



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

**Versteifte Plattenstrukturen  
aus dem Stahlschiffbau  
im Cluster  
Anwendbarkeit von Festigkeitskonzepten  
für schwingbelastete geschweißte Bauteile**



**Versteifte Plattenstrukturen  
aus dem Stahlschiffbau  
im Cluster  
Anwendbarkeit von Festigkeitskonzepten  
für schwingbelastete geschweißte Bauteile**

von

Wolfgang Fricke, Anatole von Lilienfeld-Toal, Hans Paetzold  
Technische Universität Hamburg-Harburg  
Institut für Konstruktion und Festigkeit von Schiffen  
Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Fricke

Center of Maritime Technologies e.V.  
Bramfelder Straße 164, 22305 Hamburg

Das im Folgenden dargestellte Forschungsprojekt

**Versteifte Plattenstrukturen  
aus dem Stahlschiffbau  
im Cluster  
Anwendbarkeit von Festigkeitskonzepten  
für schwingbelastete geschweißte Bauteile**

wurde dankenswerterweise über die AiF e.V. mit den Mitteln des  
Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie  
unter der AiF-Nr. 14517N gefördert  
und vom Center of Maritime Technologies e.V. betreut.



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

## Übersicht

Im Rahmen des Clusterprojektes "Anwendbarkeit von Festigkeitskonzepten für schwingbelastete geschweißte Bauteile" werden in dem hier vorgestellten Teilprojekt experimentelle und rechnerische Untersuchungen an "Versteiften Plattenstrukturen aus dem Stahlschiffbau" vorgestellt. Das Ziel des Vorhabens bestand in einer Absicherung bzw. Modifikation der verschiedenen Festigkeitskonzepte zur Lebensdauervorhersage auf der Basis von Untersuchungen an typischen geschweißten Musterbauteilen aus dem Stahlschiffbau. Dabei sollten die Einflussfaktoren auf die Betriebsfestigkeit der Musterbauteile sowie entsprechender Detailproben der kritischen Bereiche möglichst vollständig erfasst werden. Zusammen mit den Ergebnissen aus den weiteren Vorhaben des Clusters, welche Konstruktionen verschiedener Branchen betreffen, sollten die vorhandenen Festigkeitskonzepte harmonisiert und verbessert werden, zu denen das Nennspannungs-, das Strukturspannungs- sowie das Kerbspannungskonzept gehören.

In dem hier dargestellten Projekt wurden zwei Arten von Musterbauteilen untersucht. Das erste betraf Rahmenecken in Ro/Ro-Schiffen, bei denen die voll durchgeschweißte Gurtkreuzung als ermüdungskritisch angesehen wurde. Daher wurde als Detailprobe der voll durchgeschweißte Kreuzstoß betrachtet. Die in den Schwingfestigkeitsversuchen der Kreuzstöße erzielten Lebensdauern korrelieren gut mit allen Festigkeitskonzepten, solange die Vorverformungseinflüsse berücksichtigt werden, insbesondere der Kantenversatz. Bei den Musterbauteilen, von denen insgesamt drei mit konstanter Lastamplitude getestet wurden, zeigten sich die ersten Anrisse unerwartet nicht am Kreuzstoß, sondern an den Enden des benachbarten Abschweißbloches, obwohl sowohl die berechnete Strukturspannung als auch die Kerbspannung am Kreuzstoß höher war. Genauere Untersuchungen zeigten, dass sowohl die lokale Nahtform als auch unterschiedliche Eigenspannungen das Strukturverhalten beeinflussen. Dennoch sind sowohl das Strukturspannungs- als auch das Kerbspannungskonzept für die Bewertung des Details geeignet. Dagegen ist das Nennspannungskonzept unkonservativ, weil trotz des relativ schmalen Rahmengurtes die mittragende Breite offenbar stark reduziert ist.

Das zweite Musterbauteil betrifft Spantdurchführungen mit Hollandprofilen, wo die Enden der aufgesetzten Kopfsteife anrisskritisch sind. Als Detailprobe wurde ein Wulstprofil mit aufgesetzter Längssteife gewählt, das unter 4-Punkt-Biegebelastung eine unerwartet niedrige Lebensdauer zeigte. Von den Spantdurchführungen wurden insgesamt fünf Modelle getestet, davon drei mit konstanter und zwei mit variabler Lastamplitude. Die Messungen und Berechnungen zeigten eine sehr hohe Strukturspannungsformzahl, die offenbar von der Dicke des Profilwulstes geprägt ist. Bei Verwendung der berechneten Struktur- und Kerbspannungen sind die entsprechenden Konzepte für die Lebensdauerbewertung gut geeignet. Dies gilt auch für das Nennspannungskonzept, für das in den Vorschriften bereits eine relativ niedrige Kerbklasse vorgegeben wurde. Auch die Lebensdauerabschätzungen für die Versuche mit variabler Lastamplitude blieben auf der sicheren Seite.

Insgesamt gesehen bestätigen die Untersuchungsergebnisse die vorhandenen Festigkeitskonzepte, wobei Schwachstellen des Nennspannungskonzeptes identifiziert wurden, zu denen die stark reduzierten mittragenden Gurtbreiten an Kreuzungsstellen sowie Längssteifen auf Profilwulsten zählen. Außerdem zeigte sich, dass Einflüsse aus der lokalen Nahtgeometrie und günstigen Eigenspannungen fallweise zu unerwarteten Ergebnissen führen, indem die Anrisse nicht an der erwarteten Stelle auftreten.

## Abstract

Within the cluster project "Applicability of strength assessment approaches to cyclic loaded welded structures", a project with experimental and numerical investigations on "stiffened plate components of steel ship structures" are presented. The objective of the project was the validation and/or modification of different fatigue strength assessment approaches on the basis of investigations on typical welded test models from ship structures. The influence factors on the fatigue strength of the test models and corresponding small-scale specimens representing the critical areas should be recorded as far as possible. Together with the results of the other cluster projects, which cover structures from different technical branches, the existing fatigue assessment approaches, i. e. the nominal, structural hot-spot and the notch stress approaches, should be harmonized and, if necessary, improved.

In the project presented here, two types of test models were investigated. The first concerns web frame corners in ro/ro ships, where the connection of the flanges with fully-penetrated welds was considered to be prone to fatigue. Therefore, a cruciform joint was taken as small-scale specimen. The fatigue lives obtained in the fatigue tests of cruciform joints correlate well with all fatigue assessment approaches, as long as the effects of pre-deformations are taken into account, particularly the axial misalignment. Three larger test models were investigated with constant amplitude loading. Crack initiation was unexpectedly found not at the cruciform joint of the flanges, but at the ends of the adjacent cut-out for welding, in spite of the fact that the structural hot-spot stress as well as the notch stress were higher at the cruciform joint. Refined investigations showed that both the local weld profile as well as different residual stresses affect the structural behaviour. Nevertheless, the structural hot-spot stress as well as the notch stress approach are suitable for the fatigue assessment of the detail. However, the nominal stress approach is non-conservative because the effective breadth of the flange is obviously far reduced despite its high slenderness.

The second test model concerns an intersection between a holland profile and a transverse web, where the ends of the stiffener attached on the bulb are critical. As small-scale specimen, a longitudinal stiffener welded on the bulb of a holland profile was chosen, which showed under 4-point bending a unexpectedly low fatigue strength. In total, five larger test models of the intersection were tested, three with constant and two with variable load amplitude. Measurements and numerical analyses showed a very high structural stress concentration factor which is obviously affected by the thickness of the bulb. Both the structural hot-spot stress as well as the notch stress approaches are well-suited for the fatigue strength assessment using these types of computed stresses. This is also true for the nominal stress approach, for which the construction rules already state a relatively low fatigue class. Also the live assessments for the tests with variable amplitudes remained on the safe side.

Altogether, the results of the investigations confirm the existing approaches for fatigue strength assessment, although some weaknesses of the nominal stress approach were identified, which include reduced effective breadths of flanges at intersections and longitudinal stiffeners on bulbs of profiles. In addition it has been shown that effects of the local weld geometry and favourable residual stresses sometimes result in unexpected findings, where cracks do not appear at the expected location.

# **Versteifte Plattenstrukturen aus dem Stahlschiffbau**

**im Cluster**

**Anwendbarkeit von Festigkeitskonzepten  
für schwingbelastete geschweißte Bauteile**

Wolfgang Fricke  
Anatole von Lilienfeld-Toal  
Hans Paetzold

Institut für Konstruktion und Festigkeit von Schiffen  
Technische Universität Hamburg-Harburg

**Hamburg, März 2009**

## Zusammenfassung

Im Rahmen des Clusterprojektes "Anwendbarkeit von Festigkeitskonzepten für schwingbelastete geschweißte Bauteile" werden in dem hier vorgestellten Teilprojekt experimentelle und rechnerische Untersuchungen an "Versteiften Plattenstrukturen aus dem Stahlschiffbau" vorgestellt. Das Ziel des Vorhabens bestand in einer Absicherung bzw. Modifikation der verschiedenen Festigkeitskonzepte zur Lebensdauervorhersage auf der Basis von Untersuchungen an typischen geschweißten Musterbauteilen aus dem Stahlschiffbau. Dabei sollten die Einflussfaktoren auf die Betriebsfestigkeit der Musterbauteile sowie entsprechender Detailproben der kritischen Bereiche möglichst vollständig erfasst werden. Zusammen mit den Ergebnissen aus den weiteren Vorhaben des Clusters, welche Konstruktionen verschiedener Branchen betreffen, sollten die vorhandenen Festigkeitskonzepte harmonisiert und verbessert werden, zu denen das Nennspannungs-, das Strukturspannungs- sowie das Kerbspannungskonzept gehören.

In dem hier dargestellten Projekt wurden zwei Arten von Musterbauteilen untersucht. Das erste betraf Rahmenecken in Ro/Ro-Schiffen, bei denen die voll durchgeschweißte Gurtkreuzung als ermüdungskritisch angesehen wurde. Daher wurde als Detailprobe der voll durchgeschweißte Kreuzstoß betrachtet. Die in den Schwingfestigkeitsversuchen der Kreuzstöße erzielten Lebensdauern korrelieren gut mit allen Festigkeitskonzepten, solange die Vorverformungseinflüsse berücksichtigt werden, insbesondere der Kantenversatz. Bei den Musterbauteilen, von denen insgesamt drei mit konstanter Lastamplitude getestet wurden, zeigten sich die ersten Anrisse unerwartet nicht am Kreuzstoß, sondern an den Enden des benachbarten Abschweißloches, obwohl sowohl die berechnete Strukturspannung als auch die Kerbspannung am Kreuzstoß höher war. Genauere Untersuchungen zeigten, dass sowohl die lokale Nahtform als auch unterschiedliche Eigenspannungen das Strukturverhalten beeinflussen. Dennoch sind sowohl das Strukturspannungs- als auch das Kerbspannungskonzept für die Bewertung des Details geeignet. Dagegen ist das Nennspannungskonzept unkonservativ, weil trotz des relativ schmalen Rahmengurtes die mittragende Breite offenbar stark reduziert ist.

Das zweite Musterbauteil betrifft Spantdurchführungen mit Hollandprofilen, wo die Enden der aufgesetzten Kopfsteife anrisskritisch sind. Als Detailprobe wurde ein Wulstprofil mit aufgesetzter Längssteife gewählt, das unter 4-Punkt-Biegebelastung eine unerwartet niedrige Lebensdauer zeigte. Von den Spantdurchführungen wurden insgesamt fünf Modelle getestet, davon drei mit konstanter und zwei mit variabler Lastamplitude. Die Messungen und Berechnungen zeigten eine sehr hohe Strukturspannungsformzahl, die offenbar von der Dicke des Profilwulstes geprägt ist. Bei Verwendung der berechneten Struktur- und Kerbspannungen sind die entsprechenden Konzepte für die Lebensdauerbewertung gut geeignet. Dies gilt auch für das Nennspannungskonzept, für das in den Vorschriften bereits eine relativ niedrige Kerbklasse vorgegeben wurde. Auch die Lebensdauerabschätzungen für die Versuche mit variabler Lastamplitude blieben auf der sicheren Seite.

Insgesamt gesehen bestätigen die Untersuchungsergebnisse die vorhandenen Festigkeitskonzepte, wobei Schwachstellen des Nennspannungskonzeptes identifiziert wurden, zu denen die stark reduzierten mittragenden Gurtbreiten an Kreuzungsstellen sowie Längssteifen auf Profilwulsten zählen. Außerdem zeigte sich, dass Einflüsse aus der lokalen Nahtgeometrie und günstigen Eigenspannungen fallweise zu unerwarteten Ergebnissen führen, indem die Anrisse nicht an der erwarteten Stelle auftreten.

Das Ziel des Vorhabens wurde erreicht.



## Summary

Within the cluster project "Applicability of strength assessment approaches to cyclic loaded welded structures", a project with experimental and numerical investigations on "stiffened plate components of steel ship structures" are presented. The objective of the project was the validation and/or modification of different fatigue strength assessment approaches on the basis of investigations on typical welded test models from ship structures. The influence factors on the fatigue strength of the test models and corresponding small-scale specimens representing the critical areas should be recorded as far as possible. Together with the results of the other cluster projects, which cover structures from different technical branches, the existing fatigue assessment approaches, i. e. the nominal, structural hot-spot and the notch stress approaches, should be harmonized and, if necessary, improved.

In the project presented here, two types of test models were investigated. The first concerns web frame corners in ro/ro ships, where the connection of the flanges with fully-penetrated welds was considered to be prone to fatigue. Therefore, a cruciform joint was taken as small-scale specimen. The fatigue lives obtained in the fatigue tests of cruciform joints correlate well with all fatigue assessment approaches, as long as the effects of pre-deformations are taken into account, particularly the axial misalignment. Three larger test models were investigated with constant amplitude loading. Crack initiation was unexpectedly found not at the cruciform joint of the flanges, but at the ends of the adjacent cut-out for welding, in spite of the fact that the structural hot-spot stress as well as the notch stress were higher at the cruciform joint. Refined investigations showed that both the local weld profile as well as different residual stresses affect the structural behaviour. Nevertheless, the structural hot-spot stress as well as the notch stress approach are suitable for the fatigue assessment of the detail. However, the nominal stress approach is non-conservative because the effective breadth of the flange is obviously far reduced despite its high slenderness.

The second test model concerns an intersection between a holland profile and a transverse web, where the ends of the stiffener attached on the bulb are critical. As small-scale specimen, a longitudinal stiffener welded on the bulb of a holland profile was chosen, which showed under 4-point bending a unexpectedly low fatigue strength. In total, five larger test models of the intersection were tested, three with constant and two with variable load amplitude. Measurements and numerical analyses showed a very high structural stress concentration factor which is obviously affected by the thickness of the bulb. Both the structural hot-spot stress as well as the notch stress approaches are well-suited for the fatigue strength assessment using these types of computed stresses. This is also true for the nominal stress approach, for which the construction rules already state a relatively low fatigue class. Also the live assessments for the tests with variable amplitudes remained on the safe side.

Altogether, the results of the investigations confirm the existing approaches for fatigue strength assessment, although some weaknesses of the nominal stress approach were identified, which include reduced effective breadths of flanges at intersections and longitudinal stiffeners on bulbs of profiles. In addition it has been shown that effects of the local weld geometry and favourable residual stresses sometimes result in unexpected findings, where cracks do not appear at the expected location.

# Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung .....	1
1.1	Problemstellung.....	1
1.2	Beschreibung der Ausgangssituation.....	1
1.3	Forschungsziel .....	1
1.4	Stand der Technik .....	2
1.5	Auswahl der Bauteile.....	4
2	Musterbauteil "Rahmenecke".....	6
2.1	Beschreibung der Musterbauteile.....	6
2.2	Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung .....	8
2.3	Dehnungsmessungen .....	10
2.3.1	Messungen zur Kontrolle der Nennbeanspruchungen .....	10
2.3.2	Messung der Struktur- bzw. Hot-Spot-Beanspruchungen .....	11
2.4	Eigenspannungsermittlung.....	12
2.4.1	Messung mit der Röntgen-Diffraktometrie.....	13
2.4.2	Messung mit dem Zerlegeverfahren.....	13
2.4.3	Vergleich der Ergebnisse .....	15
2.5	Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche .....	16
2.5.1	Versuchsmodell 1 .....	16
2.5.2	Versuchsmodell 2.....	17
2.5.3	Versuchsmodell 3.....	18
2.5.4	Zusammenfassung der Versuchsergebnisse .....	18
2.6	Finite-Elemente-Berechnungen.....	19
2.6.1	Erstellung der Finite-Elemente-Modelle .....	19
2.6.2	Untersuchte Varianten der Nahtgeometrien .....	21
2.6.3	Ergebnisse für die Nennbeanspruchungen .....	23
2.6.4	Ergebnisse für die Strukturbeanspruchungen .....	23
2.6.5	Ergebnisse für die effektiven Kerbspannungen.....	27
2.7	Bewertung der Lebensdauern .....	29
3	Detailprobe "Kreuzstoß" .....	30
3.1	Beschreibung der Detailproben.....	30
3.2	Kantenversatz und Winkelverzug.....	31
3.3	Aufmessung der Nahtprofile.....	32
3.4	Härtemessungen .....	33
3.5	Ermittlung der Eigenspannungen .....	33
3.6	Durchführung der Schwingfestigkeitsversuche .....	34
3.7	Finite-Elemente-Berechnungen.....	35

3.8	Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche .....	35
4	Musterbauteil "Spantdurchführung" .....	37
4.1	Beschreibung der Musterbauteile.....	37
4.2	Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung .....	39
4.3	Dehnungsmessungen .....	41
4.3.1	Messungen zur Kontrolle der Nennbeanspruchungen .....	41
4.3.2	Messungen der Struktur- bzw. Hot-Spot-Beanspruchungen .....	42
4.4	Ergebnisse der Schwing- und Betriebsfestigkeitsversuche.....	44
4.4.1	Versuchsmodell 1 .....	44
4.4.2	Versuchsmodell 2 .....	45
4.4.3	Versuchsmodell 3.....	46
4.4.4	Versuchsmodell 4.....	46
4.4.5	Versuchsmodell 5.....	47
4.4.6	Zusammenfassung der Versuchsergebnisse .....	47
4.5	Finite-Elemente-Berechnungen.....	48
4.5.1	Erstellung der Finite-Elemente-Modelle .....	48
4.5.2	Ergebnisse für die Nennbeanspruchungen .....	49
4.5.3	Ergebnisse für die Strukturbeanspruchungen .....	50
4.5.4	Ergebnisse für die Kerbbeanspruchungen .....	51
4.6	Bewertung der Lebensdauern .....	51
5	Detailprobe "Längssteife" .....	53
5.1	Beschreibung der Detailproben.....	53
5.2	Versuchsdurchführung .....	54
5.3	Finite-Elemente-Berechnungen.....	55
5.4	Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche .....	55
6	Einordnung der Ergebnisse in das Cluster .....	58
6.1	Ergebnisse für das Nennspannungskonzept.....	58
6.2	Ergebnisse für das Strukturspannungskonzept.....	59
6.3	Ergebnisse für das Kerbspannungskonzept.....	60
7	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen .....	61
8	Literatur.....	63
Anhang A	.....	66
Anhang B	.....	67
Anhang C	.....	69
Anhang D	.....	70
Anhang E	.....	72
Anhang F	.....	73
Anhang G	.....	74

Anhang H.....	75
Anhang I.....	76

# 1 Einleitung

## 1.1 Problemstellung

Die Betriebsfestigkeit geschweißter Stahlkonstruktionen, wie sie für den Schiffbau und allgemeinen Stahlbau typisch sind, ist in vielen Anwendungsbereichen ein wesentliches Dimensionierungskriterium. Bei Schiffen wird ein Großteil der Schäden durch zyklische Belastungen aus den Seegangswirkungen verursacht. Bei Stahlbauten führen hohe zyklische Lasten ebenfalls häufig zu Schäden, z. B. bei Brücken, Kränen und Windenergieanlagen.

Verschiedene Einflüsse erschweren eine betriebsfeste Auslegung, zu denen neben Unsicherheiten auf der Lastseite vor allem Fertigungseinflüsse (Eigenspannungen, Vorverformungen, lokale Nahtgeometrie), Größeneinflüsse (unterschiedliches Verhalten von Detailproben und Großbauteilen) sowie Modellierungseinflüsse gehören. Zwar stehen unterschiedliche Konzepte für Betriebsfestigkeitsnachweise zur Verfügung, jedoch erfordern vor allem verfeinerte Konzepte einen sehr hohen Berechnungsaufwand. Hinzu kommt, dass sich aus verschiedenen Konzepten z. T. erhebliche Unterschiede in der prognostizierten Lebensdauer ergeben. Ähnliche Probleme sind auch aus anderen Industriebereichen bekannt geworden, so dass es sich angeboten hat, die Anwendbarkeit der Konzepte zur Lebensdauerermittlung branchenübergreifend in einem Forschungscluster zu überprüfen und diese im Hinblick auf ihre Kompatibilität weiter zu entwickeln.

## 1.2 Beschreibung der Ausgangssituation

Im Schiffbau werden für Betriebsfestigkeitsnachweise vorwiegend das *Nennspannungskonzept* und fallweise auch das *Strukturspannungskonzept* angewendet. Zum Nennspannungskonzept existieren umfangreiche Kerbfalltabellen, in denen Ergebnisse von Schwingfestigkeitsversuchen zusammengefasst sind. Anrisskritisch sind im allgemeinen die Verbindungen zwischen den Bauteilen. Die Verbindungen sind häufig individuell gestaltet, was eine Zuordnung zu den klassifizierten Kerbfällen nach dem Nennspannungskonzept erschwert. Darüber hinaus werden die Bauteile mit handgeschweißten Montagenähten verbunden, wodurch die Fertigungseinflüsse relativ groß sind.

Die pauschale Berücksichtigung der Fertigungseinflüsse, zu denen insbesondere die lokale Nahtgeometrie, die Eigenspannungen und die Vorverformungen gehören, führt zu großen Streuungen der Lebensdauervorhersagen und fallweise zu falschen Schlussfolgerungen. Lokale Konzepte wie das Strukturspannungs- und das Kerbspannungskonzept, welche die genannten Faktoren z. T. realitätsnäher berücksichtigen, können die Situation wesentlich verbessern.

## 1.3 Forschungsziel

Entsprechend dem Forschungsansatz zum Clusterprojekt "Anwendbarkeit von Festigkeitskonzepten für schwingbelastete geschweißte Bauteile" bestand das Ziel des Vorhabens in einer Absicherung bzw. Modifikation der verschiedenen Festigkeitskonzepte zur Lebensdauervorhersage auf der Basis von experimentellen Untersuchungen für typische geschweißte Musterbauteile aus dem Stahlschiffbau. Diese sind üblicherweise durch relativ dickwandige, geschweißte Plattenstrukturen aus un- oder niedrig legiertem Schiffbaustahl charakterisiert. Dabei sollten die Einflussfaktoren auf die Betriebsfestigkeit der Musterbauteile sowie entsprechender Detailproben der kritischen Bereiche möglichst vollständig erfasst werden. Hierzu gehören insbesondere relevante fertigungsbedingte Einflüsse aus der Montage der Bauteile. Durch entsprechende Berücksichtigung dieser Einflussfaktoren sollte die Anwendbarkeit der Festigkeitskonzepte auf die genannten Bauteile überprüft werden.

Das Clusterprojekt wurde unter Federführung des Deutschen Verbands für Schweißtechnik (DVS) mit folgenden Teilvorhaben und zugehörigen Forschungsstellen initiiert:

- Schutzgasgeschweißte Stahlstrukturen geringer Wanddicke aus dem Automobilbau (ifs, TU Braunschweig)
- Laserstrahlgeschweißte Stahlstrukturen geringer Wanddicken aus dem Automobilbau (LBF, Darmstadt)
- Strangpressprofil- und Blechstrukturen aus Aluminiumknetlegierungen im Fahrzeugbau (LBF, Darmstadt)
- Gelenkwelle aus Stahl als Beispiel für rotationssymmetrische Bauteile des Maschinenbaus (MPA-IfW, TU Darmstadt)
- Offene und geschlossene Stahlprofile aus dem Schienenfahrzeugbau (ifs, TU Braunschweig und IMAB, TU Clausthal-Zellerfeld)
- Versteifte Plattenstrukturen aus dem Stahlschiffbau (TUHH)

Bei den verschiedenen Strukturen wurden unterschiedliche Werkstoffe und Schweißverfahren berücksichtigt. In allen Vorhaben bilden experimentelle Untersuchungen an Musterbauteilen sowie zugehörige Detailproben die Basis für die Harmonisierung und ggf. Modifizierung der Festigkeitskonzepte. Generell war geplant, die heute verfügbaren Techniken zur Charakterisierung der Proben und Bauteile weitestgehend anzuwenden, um die Einflussgrößen auf die Schwingfestigkeit möglichst gut zu erfassen. Hierzu gehören auch die Aufmessung der Nahtprofile und die Ermittlung der Eigenspannungen.

## 1.4 Stand der Technik

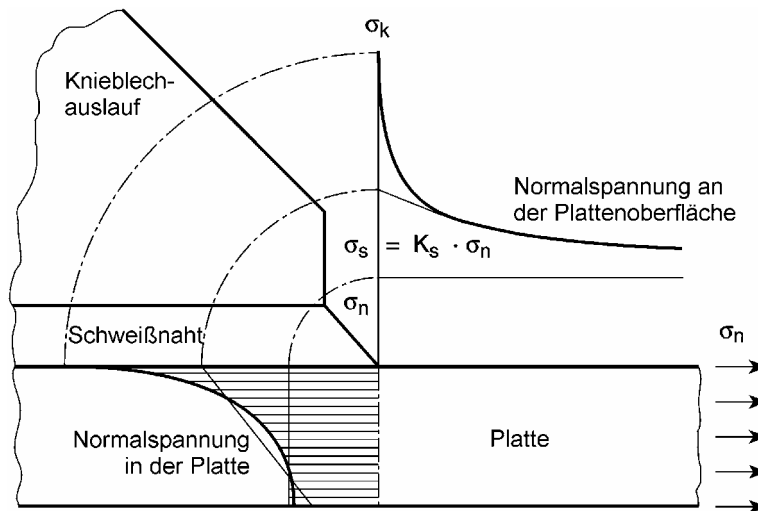
In die schiffbauliche Bemessungspraxis eingeführt ist das erwähnte *Nennspannungskonzept* (Germanischer Lloyd, 2008; Eurocode 3, 1993). Die Zuordnung der verschiedenen klassifizierten Details zu Entwurfswöhlerlinien beruht auf statistischen Auswertungen von Wöhlerversuchen in den 1970-er Jahren (Olivier und Ritter, 1979; Gurney und Maddox, 1972), die in den letzten Jahrzehnten stetig fortentwickelt und international vereinheitlicht wurden (Hobbacher, 1996 und 2007).

Bei der Klassierung der Details werden Unterschiede innerhalb eines Detailtyps durch eine konservative Entwurfswöhlerlinie abgedeckt (FAT-Klasse). Neben der Bauteilgeometrie (z. B. Blechdicken) gehören hierzu auch die örtliche Nahtgeometrie und andere Fertigungseinflüsse wie Eigenspannungen und Vorverformungen.

Zur besseren Berücksichtigung dieser Einflüsse sind Konzepte entwickelt worden, die auf einer örtlichen Beanspruchung am Nahtübergang beruhen. Das erste Konzept dieser Art war das *Strukturspannungs- bzw. Hot-Spot-Konzept*, welches den strukturbedingten Spannungsanstieg vor dem Nahtübergang berücksichtigt ( $\sigma_s$  in Abb. 1.1), nicht jedoch die lokale Kerbwirkung des Nahtübergangs (Haibach, 1968; Radaj, 1985; Radaj et al., 2006; Hobbacher, 2007). Dieses zuerst in der Offshore-Industrie bei der Bewertung von Rohrfachwerkknoten erfolgreich angewendete Konzept (Almar-Naess, 1985) wurde zunehmend auch auf plattenartige Strukturen angewendet (Hobbacher, 1996; Fricke und Petershagen, 2001). Für schiffbauliche Strukturdetails ist es wegen der vielfältigen Bauteilgeometrie besonders geeignet (Petershagen et al., 1994; Fricke, 2002).

Fertigungseinflüsse wie die lokale Nahtgeometrie und Eigenspannungen werden konservativ in einer Entwurfswöhlerlinie berücksichtigt, die repräsentativ für einen Schweißnahttyp ist. Allerdings muss der Einfluss von Vorverformungen (einschließlich Kantenversatz) explizit in der Strukturspannung berücksichtigt werden (Hobbacher, 2007), was in Richtlinien bislang nicht konsequent umgesetzt wird. Unsicherheiten bestehen auch bzgl. der Berücksichtigung des sog. Blechdickeneinflusses, der bei größeren Blechdicken die Schwingfestigkeit herabsetzt (Maddox, 1991). Die Untersuchungen in den letzten Jahren konzentrierten sich vor allem auf die numerische Ermittlung

der Strukturspannungen, die wegen des Einflusses der Finite-Elemente-Vernetzung einige Probleme bereitet (Niemi et al., 2006; Dong, 2001; Fricke, 2002; Doerk et al., 2003).



**Abb. 1.1: Spannungsarten am Nahtübergang**

Mit den *Kerbspannungskonzepten* nach Radaj und Seeger (Radaj, 1985; Radaj et al., 2006; Köttgen et al., 1991) können alle geometrischen Einflüsse der Schweißverbindung berücksichtigt werden. Im Nahtübergang sowie ggf. an der Wurzelkerbe wird für Entwurfszwecke bei Stahl ein Übergangsradius von 1 mm angenommen und hierfür eine (elastische) Kerbspannung  $\sigma_k$  (oder  $\sigma_{en}$ ) ermittelt, die mit einer entsprechenden Wöhlerlinie bewertet wird. Dabei kann das örtliche Nahtprofil die Schwingfestigkeit erheblich beeinflussen (Anthes et al., 1993; Fricke, 2000). Trotz der Aufnahme in die Betriebsfestigkeitsempfehlungen des Internationalen Schweißverbandes (Hobbacher, 1996 und 2007) und verschiedener Untersuchungen über seine Eignung (Petershagen, 1989) wird das Konzept in der schiffbaulichen Bemessungspraxis selten angewendet. Der Hauptgrund liegt in dem wesentlich erhöhten Berechnungsaufwand, der eine sehr feine Vernetzung erfordert. Überdies ist die Kompatibilität mit den anderen Konzepten nur teilweise gegeben, weil die Kerbspannung stark von der Blechdicke abhängt. Hinsichtlich der Eigenspannungen und Vorverformungseffekte gilt das zum Strukturspannungskonzept Gesagte.

Die weiteren Bewertungskonzepte wie das (elasto-plastische) *Kerbgrundkonzept* und das *Rissfortschrittskonzept* finden in Sonderfällen Anwendung, z. B. bei niedrigzyklischer Ermüdung oder bei Fragen zur Restlebensdauer.

Vor dem Hintergrund zahlreicher Ermüdungsschäden an schiffbaulichen Konstruktionsdetails (Yoneya et al., 1993; Fricke und von Selle, 1999) sind verschiedene experimentelle und rechnerische Untersuchungen an Bauteilmodellen vorgenommen worden. Beispielsweise wurden von Doerk und Paetzold (2001) Untersuchungen an Rahmenecken mit unterschiedlichen Knieblechvarianten durchgeführt worden, die den hier beschriebenen Bauteilversuchen ähnlich sind, jedoch bei weitem nicht die hier vorgenommene Ermittlung der Einflussgrößen umfassten. So blieben auch einige Fragen zum Betriebsfestigkeitsverhalten ungeklärt, die möglicherweise mit Eigenspannungen und/oder örtlichen Nahtgeometrien zusammenhängen.

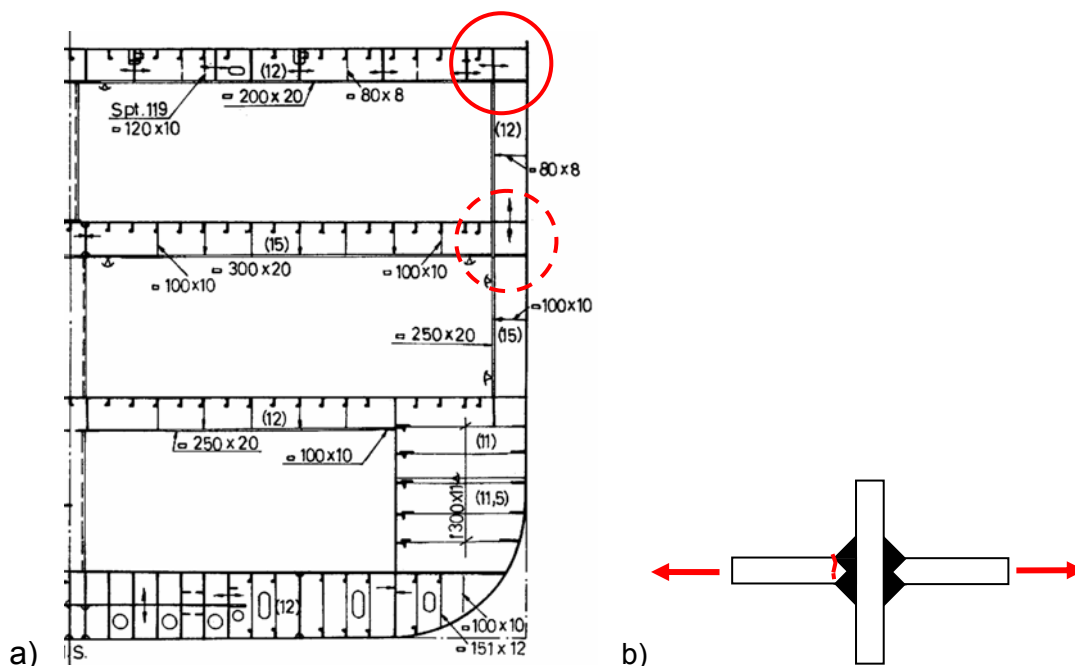
Direkte Eigenspannungsmessungen im Hinblick auf das Schwingfestigkeitsverhalten von Bauteilen wurden bislang selten durchgeführt. Diese überlagern sich mit den lastbedingten Beanspruchungen, so dass selbst bei Beanspruchungen im Druckbereich vorhandene Zugeigenspannungen Schwingrisse verursachen können, wie dies von Rörup und Fricke (2004) am Beispiel eines umschweißten Steifenendes sowohl experimentell als auch rechnerisch gezeigt wurde.

Generell stellt sich bei Bauteilversuchen die Frage, wann der Zustand des Versagens erreicht ist. Viele Untersuchungen (Fricke und von Selle, 1999; Dijkstra et al., 2001; Lotsberg et al., 2001) zeigen eine relativ lange Rissfortschrittsphase nach Entdecken des technischen Anrisses, bevor sich die Steifigkeitseigenschaften der Struktur merklich ändern. Die Definition eines allgemein geltenden Versagenskriteriums ist nach wie vor ungeklärt. Häufig wird das Versagen angenommen, wenn die Rissfront die gegenüberliegende Seite der Platte bzw. des Gurtes erreicht (Petershagen et al., 1994), weil das z. B. mit Leckagen sowie mit einem sprunghaften Anwachsen der Rissfortschrittsgeschwindigkeit verbunden ist.

