cdot a}\right) + \frac{\alpha \cdot a}{360^\circ} \left| \sin\left(\frac{\pi \cdot x}{2 \cdot a}\right) \right| \right] \cdot \cos\left(\pi \cdot \frac{y}{B}\right) & L - 2 \cdot a \leq x \leq L \end{aligned} \quad (55)$$

Bei querausgesteiften Plattenfeldern ist $n = 1$. Hier wird die erste Eigenform durch den Ansatz für die Winkelschrumpfung erfasst. Somit wird auf die Messung der Beule verzichtet. Da der Stoß im Bezug zur halben Feldlänge asymmetrisch angeordnet sein kann, ist ein asymmetrischer Ansatz für den Winkelversatz erforderlich. Dazu müssen die Winkel beidseitig der Naht getrennt voneinander betrachtet werden:

$$\alpha_1 [\text{rad}] = \frac{z_{W,1}^* - z_{W,2}^*}{(d_1 - d_2)} \quad \alpha_1 [^\circ] = 180^\circ \cdot \frac{z_{W,1}^* - z_{W,2}^*}{\pi \cdot (d_1 - d_2)}$$

$$\alpha_2 [\text{rad}] = \frac{z_{W,4}^* - z_{W,3}^*}{(d_1 - d_2)} \quad \alpha_2 [^\circ] = 180^\circ \cdot \frac{z_{W,4}^* - z_{W,3}^*}{\pi \cdot (d_1 - d_2)}$$

$$w_{WV}(x, y) = \left[-e_{WV} \cdot \cos\left(\frac{\pi \cdot x}{2 \cdot (l-a)}\right) + \frac{\alpha_1 \cdot (L-a)}{360^\circ} \left| \sin\left(\frac{\pi \cdot x}{2 \cdot (L-a)}\right) \right| \right] \cdot \cos\left(\pi \cdot \frac{y}{B}\right) \quad 0 \leq x \leq L - a \quad (56)$$

$$w_{WV}(x, y) = \left[-e_{WV} \cdot \cos\left(\frac{\pi \cdot x}{2 \cdot (l-a)}\right) + \frac{\alpha_2 \cdot (L-a)}{360^\circ} \left| \sin\left(\frac{\pi \cdot x}{2 \cdot (L-a)}\right) \right| \right] \cdot \cos\left(\pi \cdot \frac{y}{B}\right) \quad L - a \leq x \leq L$$

Mit dieser Messvorschrift sind alle werftüblichen Konfigurationen hochbeanspruchter Strukturen abgedeckt. Zur Erfassung der Imperfektionsformen Beule, Kantenversatz und Winkelversatz ergibt sich ein Messaufwand, der vom Längen-/ Breitenverhältnis des zu betrachtenden Einzel-feldes abhängt.

6.8 Abbildung der Messvorschrift auf die Bauteilversuche

In Abschnitt 5.3.4 wurde bereits die IIW-Empfehlung auf die Bauteilversuche abgebildet. Nun erfolgt in ähnlicher Form eine Prüfung, inwiefern sich mit der in den vorigen Abschnitten hergeleiteten Messvorschrift und der daraus folgenden Idealisierung die Rissörtlichkeiten an den getesteten Bauteilen hätten vorhersagen lassen. Dazu werden im Nachhinein die Verformungsmessungen auf das durch die Messvorschrift vorgegebene Maß reduziert. Danach erfolgt die Berechnung der Bauteilproben mittels der Methode der finiten Elemente und schließlich in Diagramm in Abb. 77 eine Auswertung in einer dem Diagramm in Abb. 42 entsprechenden Form.

Dabei zeigt sich, dass die Messvorschrift eine deutlich bessere Übereinstimmung zwischen Versagensstelle und Spitzenspannung liefert. Die leichte Diskrepanz ist auf die örtliche Nahtgeometrie und die damit verbundene Streuung der Strukturspannungswöhlerlinie zurückzuführen.