## 1.5 Auswahl der Bauteile

In dem vorliegenden Teilvorhaben des Forschungsclusters wurden Musterbauteile und Detailproben ausgewählt, die einerseits für die industriellen Kooperationspartner im Projekt begleitenden Ausschuss von Interesse sind und andererseits innerhalb des Clusters typische Beispiele für Plattenstrukturen aus dem Stahlschiffbau darstellen.

Von den beiden ausgewählten Musterbauteilen beinhaltet das erste *Rahmenecken* im Querverband, wie sie typischerweise in Ro/Ro-Schiffen auftreten, vgl. Abb. 1.2. Hier werden hohe Biegemomente übertragen, die aus den auf die Fahrzeuge wirkenden vertikalen und horizontalen Kräften entstehen, letztere bedingt durch das Rollen im Seegang. Da aus Platzgründen keine zusätzlichen Kniebleche vorgesehen werden, ist die *Kreuzstoßverbindung* in der Ecke hoch beansprucht. Somit bietet sich der Kreuzstoß als zugehörige Detailprobe an, mit der üblicherweise ein Festigkeitsnachweis auf Basis von Nennspannungen durchgeführt wird.



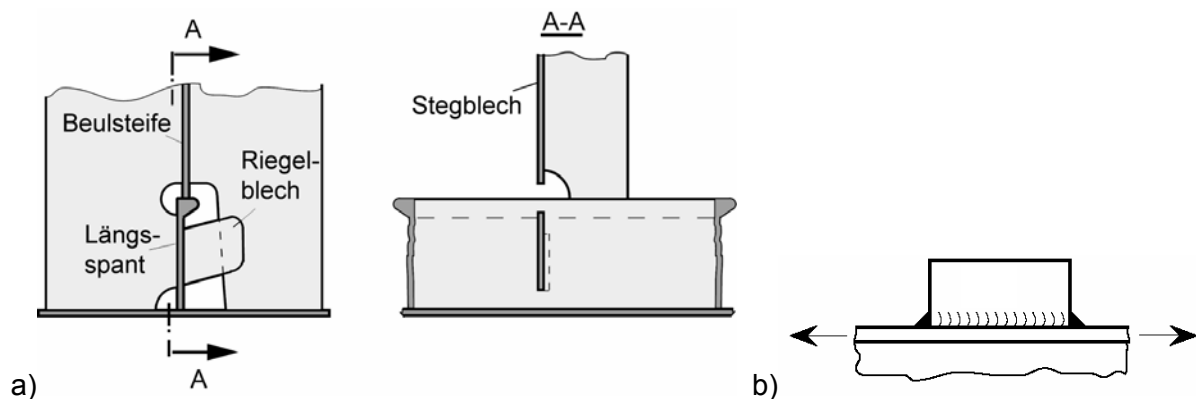
**Abb. 1.2: Querschnitt durch ein Ro/Ro-Schiff mit hochstegigen Rahmenspannen und -balken (a) und Kreuzstoßprobe (b)**

Rahmenecken sind bislang selten experimentell und rechnerisch untersucht worden. Erwähnenswert ist eine japanische Untersuchung (Iida und Matoba, 1980), in der verschiedene Formen (mit und ohne Knieblech sowie mit unterschiedlichen Hinterbauten) untersucht wurden. Hierbei hatte sich das Strukturspannungskonzept als gut geeignet herausgestellt. Von Wernicke (2001) wurden mehrere Rahmenecken zusammen mit Kreuzstößen untersucht. Die Bauteilversuche waren allerdings wegen Fehlstellen in den voll durchgeschweißten Nähten nicht repräsentativ. Bei den Kreuzstoßproben traten große Unterschiede zwischen zwei Herstellern in den Vordergrund, die zu un-



terschiedlichem Rissfortschrittsverhalten führten. Vorhandener Kantenversatz ließ sich gut mit den erhöhten Strukturspannungen berücksichtigen. Weitere veröffentlichte Untersuchungen konzentrierten sich auf Eckverbindungen mit Übergangswinkeln von  $45^\circ$ , wie sie zwischen Doppelboden und doppelter Außenhaut auftreten (Fricke et al., 2005).

Als zweites Musterbauteil wurde die *Spantdurchführung* mit Holland- bzw. Flachwulstprofil und Kopfsteifenanschluss gewählt, Abb. 1.3. Zwar ist dieses Detail schon mehrfach Gegenstand von rechnerischen und experimentellen Untersuchungen gewesen (Broelmann et al., 1975; Paetzold, 1985; Fricke, 1985; Paetzold, 1995; Lotsberg et al., 1998; Park et al., 2001; Lotsberg und Landet, 2004), allerdings ist die geometrische Vielfalt groß und die älteren Untersuchungen konzentrierten sich vor allem auf das Versagen des Kopfsteifenanschlusses unter Spantbelastung. Bei Großtankern aus höherfestem Stahl (Yoneya et al., 1993) und in letzter Zeit auch bei großen Containerschiffen (Müller, 2003) sind dagegen vorwiegend Risse in den Längsspannten am Übergang zur Kopfsteife aufgetreten. Betroffen waren Längsspannten aus unsymmetrischen Winkelprofilen, die im Vergleich zu symmetrischen T-Profilen analysiert wurden (Yoneya, 1993; Park et al., 2001). Hier stellte sich die Frage, wie sich Holland-Profilen verhalten, die im deutschen Schiffbau vorwiegend verwendet werden. Die Festigkeitsbewertung z. B. mit dem Strukturspannungskonzept wird dadurch erschwert, dass im Unterschied zum Flansch von Winkel- und T-Profilen für den Wulst keine sinnvolle Plattendicke definiert werden kann, mit denen entsprechende Stützpunkte zur Spannungsextrapolation festgelegt werden.



**Abb. 1.3: Spantdurchführung mit Kopfsteifenanschluss (a) und Längssteifenprobe (b)**

Als Detailprobe bietet sich die in Abb. 1.3 rechts dargestellte *Längssteife* unter axialer Beanspruchung an.

Nachfolgend werden die experimentellen und rechnerischen Untersuchungen zu den beiden Musterbauteilen und zugehörigen Detailproben in getrennten Kapiteln beschrieben, bevor am Ende auf die Einbindung der Ergebnisse in das gesamte Clusterprojekt eingegangen wird.

## 2 Musterbauteil "Rahmenecke"

### 2.1 Beschreibung der Musterbauteile

Auf Basis aktueller Ro/Ro-Schiffsprojekte wurde eine Rahmenecke mit 600 mm hohen und 10 mm dicken Rahmen sowie Gurten mit den Abmessungen 250 x 20 (durchlaufender Gurt) und 200 x 20 (unterbrochener Gurt) gewählt. Die Beplattung erhielt eine Dicke von 11,5 mm.

Abb. 2.1 zeigt das Versuchsmodell, das zwei nebeneinander liegenden Rahmen enthält. Die farblich markierten, durchlaufenden Rahmen stellen Rahmenbalken unter Deck dar, während die vertikalen, weiß dargestellten Rahmen zur Seitenstruktur gehören. Zwischen beiden befindet sich ein Montage- bzw. Sektionsstoß. Einzelheiten zur Konstruktion sind in Abb. 2.3 und 2.4 dargestellt.

Von der Flensburger Schiffbau-Gesellschaft (FSG) wurden insgesamt drei Musterbauteile zur Verfügung gestellt. Zwei Modelle wiesen die übliche Bauweise auf, während das dritte eine zusätzliche Diagonalsteife (Flachstahl 100 x 30) auf beiden Seiten des Stegbleches im Kreuzungsbereich erhielt, die am Ende voll angeschlossen wurde. Als Werkstoff wurde höherfester Schiffbaustahl der Güte A36 gewählt. Die chemische Zusammensetzung sowie die mechanischen Kennwerte sind im Anhang B aufgelistet. Die Fertigung erfolgte in werftüblicher Weise, indem zuerst die beiden Rahmen getrennt auf die Platten gesetzt wurden und anschließend am Sektionsstoß verbunden wurden. Hier wurde zuerst der Steg und anschließend der Gurt 200 x 20 verschweißt. Für den Schweißprozess wurde das Schutzgasverfahren MAG (Schweißverfahren 136) angewendet. Während der Steg mit Kehlnähten mit  $a = 8$  mm verschweißt wurde, erhielt der Gurt einen voll durchgeschweißten Anschluss. Hierzu wurde eine Nahtvorbereitung entsprechend Einzelheit X in Abb. 2.3 vorgesehen.

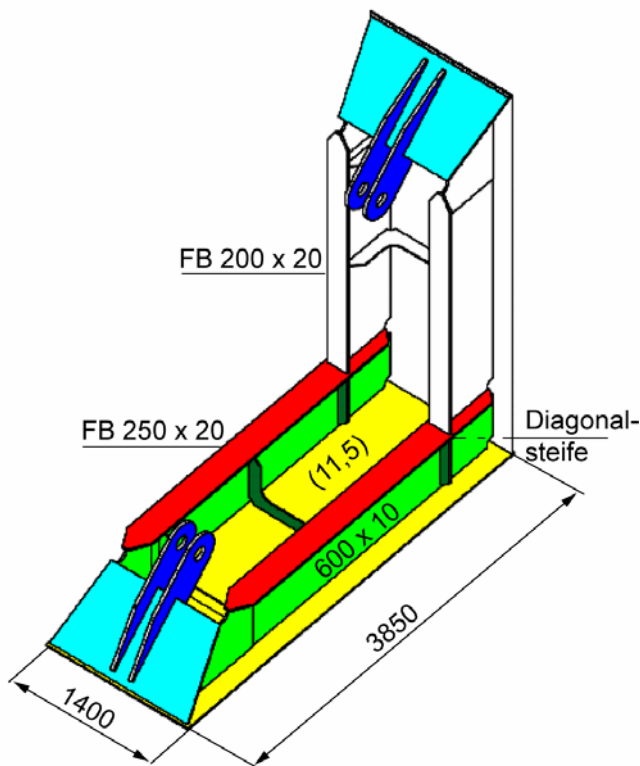


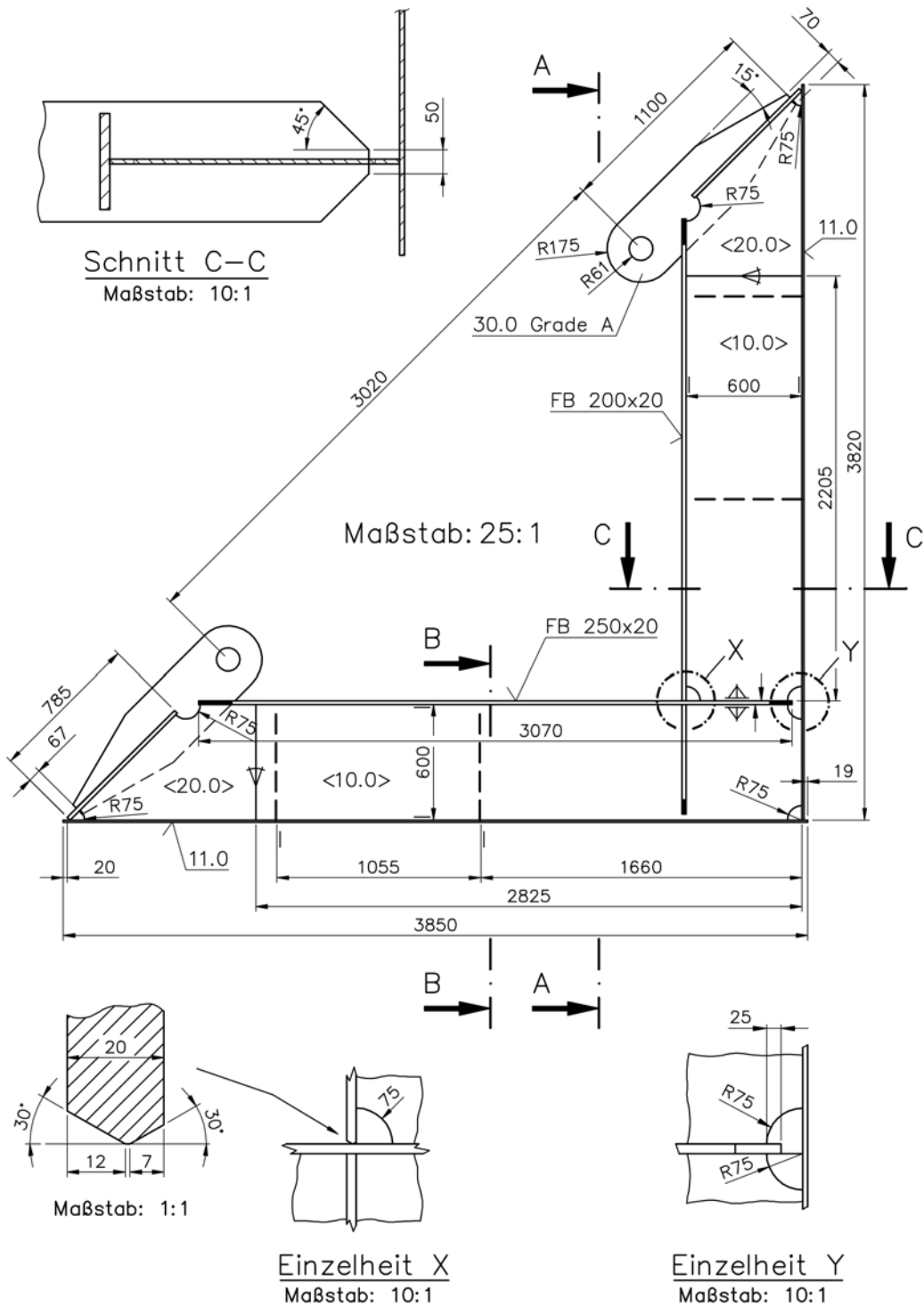
Abb. 2.1: Musterbauteil "Rahmenecke"



Abb. 2.2: Aufsetzen der vertikalen Rahmen

Nach der Anlieferung wurde festgestellt, dass die Stege der aufgesetzten Rahmen teilweise bis 8 mm versetzt waren. Der Einfluss dieses Versatzes hatte aber keinerlei Auswirkung auf die Versuchsdurchführung und Spannungen an den anrisskritischen Stellen, wie eine durchgeführte FE-Analyse zeigte.

Die Stoßverbindung zwischen den Rahmen wurde vom Laboratorium für Werkstoffkunde und Schweißtechnik der „Helmut Schmidt Universität“, Universität der Bundeswehr Hamburg, mit Hilfe des Ultraschallverfahrens geprüft. Zusätzlich wurde auf Oberflächenrisse hin mit dem Magnetpulververfahren geprüft. Es wurden keine Risse gefunden.



**Abb. 2.3: Abmessungen des Musterbauteils "Rahmenecke" (Seitenansicht; nicht maßstäblich)**

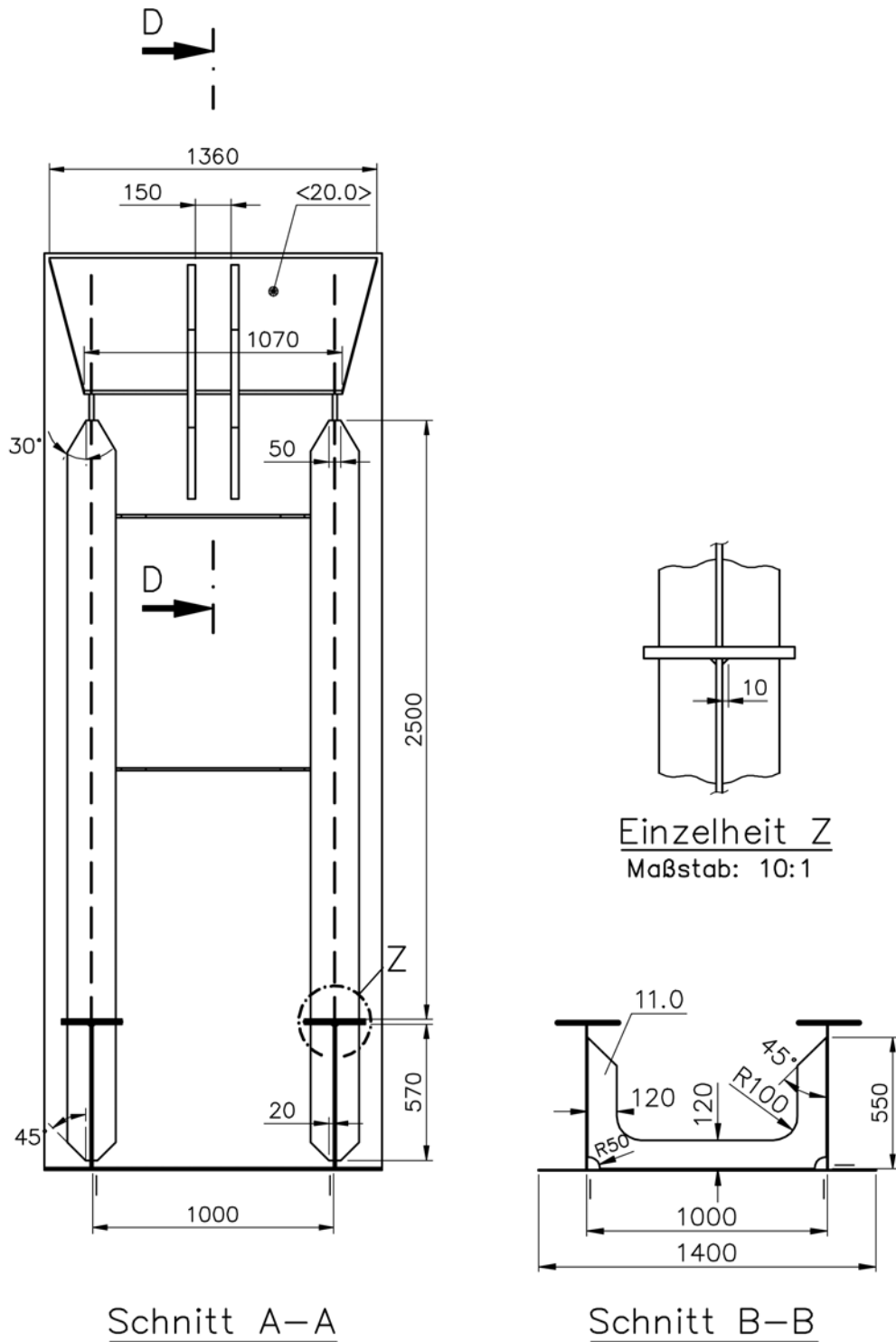


Abb. 2.4: Abmessungen des Musterbauteils "Rahmenecke" (Schnitte A-A und B-B)

## 2.2 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

Zur Belastung der Rahmenecken wurde ein diagonal angeordneter 1000-kN-Hydraulikzylinder angeordnet, Abb. 2.5 links. Dadurch ergibt sich ein in sich geschlossener Kraftfluss, der keine weiteren Widerlager erfordert. Die Hydraulikkraft erzeugt sowohl ein Biegemoment als auch eine Normal- und Querkraft in den beiden Rahmen. Letztere verursachen relativ geringe Spannungen, so dass die Rahmen überwiegend auf Biegung beansprucht werden, vgl. Nennspannungsberechnung im Anhang A.

Die Musterbauteile wurden an den vier Eckpunkten der Bodenplatte elastisch gelagert, so dass sich die Rahmen praktisch unbehindert verdrehen konnten. Auch der mit einer Kraftmessdose versehene Hydraulikzylinder wurde gelenkig angeschlossen.

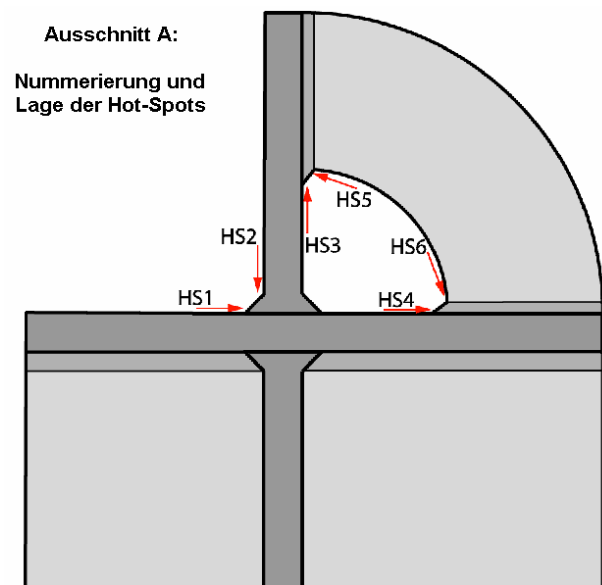
Zur Messung der globalen Beanspruchungen sowie der lokalen Beanspruchungen im Kreuzungsbereich der Rahmengurte wurden diverse Dehnungsmessstreifen (DMS) appliziert. Auf deren Anordnung wird im nachfolgenden Abschnitt eingegangen.

Vor Beginn der Versuche wurden die Musterbauteile sorgfältig ausgerichtet, wobei darauf geachtet wurde, dass die beiden Rahmen möglichst gleichmäßig belastet wurden, ohne dass eine signifikante Verdrehung der Modelle auftrat.

Anschließend wurden quasistatische Belastungsversuche gefahren, bei denen eine Zylinderbelastung von ca. 100 kN wiederholt aufgebracht und die Dehnungen in den DMS gemessen wurde.

Die zyklischen Versuche wurden jeweils bei konstanter Lastschwingbreite und einem Grenzlastverhältnis zwischen Unter- und Oberlast von  $R \approx 0$  gefahren. Die Prüffrequenz betrug 0,4 - 0,8 Hz. In periodischen Abständen wurden die anrisskritischen Stellen mit optischen Hilfsmitteln (Lupe) sowie dem Farbeindringverfahren auf mögliche Anrisse überprüft. Außerdem wurden die Messwerte in den DMS unmittelbar vor den Nahtübergängen zur Rissdetektierung herangezogen, weil bei einem Anriss die Dehnung in unmittelbarer Nähe deutlich abnimmt.

Abb. 2.5 zeigt rechts die anrisskritischen Nahtübergänge im Kreuzungsbereich der Rahmengurte. Diese werden im Folgenden mit HS1 - HS6 bezeichnet, wobei HS für *Hot-Spot* steht. Außerdem ist zwischen den beiden einzelnen Rahmen im Modell zu unterscheiden, die mit *links* und *rechts* gekennzeichnet werden.



**Abb. 2.5: Versuchsaufbau und anrisskritische Nahtübergänge bzw. Hot-Spots HS1 - HS6**

Sobald ein Anriss festgestellt wurde, wurde dessen Länge und Position an der Oberfläche gemessen. Dieses wurde im weiteren Versuchsablauf in regelmäßigen Abständen wiederholt, um die Entwicklung der Risslänge in Abhängigkeit von der Lastspielzahl festzuhalten.

Der Versuch wurde beendet, wenn einer der beiden Rahmengurte weitgehend ( $> 60\%$ ) durchgerissen war.

## 2.3 Dehnungsmessungen

Bei allen drei Modellen wurden statische Dehnungsmessungen mit folgenden Zielen durchgeführt:

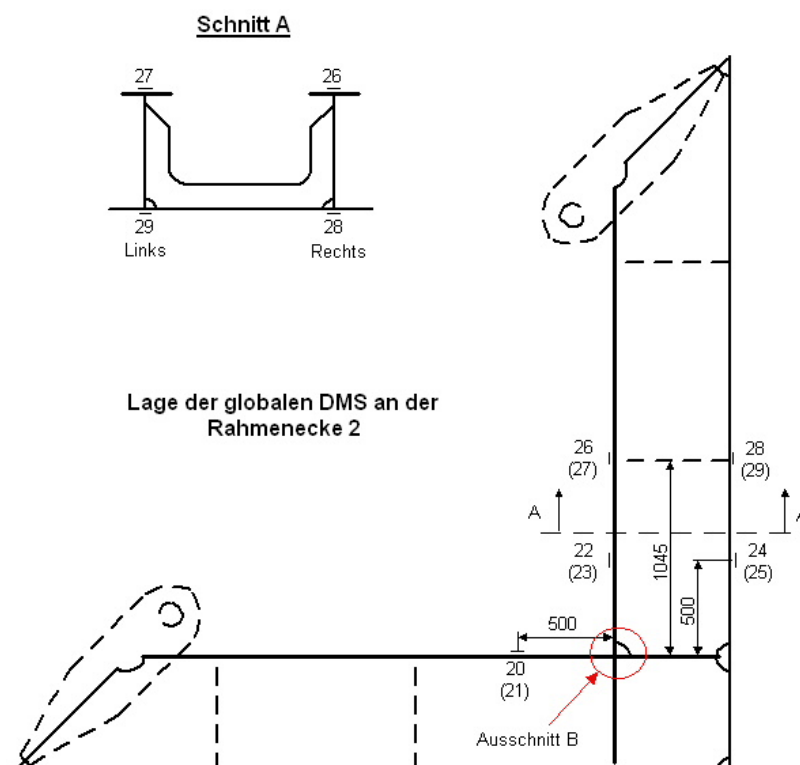
- Kontrolle der Beanspruchungen in den einzelnen Rahmen im Hinblick auf die Höhe der Nennspannungen und die Gleichheit der Lasten in den nebeneinander liegenden Rahmen
- Auswertung der Struktur- bzw. Hot-Spot-Spannungen im Bereich der anrisskritischen Nahtübergänge

Die Signale in den Dehnungsmessstreifen (DMS) wurden über mehrere Be- und Entlastungszyklen erfasst. Dabei wurden die Dehnungen der letzten Belastungswechsel ausgewertet, also nach dem Shake-down bzw. Auslösen fertigungsbedingter Eigenspannungen. Die Unterlast betrug 4,6 kN und die Oberlast 99,7 kN, d.h. die Ergebnisse wurden für eine Lastdifferenz von 95,1 kN erzielt.

Von den baugleichen Modellen 1 und 2 werden hier nur die Messergebnisse des Modells 2 dargestellt. Auf Basis der Erfahrungen mit dem 1. Modell wurden hier zusätzliche DMS appliziert.

### 2.3.1 Messungen zur Kontrolle der Nennbeanspruchungen

Zur Kontrolle der Nennbeanspruchungen wurden jeweils fünf DMS an den beiden Rahmen der Modelle in einer Entfernung von 500 mm bzw. 1045 mm von der Rahmenecke appliziert, vgl. Abb. 2.6. Die linearen DMS mit einer Messlänge von 3 mm lagen auf Mitte Gurt bzw. auf der Außenseite der Beplattung direkt unter Mitte Steg.



**Abb. 2.6: Positionen der Kontroll-DMS und Nummern bei Rahmenecke 2**

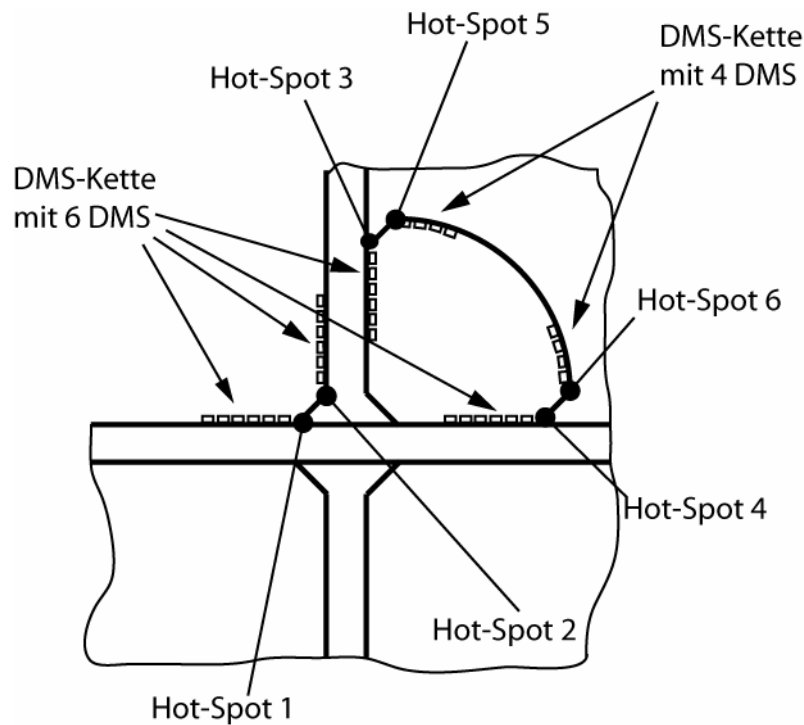
Die aus den Dehnungsmessungen ermittelten Spannungen sind in Tabelle 2.1 zusammengefasst. Die Ergebnisse im vertikalen Rahmen erlauben die Abschätzung der Normalkraft und des Biegemomentes sowie einen direkten Vergleich mit den in Finite-Elemente-Berechnungen ermittelten Spannungen an diesen Stellen. Letzteres erfolgt im Kapitel 2.6.3.

**Tabelle 2.1: Aus DMS-Messungen ermittelte Nennspannungen in  $[N/mm^2]$  bei  $F = 95,1 \text{ kN}$**

DMS-Nr.	20 (21)	22 (23)	26 (27)	24 (25)	28 (29)
Modell 1 rechts	21,7	25,5	20,4	-14,5	-11,9
Modell 1 (links)	22,5	26,0	19,8	-14,7	-12,5
Modell 2 rechts	22,0	-	19,8	-14,4	-10,9
Modell 2 (links)	21,8	26,8	21,6	-15,0	-10,9
Modell 3 rechts	21,9	26,0	20,1	-15,0	-11,2
Modell 3 (links)	21,3	25,9	20,1	-14,3	-10,5

### 2.3.2 Messung der Struktur- bzw. Hot-Spot-Beanspruchungen

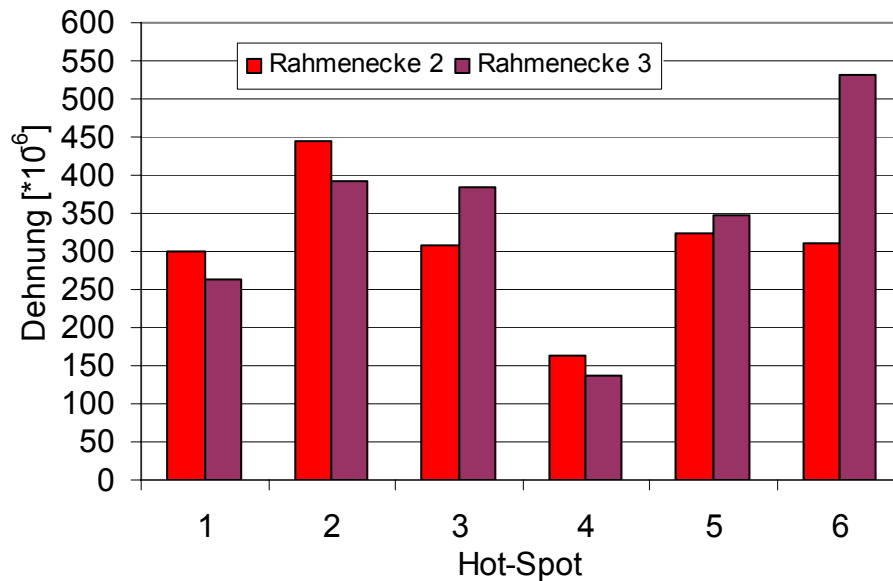
Im Eckbereich wurden bei allen drei Modellen die lokalen Dehnungen mit Hilfe von DMS-Ketten ermittelt. Abb. 2.7 zeigt die untersuchten Nahtübergänge bzw. Hot-Spots (im Folgenden mit HS1 - HS6 bezeichnet) sowie die verwendeten DMS-Ketten, die jeweils eine Messlänge von 4 mm aufwies. Die exakte Position des DMS-Ketten unterschied sich bei den einzelnen Modellen und Hot-Spots leicht.



**Abb. 2.7: Positionen der DMS im kritischen Bereich der Rahmenecke**

Aus den einzelnen Messwerten wurden die Stützpunkte für die Extrapolation der Strukturspannungen zum Nahtübergang interpoliert. Für die Extrapolation wurden entsprechend den Empfehlungen des Internationalen Schweißverbands IIW (Hobbacher, 2007) bei HS1 - HS4 Stützpunkte gewählt, die  $0,4t$  und  $1,0t$  vom Nahtübergang entfernt liegen, wobei  $t$  die Blechdicke am Nahtübergang darstellt. Bei HS5 und HS6 wird vom IIW eine quadratische Extrapolation über drei Stützpunkte empfohlen, die 4 mm, 8 mm und 12 mm vom Nahtübergang entfernt liegen.

Abb.2.8 zeigt die somit für das Modell 2 (bzw. für das identische Modell 1) sowie Modell 3 ermittelten Hot-Spot-Dehnungen.

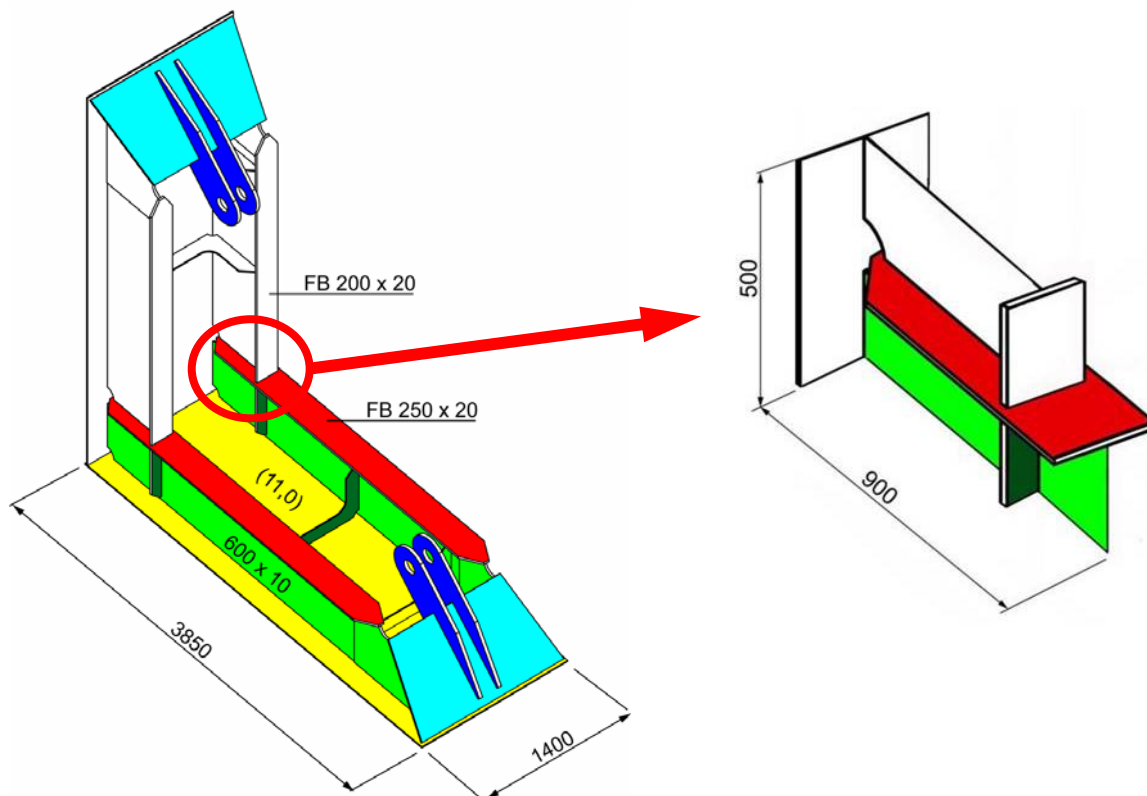


**Abb. 2.8: Extrapolierte, gemessene Dehnungen an den Hot-Spots der Rahmenecken 2 und 3 bei  $F = 95,1$  kN**

Aus den Messungen ergibt sich die höchste Beanspruchung bei HS2 sowie im Modell 3 auch bei HS6. Ein Vergleich mit der Berechnung erfolgt im folgenden Kapitel.