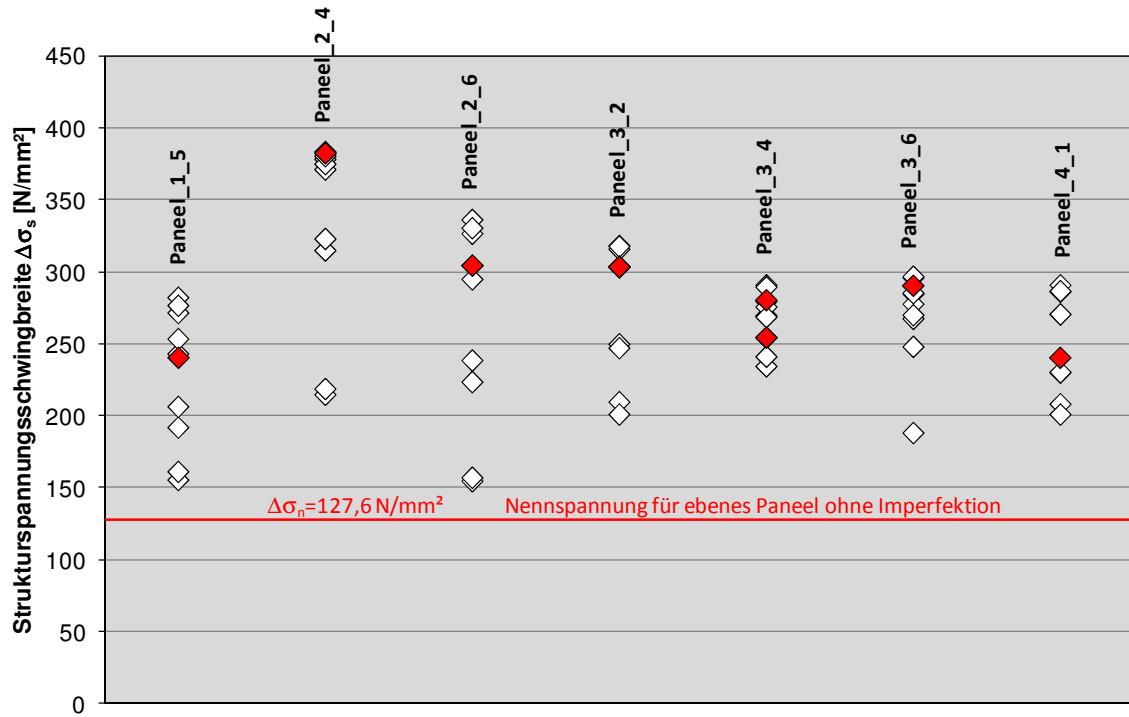


Abb. 77: Mit der Messvorschrift berechnete Strukturspannungsschwingbreiten und Anrissorte (rot markiert)

7 Zusammenfassung

Im Vorfeld dieser Untersuchungen wurden fallweise sehr hohe Toleranzüberschreitungen hinsichtlich der vorgegebenen Genauigkeiten für den Kantenversatz festgestellt. Die Begründung liegt in der auf die Blechdicke bezogenen Toleranz, die bei Dünnsblechkonstruktionen folglich sehr eng ist. Ein weiterer Anlass für die Untersuchungen war die Tatsache, dass die durch den Nahteinfall hervorgerufenen Imperfektionen zu weitaus größeren Spannungserhöhungen führen als der Kantenversatz, diese aber in den Schwingfestigkeitsklassen des Regelwerkes bisher unberücksichtigt sind. So bestand das Ziel der Arbeit in der Aufklärung der Einflüsse geometrischer Imperfektionen auf die Betriebsfestigkeit an Dünnsblech-Montagestößen, die unter Zwangslage abgearbeitet werden müssen.