## 2.4 Eigenspannungsermittlung

Um zusätzliche Informationen über die im Musterbauteil vorherrschenden Randbedingungen zu erhalten, wurden Messungen zur Ermittlung der Eigenspannungen eingeplant.



**Abb. 2.9: Ausschnittmodell für Ermittlung der Eigenspannungen**



Die ursprüngliche Planung sah Messungen mit der Röntgen-Diffraktometrie auf den Gurtoberseiten vor, die durch das Institut für Füge- und Schweißtechnik (ifs) in Braunschweig durchgeführt werden sollten. Wegen der damit verbundenen Transportprobleme wurde entschieden, die Messungen an einem zusätzlichen Ausschnittmodell des kritischen Bereiches durchzuführen, das in Abb. 2.9 dargestellt ist. Die Ausdehnung des Modells wurde so gewählt, dass ähnlich hohe Eigenspannungen wie im Musterbauteil zu erwarten waren. Die Schweißfolge entsprach derjenigen beim Musterbauteil.

Mit der Röntgen-Diffraktometrie können gerätebedingt Eigenspannungen auf der Gurtoberfläche (HS1, HS2) bestimmt werden, nicht jedoch im Bereich des Abschweißloches (HS3 - HS6). Da bei den Versuchen hier die ersten Risse entstanden, wurde von der FSG ein zweites Modell zur Verfügung gestellt, an dem Eigenspannungen mit dem Zerlegeverfahren ermittelt wurden. Diese Untersuchungen liefen außerhalb des hier beschriebenen Vorhabens in dem EU-geförderten Exzellenznetzwerkes MARSTRUCT.

#### 2.4.1 Messung mit der Röntgen-Diffraktometrie

Bei der Röntgen-Diffraktometrie wird das physikalische Prinzip der Röntgenbeugung an den Netzebenen eines Kristallgitters ausgenutzt. Das Ergebnis sind Hauptdehnungen, aus denen Hauptspannungen abgeleitet werden können.

Die Messung erfolgte entlang des in Abb. 2.10 dargestellten Pfades oberhalb von HS2.

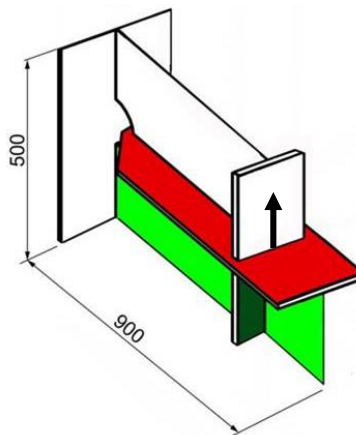


Abb. 2.10: Messpfad oberhalb von HS2

#### 2.4.2 Messung mit dem Zerlegeverfahren

Beim Zerlegeverfahren werden DMS an den interessierenden Orten appliziert und die Dehnung vor und nach dem Auftrennen der unmittelbaren Umgebung gemessen. Aus den dadurch ausgelösten Dehnungen kann auf die im Modell vorhandenen Eigenspannungen geschlossen werden. In Abb. 2.11 sind die Messstellen der applizierten Dehnungsmessstreifen dokumentiert. Die Abstände zwischen den Dehnungsmessstreifen wurden so gewählt, dass durch das Trennen in einer Bandsäge die Dehnungsmessstreifen nicht beschädigt werden. Zur Anwendung kamen lineare Dehnungsmessstreifen der Firma Hottinger Baldwin vom Typ LY 3/120 mit einer Gitterlänge von 3 mm. Sie wurden senkrecht zur Schweißnaht appliziert. Die Bandsäge wurde mit sehr geringem Vorschub betrieben, um eine Erwärmung durch den Sägevorgang zu vermeiden. Nach jedem Schnitt wurde erst nach 10 Minuten gemessen, um einen Temperaturgang durch den Sägeschnitt auszuschließen. Während dieser Zeit wurde zusätzlich das Verhalten der Messstelle beidseitig des Sägeblasss beobachtet, um sicher zu stellen, dass keine Beeinflussung seitens des Trennvorganges vorhanden war. Am Ende des Trennvorganges lagen 20 x 15 mm große Stücke vor, auf denen sich jeweils der Messstreifen befand.



Die gemessenen Dehnungen sind in Abb. 2.12 und Abb. 2.13 dargestellt. Die höchsten Dehnungen treten auf der Gurtinnenseite vor HS3 auf. Dagegen sind die Dehnungen auf der Außenseite des Gurtes 200 x 20 deutlich kleiner. Wie in Abb. 2.13 gezeigt, unterliegt der nicht durch den Steg gestützte Gurt im Abschweißloch einer Biegebelastung durch die Eigenspannung.

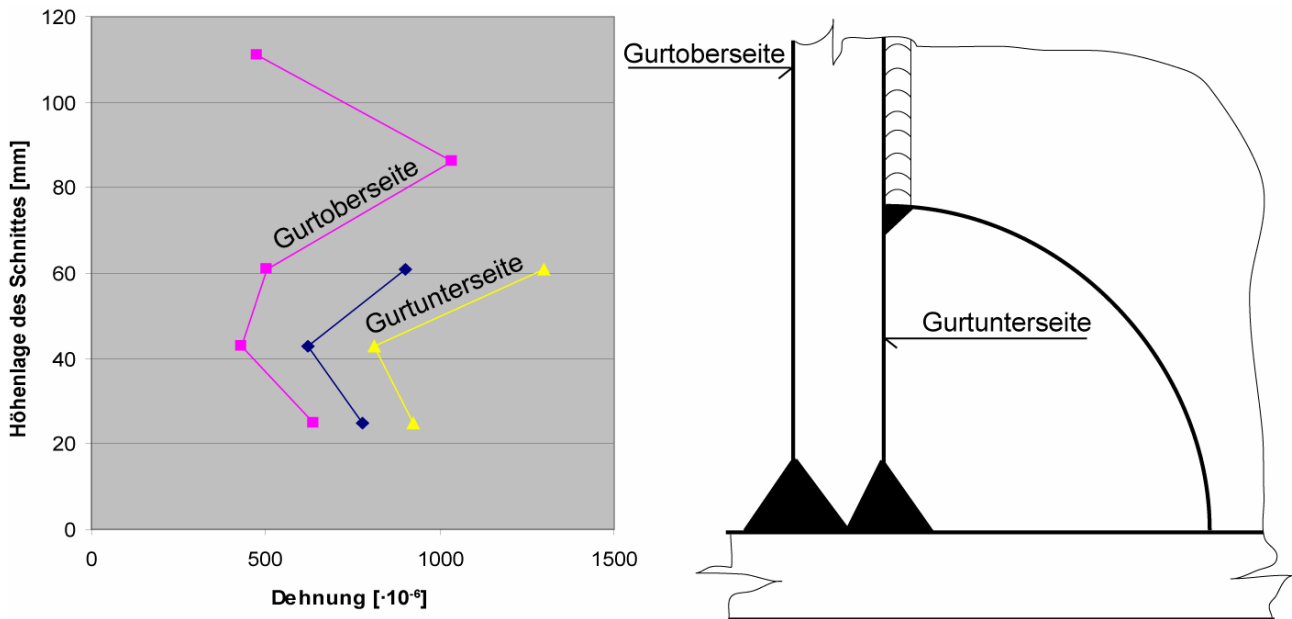


Abb. 2.13: Dehnungsverteilung des nicht gestützten Bereiches des Gurtes 200 x 20

### 2.4.3 Vergleich der Ergebnisse

Die Eigenspannungen, die aus den mit beiden Methoden gemessenen Dehnungen an der Gurtaußenseite ermittelt wurden, sind in Abb. 2.14 dargestellt. Beide Verfahren zeigen etwa vergleichbare Werte. Die Werte aus der Röntgen-Diffraktometrie oszillieren deutlich, während die Werte von der Zerlegemethode etwa den Mittelwert aus den oszillierenden Werten darstellen.

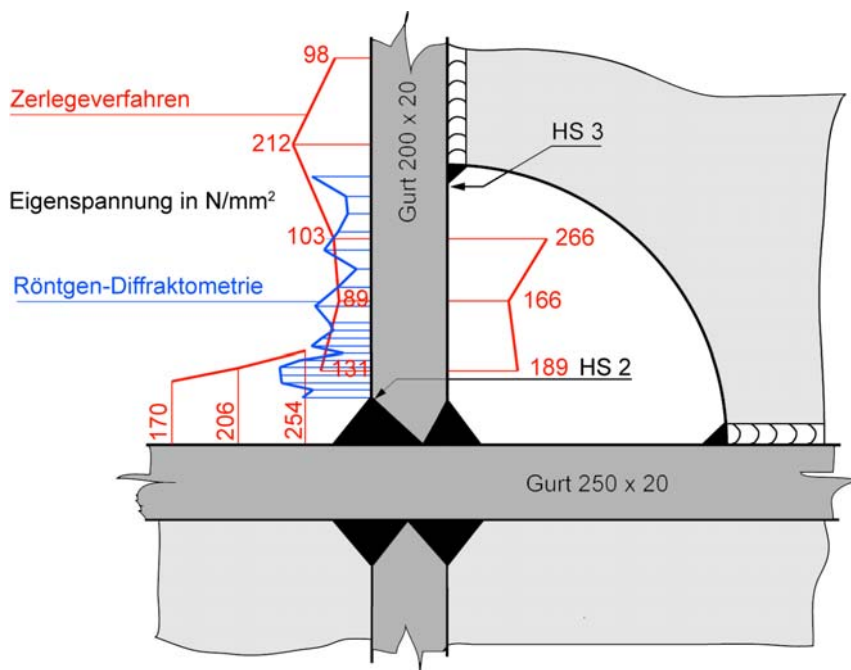


Abb. 2.14: Vergleich der ermittelten Eigenspannungen an der Gurtaußenseite

## 2.5 Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche an den drei Musterbauteilen im Einzelnen beschrieben. Wie erwähnt wurde ein Grenzlastverhältnis  $R \approx 0$  gewählt. Die Schwingbreite der Belastung lag zwischen  $\Delta F = 230$  kN und 280 kN. Dies entspricht einer Nennspannung in den Rahmengurten zwischen  $81,6$  N/mm<sup>2</sup> und  $99,4$  N/mm<sup>2</sup>, vgl. Anhang A.

### 2.5.1 Versuchsmodell 1

Auf Basis der berechneten und gemessenen Beanspruchungen wurde für dieses Modell eine Belastungsschwingbreite von  $\Delta F = 250$  kN festgelegt.

Die ersten Risse wurden bei 210.000 Lastwechseln festgestellt: An beiden Rahmen lag im Nahtübergang HS3 ein Anriss vor, der im rechten Rahmen bereits 16 mm und im linken Rahmen 6 mm lang war. Eine genaue Überprüfung der anderen Hot-Spots zeigte am linken Rahmen bei HS6, allerdings auf der Nahtoberfläche, einen Anriss von 9 mm Länge sowie am rechten Rahmen bei HS4 einen Anriss von 4 mm Länge.

Die weitere Entwicklung der Risslängen ist in der Abb. 2.15 dargestellt. Die mit "Naht" und blauer Farbe gekennzeichneten Verläufe betreffen die erwähnte Rissart auf der Nahtoberfläche bei HS6. Bei dieser Rissart handelt es sich in der Regel um einen vom unverschweißten Wurzelspalt ausgehenden Riss, der die Nahtoberfläche erreicht. An der linken Seite kam der Riss zum Stillstand, während er sich an der rechten Seite mit einem Riss am Nahtübergang HS4 vereinigte.

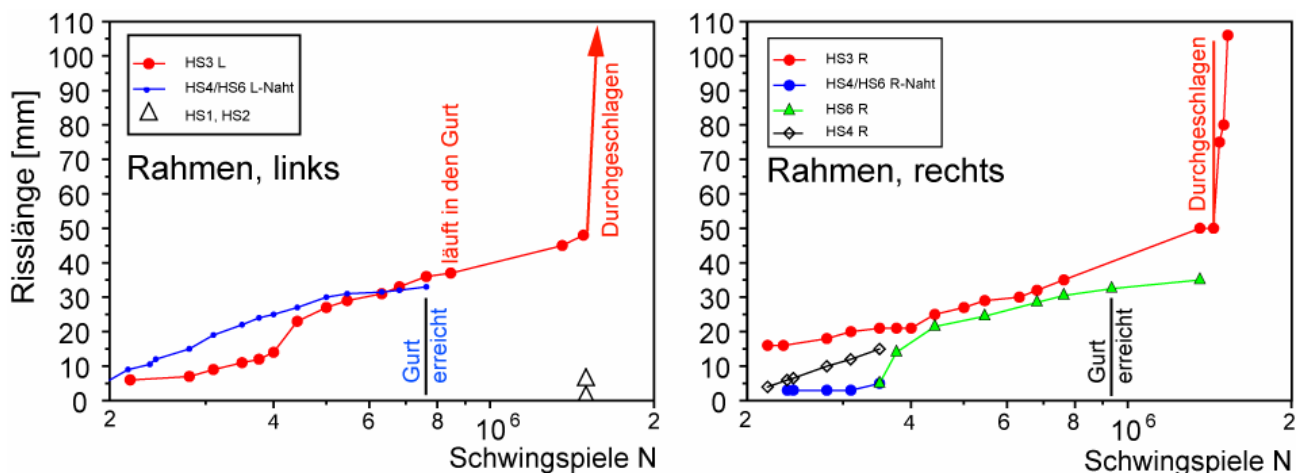


Abb. 2.15: Entwicklung der Risse im Versuchsmodell 1

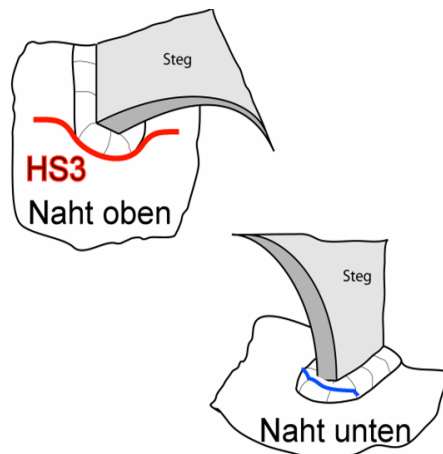


Abb. 2.16: Risse am Nahtübergang HS3 im Versuchsmodell 1

Das Gesamtversagen wird dagegen von den am Nahtübergang HS3 entstandenen Rissen bestimmt, die nach ca. 800.000 bis 900.000 Lastwechseln vom Nahtübergang in den Gurtbereich neben der Naht liefen (Abb. 2.15 links) und bei ca.  $1,5 \cdot 10^6$  Lastwechseln die Gurtaußenseite durchschlugen und sich schnell in Querrichtung ausbreiteten (Abb. 2.15 rechts). Zum Versuchsende bei 1.526.000 Lastwechseln sind auch bei HS1 und HS2 Anrisse gefunden worden. Damit ergaben sich bei diesem Versuchsmodell insgesamt sieben Einzelrisse.

### 2.5.2 Versuchsmodell 2

Um die sehr lange Versuchszeit des ersten Modells zu verkürzen, wurde beim zweiten Modell die Belastungsschwingbreite auf  $\Delta F = 280$  kN erhöht.

Der erste Riss wurde bereits nach 10.000 Lastwechseln am Nahtübergang HS3 des linken Rahmens gefunden. Die Länge betrug 8 mm. Am rechten Rahmen wurde an der gleichen Stelle ein 2 mm langer Riss nach ca.  $3 \cdot 10^4$  Lastwechseln detektiert. Die Entwicklung dieser Risse ist in Abb. 2.17 dokumentiert.

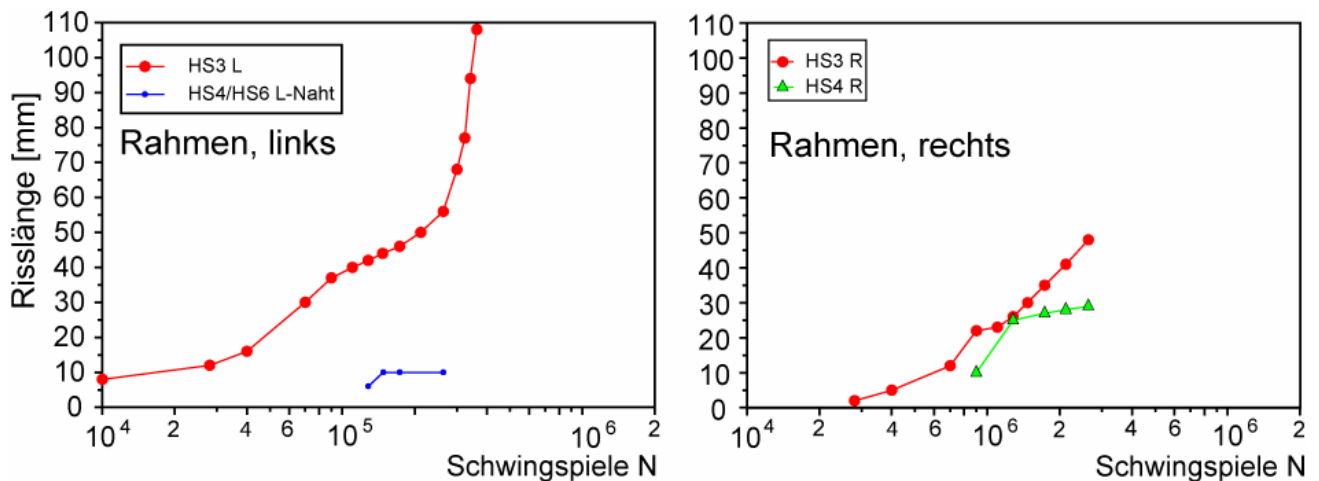


Abb. 2.17: Entwicklung der Risse im Versuchsmodell 2

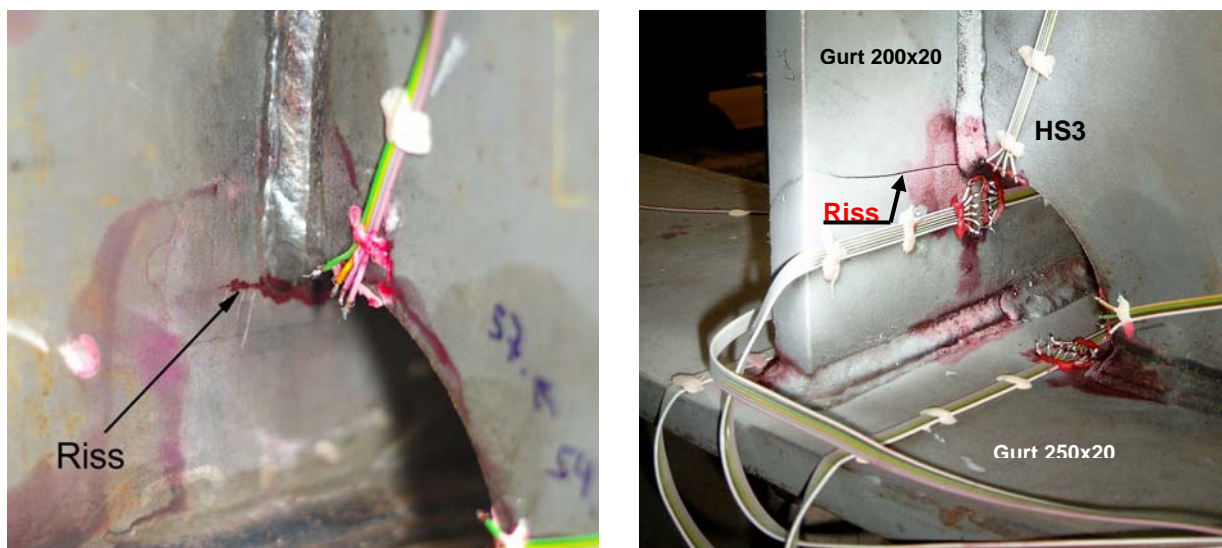


Abb. 2.18: Rissentwicklung bei HS3 im Versuchsmodell 2

Nach 70.000 bis 80.000 Lastwechseln liefen die Risse in den Gurtbereich neben der Naht und durchschlugen nach ca. 200.000 Lastwechseln die Gurtaußenseite (Abb. 2.18). Parallel hierzu entstanden weitere Risse bei HS4.

Das Versuchsende war nach 355.500 Lastwechseln erreicht, als ein Gurt vollständig durchtrennt war.

### 2.5.3 Versuchsmodell 3

Beim dritten Versuchsmodell wurde die Belastungsschwingbreite auf  $\Delta F = 230$  kN reduziert, weil hier deutlich höhere Dehnungen an den Nahtübergängen HS3 und HS6 gemessen wurden, vgl. Abb. 2.8.

Auch bei diesem Modell wurden die ersten Risse bei HS3 beobachtet, und zwar am linken Rahmen bei 65.000 Lastwechseln (Risslänge 10 mm) und am rechten Rahmen bei ebenfalls 65.000 Lastwechseln (Risslänge 1 mm). Wie Abb. 2.19 veranschaulicht wuchsen die Risse relativ langsam. Allerdings entstanden bei diesem Modell weitere Risse am Nahtübergang HS2. Diese wuchsen vergleichsweise schnell und bestimmten letztlich das Gesamtversagen bei 720.000 Lastwechseln durch Trennen des Gurtes, Abb. 2.20.

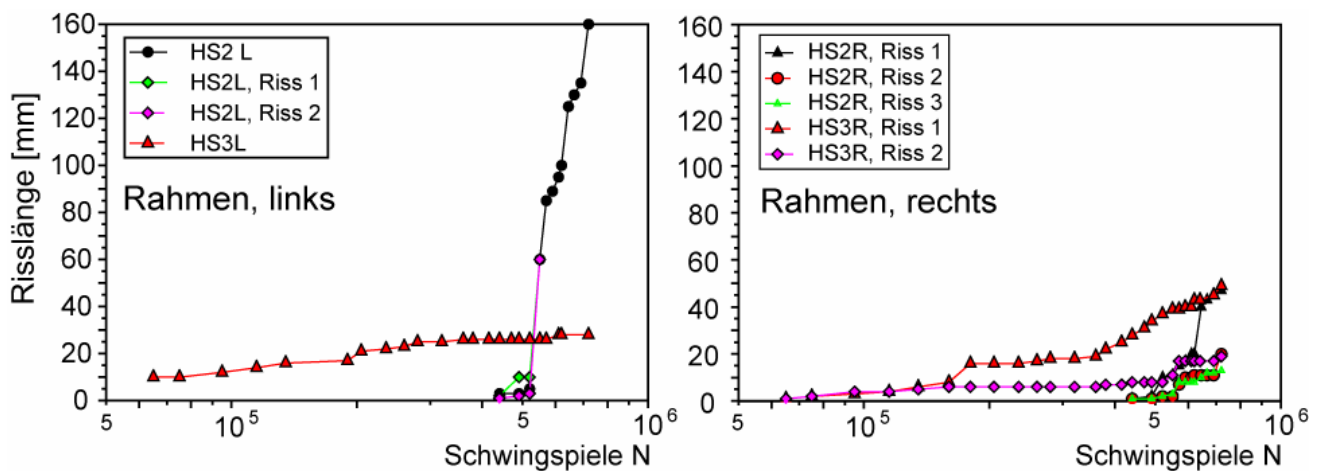


Abb. 2.19: Entwicklung der Risse im Versuchsmodell 3

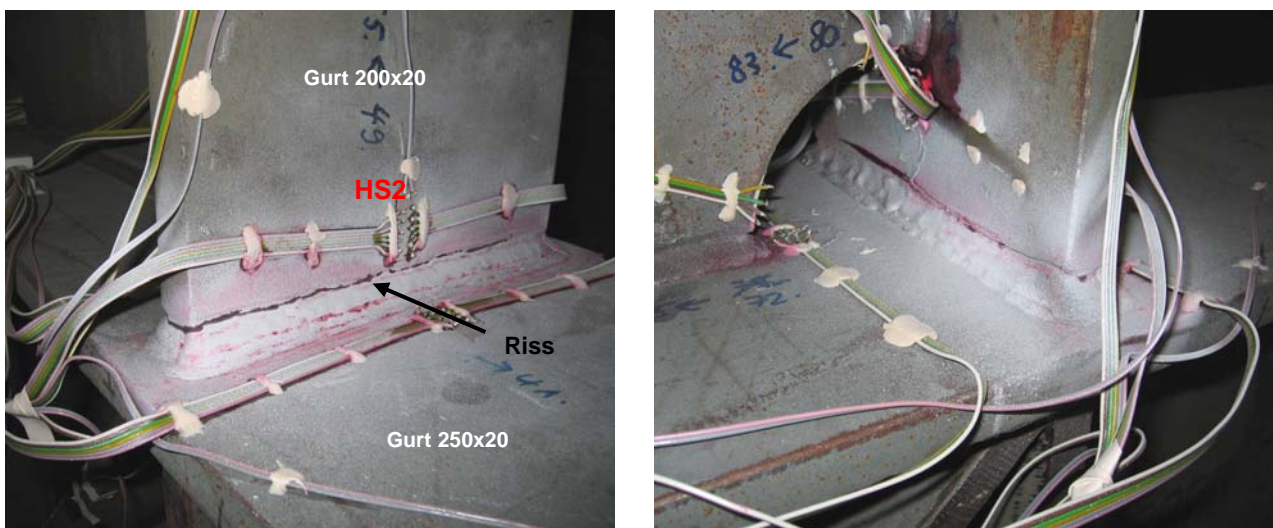


Abb. 2.20: Durchgehender Riss am Nahtübergang HS2 im Versuchsmodell 3

### 2.5.4 Zusammenfassung der Versuchsergebnisse

Für einen späteren Vergleich mit Entwurfswöhlerlinien muss ein bestimmtes Versagenskriterium festgelegt werden, was angesichts der langen Rissfortschrittsphase schwierig ist. Häufig wird hierfür das Durchschlagen des Risses bzw. Erscheinen auf der gegenüber liegenden Plattenoberflä-

che gewählt, da die anschließende Rissfortschrittsrate des nunmehr durchgehenden Risses erheblich zunimmt. Aus praktischen Gründen wird hier eine Risslänge in Höhe der Plattendicke, d. h. 20 mm, gewählt, was etwas konservativer als das oben genannte Kriterium ist. Die zugehörigen Lebensdauern sind in Tabelle 2.2 angegeben.

**Tabelle 2.2: Lastwechselzahlen N der Musterbauteile bei Erreichen einer Risslänge von 20 mm an der versagensbestimmenden Stelle**

Versuchsmodell	$\Delta F$	N (rechts)	N (links)
1	250 kN	400.000	420.000
2	280 kN	80.000	70.000
3	230 kN	370.000	200.000

## 2.6 Finite-Elemente-Berechnungen

Parallel zu den experimentellen Untersuchungen wurden umfangreiche Finite-Elemente-Berechnungen durchgeführt. Einerseits sollte ein Vergleich mit den gemessenen *Nenn-* und *Strukturbeanspruchungen* durchgeführt werden, um die Ergebnisse abzusichern. Andererseits sollten auch die lokalen *Kerbspannungen* in den Nahtübergängen bestimmt werden, um deren Treffsicherheit bei Lebensdauerabschätzungen von Rahmenecken zu überprüfen.

Für die Berechnungen wurde je ein Finite-Elemente-Modell für die Rahmenmodelle 1/2 sowie 3 erstellt, mit denen in verschiedenen Varianten die Strukturspannungen und -dehnungen ermittelt wurden. Die Kerbspannungen in den Nahtübergängen wurden mit verfeinerten Submodellen der betreffenden Bereiche ermittelt. Letztere beziehen sich auf die Nahtübergänge HS1 - HS4, weil sich HS5 und HS6 in den Versuchen als nicht kritisch herausgestellt haben - möglicherweise wegen dort vorhandener Druckeigenstressungen. Derartige Einflüsse wurden auch schon bei früheren Untersuchungen festgestellt (Doerk und Fricke, 2005).

Weitere Details zur rechnerischen Untersuchungen finden sich in der Darstellung von Uhde (2008).

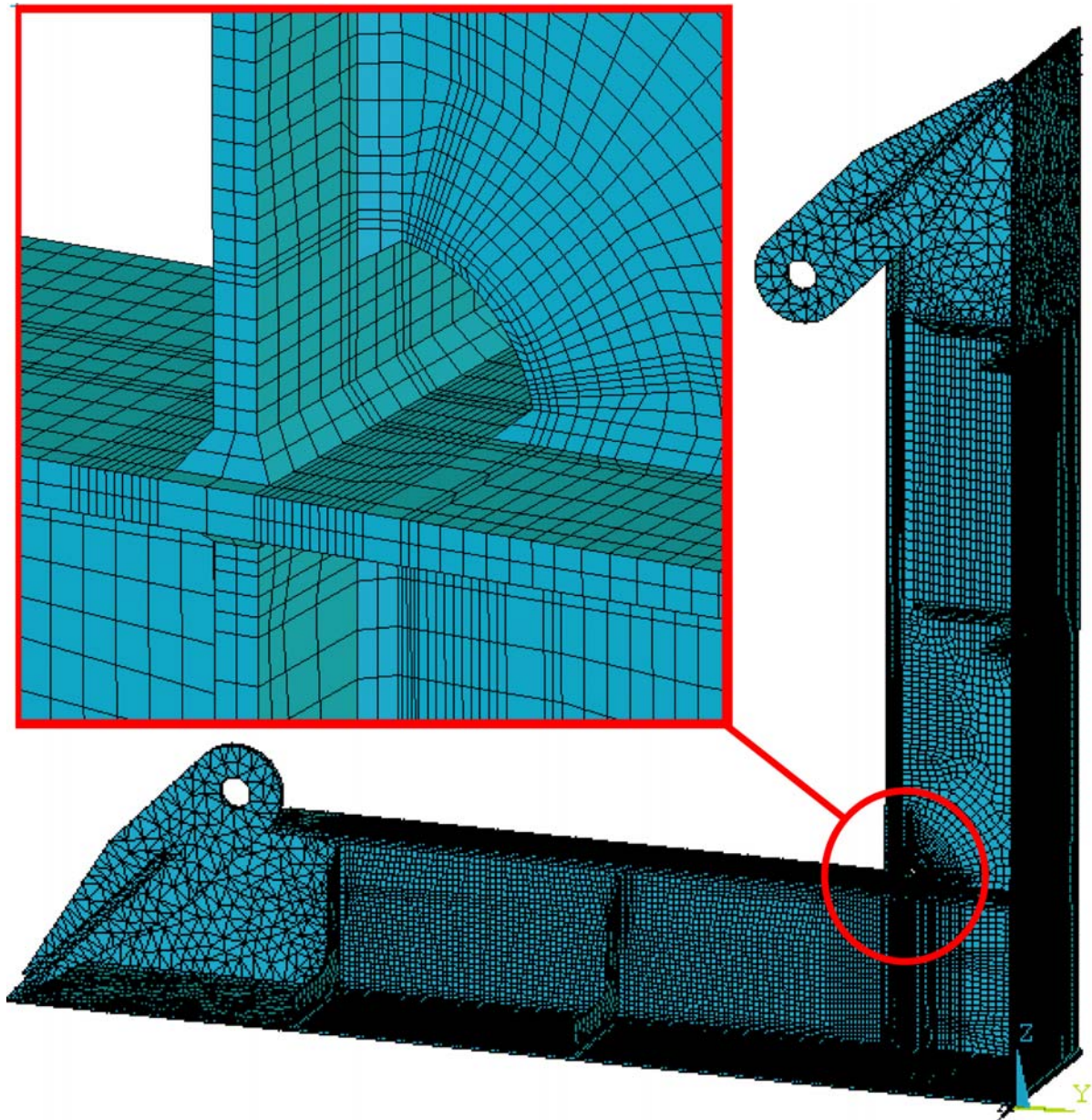
### 2.6.1 Erstellung der Finite-Elemente-Modelle

Die Gesamtstruktur der Rahmenmodelle wurde als Volumenmodell mit dem Software-Programm *Workbench* für *ANSYS 11.0* erstellt. Hierbei wurde die Symmetrie des realen Modells ausgenutzt und entsprechende Randbedingungen in der Symmetrieebene eingeführt. Die Geometrie basiert auf den Zeichnungsmaßen und nominellen Plattendicken.

Die Höhen und Breiten der Schweißnähte im untersuchten kritischen Bereich wurden bereits im Volumenmodell realisiert. Abb. 2.21 zeigt die Vernetzung. Während die äußeren Rahmenbereiche mit Tetraeder-Elementen vernetzt wurden, kamen im Bereich der Rahmenecke fast ausschließlich Hexaeder-Elemente zum Einsatz. Die Elemente besitzen jeweils Zwischenknoten an den Kanten und somit einen höherwertigen Verschiebungsansatz. Im Bereich der anrisskritischen Nahtübergänge wurde eine relativ feine Vernetzung gewählt, die durch jeweils zwei Elemente in Dickenrichtung sowie eine Elementlänge von  $0,2t$  vor dem Nahtübergang charakterisiert ist. Damit werden die Beanspruchungen an den Extrapolationspunkten entsprechend den IIW-Empfehlungen ( $0,4t$  und  $1,0t$ ) ermittelt. Am Rand des Abschweißloches erlaubt die Elementteilung die Auswertung von Knotenspannungen in einer Entfernung von 4, 8 und 12 mm von den Nahtübergängen HS5 und HS6.

Die Kerbspannungen in den Nahtübergängen werden mit Hilfe von Submodellen mit fiktiv ausgerundeten Kerben berechnet. Wegen der Begrenzung der Knotenzahl der ANSYS-Lizenz auf

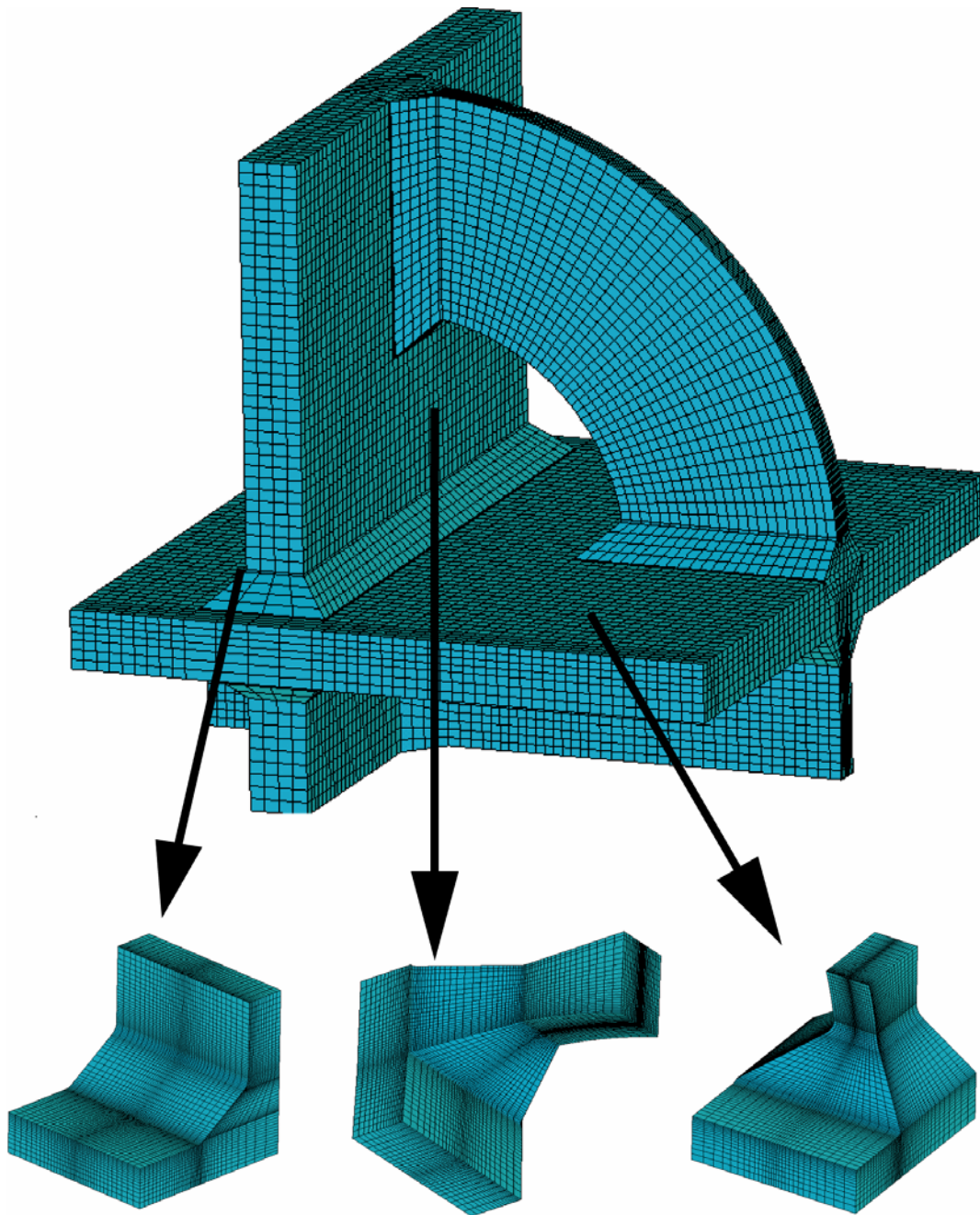
256.000 wurde zuerst der Bereich in der Umgebung des Abschweißloches als Zwischenmodell idealisiert und mit den Randverformungen aus dem Gesamtmodell beaufschlagt. Wie in Abb. 2.22 dargestellt wurden daraus die Bereiche der kritischen Nahtübergänge mit weiteren Submodellen idealisiert, die mit den Randverformungen aus dem Zwischenmodell belastet wurden. In diesen konnte der gerundete Nahtübergang genügend fein modelliert werden, wobei der 45°-Kreisbogen mit drei Elementen modelliert wurde.



**Abb. 2.21: Finite-Elemente-Gesamtmodell zur Strukturspannungsberechnung**

Eine wichtige Randbedingung bei der Anwendung der Submodelltechnik ist, dass die Steifigkeit des Submodells äquivalent zu derjenigen des entsprechenden Bereiches im übergeordneten Modell sein muss, damit bei vorgegebenen Randverformungen auch entsprechende Spannungen im Submodell erzeugt werden. Dies wurde anhand der Strukturspannungen an den Auswertepfaden vor den Nahtübergängen HS1 - HS6 überprüft. Die Abweichungen lagen zwischen 1 und 2%.



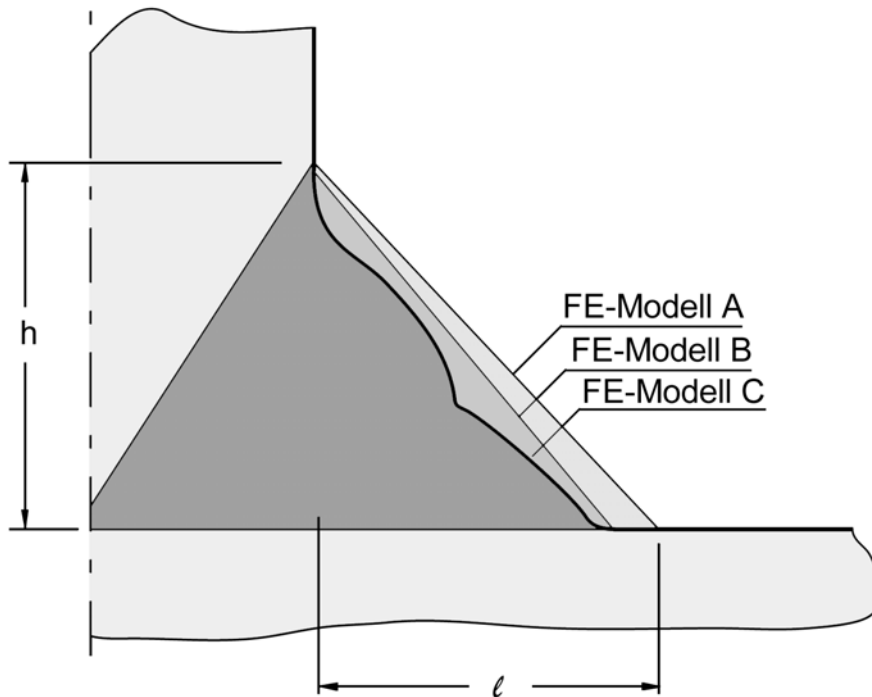


**Abb. 2.22: Submodelle zur Kerbspannungsberechnung in den Nahtübergängen**

### **2.6.2 Untersuchte Varianten der Nahtgeometrien**

Da deutliche Unterschiede zwischen den nominellen und den aktuellen Nahtabmessungen bei HS1 - HS3 vorhanden waren, wurden mit den beschriebenen FE-Modellen drei Varianten von Nahtgeometrien für die Versuchsmodelle 1/2 untersucht, die in Abb. 2.23 schematisch dargestellt sind:

- FE-Modell A: mit der nominellen Nahtgeometrie
- FE-Modell B: mit den aktuell vorhandenen Schenkellängen
- FE-Modell C: mit den aktuell vorhandenen Schenkellängen und den aktuellen Nahtübergangsradien, die fiktiv um 1 mm entsprechend Radaj (1985) vergrößert wurden.



**Abb. 2.23: Untersuchte Nahtgeometrien**

Zur Ermittlung der Nahtgeometrie wurden die einzelnen Nahtoberflächen mit einem berührungslosen Laser-optischen System (Kahl und Fricke, 2006) aufgenommen und daraus die kennzeichnenden Größen, d.h. die Schenkelängen  $h$  (vertikal) und  $l$  (horizontal), die Nahtübergangswinkel  $\theta$  (unten und oben) sowie die Nahtübergangsradien  $r$  (unten und oben) ermittelt. Unten bedeutet generell der Nahtübergang zum Rahmengurt. Tabelle 2.2 listet die gemessenen Werte auf, wobei die Nahtübergangsradien zum Modell C bereits die fiktive Erhöhung um 1 mm enthalten. Bemerkenswert ist der größere Radius bei HS2 im Vergleich zu HS1. Dies ist auf Schwerkrafteinflüsse beim Schweißen zurück zu führen, wie Abb. 2.23 dies für das FE-Modell C illustriert.

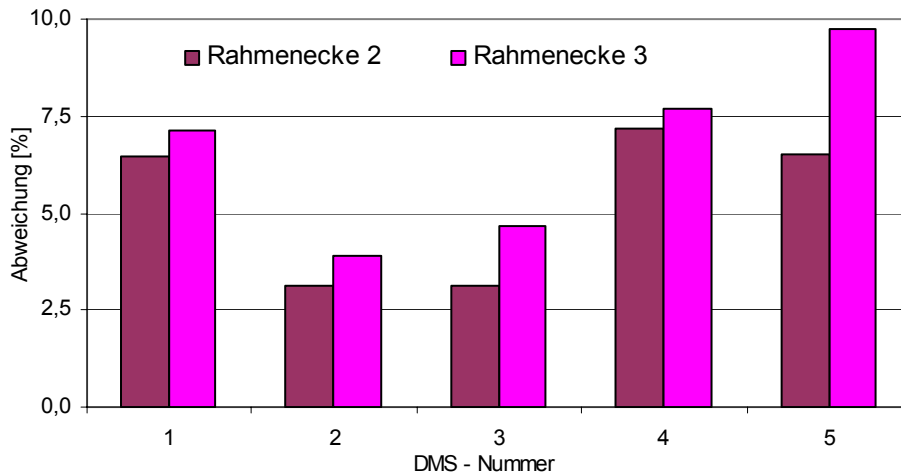
**Tabelle 2.2: Nahtgeometrie aus Versuchsmodell 1/2 in den einzelnen FE-Modellen**

Hot-Spot	HS1 / HS2			HS3 / HS5			HS4 / HS6
FE-Modell	A	B	C	A	B	C	A
$h$ [mm]	12	13,0	13,0	12	8,4	8,4	12
$l$ [mm]	12	10,9	10,9	12	10,2	10,2	12
$\theta_u$	135	129,9	146,2	135	140,2	141,5	135
$\theta_o$	135	140,1	151,7	135	129,8	123,3	135
$r_u$ [mm]	1	1	1,32	1	1	2,17	1
$r_o$ [mm]	1	1	2,52	1	1	2,52	1

Bei den weniger kritischen Hot-Spots HS4 und HS6 wurde nur das FE-Modell A betrachtet. Zum Versuchsmodell 3 wurde ausschließlich das Gesamtmodell mit der nominellen Nahtgeometrie im Hinblick auf die Strukturspannungen berechnet.

### 2.6.3 Ergebnisse für die Nennbeanspruchungen

Mit dem Gesamtmodell wurden die Nennbeanspruchungen in den Rahmen an den Stellen ausgewertet, an denen auch die Dehnungsmessungen durchgeführt wurden (Abb. 2.6). Der Vergleich mit den gemessenen Dehnungen am Versuchsmodell 1/2 ist in Abb. 2.24 gezeigt. Hierbei wurden die Abweichungen an den beiden benachbarten Rahmen gemittelt. Danach sind die berechneten Dehnungen zwischen 3 und 7% höher als die gemessenen.



**Abb. 2.24: Prozentuale Abweichung zwischen berechneter und gemessener Dehnung an den globalen Messstellen der Versuchsmodelle 2 und 3**

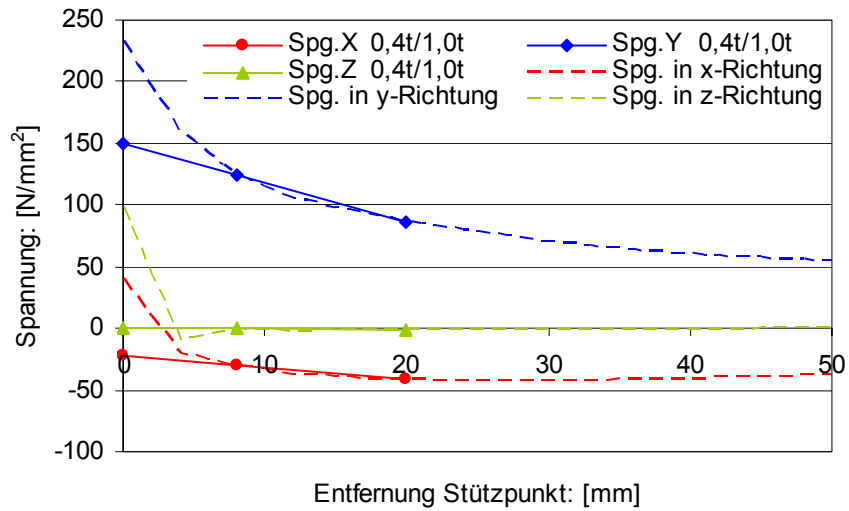
Für das Versuchsmodell 3 liegen die prozentualen Unterschiede zwischen 4 und 9%. Generell liegen die Abweichungen im Rahmen der Genauigkeit der Messungen und Berechnungen. Abgesehen von Messungenauigkeiten sowie Geometrieabweichungen zwischen Versuchs- und Berechnungsmodell könnte ein Grund auch in Reibungsverlusten in den Gelenken der Kraffteinleitung liegen.

### 2.6.4 Ergebnisse für die Strukturbeanspruchungen

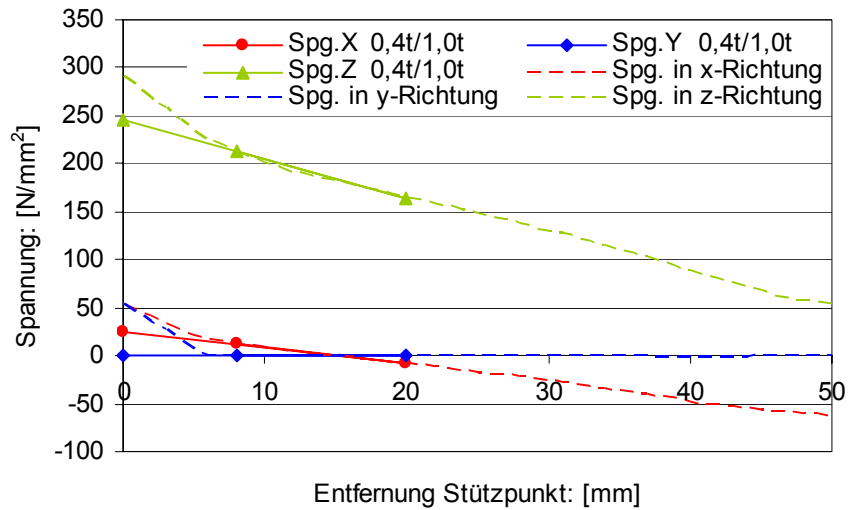
Die Berechnung der Strukturbeanspruchungen erfolgt, wie erwähnt, mittels linearer Extrapolation der Werte an Stützstellen in einer Entfernung von  $0,4t$  und  $1,0t$  bzw. quadratischer Extrapolation über 4, 8 und 12 mm entsprechend den IIW-Empfehlungen für relativ fein eingeteilte FE-Netze. Da die Extrapolationspfade an allen Nahtübergängen auf der Symmetrieebene (y-z-Ebene) liegen, werden die Werte in diesen Koordinatenrichtungen ausgewertet.

Abb. 2.25 - 2.30 zeigen beispielhaft die Extrapolation der Spannungsanteile an den Nahtübergängen HS1 - HS6 für das FE-Gesamtmodell C des Versuchsmodells 1/2 bei einer Kraft von  $F = 200$  kN. Interessant ist hierbei das Ergebnis für HS4, wo der Spannungsverlauf auch von dem gegenüber liegenden Nahtübergang beeinflusst wird. Hier wäre die für grobe Netze gültige, alternative Extrapolation über  $0,5t$  und  $1,5t$  bereits problematisch, weil der zweite Stützpunkt im Anstieg zum gegenüber liegenden Nahtübergang liegt.

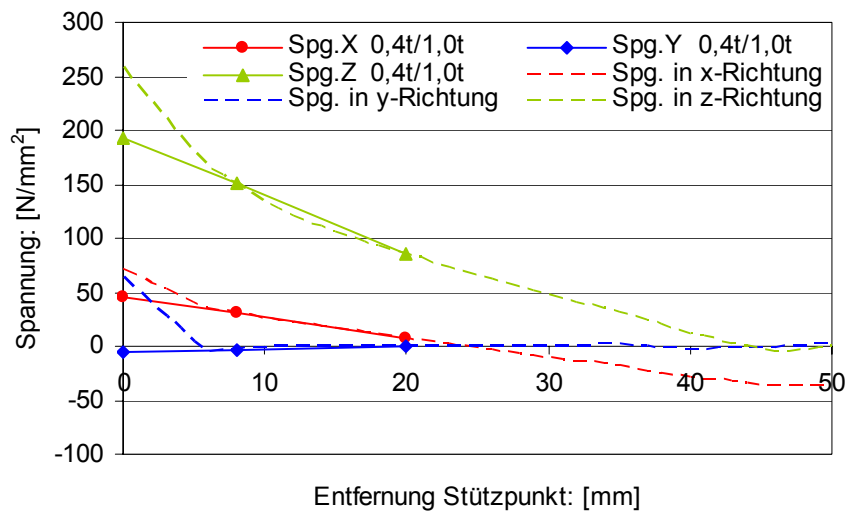
Bei HS5 und HS6 muss wegen der geneigten Oberfläche der Plattenkante die Hauptnormalspannung betrachtet werden, die etwas größer als die y- bzw. z-Spannung ist.



**Abb. 2.25: Extrapolation der Spannungskomponenten bei  $F = 200$  kN zum Nahtübergang HS1 im FE-Modell C**



**Abb. 2.26: Extrapolation der Spannungskomponenten bei  $F = 200$  kN zum Nahtübergang HS2 im FE-Modell C**



**Abb. 2.27: Extrapolation der Spannungskomponenten bei  $F = 200$  kN zum Nahtübergang HS3 im FE-Modell C**

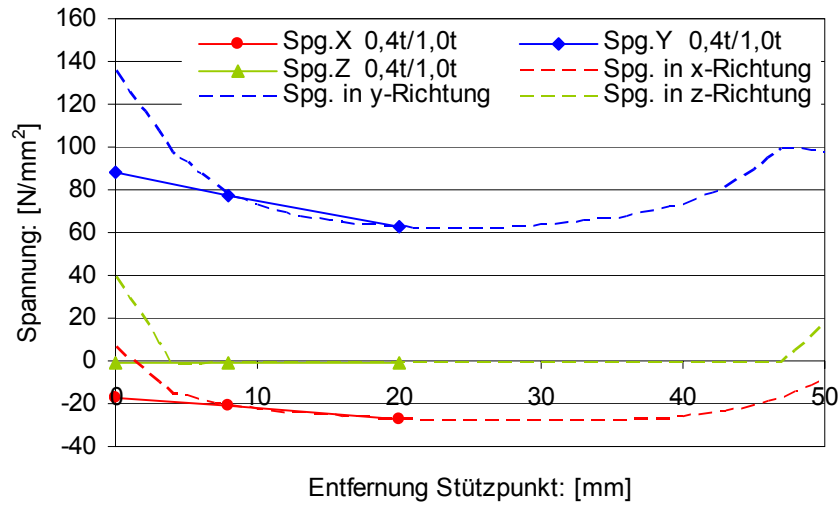


Abb. 2.28: Extrapolation der Spannungskomponenten bei  $F = 200$  kN zum Nahtübergang HS4 im FE-Modell C

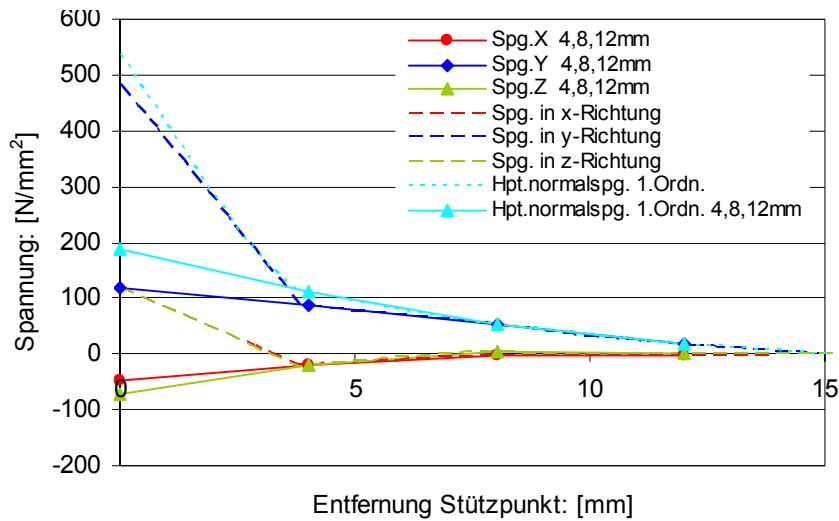


Abb. 2.29: Extrapolation der Spannungskomponenten bei  $F = 200$  kN zum Nahtübergang HS5 im FE-Modell C

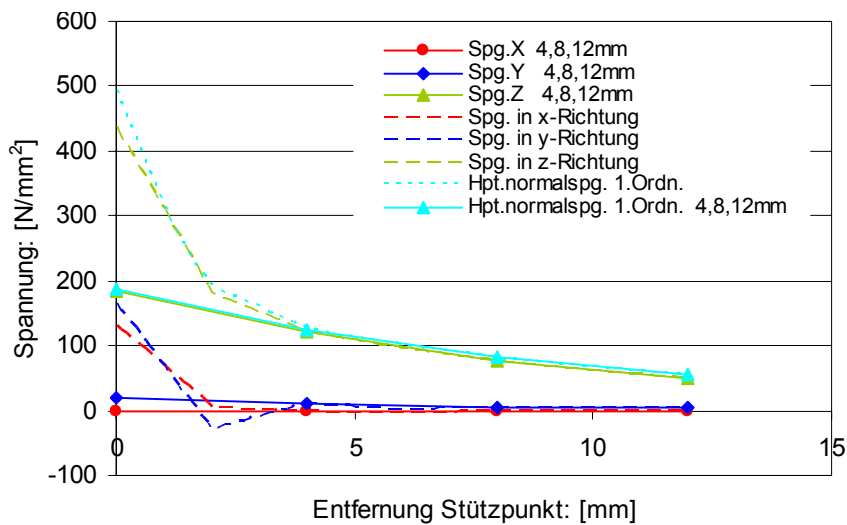
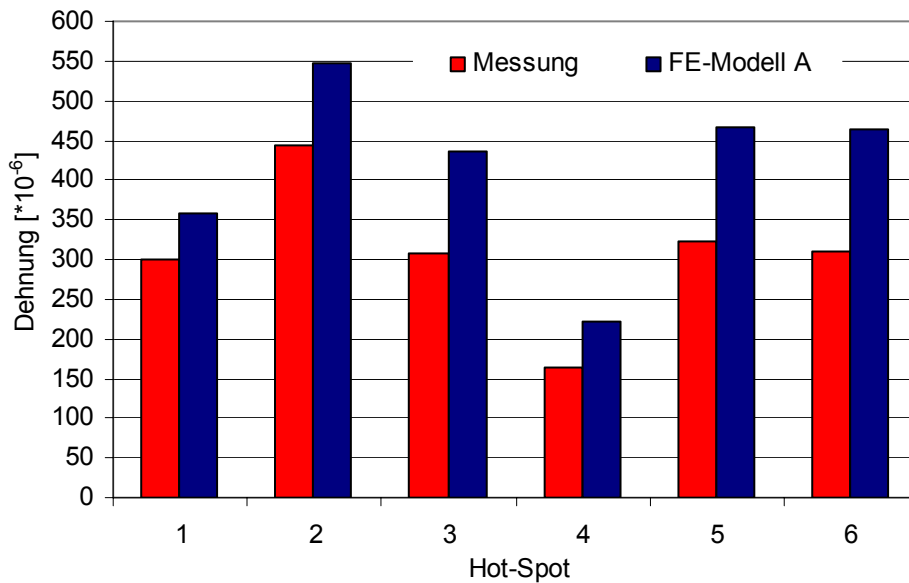
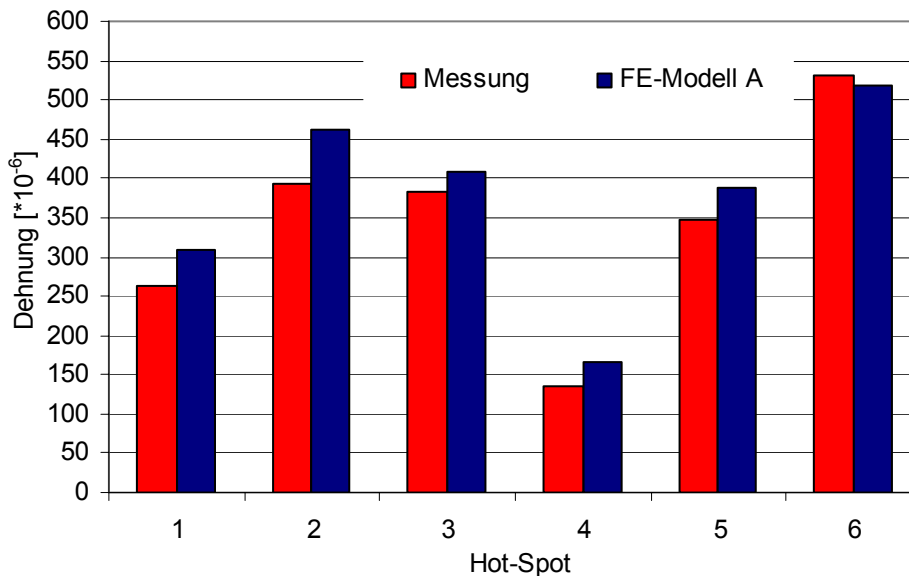


Abb. 2.30: Extrapolation der Spannungskomponenten bei  $F = 200$  kN zum Nahtübergang HS6 im FE-Modell C

Während die extrapolierten Strukturspannungen zur Abschätzung der Lebensdauer verwendet werden, erfolgt der Vergleich mit den Messwerten auf Basis der Dehnungen. Abb. 2.31 zeigt den Vergleich zwischen den gemessenen und den mit dem FE-Modell A ermittelten Dehnungen für eine Kraft  $F = 95,1 \text{ kN}$ .



**Abb. 2.31: Berechnete und gemessene extrapolierte Strukturdehnungen bei HS1 - HS6 und  $F = 95,1 \text{ kN}$  für das Versuchsmodell 2**



**Abb. 2.32: Berechnete und gemessene Strukturdehnungen bei HS1 - HS6 und  $F = 95,1 \text{ kN}$  für das Versuchsmodell 3**

Wie bei den Messungen ergibt sich bei den Berechnungen die größte Strukturdehnung bei HS2, allerdings zeigen die Berechnungen auch bei HS5 und HS6 sehr hohe Werte. Dagegen sind die Strukturdehnungen bei HS3 geringer, wo im Versuch die ersten Anrisse entstanden.

Die Unterschiede zwischen den Messwerten und Berechnungsergebnissen sind relativ groß. Zum Teil liegt dies sicher an den oben beschriebenen Unterschieden in den Nennspannungen der Rahmen, die zwischen 3 und 7% lagen. Die restlichen Unterschiede ließen sich allerdings trotz intensiver Suche nicht erklären. Beispielsweise zeigten zusätzliche Berechnungen, dass der im Kapitel 2.1 beschriebene Versatz der Rahmenstege derartige Unterschiede nicht erklären kann. An-

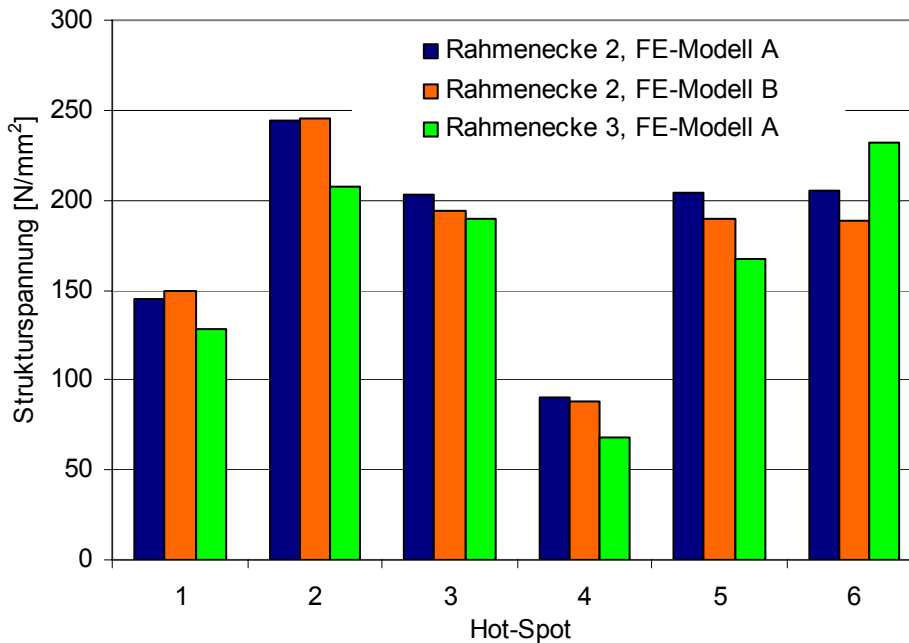
zumerken ist, dass die Applikation der DMS-Ketten auf dem freien Rand des Abschweißloches (HS5 und HS6) relativ schwierig ist. Dort sind die Abweichungen am größten.

Der Vergleich für das Versuchsmodell 3 ist in Abb. 2.32 dargestellt. Die Übereinstimmung ist hier besser und liegt in der Größenordnung der Unterschiede bei den Nennbeanspruchungen. Bemerkenswert ist, dass infolge der Diagonalsteife am Knotenblech die Beanspruchungen an den Nahtübergängen HS2 und HS5 abnehmen, während sie bei HS6 zunehmen.

Die aus den Berechnungen extrapolierten Strukturspannungen sind in der Tabelle 2.3 für eine Kraft  $F = 200 \text{ kN}$  aufgelistet sowie in der Abb. 2.33 grafisch dargestellt. Es zeigt sich, dass die Unterschiede zwischen den FE-Modellen A und B gering sind. Im Versuchsmodell 3 sind die Beanspruchungen mit Ausnahme von HS6 geringer.

**Tabelle 2.3: Berechnete Strukturspannungen in  $[\text{N}/\text{mm}^2]$  bei  $F = 200 \text{ kN}$**

	HS1	HS2	HS3	HS4	HS5	HS6
Versuchsmodell 1/2, FE-Modell A	145,5	244,0	203,5	90,4	204,4	205,0
Versuchsmodell 1/2, FE-Modell B	149,1	245,0	193,6	87,9	189,1	188,2
Versuchsmodell 3, FE-Modell A	128,6	207,6	189,3	68,2	167,8	231,8



**Abb. 2.33: Berechnete Strukturspannungen für die Nahtübergänge HS1 - HS6 der Versuchsmodelle 2 und 3 für  $F = 200 \text{ kN}$**

### 2.6.5 Ergebnisse für die effektiven Kerbspannungen

Die Kerbspannungen wurden aus den in Abb. 2.22 gezeigten Submodellen im Kerbbereich ermittelt. Die maximalen Spannungen treten generell im ausgerundeten Nahtübergangsbereich auf, wie dies in Abb. 2.34 für das FE-Modell A anhand der Vergleichsspannungen dargestellt ist.

Ausgewertet wurden die größten Hauptspannungen auf diesem Pfad. Die mit den Modellen berechneten Kerbspannungen sind in der Tabelle 2.4 aufgelistet. Bei HS4 und HS6 wurde wie erwähnt nur die nominelle Nahtgeometrie (FE-Modell A) berechnet.

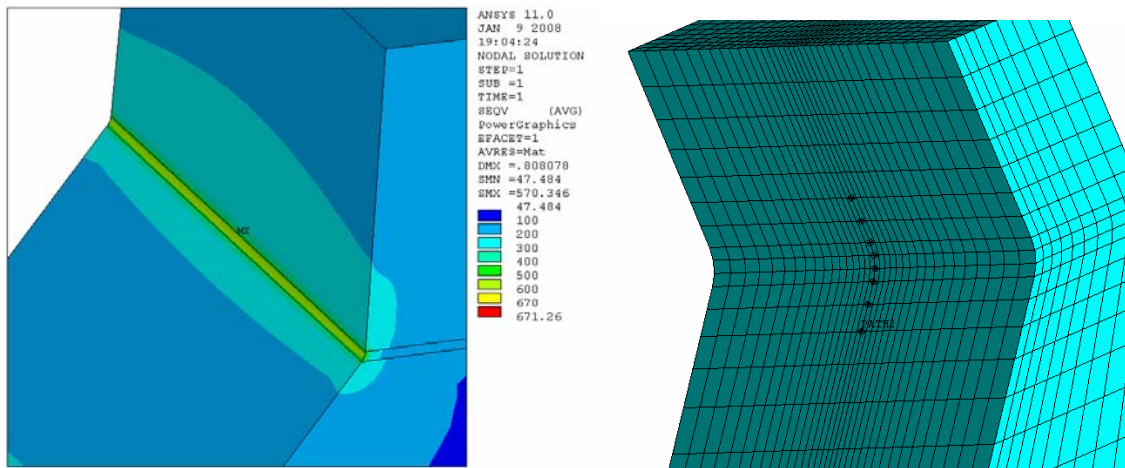


Abb. 2.34: Berechnete Vergleichsspannung am HS2 des FE-Modells A für  $F = 200$  kN und Auswertepfad

Tabelle 2.4: Berechnete Kerbspannungen für  $r_{ref} = 1$  mm in  $[N/mm^2]$  bei  $F = 200$  kN

	HS1	HS2	HS3	HS4	HS5	HS6
Versuchmodell 1/2, FE-Modell A	506,0	717,6	607,5	298,4	604,9	559,5
Versuchmodell 1/2, FE-Modell B	558,4	633,1	608,2	-	681,6	-
Versuchmodell 1/2, FE-Modell C	456,1	470,3	519,7	-	587,4	-

Die Ergebnisse sind zusätzlich in Abb. 2.35 gezeigt. Interessanterweise treten deutliche Unterschiede zwischen den Modellen auf. Vor allem reduziert der bei HS2 gemessene große Radius die Kerbspannung erheblich, so dass auch hierin ein Grund für die überraschend hohe Schwingfestigkeit dieser Stelle liegt. Dagegen ist die Kerbspannung im FE-Modell C bei HS3 größer!