Um Aufschluss über den Einfluss geometrischer Imperfektionen auf die Betriebsfestigkeit zu erhalten, wurden Paneele unter werftüblichen Bedingungen gefertigt, die hinsichtlich ihrer geometrischen Imperfektionen photogrammetrisch vermessen wurden. Die Auswertung der Messergebnisse zeigte unterschiedliche Charakteristika in den Vorverformungsverläufen, was auf unterschiedliche Fertigungsverfahren der beteiligten Werften zurückzuführen ist. Diese können bei gleichen Messwerten für Kantenversatz und Nahteinfall aufgrund ihrer unterschiedlichen Verläufe zu unterschiedlichen Spannungsverläufen entlang der Naht führen. Diese Eigenschaft erschwerte eine Vorgabe für die diskrete Messung von Kantenversatz und Nahteinfall und den dazugehörigen Rückschluss auf Spannungserhöhungen bzw. Toleranzgrenzen. Aus diesem Grund wurden Toleranzgrenzen auf probabilistischer Basis ermittelt, die eine Verbindung zu anzusetzenden Referenzspannungsschwingbreiten herstellen. Da die Datenmenge zur Ermittlung dieser Referenzspannungsschwingbreiten jedoch auf der untersuchten Feldgeometrie basiert, zieht dies die Voraussetzung ebensolcher bzw. ähnlicher Feldgeometrien zur Anwendung des probabilistischen Ansatzes nach sich.

In einem weiteren Schritt wurden aus den Paneelen insgesamt 14 Bauteilproben hergestellt, die in einem eigens für diese Versuche konstruierten und gefertigten Versuchsrahmen wechselnd beansprucht wurden. Eine zentrale Maßgabe war es, in den Versuchen die am Bauteil auftretenden Beanspruchungen abzubilden. Dies betraf insbesondere den Erhalt der Eigenspannungen und die Abbildung des Grenzspannungsverhältnisses. Es zeigte sich, dass Schäden nicht nur am Montagestoß, sondern auch an anderen Strukturdetails auftreten. Die Lebensdauern der am Montagestoß gerissenen Bauteile wurden sowohl der Nennspannungs- als auch der Strukturspannungswöhlerlinie der Regelwerke gegenüber gestellt. Dabei zeigte sich, dass eine Einordnung in das Wöhlerdiagramm der Nennspannungsschwingbreite (FAT 80) nicht möglich ist, was an den hohen Zusatzspannungen liegt. Die Strukturspannungswöhlerlinie hingegen wird erfüllt, weil die Strukturspannungen als Ordinatenwert mittels direkter Berechnungen unter Zugrundelegung der Vorverformungsverläufe berücksichtigt wurden. Des Weiteren wurden für die am Montagestoß gerissenen Bauteilproben Bauteilwöhlerlinien gebildet, um die zu erwartende Lebensdauer bei 50%iger Ausfallwahrscheinlichkeit unter für die Großausführung realistischer Kollektivbelastung abschätzen zu können. Diese Abschätzung ergab ein Erreichen der geforderten Lastwechselzahlen für 20 bzw. 30 Jahre Lebensdauer bei nahezu allen Bauteilproben. Dies ist in den Reserven zu begründen, die sich auf der Spannungsseite zwischen der dem Regelwerk zugrunde liegenden Referenzspannungsschwingbreite für die Nennspannungen (FAT 80) und der an der Großausführung auftretenden Spannungsschwingbreite ergeben.

Um ein allgemeines Bewertungskonzept für typische, jedoch andere als die hier untersuchten Geometrien herzuleiten, stellte sich zunächst die Frage, inwiefern die auftretenden Vorverfor-

mungen in ihre Anteile aufgebrochen werden können. Dazu wurden die gemessenen Vorverformungen hinsichtlich der aus den Regelwerken bekannten Begriffe "Kantenversatz", "Beule", und "Nahteinfall" analysiert. Dabei bestätigte sich, dass auch der am Montagestoß auftretende Winkel zur Ermittlung des Spannungsniveaus einbezogen werden muss. Aus diesem Grund wurde der Begriff "Winkelversatz" eingeführt, der die über die erste Eigenform hinausgehenden Verformungsanteile in Form des Winkels und des lokalen Einfalls zusammenfasst. Diese Anteile (Beule, Kantenversatz und Winkelversatz) finden somit Berücksichtigung in dem entwickelten Messkonzept, so dass anhand geeigneter Idealisierungen das Spannungsniveau am Montagestoß mittels numerischer Berechnungen ermittelt werden kann. Vergleichsrechnungen zwischen gemessenen und anhand des Konzeptes idealisierten Vorverformungsverläufen ergaben gute Übereinstimmungen auf der sicheren Seite liegend.

Ausblickend lässt sich festhalten, dass das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Bewertungskonzept in einem Merkblatt für die Schiffbauindustrie zusammengefasst werden könnte. Des Weiteren ist eine Implementierung des Konzeptes in numerische Berechnungswerkzeuge denkbar, so dass dem Anwender die Bewertung schiffbaulicher Dünnschleibkonstruktionen am Montagestoß erleichtert wird.

Literaturverzeichnis

- [1] **BWB.** *Festigkeitsberechnungen für Überwasserschiffe BV 1040-1.* Koblenz : Bundesamt für Wehrtechnik und Beschaffung, 2007.
- [2] **Germanischer Lloyd.** *Rules for Classification and Construction; I - Ship Technology; 1 - Seagoing Ships.* Hamburg : Germanischer Lloyd, 2012.
- [3] **Lloyd's Register.** *Rules and Regulations for the Classification of Ships.* London : Lloyd's Register, 2010.
- [4] **Gimperlein, D. und Eggert, L.** Integration globaler Festigkeits- und Schwingungsuntersuchungen in den Konstruktions- und Berechnungsprozess. *In: Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft, 103. Bd.* Hamburg : Schiffahrts-Verlag "Hansa", 2009.
- [5] **Petershagen, H., Fricke, W. und Paetzold, H.** Betriebsfestigkeit schiffbaulicher Konstruktionen. *Handbuch der Werften, Band XXII.* Hamburg : Schiffahrtsverlag "Hansa" C. Schroedter & Co., 1994.
- [6] **VSM.** *Fertigungsstandard des Deutschen Schiffbaus.* Hamburg : Verband für Schiffbau und Meerestechnik, 2006.
- [7] **IACS.** *Shipbuilding and Repair Quality Standard.* London : International Association of Classification Societies Ltd., 2010.
- [8] **Fricke, W.** *Schiffskonstruktion (Vorlesungsskript).* Hamburg : Institut für Konstruktion und Festigkeit von Schiffen der Technischen Universität Hamburg-Harburg, 2009.
- [9] **BWB.** *Festigkeitsberechnungen für Überwasserschiffe (Entwurf).* Koblenz : Bundesamt für Wehrtechnik und Beschaffung, 2006.
- [10] **DIN 18800.** *Stahlbauten.* Berlin : Deutsches Institut für Normung, 2008.
- [11] **Hobbacher, A.** *Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components, IIW doc.1823-07.* New York : Welding Research Council, WRC-Bulletin 520, 2009.
- [12] **DIN EN ISO 5817: 2006.** *Schmelzschweißverbindungen an Stahl, Nickel, Titan und anderen Legierungen - Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten.* Berlin : Deutsches Institut für Normung, 2006.
- [13] **DIN EN ISO 5817: 2003 (zurückgezogen).** *Schmelzschweißverbindungen an Stahl, Nickel, Titan und anderen Legierungen - Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten.* Berlin : Deutsches Institut für Normung, 2003.
- [14] **DVS Merkblatt 705.** *Empfehlung zur Auswahl von Bewertungsgruppen nach DIN EN 25817 und ISO 5817, Stumpfnähte und Kehlnähte an Stahl.* Düsseldorf : Deutscher Verband für Schweißtechnik, 1994.
- [15] **Bohlmann, B. und Köder, T.** Experimental Fatigue Analysis of Butt-Welded Joints. *Ship Technology Research.* 2014, Bd. 61, 3, S. 132-140.