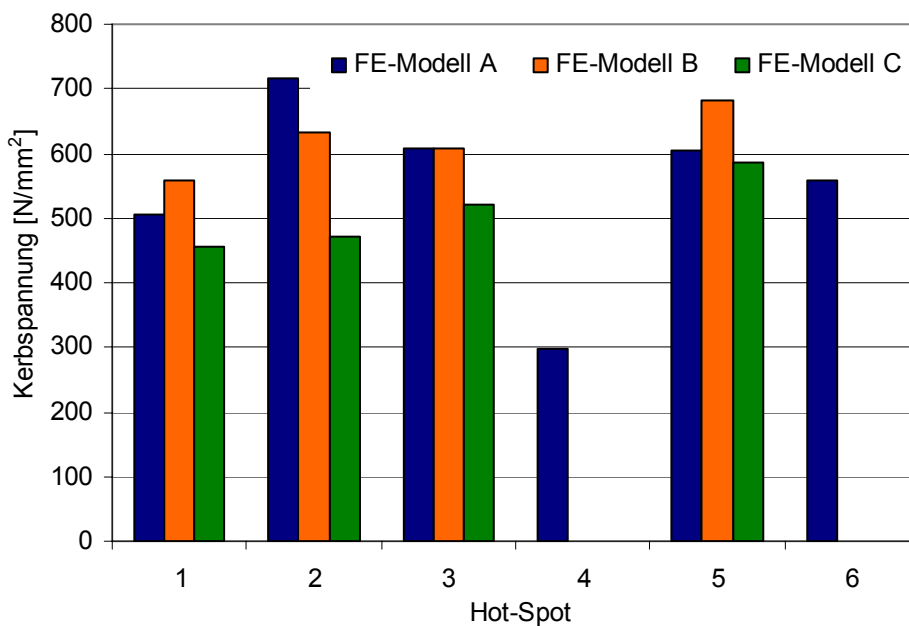


Abb. 2.35: Berechnete Kerbspannungen für die Nahtübergänge HS1 - HS6 der Versuchsmodelle 1/2 bei  $F = 200$  kN



## 2.7 Bewertung der Lebensdauern

Auf Basis der ermittelten Struktur- und Kerbspannungen für das FE-Modell B bei HS3, d.h. am Ort des ersten bzw. anfangs dominanten Anrisses, werden die Lebensdauern aus dem Versuch in einem Wöhlerliniendiagramm dargestellt und mit den Entwurfswöhlerlinien der entsprechenden Konzepte verglichen. Für das effektive Kerbspannungskonzept gilt FAT 225 (kennzeichnender Schwingfestigkeitswert in  $\text{N/mm}^2$  bei  $N = 2 \cdot 10^6$  und 97,7% Überlebenswahrscheinlichkeit), während für das Strukturspannungskonzept FAT 90 für teilweise kraftübertragende Kehlnähte gewählt wird. Im Nennspannungskonzept gilt FAT 71 für den voll durchgeschweißten Kreuzstoß.

Die Ergebnisse sind in Abb. 2.36 aufgetragen. Für das Struktur- und Kerbspannungskonzept zeigt sich, dass die Ergebnisse für das gewählte Versagenskriterium (Risslänge = Blechdicke) überwiegend auf der sicheren Seite liegen. Damit bestätigen die Musterbauteile die vorhandenen Bewertungskonzepte. Dagegen liegen die Ergebnisse auf Basis von Nennspannungen auf der unsicheren Seite. Der Hauptgrund hierfür ist offenbar eine auf unter 50% reduzierte mittragende Gurtbreite.

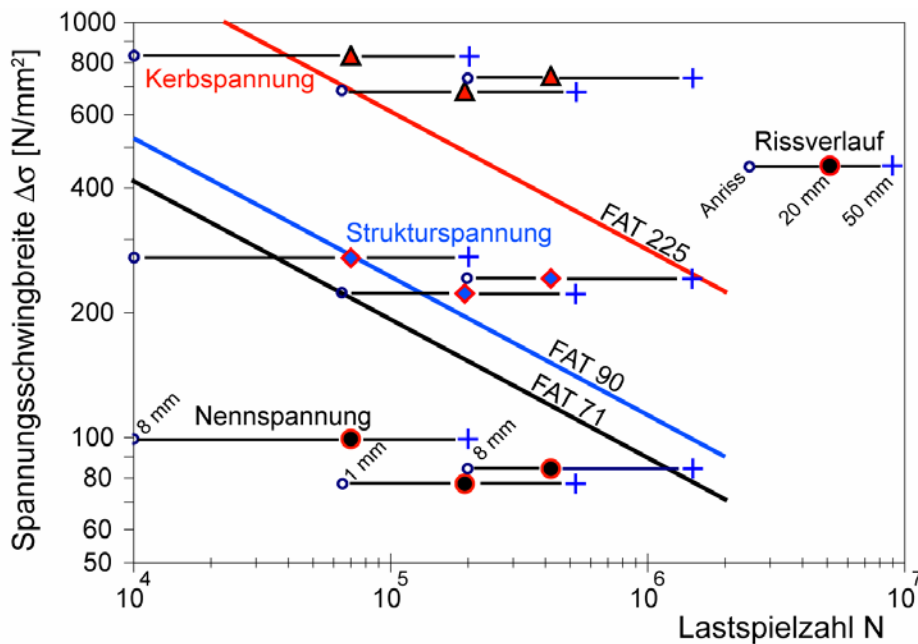


Abb. 2.36: Wöhlerliniendiagramm für die drei Rahmenecken auf Basis von Nenn-, Struktur- und Kerbspannungen

### 3 Detailprobe "Kreuzstoß"

#### 3.1 Beschreibung der Detailproben

Wie erwähnt wurde zum Musterbauteil "Rahmenecke" der voll durchgeschweißte, axial belastete Kreuzstoß als Detailprobe ausgewählt, vgl. Abb. 1.2. Zu diesem Zeitpunkt war noch nicht bekannt, dass die meisten Anrisse an den Rahmenecken nicht am Kreuzstoß, sondern an den Ausläufen des Abschweißloches aufgetreten sind, wofür eher die Längssteife repräsentativ wäre. Dennoch sind die Untersuchungen zum Kreuzstoß sinnvoll, weil zumindest an der Rahmenecke 3 Risse am Kreuzstoß auftraten, die das Gesamtversagen bestimmten.

Um einen direkten Vergleich zwischen dem Musterbauteil "Rahmenecke" und den Detailproben zu ermöglichen, wurden Kreuzstöße aus dem entsprechenden Material mit 20 mm Plattendicke und dem gleichen Schweißverfahren hergestellt. Hierzu wurden sechs 1300 mm lange und 300 mm breite Plattenstreifen mit Flachstäben 150 x 20 mit dem Schutzgas-Schweißverfahren MAG verschweißt. Die DHV-(K-)Naht wurde dabei symmetrisch angeordnet. Das Schweißprotokoll befindet sich im Anhang B.

Die drei Platten wurden vom Laboratorium für Werkstoffkunde und Schweißtechnik der „Helmut Schmidt Universität“, Universität der Bundeswehr Hamburg mit Hilfe des Ultraschallverfahrens geprüft. Verwendet wurden das Ultraschallgerät Krautkrämer USIP 11, der Winkelprüfkopf MWB 60-N4, 60°, 4 MHz sowie der Winkelprüfkopf MWB 70-N4, 70°, 4 MHz. Von beiden Seiten wurde eingestrahlt. Platte 1 wurde mit beiden Prüfköpfen (60° und 70°), Platte 2 und 3 nur mit dem 60°-Prüfkopf geschallt. Es konnte kein Unterschied zwischen der 60° und 70° Einschallung gefunden werden. Die festgestellten Reflektoren waren klein und befanden sich in etwa Nahtmitte. Die Ersatzreflektoren waren kleiner als 2,5 mm. In den nachfolgenden Schwingfestigkeitsversuchen wurden keine Ermüdungsrisse ausgehend von der Nahtmitte beobachtet.

Zusätzlich wurde auf Oberflächenrisse hin mit dem Magnetpulververfahren geprüft. Es wurden keine Risse an der Nahtoberfläche festgestellt.

Aus den verbundenen Platten wurden per Sägeschnitt 60 mm breite Detailproben herausgearbeitet, Abb. 3.1.

Insgesamt ergaben sich daraus 50 Detailproben. Platte 1 wurde nur teilweise aufgeschnitten, um Material für eventuell weitere metallurgische Untersuchungen zur Verfügung zu haben.

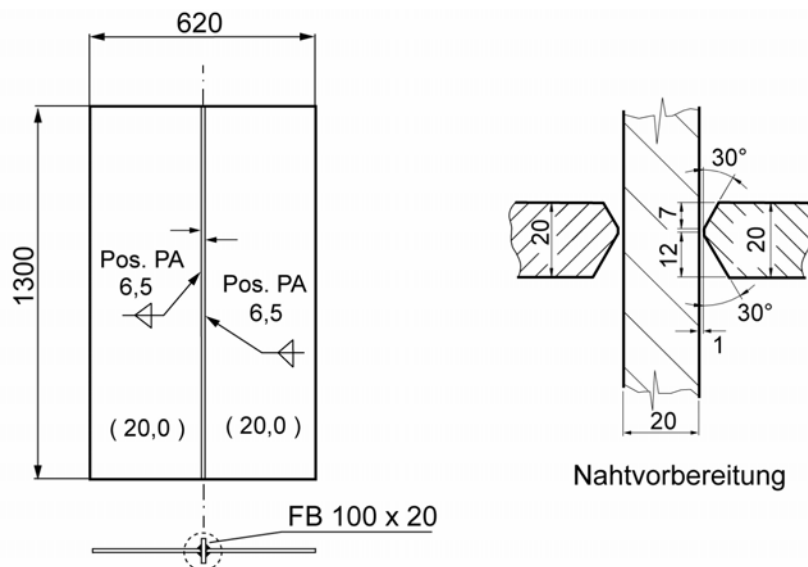


Abb. 3.1: Herstellung der Detailproben "Kreuzstoß"



Abb. 3.2: Herstellung und Prüfung der Detailproben "Kreuzstoß"

### 3.2 Kantenversatz und Winkerverzug

Ein generelles Problem von Kreuzstößen ist die bei Zugbeanspruchung  $\sigma_n$  an der Schweißnaht auftretende Zusatzbiegespannung infolge von Kantenversatz  $e$  und Winkerverzug  $\varphi$  der Platten, Abb. 3.3.

Die überlagerte Zug- und Biegespannung kann als Strukturspannung  $\sigma_s$  angesehen werden. Für einen Kantenversatz  $e$  ergibt sich bekanntlich (Niemi et al., 2006):

$$\sigma_s = \sigma_n \cdot (1 + 3e/t) \quad (3.1)$$

mit der Blechdicke  $t$ , solange die Verformung des vertikalen Bleches nicht behindert wird.

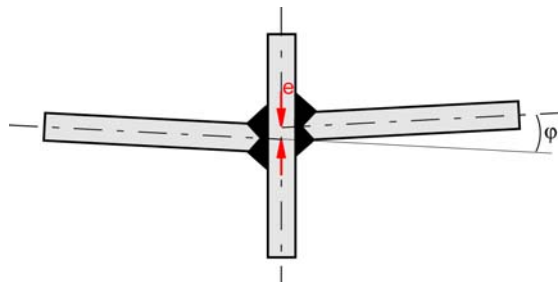


Abb. 3.3: Kantenversatz und Winkerverzug der Detailprobe "Kreuzstoß"

Der an den Kreuzstoßproben vorliegende Kantenversatz und Winkerverzug wurde entsprechend Abb. 3.4 aus den an zwei symmetrischen Positionen gemessenen Vertikalverformungen  $h_2$  und  $h_3$  relativ zu den Auflagern mit folgenden Formeln bestimmt:

$$e = (1 + 3e/a) (h_2 - h_3) \quad (3.2)$$

$$\varphi = \arctan [(h_2 - h_3)/a] \quad (3.3)$$

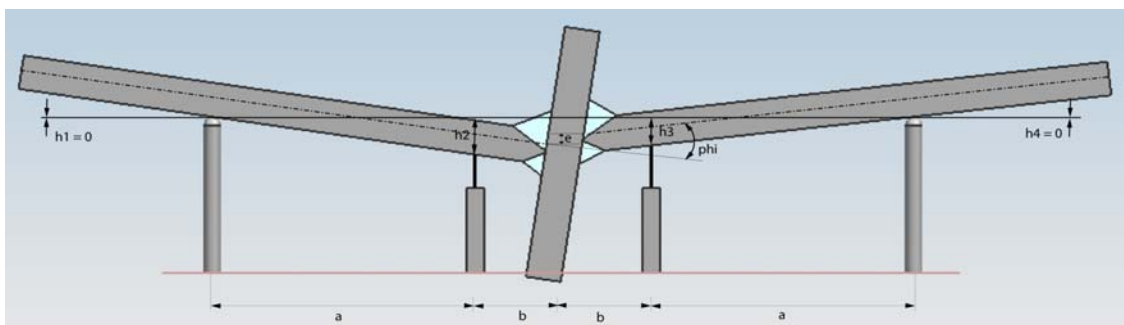


Abb. 3.4: Versuchstechnische Bestimmung von Vorverformungen

Die somit ermittelten Werte sind für die aus den Platten herausgetrennten 50 Proben in Abb. 3.5 grafisch dargestellt. Während der Winkelverzug zwischen 0 und  $0,64^\circ$  relativ klein war, lag in der dritten Platte ein Kantenversatz von bis zu 4,4 mm vor ( $e/t = 0,22$ ).

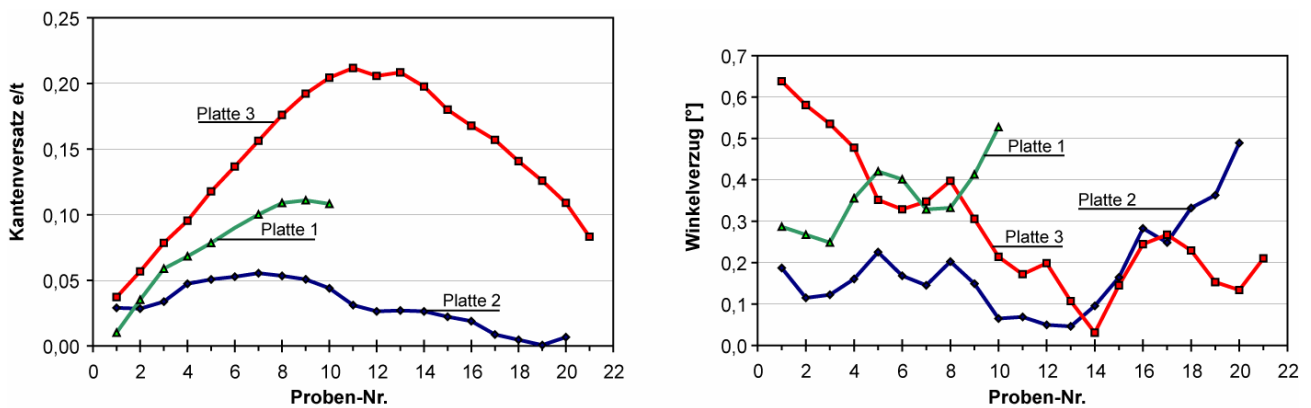


Abb. 3.5: Gemessene Werte für den relativen Kantenversatz  $e/t$  und Winkelverzug

### 3.3 Aufmessung der Nahtprofile

Einige vorliegende Nahtprofile wurden mit einer an der Forschungsstelle vorhandenen laser-optischen Messeinrichtung (Kahl et al., 2006) aufgemessen. Abb. 3.6 zeigt ein typisches Beispiel für eine aufgemessene Nahtoberfläche. Das erzielte  $a$ -Maß betrug 6,5 - 7 mm.

Aus den Nahtprofilen wurden am Ort des in den Schwingfestigkeitsversuchen gefundenen Anrisses die kennzeichnenden Werte wie Nahtübergangsradius und Nahtanstiegswinkel ermittelt, vgl. Abb. 3.6 rechts).

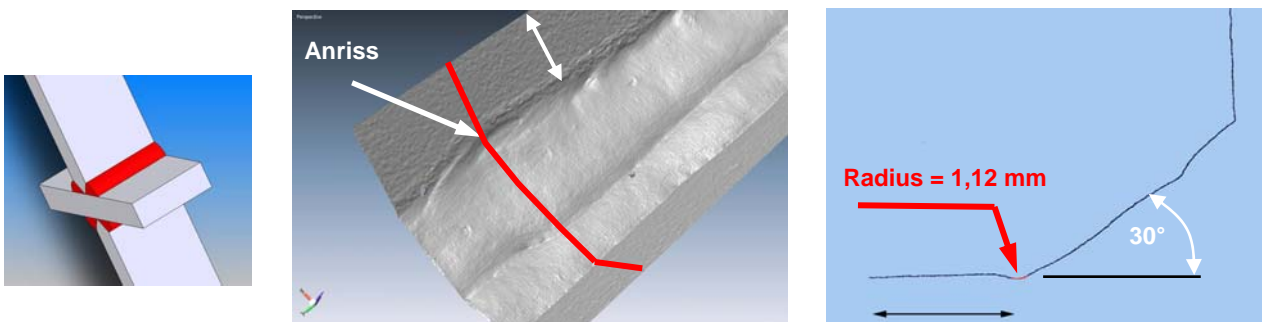


Abb. 3.6: Beispiel für gemessenes Nahtprofil und daraus ermittelter Nahtübergangsradius und Nahtanstiegswinkel (Probe 2.20; Belastungsrichtung im Bild: vertikal)

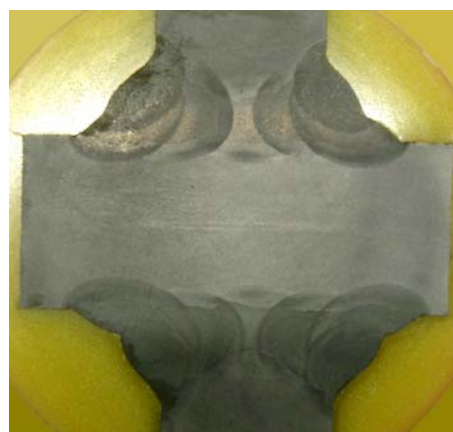
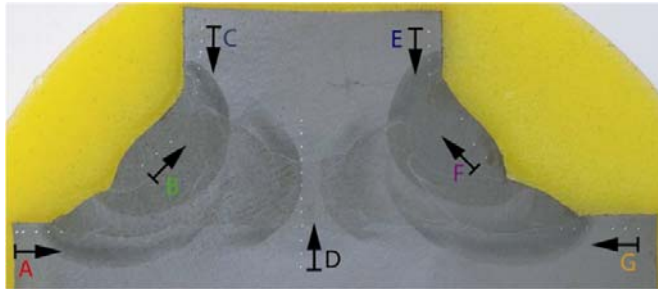


Abb. 3.7: Schlibbild einer Kreuzstoßprobe

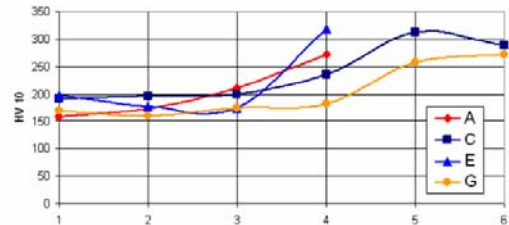
### 3.4 Härtemessungen

An einem Nahtquerschnitt wurde die Härte gemessen. Die Pfade A bis G (siehe Abb. 3.8) liegen etwa 1 mm unterhalb der Oberfläche, Pfad D auf der Symmetrieebene des Kreuzstoßes.

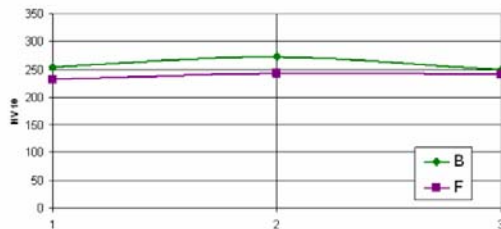
An den Nahtübergängen (Pfad A, C, E, G) werden 310 HV10 erreicht. In den letzten Zügen der DHV-(K-)Naht (Pfad B und F) sowie in der Wurzel (Pfad D) konnten 270 bzw. 250 HV10 festgestellt werden.



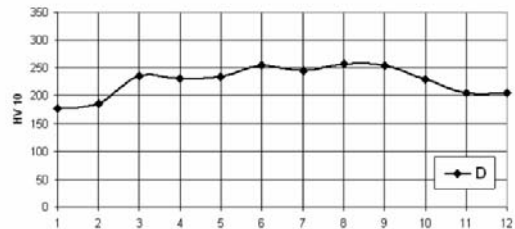
Lage der Pfade



Pfad A, C, E, G



Pfad B und F im letzten Zug



Pfad D, Wurzellage

Abb. 3.8: Härtemessungen am Kreuzstoß

### 3.5 Ermittlung der Eigenspannungen

Die Eigenspannungen an einer Kreuzstoßprobe wurden mit Hilfe des Bohrlochverfahrens ermittelt. Vier Bohrlochrosetten vom Typ CEA-062UM-120 wurden so appliziert, dass die Bohrung mit einem Stirnfräser von 1,6 mm Durchmesser 3,5 mm vor dem Nahtübergang lag. Abb. 3.9 zeigt eine Draufsicht auf den beschriebenen Bereich der Kreuzstoßprobe.

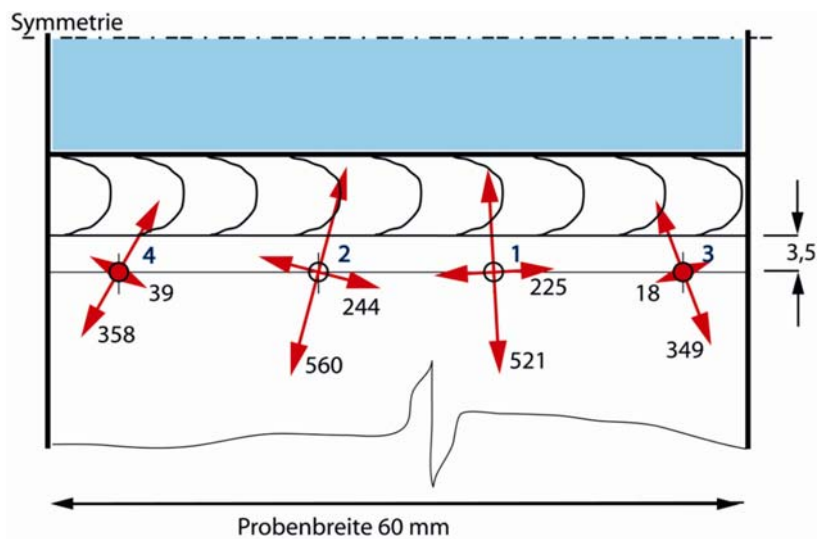


Abb. 3.9 Ergebnis der Eigenspannungsermittlung mit Hilfe des Bohrlochverfahrens



### 3.7 Finite-Elemente-Berechnungen

Zur Ermittlung der Struktur- sowie effektiven Kerbspannungen wurden einfache 2D-Finite-Elemente-Modelle generiert. In diesen wurde die gemessenen Werte für Kantenversatz und Winkelverzug berücksichtigt. Für die Kerbspannungsberechnungen wurden die Nahtübergänge mit Referenzradien  $r_{\text{ref}} = 1 \text{ mm}$  und  $0,3 \text{ mm}$  fiktiv ausgerundet.

Abb. 3.12 zeigt ein typisches FE-Modell für die Kerbspannungsberechnung. Die sich ergebenden Struktur- und Kerbspannungsformzahlen sind für den kritischen der vier Nahtübergänge im Anhang C aufgelistet.

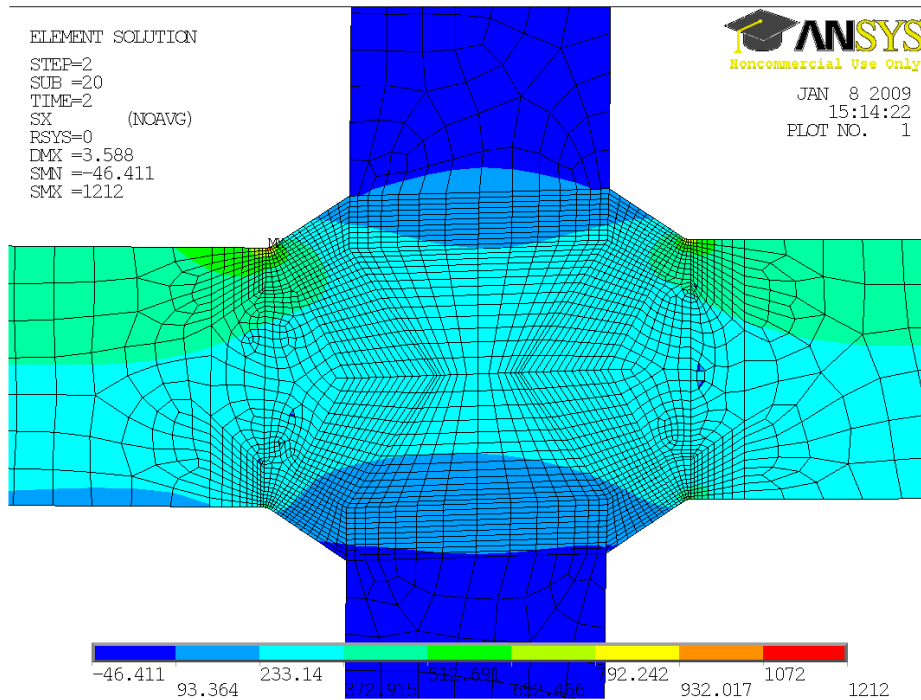


Abb. 3.12: FE-Modell zur Kerbspannungsberechnung einer Kreuzstoßprobe (Belastung horizontal)

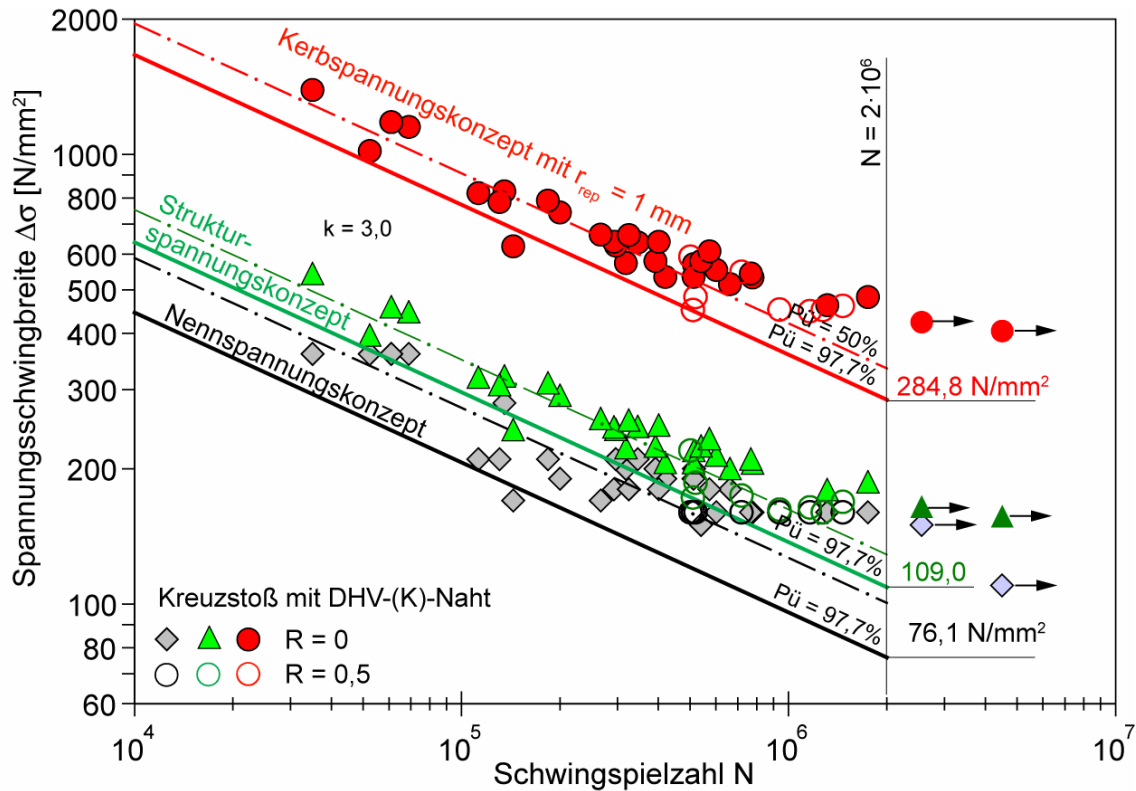
### 3.8 Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche

Die sich aus den Schwingfestigkeitsversuchen ergebenden Bruchlastspielzahlen sind im Anhang D aufgelistet sowie im unteren Bereich des Wöhlerliniendiagramms in Abb. 3.13 abhängig von der Nennspannungsschwingbreite grafisch dargestellt. Es zeigt sich, dass die Ergebnisse für  $R = 0$  und  $R = 0,5$  ein gemeinsames Streuband bilden, so dass hier keine Korrektur erfolgte. Die statistische Auswertung ergab bei Vorgabe eines Neigungsexponenten von  $k = 3,0$  eine kennzeichnende Schwingfestigkeit von  $\Delta\sigma_R = 76,1 \text{ N/mm}^2$  (für  $N = 2 \cdot 10^6$  und 97,7% Überlebenswahrscheinlichkeit). Dieser Wert liegt über der in den Schwingfestigkeitsempfehlungen angegebenen Kerbfallklasse FAT 71 (vgl. u.a. Hobbacher, 2007).

Anzumerken ist, dass diverse Proben höhere Vorverformungen als in den Schwingfestigkeitsempfehlungen unterstellt enthalten. Nach Hobbacher (2007) ist in FAT 71 lediglich ein Kantenversatz  $e/t \leq 0,15$  enthalten. Der z. T. höhere Kantenversatz und zusätzliche Winkelverzug in den Versuchen führt offenbar zu einer größeren Streubreite der Lebensdauer, die immerhin  $T_N = 1 : 2,725$  (zwischen 90% und 10% Überlebenswahrscheinlichkeit) beträgt.

Im oberen Bereich von Abb. 3.13 sind die Lebensdauern in Abhängigkeit der berechneten Strukturspannung  $\sigma_s$  und effektiven Kerbspannung  $\sigma_k$  für  $r_{\text{ref}} = 1 \text{ mm}$  im Nahtübergang dargestellt. Bei beiden ist die Streuung deutlich reduziert, weil die Wirkung der Vorverformungen in den Spannungs-

gen berücksichtigt ist. Für die Strukturspannung liegt die kennzeichnende Schwingfestigkeit mit  $109 \text{ N/mm}^2$  über dem für das Strukturspannungskonzept empfohlenen Wert von  $100 \text{ N/mm}^2$  (Hobbacher, 2007). Auch für die effektiven Kerbspannungen liegt die kennzeichnende Schwingfestigkeit mit  $283,3 \text{ N/mm}^2$  deutlich über dem empfohlenen Wert von  $225 \text{ N/mm}^2$ . Wie bei den Nennspannungen ist auch hier keine  $R$ -Korrektur vorgenommen worden, was mit den hohen Eigenspannungen begründet wird.



**Abb. 3.13: Wöhlerdiagramm für die Kreuzstoßproben in Abhängigkeit der Schwingbreite der Nennspannung  $\sigma_n$ , der Strukturspannung  $\sigma_s$  und der Kerbspannung  $\sigma_k$**

Bei der praktischen Anwendung der beiden Konzepte ist der Einfluss von Kantenversatz und Winkelverzug in der Struktur- bzw. Kerbspannung zu berücksichtigen, was üblicherweise bei Kreuzstößen mit einem Spannungserhöhungsfaktor von  $k_m = 1,4$  geschieht. Dies entspricht nach Gl. (3.1) einem Kantenversatz von ca. 15 % der Plattendicke.



## 4 Musterbauteil "Spantdurchführung"

### 4.1 Beschreibung der Musterbauteile

Um für Seitenspannen realistische Verhältnisse im Bereich der Spantdurchführung und der Anschlussbauteile zu erhalten, wurde als Spantprofil ein Flachwulst- bzw. Hollandprofil der Stärke HP 200 x 9 ausgewählt, d.h. mit einer Höhe von 200 mm und einer Stegdicke von 9 mm. Die überstehende Wulstbreite beträgt 28 mm.

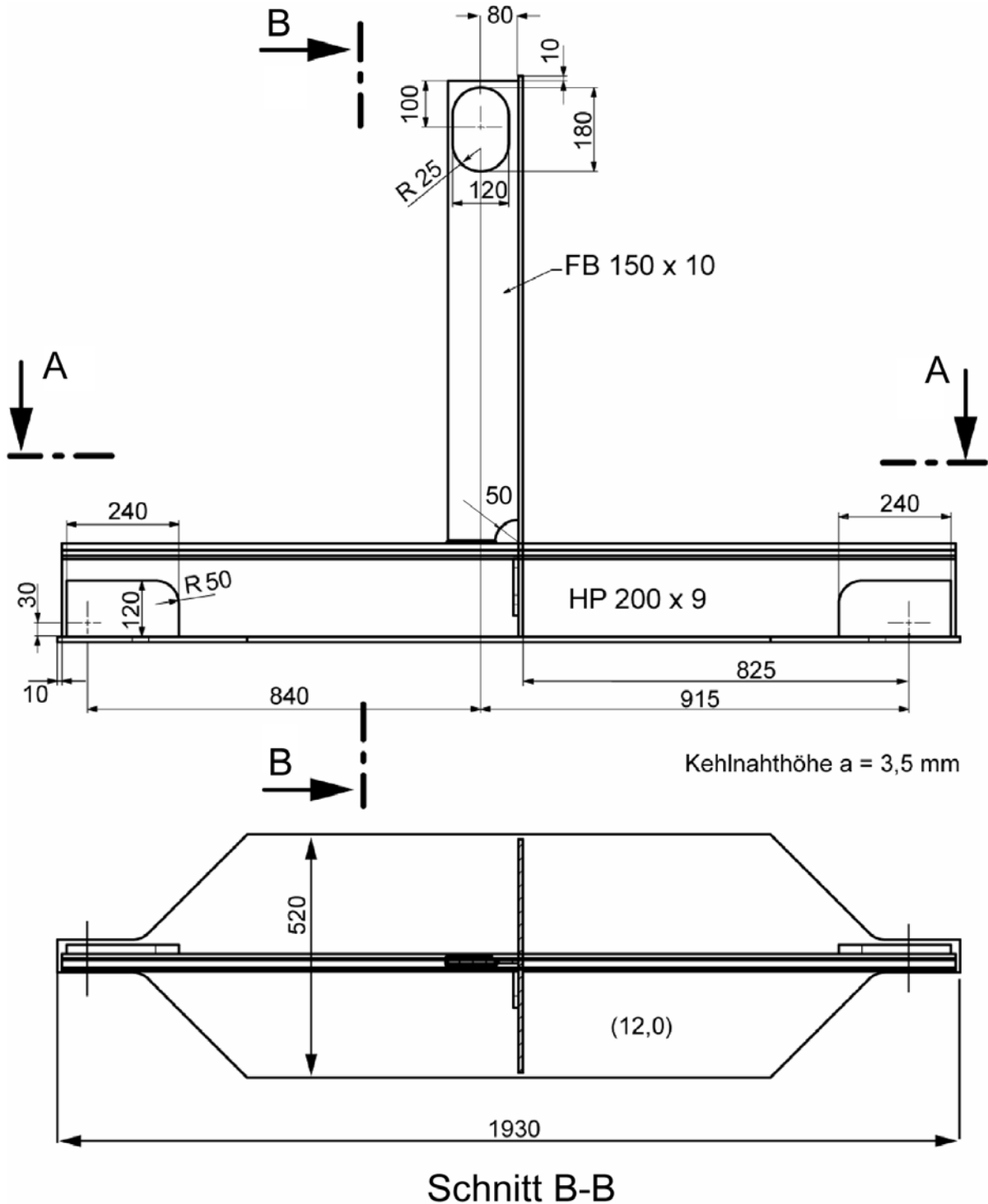


Abb. 4.1: Versuchsmodell "Spantdurchführung"

Für den kreuzenden Steg (vgl. Abb. 1.3) wurde eine Plattendicke von 10 mm gewählt. Die darauf befindliche Beul- bzw. Kopfsteife besteht aus einem Flachstahl 150 x 10. Am Anschluss dieser Kopfsteife sind auf der Längsspanntoberkante in den eingangs beschriebenen Fällen die Ermüdungsrisse entstanden, allerdings bestanden die Längsspannten dort aus Winkelprofilen.