- [16] **Lillemäe, I., et al.** Fatigue strength of welded butt joints in thin and slender specimens. *International Journal of Fatigue*. 2012, Bd. 44, S. 98-106.
- [17] **Fricke, W., et al.** Fatigue strength of laser-welded thin plate ship structures based on nominal and structural hot-spot stress approach. In: *Ships and Offshore Structures*. 2013, DOI: 10.1080/17445302.2013.850208.
- [18] **Remes, H. und Fricke, W.** Influencing factors on fatigue strength of welded thin plates based on structural stress assessment. *Welding in the World*. 2014, Bd. 58, 6, S. 915-923.
- [19] **Hutschenreiter, K.** Tragfähigkeit von ebenen schiffbaulichen Flächentragwerken mit örtlichen Vorverformungen. *Forschungsbericht aus der Wehrtechnik / Schiffstechnik; 80-18*. Bonn : Dokumentationszentrum der Bundeswehr, 1980.
- [20] **Eggert, L.** Erfahrung bei der Fertigung von Dünnschweißstumpfnähten und rechnerische Berücksichtigung von Fertigungsunvollkommenheiten. *Tagungsband zur 8. Sondertagung Schweißen im Schiffbau und Ingenieurbau*. Hamburg : Deutscher Verband für Schweißtechnik, 2007.
- [21] **Germanischer Lloyd & TU Hamburg Harburg.** *Schlussbericht zum Forschungsvorhaben "Einfluss von Vorverformungen auf die Betriebsfestigkeit von schiffbaulichen Dünnschweißnähten"* (unveröffentlicht). Hamburg : Germanischer Lloyd, 2007.
- [22] **Eggert, L., Fricke, W. und Paetzold, H.** Betriebsfestigkeit von Dünnschweiß-Montagestößen mit werftüblichen Imperfektionen im Schiffbau. *Schweißen im Schiffbau und Ingenieurbau, DVS-Berichte Bd. 277*. Düsseldorf : DVS Media, 2011.
- [23] **Fricke, W., Eggert, L. und Paetzold, H.** Betriebsfestigkeit von Dünnschweiß-Montagestößen unter Berücksichtigung werftüblicher Imperfektionen. In: *Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft, 105. Bd.* Hamburg : Schiffahrts-Verlag "Hansa", 2011.
- [24] **Eggert, L., Fricke, W. und Paetzold, H.** Fatigue strength of thin-plated block joints with typical shipbuilding imperfections. *Welding in the World*. 2012, Bd. 56, 11, S. 119-128.
- [25] **Fricke, W. und Feltz, O.** Consideration of influence factors between small-scale specimens and large components on the fatigue strength of thin-plated block joints in shipbuilding. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*. 2013, Bd. 36, 12, S. 1223-1231.
- [26] **Lillemäe, I., Remes, H. und Romanoff, J.** Influence of initial distortion on the structural stress in 3 mm thick stiffened panels. *Thin-Walled Structures*. 2013, Bd. 72, S. 121-127.
- [27] **Lillemäe, I., Remes, H. und Romanoff, J.** Influence of initial distortion of 3 mm thin superstructure decks on hull girder response for fatigue assessment. *Marine Structures*. 2014, Bd. 37, S. 203-218.
- [28] **Lillemäe, I., Remes, H. und Romanoff, J.** Fatigue assessment of large thin-walled structures with initial distortions. *11th International Fatigue Congress, Melbourne, Australia, 2.-7. März 2014, in: Advanced Materials Research*. 2014, Bde. 891-892, S. 123-129.
- [29] **Ship Structure Committee.** *The Effect of Fabrication Tolerances on Fatigue Life of Welded Joints, SSC-436*. Springfield : National Technical Information Service, U.S. Department of Commerce, 2005.