Abb. 4.1 zeigt das Versuchsmodell mit der angedeuteten Vertikalkraft und den Lagern, mit denen im Spant eine 3-Punkt-Biegung erzeugt werden kann. Das Hollandprofil besitzt eine Länge von 1755 mm zwischen den Auflagern. Bei der vertikalen Belastung entsteht eine dreieckförmige Biegemomentenverteilung im Hollandprofil, die im Nahbereich der Spantdurchführung eine Spannungsverteilung verursacht, die einer Überlagerung aus einer druckbedingten Spannung und einer globalen Längsspannung entspricht. Denn bei einer reinen Druckbelastung mit einer parabolischen Biegemomentenverteilung würde der Anstieg steiler und die Nullpunkte dichter an der Spantdurchführung liegen, letztere z. B. 670 mm bei einer typischen Spantlänge von 3200 mm.

Der Querrahmen wurde mit einer Breite von 500 mm nachgebildet, was für die Nachbildung einer realistischen Steifigkeit im Umfeld der Spantdurchführung als ausreichend angesehen wurde. Die Form der Spantdurchführung entspricht dem Typ 01 der Werftnorm der TKMS Nordseewerke Emden und das 10 mm dicke Riegelblech dem Typ 02. Einzelheiten der Geometrie sind in Abb. 4.2 dargestellt.

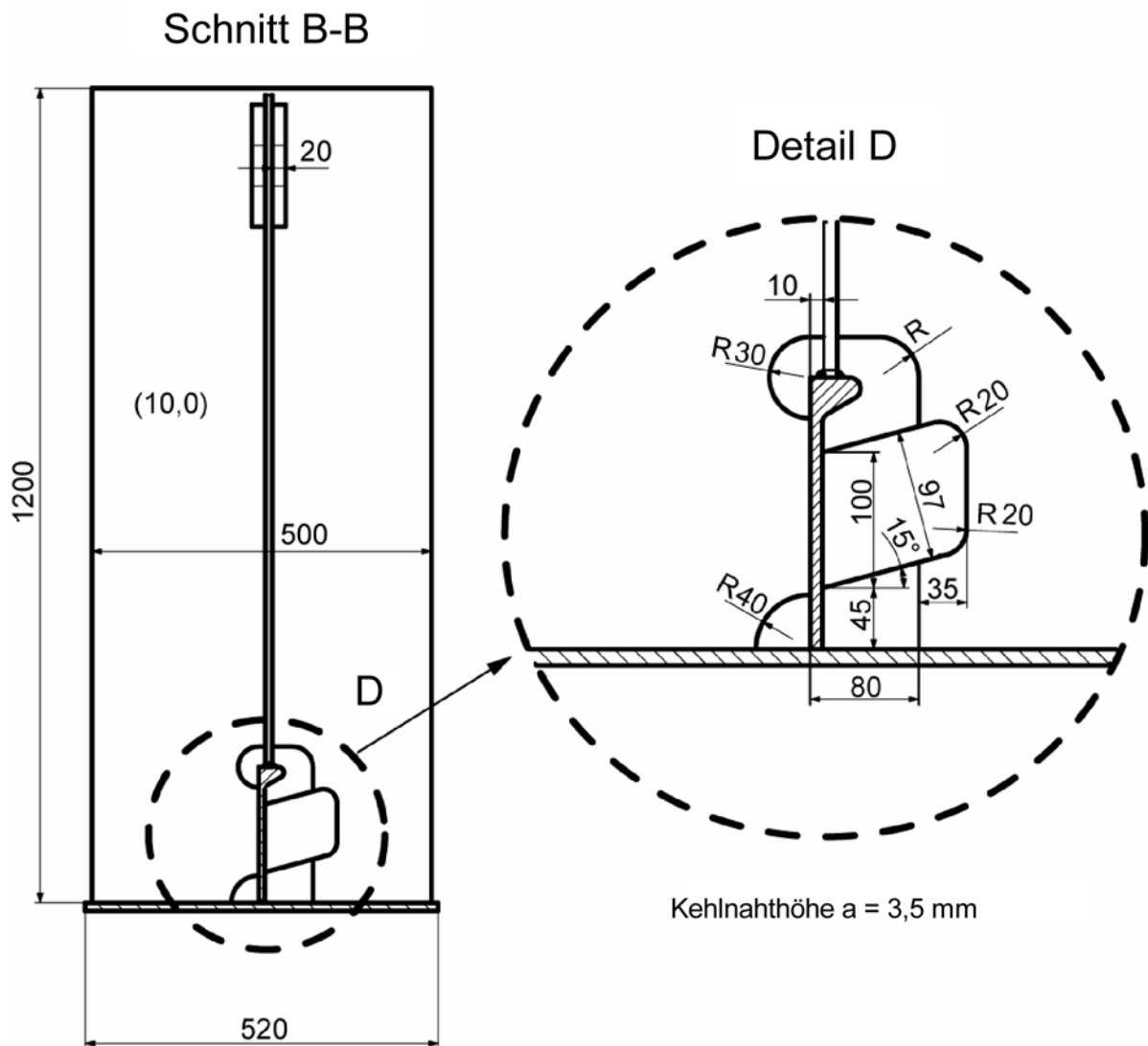


Abb. 4.2: Querrahmen und Einzelheiten zur Spantdurchführung

Wichtig für die nachfolgenden Untersuchungen ist, dass die Kopfsteife um 10 mm bzgl. der Profilmallkante eingerückt ist und dass am Ende ein Abschweißloch mit einem Radius von 50 mm sowie ein Kehlnahtanschluss mit einem nominellen  $a$ -Maß von 3,5 mm vorgesehen wurde. Die in den Musterbauteilen realisierten Abmessungen der Kehlnaht an den Steifenenden sind in Anhang G angegeben.

Als Werkstoff wurde höherfester Stahl der Güte D36 gewählt, siehe Anhang F. Insgesamt wurden fünf Bauteilmodelle von TKMS Nordseewerke in Emden unter werftüblichen Bedingungen gefertigt.

## 4.2 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

Der Versuchsaufbau ist in Abb. 4.3 gezeigt. Die 3-Punkt-Biegung wird durch einen vertikalen 150 kN-Hydraulikzylinder am oberen Ende der Kopfsteife und durch zwei drehbare Lager an den Enden des Hollandprofils realisiert. Der Abstand zwischen den Lagern beträgt 1755 mm. Die Zylinderkraft wird über einen doppelt-gelenkigen Anschluss eingeleitet, so dass beim Ausweichen des Kopfsteifenendes in Längsrichtung kein zusätzliches Biegemoment in das Versuchsmodell eingeleitet wird.

Die Ausführung der Lager ist in Abb. 4.4 dargestellt. Gegenüber der dort gezeigten Ausführung wurde die Lagerfläche mit zusätzlichen Dopplungen verstärkt. Die Querrahmenplatte wird seitlich durch Gleitlager geführt, um ein Verdrehen um die Längsachse zu verhindern.

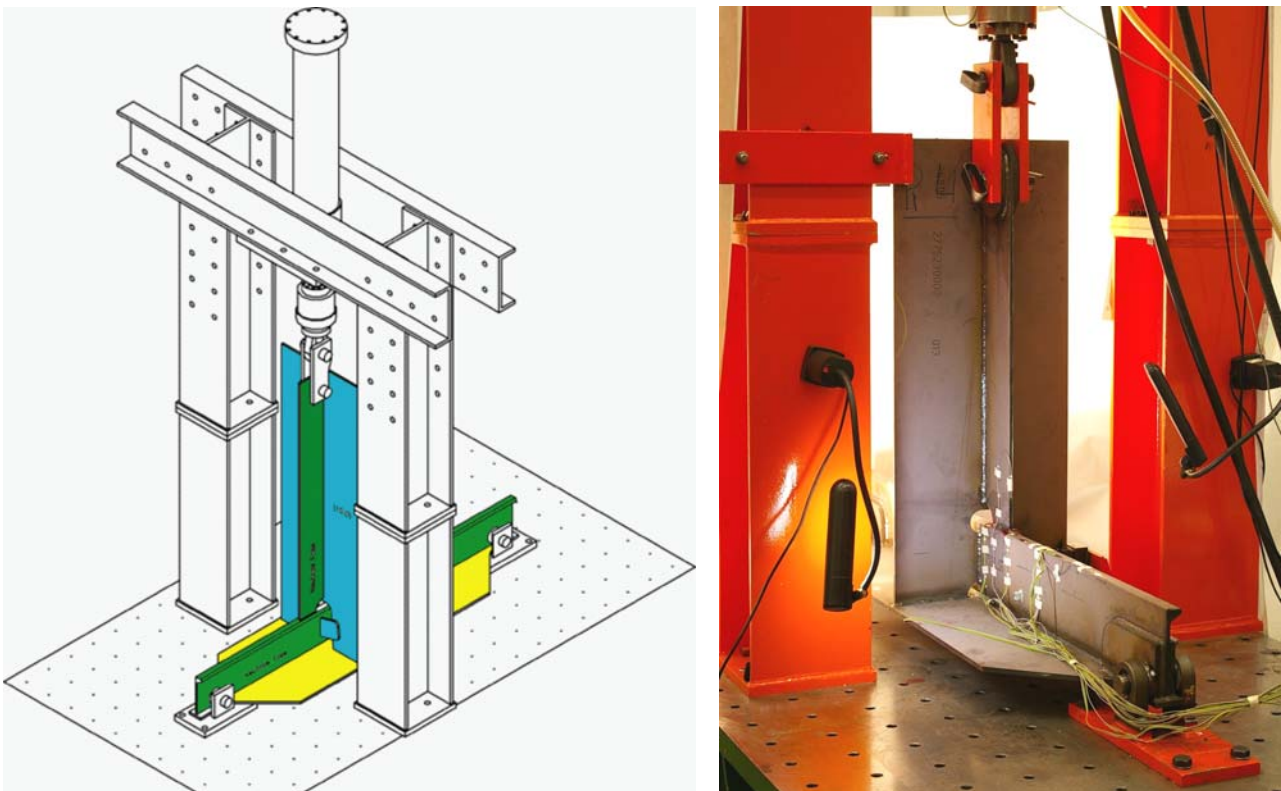
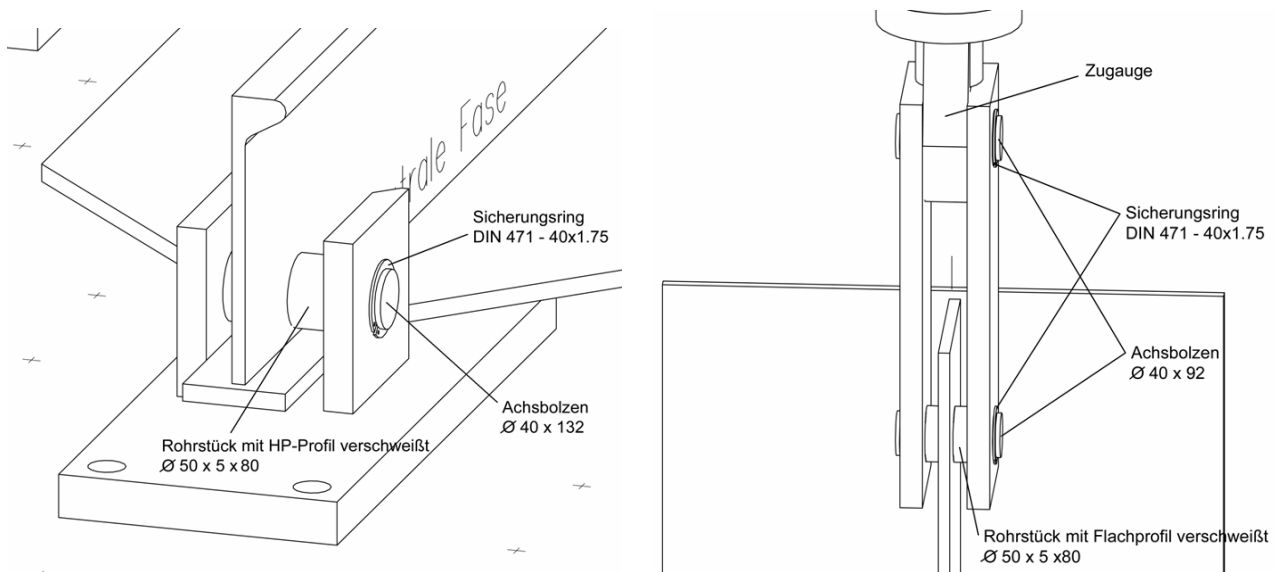
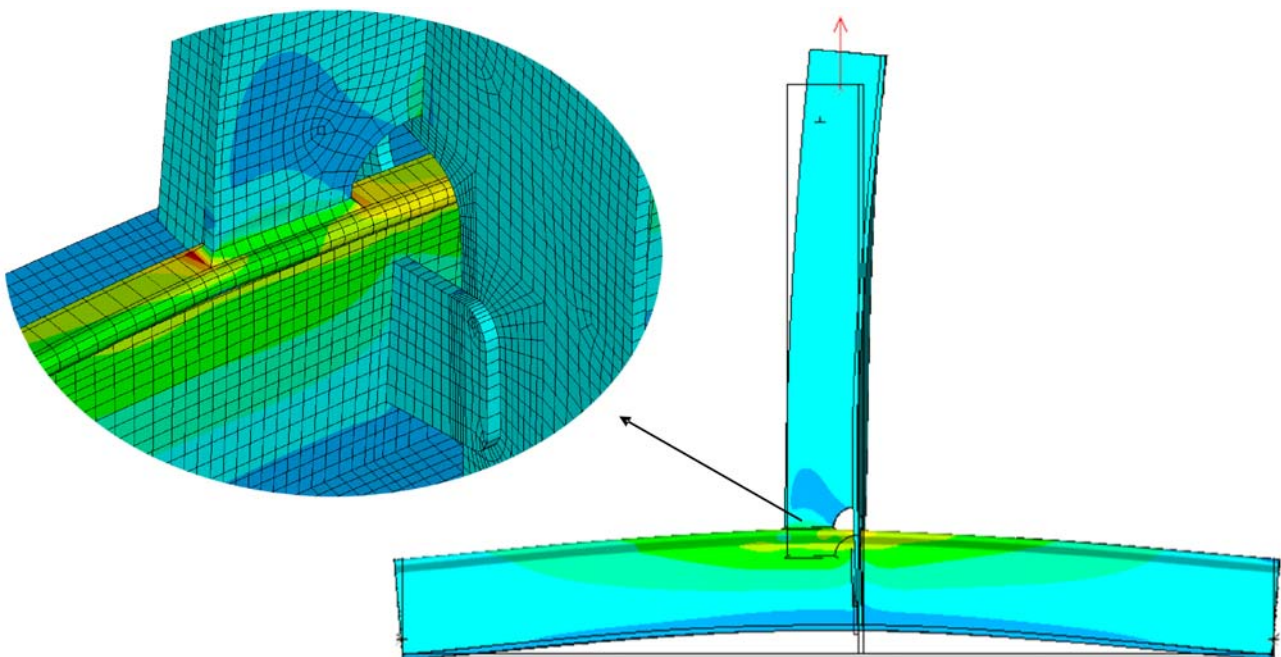


Abb. 4.3: Versuchsaufbau



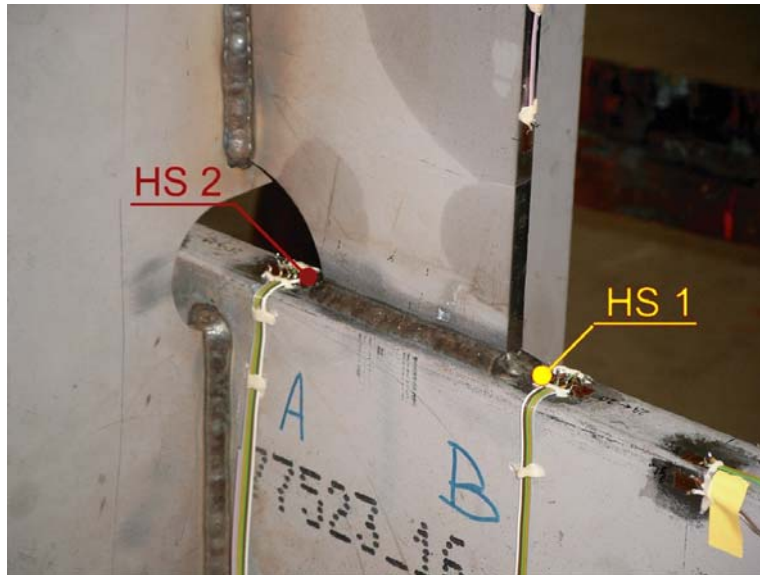
**Abb. 4.4: Ausführung der gelenkigen Lager an den Enden des HP-Profiles und der Kopfsteife**

Der Kraftangriffspunkt am oberen Ende der Kopfsteife wurde so angeordnet, dass am Kopfsteifenanschluss an beiden umschweißten Enden auf der Wulstoberkante in etwa gleiche Strukturspannungen wirken. Hierzu wurden vorab Finite-Elemente-Berechnungen durchgeführt. Abb. 4.5 zeigt die Verformungen und Längsspannungen für den letztendlich gewählten Kraftangriffspunkt, bei dem sich etwa gleiche Strukturspannungen an den beiden Kopfsteifenenden einstellen.



**Abb. 4.5: Verformung und Längsspannungen im FE-Modell "Spantdurchführung"**

Zur Messung der globalen Beanspruchungen sowie der lokalen Beanspruchungen am Kopfsteifenanschluss wurden diverse DMS appliziert. Abb. 4.6 zeigt die lokalen DMS vor den beiden ermüdungskritischen Stellen auf dem Profilwulst, die im Folgenden mit HS1 (vor der Kopfsteife) und HS2 (unter dem Abschweißloch) bezeichnet werden. Die globalen Messstellen lagen in weiter entfernten Schnitten. Vor Beginn der Versuche wurden die Musterbauteile sorgfältig ausgerichtet, wobei darauf geachtet wurde, dass die beiden Enden des HP-Profiles wie geplant belastet wurden.



**Abb. 4.6: Ermüdungskritische Stellen Hot-Spot HS1 vor der Kopfsteife und HS2 unter dem Abschweißloch**

Anschließend wurden quasistatische Belastungsversuche gefahren, bei denen eine Zylinderkraft von ca. 78 kN wiederholt aufgebracht und die Dehnungen an den DMS gemessen wurden.

Von den zyklischen Versuchen wurden drei mit jeweils konstanter Lastschwingbreite bei einem Grenzlastverhältnis zwischen Unter- und Oberlast von  $R \approx 0$  gefahren. Die Prüffrequenz betrug 0,4-0,8 Hz. Ähnlich wie bei dem Musterbauteil "Rahmenecke" wurden die anrisskritischen Stellen in periodischen Abständen optisch sowie mit Hilfe der an den kritischen Stellen applizierten DMS auf mögliche Anrisse überprüft. Nach Feststellung eines Anrisses wurde im weiteren Versuchsablauf die Entwicklung der Risslänge auf der Oberfläche erfasst. Der Versuch war beendet, wenn der Profilwulst weitgehend durchtrennt war.

Zwei weitere Modelle wurden einer Zufallslastfolge unterworfen. Prinzipiell wurde ähnlich wie bei den Versuchen mit konstanter Lastamplitude vorgegangen. Einzelheiten werden weiter unten bei der Beschreibung der Versuche gegeben.

### 4.3 Dehnungsmessungen

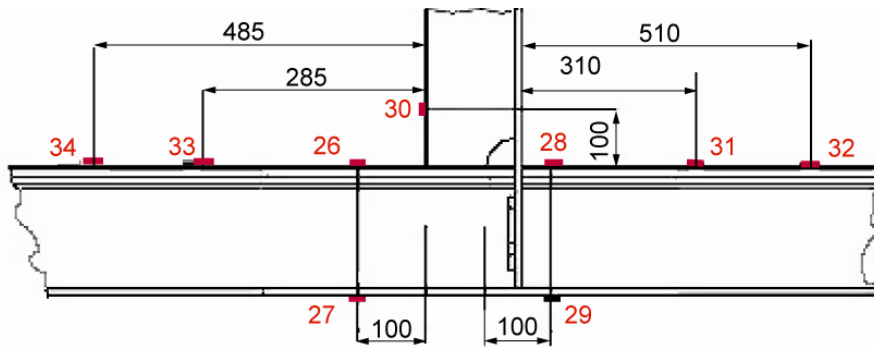
Ähnlich wie bei den Rahmenecken dienten auch hier die Dehnungsmessungen zwei Zielen:

- Ermittlung der globalen Beanspruchungen
- Ermittlung der lokalen Strukturbeanspruchungen

Da bei der ersten quasi-statischen Belastung ein sehr starkes Fließen in unmittelbarer Nähe der kritischen Nahtübergänge HS1 und HS2 beobachtet wurde, die auf hohe Zugeigenspannungen hindeuten, sind auch diese Ergebnisse aufgenommen worden.

#### 4.3.1 Messungen zur Kontrolle der Nennbeanspruchungen

Die Vorversuche wurden bis zu einer Zylinderkraft von bis zu 78 kN gefahren, was einer Nennspannung von ca.  $150 \text{ N/mm}^2$  im Hollandprofil (nach Balkenstatik, vgl. Anhang E) entspricht. Zur Kontrolle der globalen Beanspruchungen wurden DMS an Querschnitten appliziert. Abb. 4.7 zeigt die Messstellen für das Modell 5, mit dem die umfangreichsten Messungen durchgeführt wurden. Die linearen DMS wurden jeweils auf Mitte Profilsteg angeordnet.



**Abb. 4.7: Messstellen zur Kontrolle der Nennbeanspruchungen**

Die gemessenen Dehnungen sind in Tabelle 4.1 nach Umrechnung auf eine Kraft von 100 kN zusammengefasst.

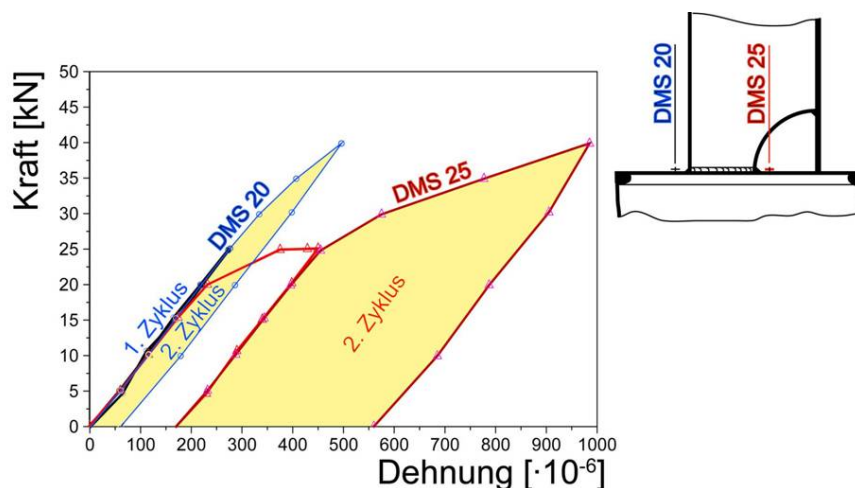
**Tabelle 4.1: Gemessene Nenndehnungen [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ] im Modell 5 bei  $F = 100 \text{ kN}$**

DMS-Nr.	34	33	26	28	31	32	27	29	30
Dehnung	286	527	723	754	529	321	212	252	371

### 4.3.2 Messungen der Struktur- bzw. Hot-Spot-Bbeanspruchungen

Vor den Nahtübergängen bzw. Hot-Spots HS1 und HS2 wurden DMS-Ketten appliziert, die jeweils eine Messlänge von 4 mm aufwiesen. Die Ketten wurden möglichst dicht am Nahtübergang angeordnet, wobei sich die exakte Position des DMS-Ketten bei den einzelnen Modellen und Hot-Spots leicht unterschied.

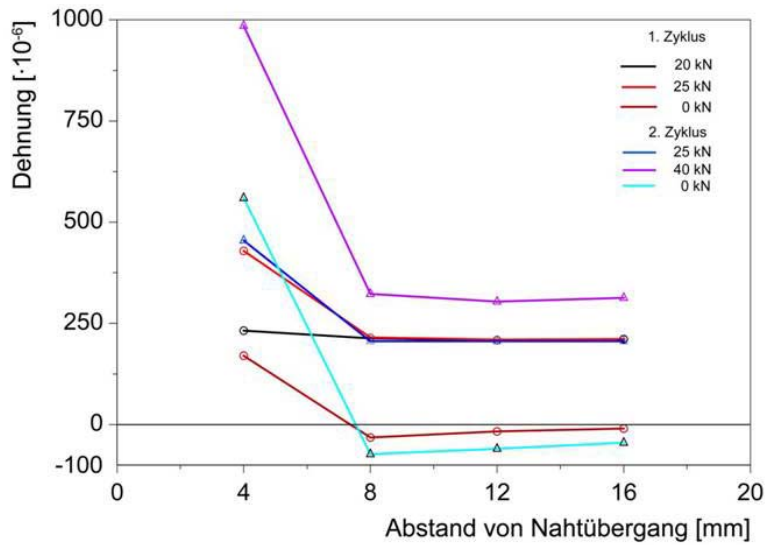
Wie erwähnt wurde bei der Erstbelastung starkes Fließen beobachtet. Für das zweite Versuchsmodell ist dies in Abb. 4.8 anhand der DMS 20 und DMS 25 in einer Entfernung 5 bzw. 6 mm vor den Nahtübergängen HS1 und HS2 dargestellt. Im ersten Lastzyklus bis 25 kN zeigte nur der DMS 25 am HS2 überproportionales Dehnungsverhalten, während beim zweiten Lastzyklus bis 40 kN auch der DMS 20 überproportionale Dehnungen zeigte, allerdings in geringem Umfang.



**Abb. 4.8: Kraft-Dehnungskurven für die ersten beiden Belastungszyklen des Versuchsmodells 2**

Die maximale gemessene Dehnung betrug 0,1%, während die bleibende Dehnung nach Entlastung 0,056% betrug. Dass sich die elasto-plastischen Beanspruchungen auf den Nahbereich vor

dem Nahtübergang beschränken, zeigt Abb. 4.9 anhand der gemessenen Dehnungen. Bleibende Dehnungen sind bei 4 mm zu beobachten, während an den anderen Stellen nur geringe negative Dehnungen zurück bleiben, die durch die bleibenden Dehnungen im Nahfeld verursacht werden.



**Abb. 4.9: Gemessene Dehnungen an mehreren DMS bei HS2 für die ersten beiden Belastungszyklen des Versuchsmodells 2**

Bei den anderen Musterbauteilen wurden ähnliche elasto-plastische Beanspruchungen bei der Erstbelastung festgestellt, allerdings traten die größten Dehnungen fallweise auch bei HS1 auf. Grundsätzlich kann angenommen werden, dass die elasto-plastischen Beanspruchungen eine Folge von vorhandenen hohen Zugeigenspannungen infolge des Schweißens sind, die bei Erstbelastung (Zug im Wulst) ausgelöst werden. Da die nichtlineare Dehnung schon bei einer Kraft von unter 20 kN einsetzt, bei welcher die lokale Dehnung 0,02% bzw. die Spannung ca. 40 N/mm<sup>2</sup> beträgt, kann am Nahtübergang von Eigenspannungen in Höhe der Fließgrenze ausgegangen werden.

Die linearen Strukturdehnungen und -spannungen wurden aus den linearen Beanspruchungen nach wiederholt aufgebrachter Belastung aus DMS-Ketten ermittelt, die vor den Nahtübergängen HS1 und HS2 in Verlängerung von Mitte Kopfsteife angeordnet waren. Tabelle 4.2 listet die am Versuchsmodell 2 und 3 gemessenen und auf eine Kraft von  $F = 100$  kN umgerechneten Dehnungen auf. Die Abstände der DMS vom Nahtübergang sind jeweils in der Tabelle angegeben. Man erkennt, dass die lokalen Dehnungen bei HS1 und HS2 ähnlich hoch sind.

**Tabelle 4.2: Gemessene Dehnungen bei HS1 und HS2 [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ] bei  $F = 100$  kN**

DMS-Nr.	Versuchsmodell 2					Versuchsmodell 3		
	20	21	22	23	24	20	21	22
Abstand von HS1 [mm]	5	9	13	17	21	3,5	7,5	11,5
Dehnung vor HS1	862	742	683	637	600	827	690	626
DMS-Nr.	25	26	27	28	29	25	26	27
Abstand von HS2 [mm]	6	10	14	18	27	3	7	11
Dehnung vor HS2	875	749	704	685	643	825	725	662

## 4.4 Ergebnisse der Schwing- und Betriebsfestigkeitsversuche

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche an den ersten drei Musterbauteilen und der Betriebsfestigkeitsversuche an den beiden weiteren Musterbauteilen im Einzelnen beschrieben. Wie erwähnt wurde ein Grenzlastverhältnis  $R \approx 0$  gewählt.

Bei den drei Schwingfestigkeitsversuchen lag die Schwingbreite der Belastung zwischen  $\Delta F = 69$  kN und 78 kN. Dabei variierte die Nennspannung in den Längsspannten bei HS1 zwischen  $133$  N/mm<sup>2</sup> und  $150$  N/mm<sup>2</sup>.

Bei den beiden Betriebsfestigkeitsversuchen wurde eine standardisierte WASH-Lastfolge (Schütz et al., 1987) angesetzt, siehe Abb. 4.10. Eine Lastfolge umfasste 500.000 Lastzyklen. Um die Versuchszeit in Grenzen zu halten, wurden die unteren 11% der Lastzyklen abgeschnitten. Die im Folgenden angegebenen Lastspielzahlen beziehen sich auf die Ausgangslastfolge, d.h. sie beinhalten jeweils die abgeschnittenen Lastwechsel. Die Maximalwerte der Lastschwingbreiten betragen  $\Delta F = 150$  kN und  $122$  kN, was einer Nennspannungsschwingbreite von  $290$  bzw.  $235$  N/mm<sup>2</sup> bei HS1 entspricht.

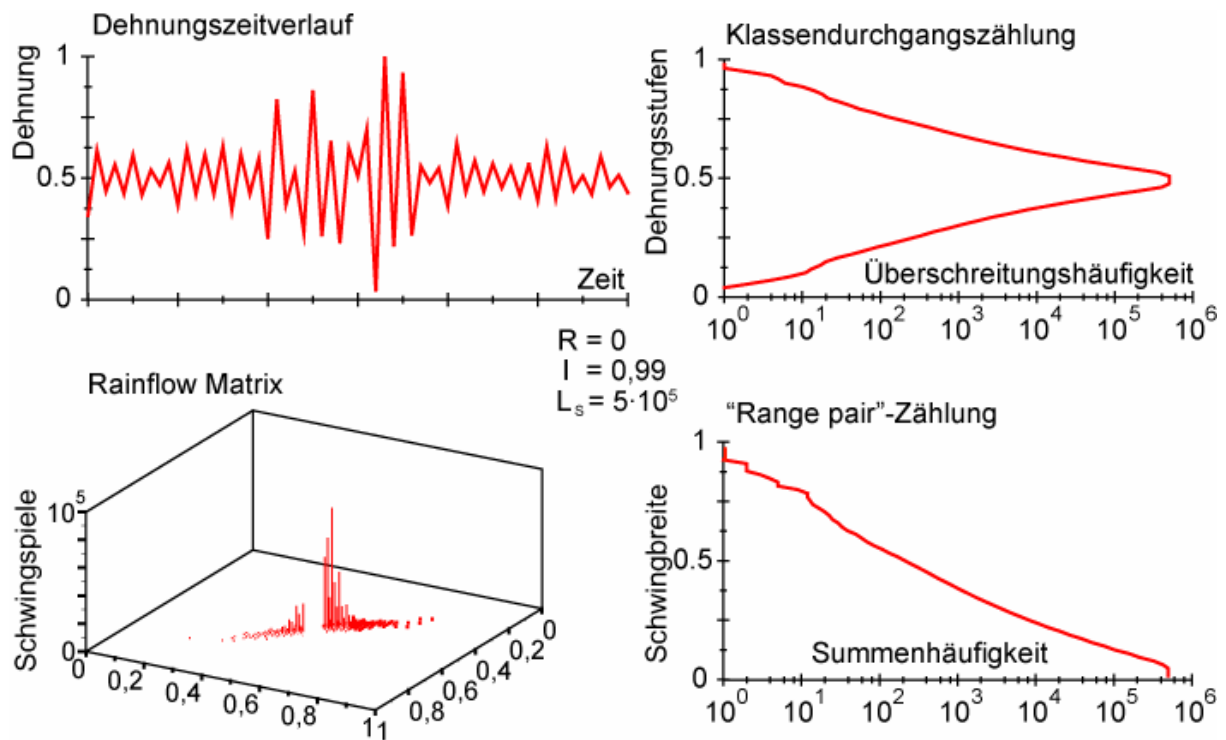


Abb. 4.10: Daten zur WASH-Lastfolge

### 4.4.1 Versuchsmodell 1

Das erste Versuchsmodell wurde mit einer konstanten Lastschwingbreite von  $\Delta F = 78$  kN beaufschlagt. Die ersten Risse mit einer Länge von 2 - 3 mm wurden nach ca. 40.000 Lastwechseln sowohl bei HS1 als auch bei HS2 beobachtet. Wie der Rissverlauf in Abb. 4.11 zeigt, entstand bei HS2 ein weiterer Riss, der sich mit dem ersten vereinigte. Zusätzlich wurde später noch ein Riss auf der Nahtoberfläche bei HS1 initiiert. Dominant war allerdings der erste Riss bei HS1, der weitgehend den Wulst durchtrennte, bevor nach 480.000 Lastwechseln der Versuch beendet wurde.



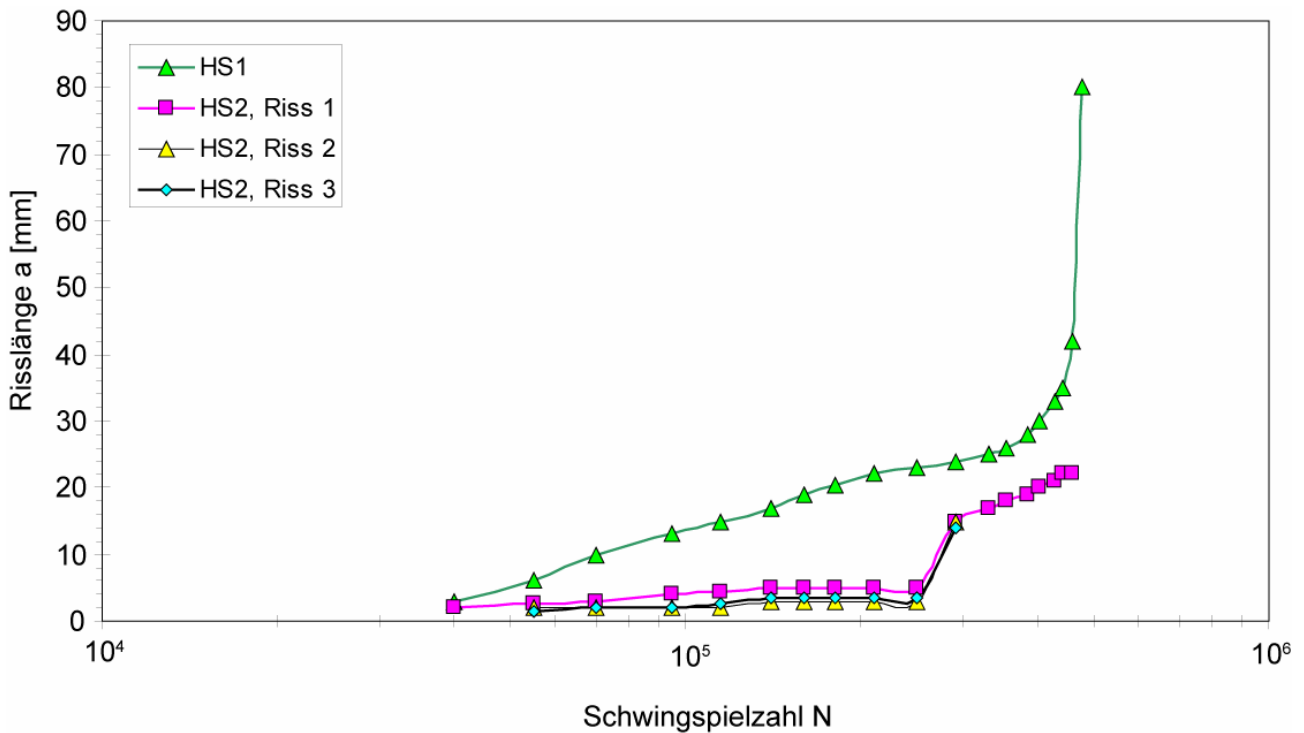


Abb. 4.11: Rissentwicklung bei HS1 und HS2 im Versuchsmoell 1

#### 4.4.2 Versuchsmoell 2

Der zweite Schwingfestigkeitsversuch wurde mit einer niedrigeren konstanten Lastschwingbreite von  $\Delta F = 74$  kN gefahren. Nach 24.000 Lastwechseln wurden kurze Risse sowohl bei HS1 und HS2 festgestellt, siehe Abb. 4.12. Dominant war wieder der Riss bei HS1, der nach ca. 500.000 Lastwechseln den Wulst fast durchtrennt hatte.

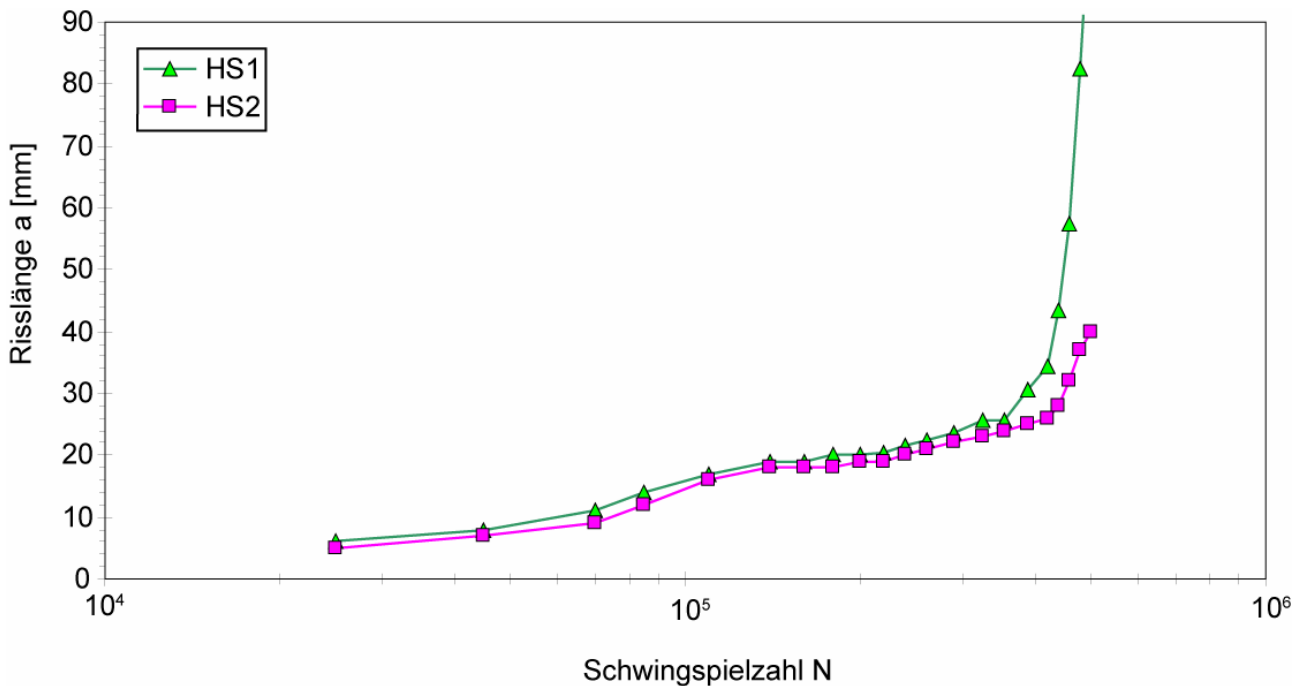


Abb. 4.12: Rissentwicklung bei HS1 und HS2 im Versuchsmoell 2

### 4.4.3 Versuchsmodell 3

Für den dritten Schwingfestigkeitsversuch wurde eine Lastschwingbreite von  $\Delta F = 69 \text{ kN}$  gewählt. Hier entstand der erste Riss nach 10.000 Lastwechseln bei HS2 mit einer Länge von 1 mm, der sich sehr langsam vergrößerte. Nach gut 100.000 Lastwechseln wurde auch bei HS1 ein Riss festgestellt, der aber nicht dominierte. Nach ca. 600.000 Lastwechseln wuchs der Riss bei HS2 schneller, so dass das Versuchsende bei ca. 700.000 Lastwechseln erreicht war.

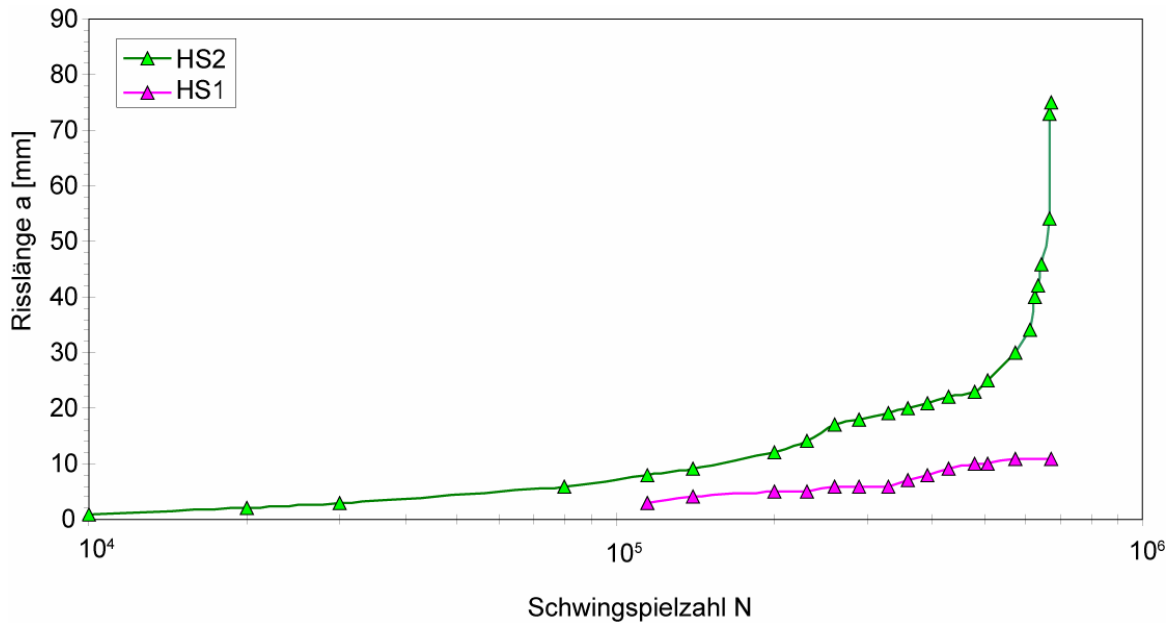


Abb. 4.13: Rissentwicklung bei HS1 und HS2 im Versuchsmodell 3

### 4.4.4 Versuchsmodell 4

Der erste Betriebsfestigkeitsversuch (mit variabler Amplitude) wurde mit einer maximalen Lastschwingbreite von  $\Delta F = 150 \text{ kN}$  durchgeführt. In diesem Modell wurde die ersten Risse nach 10.500.000 Lastzyklen bei HS1 und HS2 detektiert. Bei ca. 47 Millionen Lastwechseln war der Wulst fast durchtrennt.

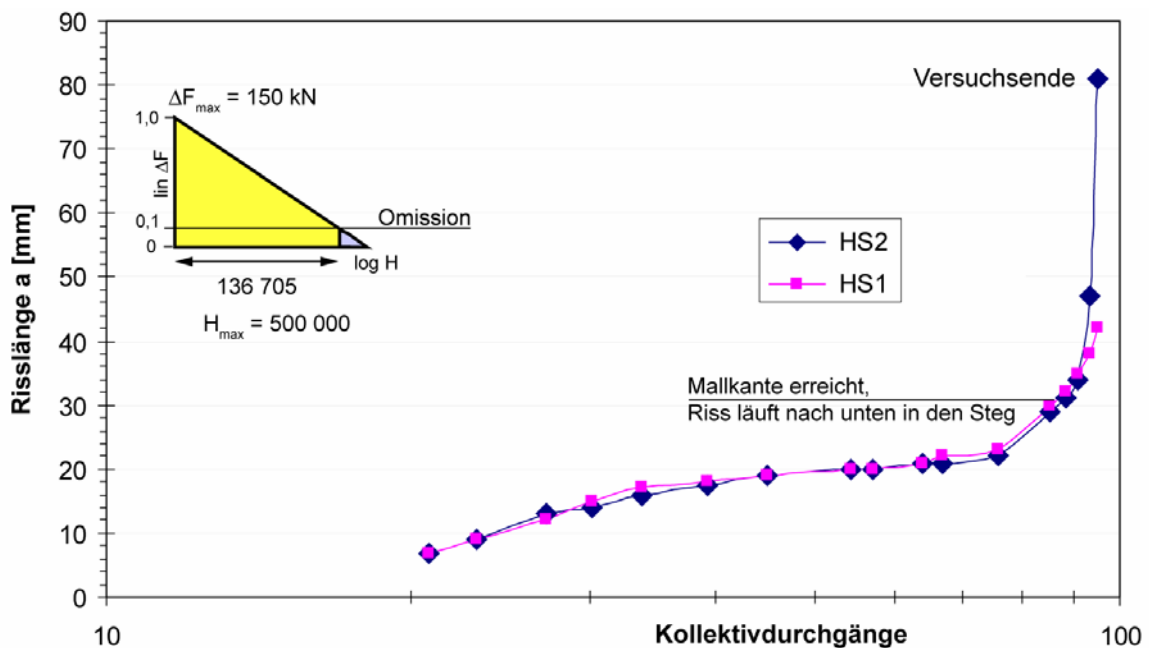


Abb. 4.14: Rissentwicklung bei HS1 und HS2 im Versuchsmodell 4

#### 4.4.5 Versuchsmodell 5

Im zweiten Betriebsfestigkeitsversuch wurde die maximale Lastschwingbreite auf  $\Delta F = 122 \text{ kN}$  reduziert. Der erste Anriss wurde nach 5.000.000 Lastwechseln (10 Kollektivdurchgänge) bei HS2 mit einer Länge von 5 mm entdeckt. Der weitere Rissfortschritt war sehr langsam. Bei ca. 900.000.000 Lastwechseln war der Wulst fast vollständig durchtrennt, und der Versuch wurde beendet.

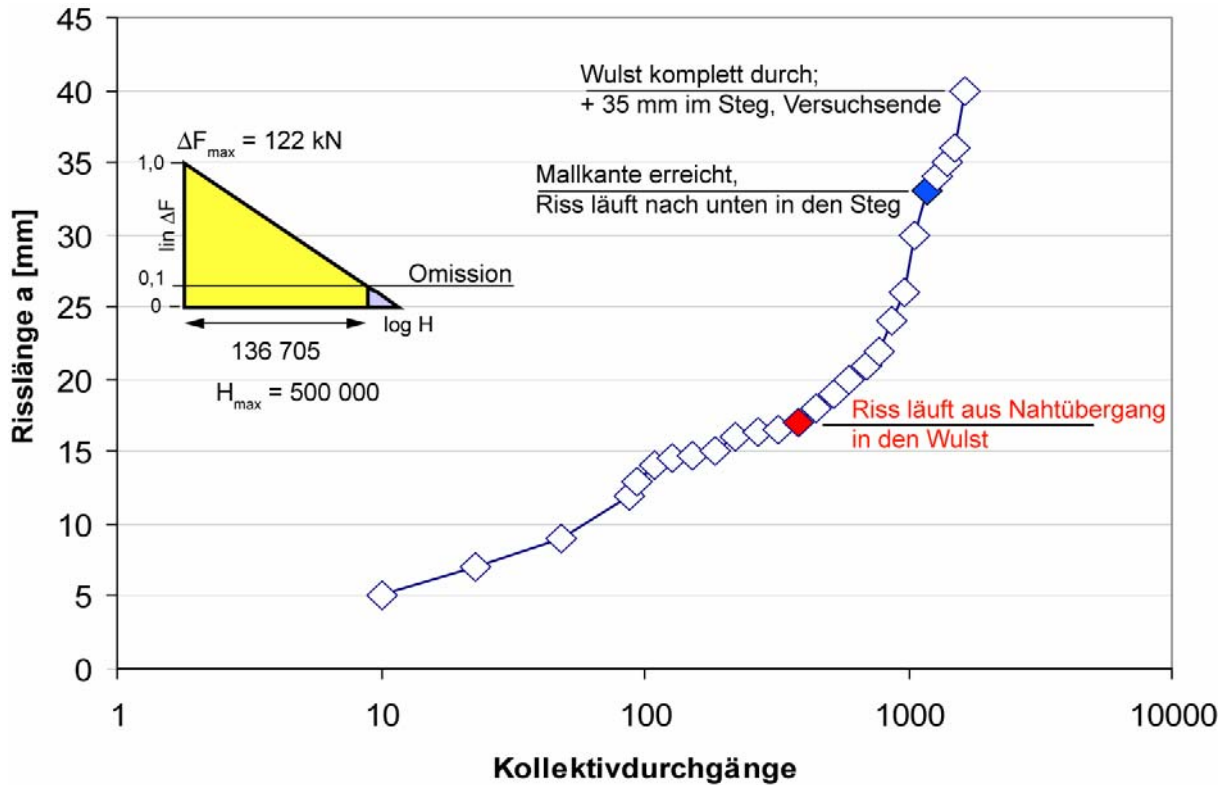


Abb. 4.15: Rissentwicklung bei HS1 im Versuchsmodell 5

#### 4.4.6 Zusammenfassung der Versuchsergebnisse

Für einen späteren Vergleich mit Entwurfswöhlerlinien bzw. Schadensakkumulationsrechnungen muss wieder ein bestimmtes Versagenskriterium festgelegt werden. Hierfür wird wie bei der Rahmenecke eine Risslänge von 20 mm gewählt. Dies entspricht etwa dem Wechseln der Rissfront von der Nahtübergangskerbe in die Wulstoberfläche. Die zugehörigen Lebensdauern sind in Tabelle 4.3 angegeben.

Tabelle 4.3: Lastwechselzahlen  $N$  der Musterbauteile bei Erreichen einer Risslänge von 20 mm

Versuchsmodell	konstante / variable Amplituden	(Max) Lastschwingbreite $\Delta F$ [kN]	Lastspielzahl $N$ bei HS1 (inkl. abgeschnittene)	Lastspielzahl $N$ bei HS2 (inkl. abgeschnittene)
1	CA	78	180.000	405.000
2	CA	74	200.000	240.000
3	CA	69	-	360.000
4	VA	150	28.520.000	28.500.000
5	VA	122	300.400.000	-

## 4.5 Finite-Elemente-Berechnungen

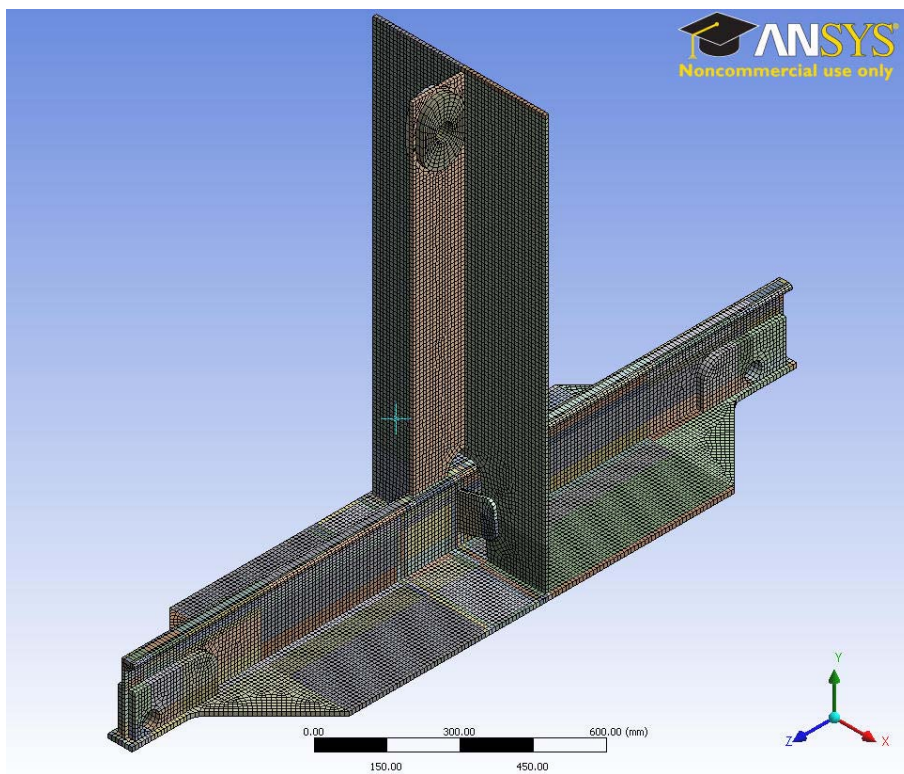
Parallel zu den experimentellen Untersuchungen wurden wieder umfangreiche Finite-Elemente-Berechnungen zum Vergleich mit den gemessenen *Nenn-* und *Strukturbeanspruchungen* und zur Ermittlung der lokalen *Kerbspennungen* in den Nahtübergängen durchgeführt.

Für die Berechnungen wurde ein Gesamtmodell in verschiedenen Varianten für die Ermittlung der Strukturspannungen und -dehnungen erstellt. Die Kerbspennungen in den Nahtübergängen wurden wieder mit verfeinerten Submodellen der betreffenden Bereiche ermittelt.

### 4.5.1 Erstellung der Finite-Elemente-Modelle

Die Gesamtstruktur wurde wieder als Volumenmodell mit dem Software-Programm *Workbench* für *ANSYS 11.0* erstellt (Jaeschke, 2007). Die Geometrie basiert auf den Zeichnungsmaßen und nominellen Plattendicken.

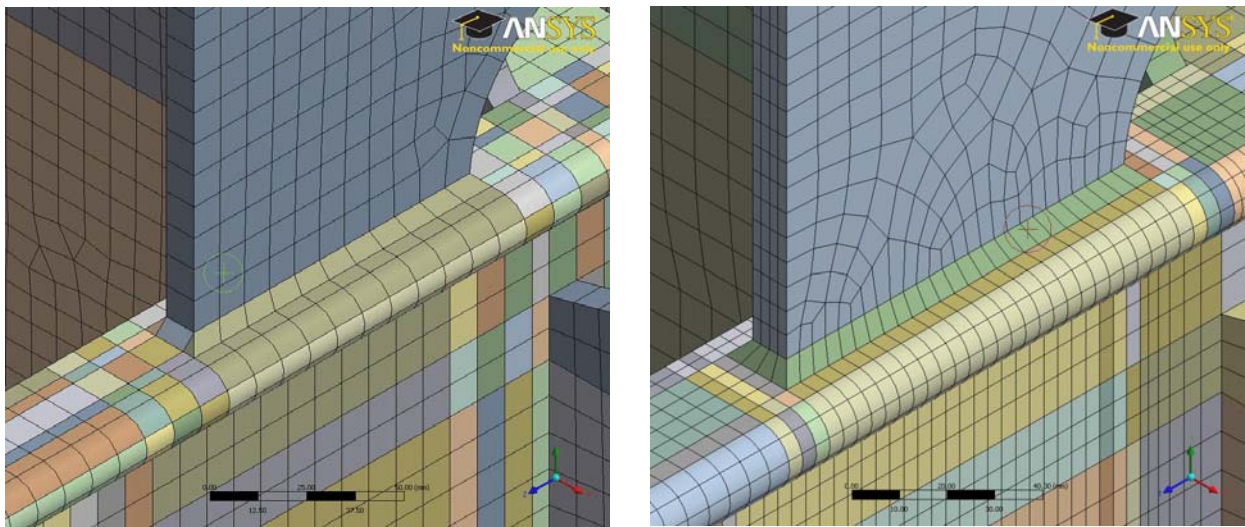
Die Schweißnähte im untersuchten kritischen Bereich wurden bereits im Volumenmodell realisiert. Abb. 4.16 zeigt die Vernetzung. Im gesamten Bereich kamen fast ausschließlich Hexaeder-Elemente mit Kantenzwischenknoten zum Einsatz.



**Abb. 4.16: Finite-Elemente-Modell der Spantdurchführung (Gesamtmodell)**

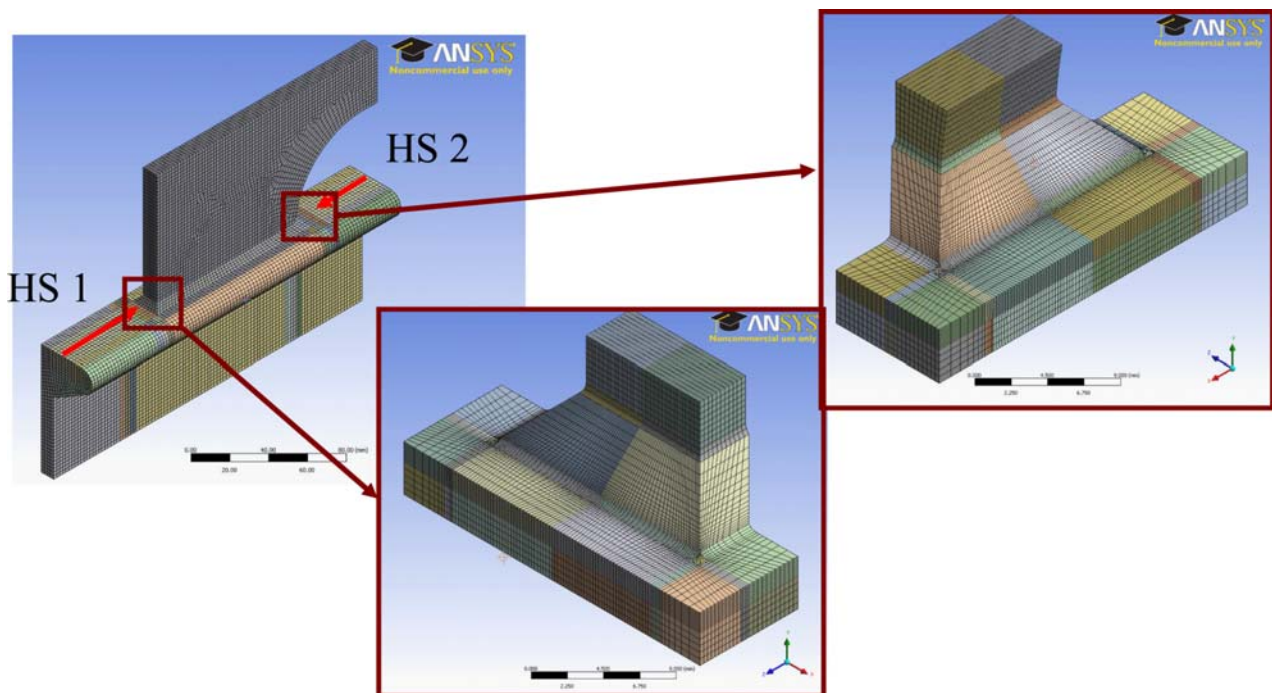
Im Bereich der anrisskritischen Nahtübergänge wurde eine unterschiedlich feine Vernetzung auf Basis der IIW-Empfehlungen (Hobbacher, 2007) gewählt. Vorlaufende Untersuchungen an Knieblechen auf Hollandprofilen (Kahl et al., 2006) hatten gezeigt, dass die Strukturspannungen auf der Wulstoberseite mit den Schwingfestigkeitsempfehlungen korrelieren, wenn das aufgesetzte Bauteil als solches angesehen wird, das an einer Plattenkante angeschweißt ist. Für die Ermittlung der Strukturspannungen werden eine relativ feine Vernetzung und eine quadratische Extrapolation der Oberflächenspannungen über Stützpunkte empfohlen, die 4, 8 und 12 mm vom Nahtübergang entfernt liegen. Alternativ können eine relativ grobe Vernetzung mit 10 mm langen Elementen und eine Extrapolation über die Kantenmittelknoten erfolgen, die 5 und 15 mm vom Nahtübergang entfernt liegen.

Obwohl der zweitgenannte Weg bei Hollandprofilen zu teilweise nichtkonservativen Resultaten führte, wurden hier beide Modellierungsarten angewendet. Abb. 4.17 zeigt die Vernetzung im Bereich der beiden kritischen Hot-Spots.



**Abb. 4.17: Relativ grobe und feine Vernetzung im Bereich der Hot-Spots**

Die Submodelle für die Bestimmung der Kerbspannungen wurden wieder mit fiktiv ausgerundeten Nahtübergangskerben von  $r_{ref} = 1$  mm und 0,3 mm erstellt. Wegen der Knotenbegrenzung der ANSYS-Lizenz wurde auch hier wieder ein Zwischenmodell erforderlich. Abb. 4.18 zeigt die verwendeten Modelle.



**Abb. 4.18: Zwischenmodell (links) und Kerbspannungsmodelle mit 1-mm-Radius**

#### 4.5.2 Ergebnisse für die Nennbeanspruchungen

Einen Überblick über die Beanspruchungen vermittelt Abb. 4.19. Hier sind die Dehnungen für eine Belastung von 1 kN dargestellt. An der Profiloberkante (in Verlängerung der Kopfsteife) ergibt sich eine nahezu lineare Dehnungsverteilung in Längsrichtung, die im Bereich der Lager und des Kopf-

steifenanschlusses gestört ist. Zum Vergleich sind die gemessenen globalen Dehnungen eingezeichnet.

Eine Extrapolation des linearen Verlaufes zur Kopfsteife ergibt eine Nennspannung von  $1,89 \text{ N/mm}^2$  bei HS1 und  $1,94 \text{ N/mm}^2$  bei HS2.

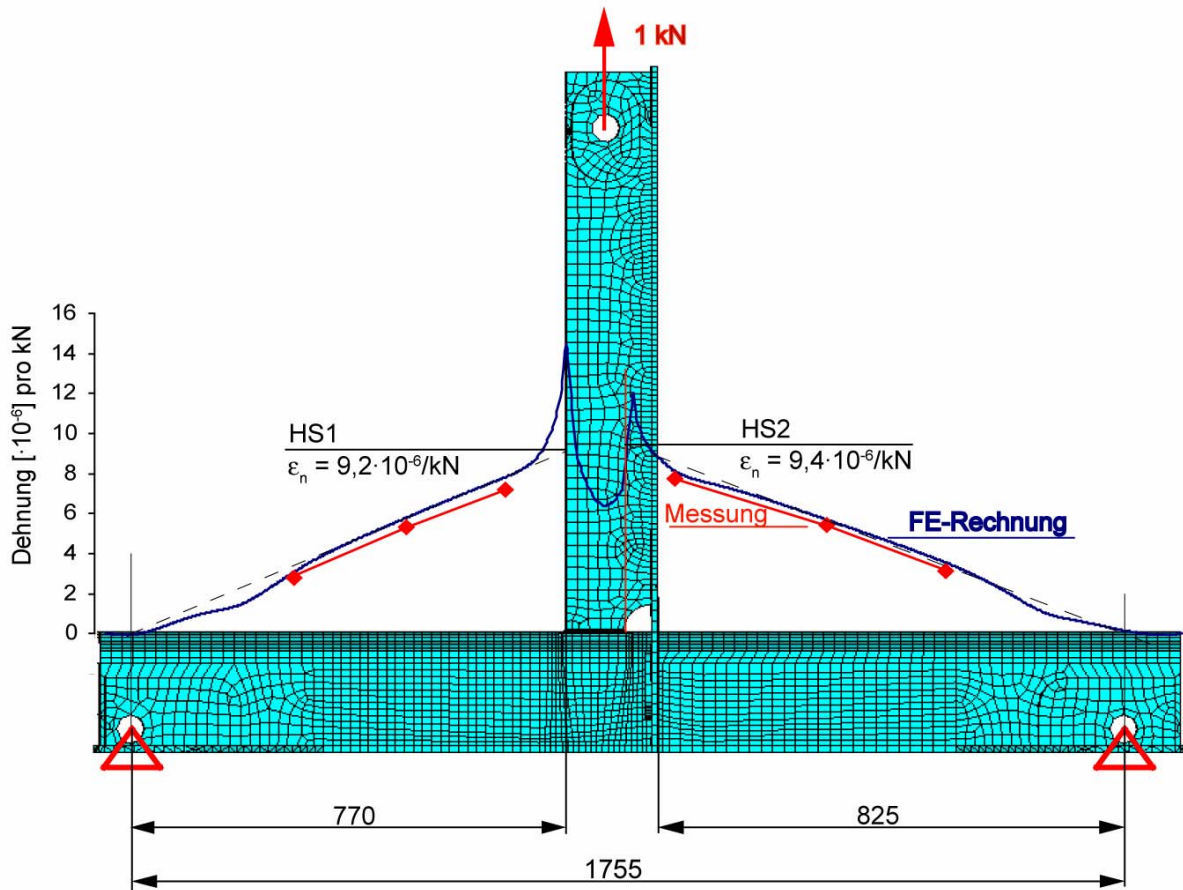


Abb. 4.19: Dehnungsverteilung im Gesamtmodell

### 4.5.3 Ergebnisse für die Strukturbeanspruchungen

Die Berechnung der Strukturbeanspruchungen erfolgt, wie erwähnt, entsprechend den IIW-Empfehlungen mittels quadratischer Extrapolation der Werte an Stützstellen in einer Entfernung von 4, 8 und 12 mm für relativ fein eingeteilte FE-Netze. Alternativ kann für relativ grobe Netze mit 10 mm langen höherwertigen Elementen linear über 5 und 15 mm entfernte Stützpunkte extrapoliert werden. Im vorliegenden Fall wird als Extrapolationspfad die Verlängerung der Mittellinie des Kopfsteifenanschlusses gewählt. Trotz geringer Unterschiede zwischen der Längs- und der Hauptnormalspannung wird letztere gewählt.

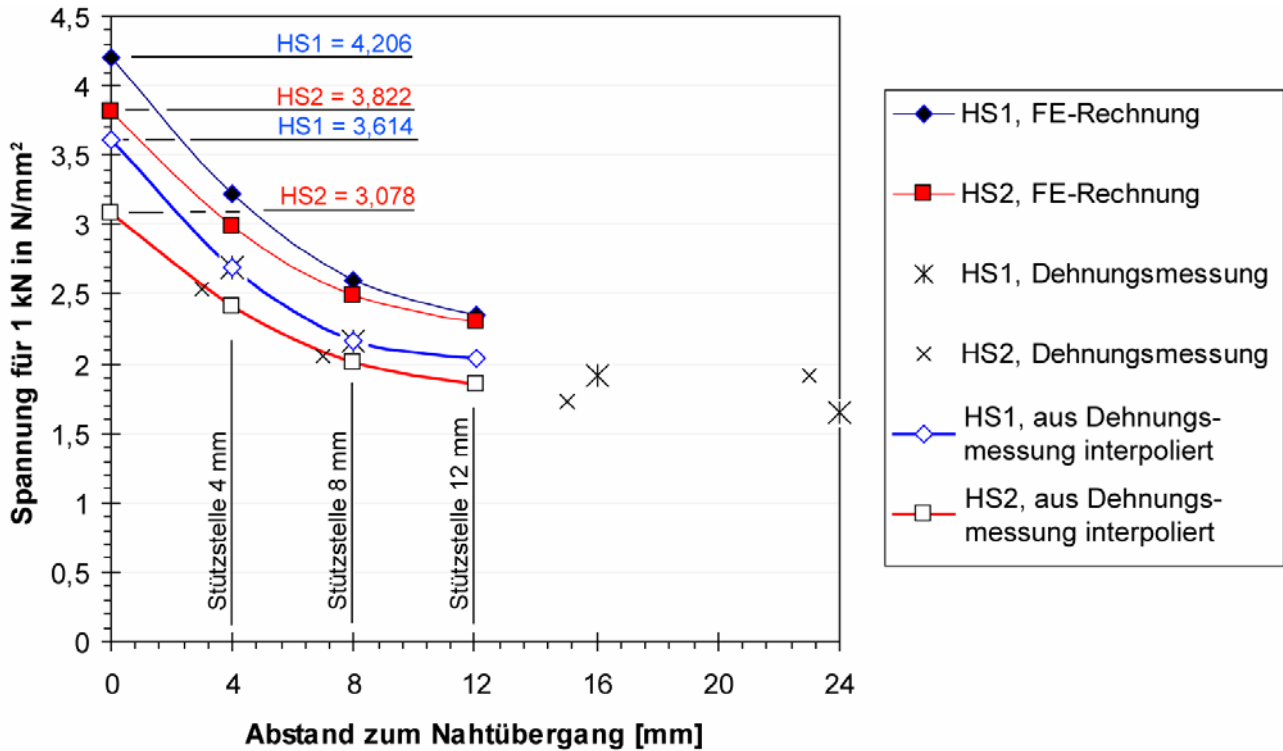
Die Extrapolation der Spannungen ist in Abb. 4.20 für HS1 und HS2 dargestellt. Zusätzlich sind die aus den Dehnungsmessungen ermittelten Spannungen eingetragen, die auf einen stark nichtlinearen Spannungsverlauf hindeuten.

Tabelle 4.4 fasst die Ergebnisse zusammen. Für die weitere Auswertung wird die aus dem FE-Modell abgeleitete Nennspannung verwendet.

**Tabelle 4.4: Berechnete Strukturspannungen in [N/mm<sup>2</sup>] bei F = 1 kN**

Hot-Spot	$\sigma_n$ Balkenstatik	$\sigma_n$ FE-Modell	$\sigma_s$
HS1	1,93	1,89	4,21
HS2	1,92*	1,94	3,82

\*) Nennspannung in Höhe Querrahmen, vgl. Anhang E



**Abb. 4.20: Extrapolation der Strukturspannungen**

#### 4.5.4 Ergebnisse für die Kerbeanspruchungen

Aus den Submodellen wurden wieder die größten Hauptspannungen im gerundeten Nahtübergang ausgewertet. Die mit den Modellen berechneten Kerbspannungen sind in der Tabelle 4.5 aufgelistet.