- [30] **Hoffmann, J.** *Taschenbuch der Messtechnik*. München : Carl Hanser, 2011.
- [31] **Luhmann, T.** *Nahbereichsphotogrammetrie*. Berlin : Wichmann, 2010.
- [32] **Imetrics.** *Benutzerhandbuch*. Porrentruy : Imetric SA Technopole, 2000.
- [33] **Stöcker, H.** *Taschenbuch mathematischer Formeln und moderner Verfahren*. Frankfurt am Main : Harri Deutsch, 1995.
- [34] **Petershagen, H.** *Beulen unverteilter und verteilter Rechteckplatten (Vorlesungsmanuskript)*. Hamburg : Institut für Schiffbau der Universität Hamburg, 1996.
- [35] **Fricke, W., Maddox, S. und Niemi, E.** *Fatigue Analysis of Welded Components - Designer's Guide to the Hot-Spot Stress Approach*. Cambridge : Woodhead Publ, 2006.
- [36] **Bosch, K.** *Statistik-Taschenbuch*. München : Oldenbourg, 1993.
- [37] **Maddox, S.J.** *Fatigue strength of welded structures*. Cambridge : Abington Publishing, 1991.
- [38] **Schmidt, V.** *Wahrscheinlichkeitsrechnung (Vorlesungsskript)*. Ulm : Universität Ulm, 2004.
- [39] **Jannasch, D., et al.** *Roloff/Matek - Maschinenelemente*. Wiesbaden : Vieweg + Teubner, 2009.
- [40] **Akademischer Verein Hütte e.V.** *Die Grundlagen der Ingenieurwissenschaften*. Berlin : Springer, 1996.
- [41] **Hobbacher, A.** Internationale Empfehlungen zur Schwingfestigkeit geschweißter Bauteile. *Schweißen und Schneiden*. 1992, Bd. 44, 2, S. 82-87.
- [42] **Haibach, E.** *Betriebsfestigkeit*. Berlin : Springer, 2002.
- [43] **Byklum, E. und Amdahl, J.** A simplified method for elastic large deflection analysis of plates and stiffened panels due to local buckling. *Thin-Walled Structures*. 2002, Bd. 40, 11, S. 923-951.
- [44] **Byklum, E., Steen, E. und Amdahl, J.** A semi-analytical model for global buckling and postbuckling analysis of stiffened panels. *Thin-Walled Structures*. 2004, Bd. 42, 5, S. 701-717.
- [45] **Lillemäe, I., Remes, H. und Romanoff, J.** *Influence of the initial distortions on the fatigue assessment of thin stiffened deck panels, IIW-Document XIII-2448-12*. Paris : International Institute of Welding, 2012.
- [46] **Crocetti, R.** *On some Fatigue Problems Related to Steel Bridges, PhD-Thesis*. Gothenburg : Chalmers University of Technology, 2001.
- [47] **DIN EN 1993 (Eurocode 3).** *Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten*. Berlin : Deutsches Institut für Normung, 2010.
- [48] **Kuhlmann, U. und Günther, H.- P.** Web breathing as a fatigue problem in bridge design. *In: Proceedings of the Third International Conference on Thin-Walled Structures*. Oxford : Elsevier Science Ltd, 2001.
- [49] **Fricke, W. und Wernicke, R.** Fatigue Strength Assessment of Cruciform Joints. *In: Practical Design of Ships and other Floating Structures*. Oxford : Elsevier, 2001.

Lebenslauf

Name: Lars Eggert
Geburtsdatum: 23.05.1975
Geburtsort: Wolfsburg
Familienstand: verheiratet, ein Kind

08/1981 – 07/1985 Grundschule Neuhaus, Wolfsburg
08/1985 – 07/1987 Orientierungsstufe Hellwinkel, Wolfsburg
08/1987 – 07/1991 Ratsgymnasium Wolfsburg
08/1991 – 07/1992 Gar-Field High School, Dale City, Virginia, USA
08/1992 – 05/1995 Ratsgymnasium Wolfsburg
07/1995 - 06/1996 Grundwehrdienst, Hannover
07/1996 - 08/1996 Praktikum Tief- und Straßenbau bei F. Preusse GmbH, Braunschweig
10/1996 - 12/1996 Werftgrundpraktikum bei Jos. L. Meyer GmbH, Papenburg
01/1997 - 02/1997 Seefahrtszeit CMS Nuernberg Express, Hapag-Lloyd AG
03/1997 – 11/2002 Studium des Schiffbaus an der Technischen Universität Hamburg-Harburg
07/1999 - 10/1999 Werftfachpraktikum bei der Howaldtswerke Deutsche Werft AG, Kiel
01/2003 – 06/2003 Technische Universität Hamburg-Harburg, Hamburg: Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Arbeitsbereich Schiffstechnische Konstruktionen und Berechnungen
07/2003 – 12/2010 Nordseewerke GmbH, Emden: Technischer Sachbearbeiter, ab 01/2010 Leitung der Gruppe Strukturentwurf und Festigkeitsberechnungen
seit 01/2011 Fr. Lürssen Werft GmbH & Co. KG, Bremen: Leitung der Gruppe Strukturentwurf und Festigkeitsberechnungen, seit 10/2013 Leitung der Abteilung Grundentwurf und Schiffstheorie