**Tabelle 4.5: Berechnete Kerbspannungen für  $r_{ref} = 1$  mm und 0,3 mm in [N/mm<sup>2</sup>] bei F = 1 kN**

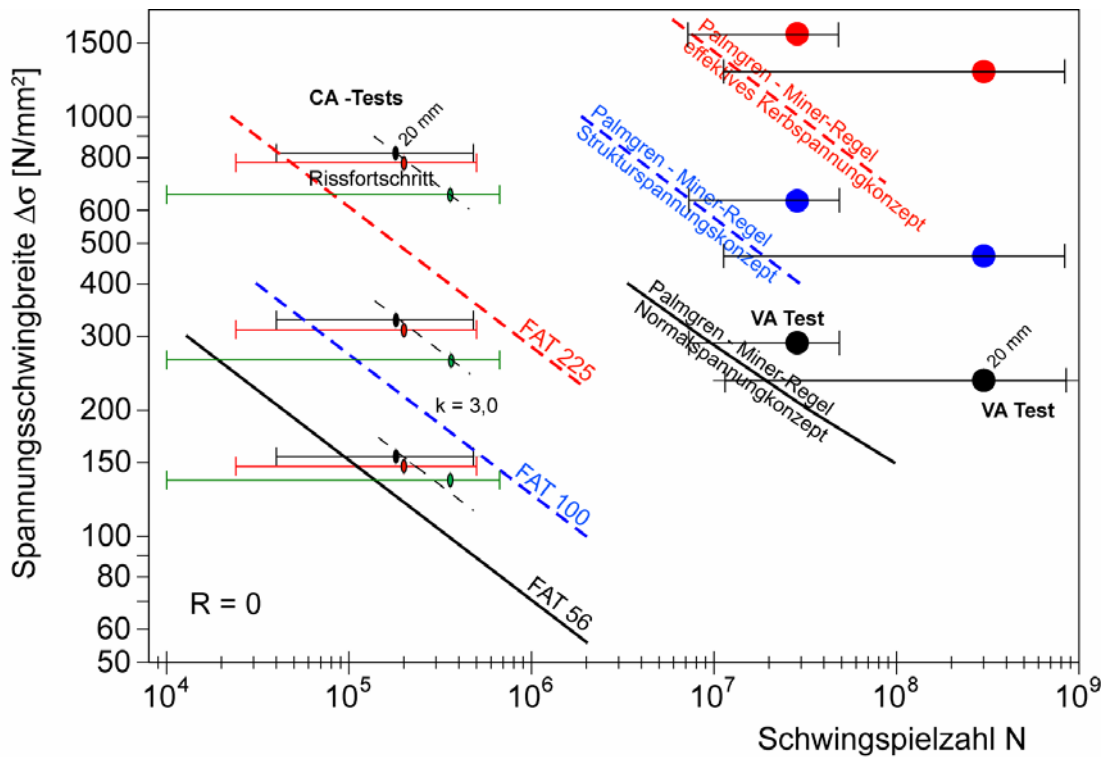
Hot-Spot	$\sigma_n$ Balkenstatik	$\sigma_n$ FE-Modell	$\sigma_k$ ( $r_{ref} = 1$ mm)	$\sigma_k$ ( $r_{ref} = 0,3$ mm)
HS1	1,93	1,89	9,91	12,93
HS2	1,92*	1,94	8,81	12,32

\*) Nennspannung in Höhe Querrahmen, vgl. Anhang E

#### 4.6 Bewertung der Lebensdauern

Auf Basis der ermittelten Nenn-, Struktur- und Kerbspannungen werden für den ersten bzw. dominanten Anriss die Lebensdauern aus dem Versuch in einem Wöhlerliniendiagramm dargestellt und

mit den Entwurfswöhlerlinien der entsprechenden Konzepte verglichen, vgl. Abb. 4.21 links. Für die Strukturspannungen wurden die mit dem feinen Netz und der quadratischen Extrapolation bestimmten Werte verwendet. Die Kerbspannungen basieren auf dem Referenzradius von 1 mm.



**Abb. 4.21: Experimentell ermittelte Lebensdauern für die Spantdurchführungen und Bewertung nach verschiedenen Konzepten**

Die Punkte entsprechen jeweils dem 20-mm-Versagenskriterium. Die horizontalen Linien zeigen dabei den Rissverlauf vom sichtbaren Anriss bis zum Versagen des Bauteils. Die Bewertung der Ergebnisse erfolgte nach den drei hier zur Diskussion stehenden Konzepten. Für das Nennspannungskonzept würde die Detailkategorie FAT 56 nach Germanischer Lloyd (2008) gelten, da hier zusätzlich eine in die Kopfsteife eingeleitete Querkraft wirkt. Für das Strukturspannungskonzept wurde die Klasse FAT 100 gewählt (Längssteife mit  $l \leq 100$  mm an der Kante eines Bauteils), während für das Kerbspannungskonzept wieder FAT 225 gilt.

Alle Versuchsergebnisse liegen bei dem gewählten Versagenskriterium auf der sicheren Seite der Entwurfswöhlerlinien, wobei im Nennspannungskonzept der Abstand etwas geringer als bei den anderen Konzepten ist.

Im rechten Teil der Abb. 4.21 sind die Ergebnisse der beiden Betriebsfestigkeitsversuche mit der jeweils maximalen Spannungsschwingbreite eingetragen. Die Lebensdauervorhersage erfolgte mittels der Palmgren-Miner-Regel auf der Basis der mittleren Wöhlerlinien der Einstufenversuche mit einer Steigung von  $m = 3$ , der Haibach-Korrektur für hohe Lastspielzahlen sowie einer Schadenssumme  $D = 0,5$ . Das Versagen unter variabler Beanspruchung wird mit Hilfe der Bauteil-Wöhlerlinie und der Palmgren-Miner Regel konservativ erfasst.



## 5 Detailprobe "Längssteife"

### 5.1 Beschreibung der Detailproben

Wie erwähnt wurde zum Musterbauteil "Spantdurchführung" die Längssteife als Detailprobe ausgewählt, vgl. Abb. 1.3. Da zu erwarten war, dass die Größe des Profilwulstes einen erheblichen Einfluss auf die Schwingfestigkeit ausübt, wurde auch für die Detailproben ein Hollandprofil der Stärke HP 200 x 9 gewählt. Der Unterschied zur Spantdurchführung besteht in einer einfacheren und für Kleinproben typischen Belastung in Form von Längsspannungen in Steifenrichtung, während im Musterbauteil zusätzliche Schubspannungen wirken, welche die kritischen Nahtübergänge höher beanspruchen.

Die gewählte Probenform ist in Abb. 5.1 dargestellt. Um einen direkten Vergleich zwischen dem Musterbauteil "Spantdurchführung" und den Detailproben zu ermöglichen, wurden Profile und Flachstäbe aus dem entsprechenden Material gewählt und mit dem gleichen Schweißverfahren hergestellt. Die realisierten Nahthöhen sind in Anhang H gelistet.

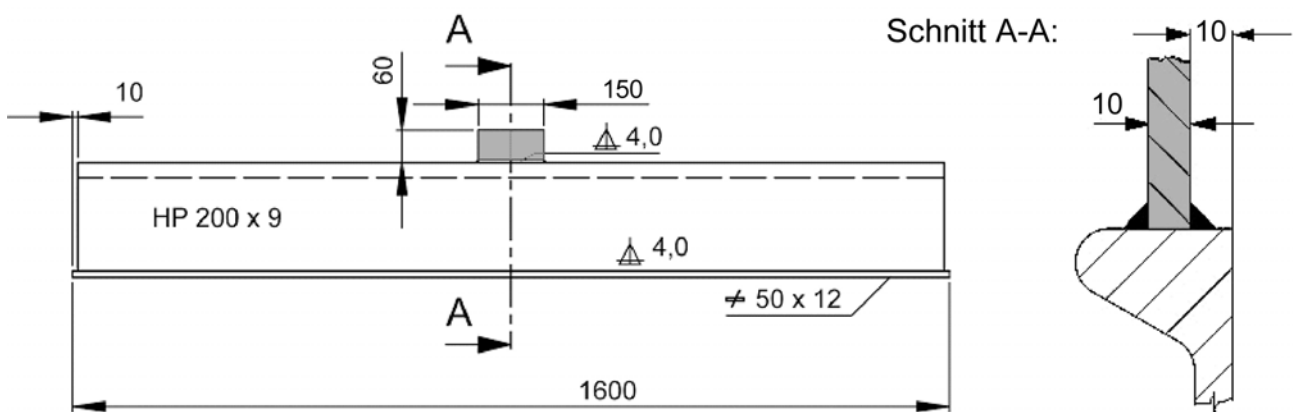


Abb. 5.1: Detailprobe "Längssteife"

Insgesamt wurden 20 Detailproben von TKMS Nordseewerke Emden zur Verfügung gestellt. Allerdings wurden diese Proben mit einem thermischen Verfahren gerichtet, weil die Längsnähte zwischen dem Hollandprofil und dem Flachstahl 50 x 12 offenbar einen zu großen Verzug verursacht hatten. Abb. 5.2 zeigt die nach der Wärmeeinbringung sichtbaren Wärmekeile, die unmittelbar an die anrisskritischen Hot-Spots angrenzen.



Abb. 5.2: Gerichtete Detailprobe

Da vermutet wurde, dass hierdurch die ungünstigen Eigenspannungen an den Enden der Längssteife abgebaut werden, wurde noch eine zweite Probenserie erstellt. Hier wurde auf den Flachstahl an der Unterseite verzichtet.

## 5.2 Versuchsdurchführung

Die Schwingfestigkeitsversuche wurden mit Resonanzprüfmaschinen der Bauart Schenck mit jeweils konstanter Lastamplitude bei Raumtemperatur durchgeführt. Anfangs war geplant, die Detailproben axial zu belasten. Doch bildeten sich bei dieser Versuchsdurchführung Risse an den Einspannbacken. Daher wurde die Belastung in Form einer 4-Punkt-Biegung aufgebracht. Abb. 5.3 zeigt den Versuchsaufbau in einer 600-kN-Resonanzprüfmaschine mit einem speziellen Biegetisch.



**Abb. 5.3: Versuchsaufbau**

Die damit an der Profilerkante erzeugte Nennspannungsschwingbreite wurde in der ersten Probenserie zwischen  $92$  und  $120 \text{ N/mm}^2$  variiert, während sie bei der zweiten Probenserie zwischen  $78$  und  $150 \text{ N/mm}^2$  lag. Das Grenzspannungsverhältnis betrug  $R = 0,5$  bei der ersten Probenserie und  $R = 0,1$  bei der zweiten Probenserie. Die Prüffrequenz lag bei  $25 \text{ Hz}$ .

Ähnlich wie bei den Spantdurchführungen lag auch bei den Detailproben eine lange Rissfortschrittsphase vor, bis der Profilwulst weitgehend getrennt war. Daher wurde versucht, den Anriss zu detektieren, was bei der Prüffrequenz schwierig ist. Der Frequenzabfall infolge der Steifigkeitsänderung erwies sich als ungeeignet. Stattdessen wurde das Signal der unmittelbar vor den Hot-Spots applizierten DMS verwendet. Abb. 5.4 zeigt an einem Beispiel die über die Versuchszeit gemessene Dehnungsschwingbreite, die sehr früh auf einen Anriss, der noch gar nicht sichtbar ist, reagiert. Als Anrisskriterium wurde ein Dehnungsabfall von  $10\%$  angenommen.

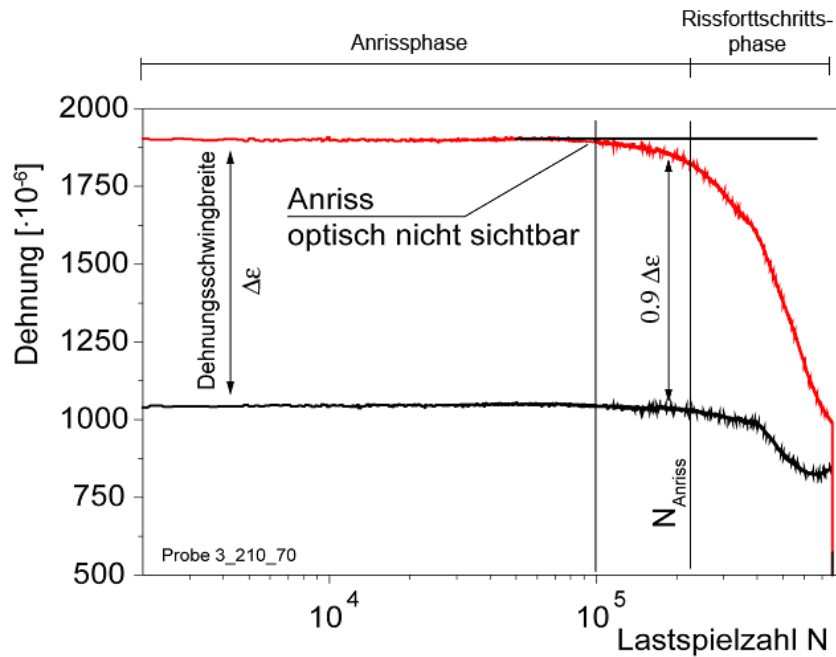


Abb. 5.4: Dehnungsänderung beim 4-Punkt-Biegeversuch

Die Versuche wurden beendet, nachdem die Prüffrequenz sich um 0,05 Hz verändert hatte. Hier war der Wulst weitgehend durchtrennt, was als Probenbruch angesehen wurde, Abb. 5.5.

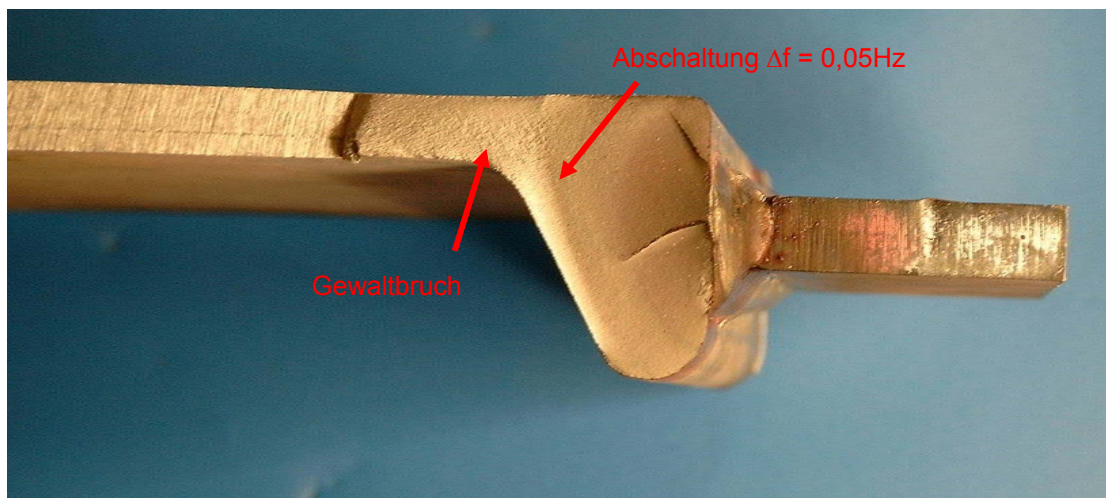


Abb. 5.5: Bruchfläche bei Frequenzabschaltung

### 5.3 Finite-Elemente-Berechnungen

Die Finite-Elemente-Berechnungen für die Längssteife wurden mit ähnlichen Modellen wie für die Spantdurchführung durchgeführt. Die Strukturspannungen wurden über Stützpunkte quadratisch extrapoliert, die 4, 8 und 12 mm vom Nahtübergang entfernt lagen. Die Kerbspannungen wurden wieder mit Submodellen ermittelt.

Die sich ergebenden Spannungen sind im Anhang I für die einzelnen Proben der zweiten Serie angegeben.

### 5.4 Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche

Bei allen Proben entstanden die Risse am Nahtübergang zum Profilwulst am Steifenende, Abb. 5.6. Die sich aus den Schwingfestigkeitsversuchen ergebenden Anriss- und Bruchlastspielzahlen

sind im Anhang I aufgelistet. Grafisch dargestellt sind diese in Abb. 5.7 für die erste Probenserie (gerichtet), wobei die erwähnte Anrisserkennung erst bei zwei Proben zum Einsatz kam.

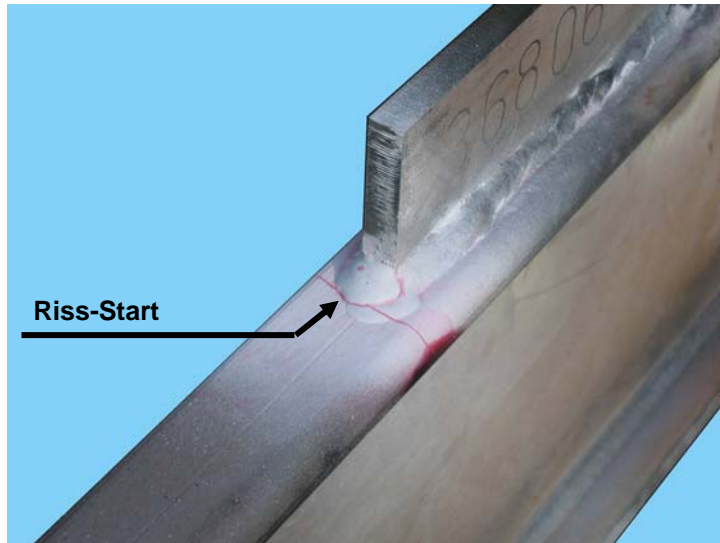


Abb. 5.6: Typische Versagensform am Nahtübergang

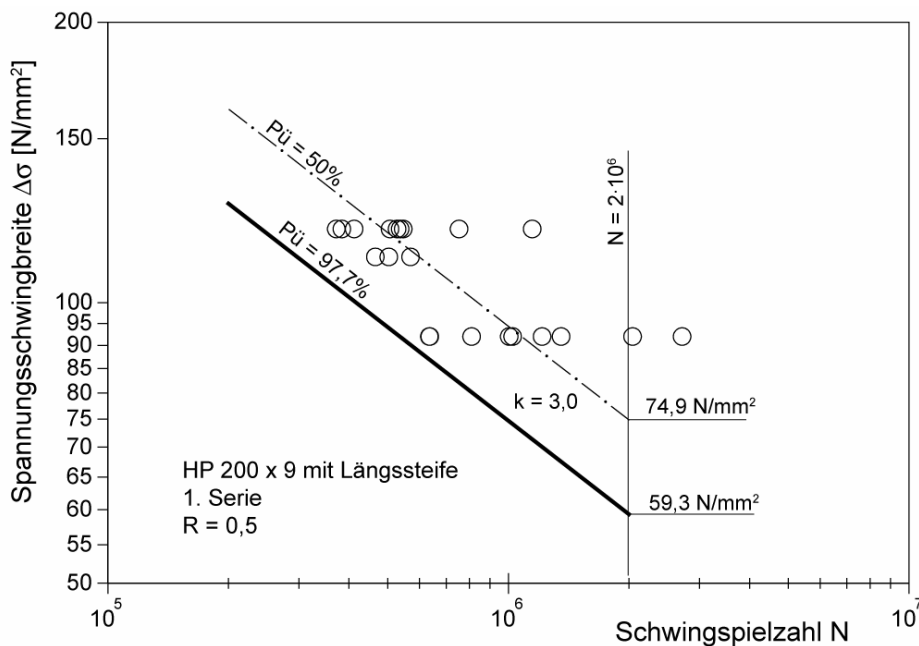


Abb. 5.7: Lebensdauern der ersten Probenserie (Probenbruch)

In Abb. 5.8 sind die Ergebnisse für die zweite Probenserie gezeigt. Der Vergleich der Mittelwerte der Bruchlastspielzahlen zeigt für die erste Serie tatsächlich höhere Werte, was den erwähnten Verdacht auf eine Beeinflussung durch das thermische Richten bestätigt. Allerdings liegen die Werte der zweiten Versuchsserie im Vergleich zu den Detailkategorien (FAT 71 nach Hobbacher, 2007) relativ niedrig.

Die Ergebnisse der statistischen Auswertung der 2. Serie zeigt Tabelle 5.1. Die charakteristische Schwingfestigkeit liegt für das Nennspannungskonzept deutlich unter dem im Regelwerk angegebenen Wert von 71. Für das Strukturspannungskonzept wird der Wert nach Regelwerk gerade eingehalten (Längssteife an Plattenkante mit  $l > 100 \text{ mm}$ ), während für das Kerbspannungskonzept der Wert von 225 deutlich überschritten wird.

Erwähnenswert ist, dass häufig mehrere Anrisse fast zeitgleich nebeneinander auftraten (Abb. 5.9), wodurch sich eine relativ breite Rissfront ergab. Gegenüber einer halbelliptischen Rissfront ist diese bekanntlich mit einer kürzeren Rissfortschrittsphase verbunden.

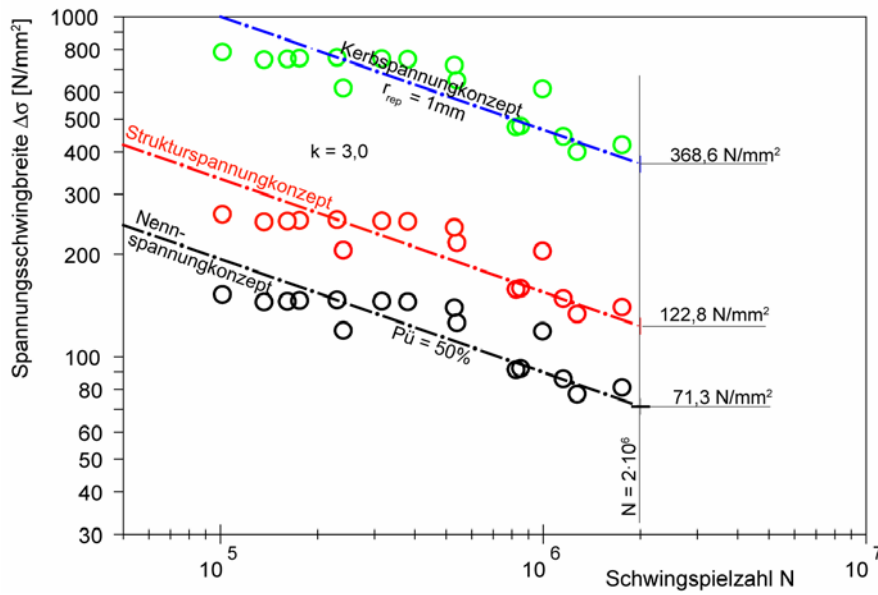


Abb. 5.8: Lebensdauern der zweiten Probenserie, Versagenskriterium Bruch

Tabelle 5.1: Ertragbare Spannungsamplitude bei  $N = 2 \cdot 10^6$  für das HP-Profil mit Längssteife (zweite Probenserie)

	Nennspannung (Versuch)	Strukturspannung (1. Hauptsp.)	Kerbspannung $r_{ref} = 1,0 \text{ mm}$	Kerbspannung $r_{ref} = 0,3 \text{ mm}$
$\Delta\sigma (P_{\dot{u}} = 50\%) \text{ [N/mm}^2\text{]}$	71,3	122,8	368,6	503,6
$\Delta\sigma (P_{\dot{u}} = 97,7\%) \text{ [N/mm}^2\text{]}$	52,7	90,7	272,0	371,6
$T_{\sigma}$	1 : 1,835			
$T_N$	1 : 1,224			

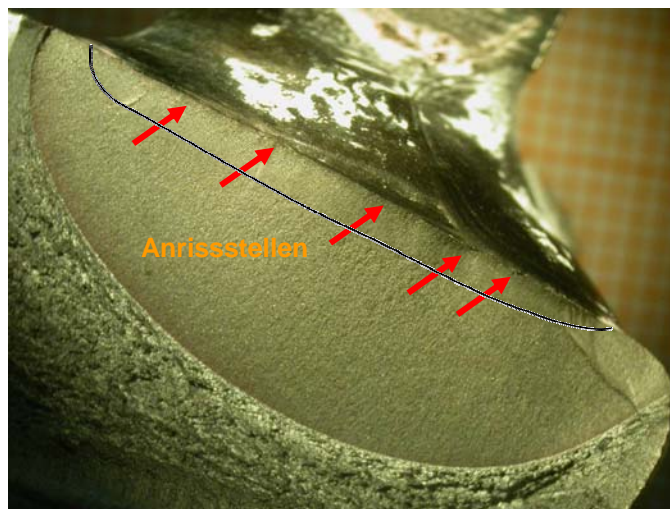


Abb. 5.9: Anrissstellen und Rissfront in einer Detailprobe

## 6 Einordnung der Ergebnisse in das Cluster

Die Bewertung der Ermüdungsversuche an den Musterbauteilen und Detailproben ist nach den verschiedenen Konzepten in analoger Weise auch in den anderen Vorhaben des Clusterprojektes vorgenommen worden. Neben dem Nennspannungs- und Strukturspannungskonzept ist das Kerbspannungskonzept mit verschiedenen Referenzradien angewendet worden. Für dickwandige Strukturen mit  $t \geq 5$  mm, zu denen die hier untersuchten gehören, wird das auf Radaj und Seeger basierende Konzept mit einem Referenzradius  $r_{\text{ref}} = 1$  mm empfohlen (Hobbacher, 2007). Für dünnwandigere Strukturen ( $t < 5$  mm) ist dagegen das Konzept mit dem kleineren Referenzradius  $r_{\text{ref}} = 0,05$  mm entwickelt worden. Um dennoch alle Ergebnisse miteinander vergleichen zu können, wurde im Clusterprojekt entschieden, auch Kerbspannungen mit einem Referenzradius  $r_{\text{ref}} = 0,3$  mm zu berechnen.

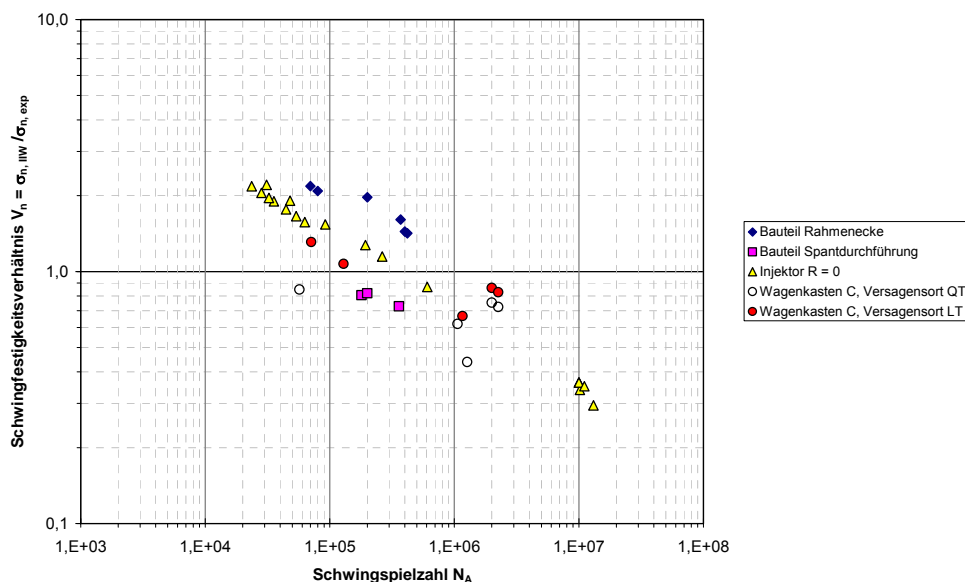
Grundsätzlich können die zusammengefassten Ergebnisse auf zwei Arten dargestellt werden:

- Darstellung in *Wöhlerliniendiagrammen*, welche den Vergleich mit den Entwurfswöhlerlinien aus den IIW-Empfehlungen und anderen Vorschriften erlauben. Die Spannungen können auf die charakteristische Schwingfestigkeit bei  $2 \cdot 10^6$  Lastwechseln und  $P_{\dot{u}} = 97,7\%$  bezogen sein, was sich besonders im Fall von mehreren Entwurfswöhlerlinien anbietet.
- Darstellung in Form von *Schwingfestigkeitsverhältnissen*, bei denen die Schwingfestigkeit aus der Entwurfswöhlerlinie bei der im Versuch erzielten Lastspielzahl auf die aufgebrachte Spannungsamplitude oder –schwingbreite bezogen wird.

Nachfolgend wird für das Nennspannungskonzept die zweite Darstellungsweise gewählt, weil die Ergebnisse verschiedenen Entwurfswöhlerlinien gegenübergestellt werden müssten. In den anderen Konzepten kann dagegen die erste Darstellungsart gewählt werden.

### 6.1 Ergebnisse für das Nennspannungskonzept

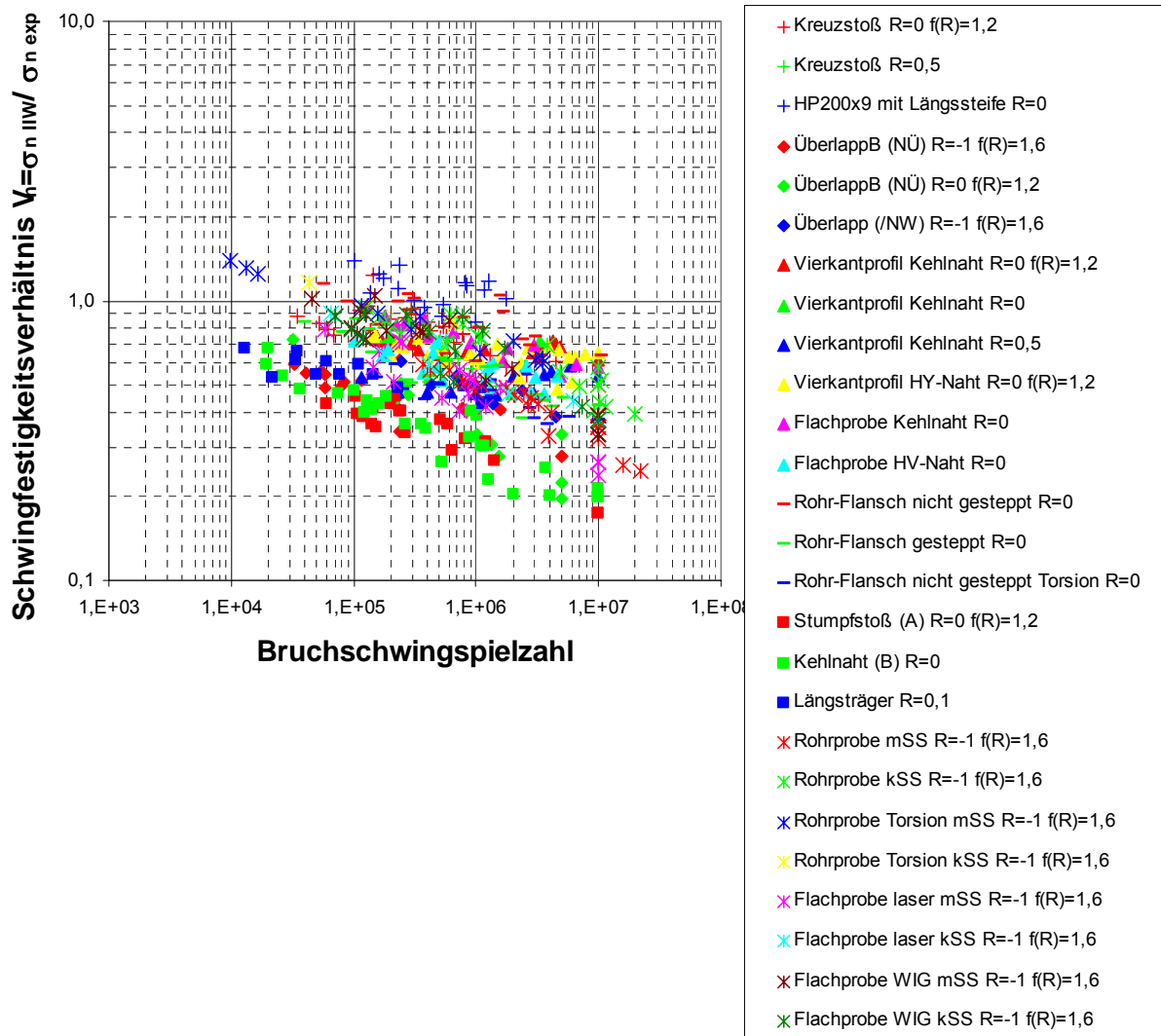
Abb. 6.1 und 6.2 zeigen die Schwingfestigkeitsverhältnisse für die Musterbauteile und Detailproben.



**Abb. 6.1: Ergebnisse im Clusterprojekt auf Basis des Nennspannungskonzeptes; Schwingfestigkeitsverhältnis  $V_n$  für Musterbauteile aus Stahl**

Hierbei ist anzumerken, dass die für folgende Fälle hier erzielten Ergebnisse deutlich auf der unsicheren Seite liegen (Auslastung  $> 1$ ):

- die Musterbauteile "Rahmenecke", für welche der Kerbfall FAT 71 angesetzt wurde (Abb. 6.1). Offenbar stellt sich in dem 200 mm breiten Gurt eine stark reduzierte mittragende Breite ein, wodurch die "örtlichen Nennspannungen" im Bereich des Steges deutlich über denjenigen in einer Kreuzstoßprobe liegen.
- die Detailproben "Längssteife", für welche wiederum FAT 71 angesetzt wurde. Als Grund wird hier die Steifigkeit des dicken Profilwulstes angesehen. Bei dem Musterbauteil "Spantdurchführung" wurde dagegen nach Germanischer Lloyd (2008) die Klasse FAT 56 angesetzt, welche den Einfluss der zusätzlichen Querkraft berücksichtigen soll. Das ist hier offenbar zutreffend.



**Abb. 6.2: Ergebnisse im Clusterprojekt auf Basis des Nennspannungskonzeptes; Schwingfestigkeitsverhältnis  $V_n$  für Detailproben aus Stahl, mit Korrektur  $f(R)$  nach IIW**

## 6.2 Ergebnisse für das Strukturspannungskonzept

Sowohl für die Musterbauteile als auch für die Detailproben liegen die Schwingfestigkeiten größtenteils über den Entwurfswöhlerlinien (FAT 100 bzw. 90), solange die Vorverformungen für die Kreuzstoßproben in den Spannungen berücksichtigt werden. Abb. 6.3 zeigt das Wöhlerliniendiagramm mit normierten Wöhlerlinien. Damit erweist sich dieses Konzept für die Bewertung der Schwingfestigkeit als gut geeignet. Hierbei ist zu beachten, dass Längssteifen auf HP-Profilen als Steifen an Plattenkanten mit entsprechender Spannungsextrapolation über 4/8/12 mm und mit der Kerbfallklasse FAT 100 betrachtet werden müssen. Bei dem angesetzten Versagenskriterium

(Risslänge 20 mm) scheinen die Spannungen für das Musterbauteil „Spantdurchführung“ relativ weit auf der sicheren Seite zu liegen.

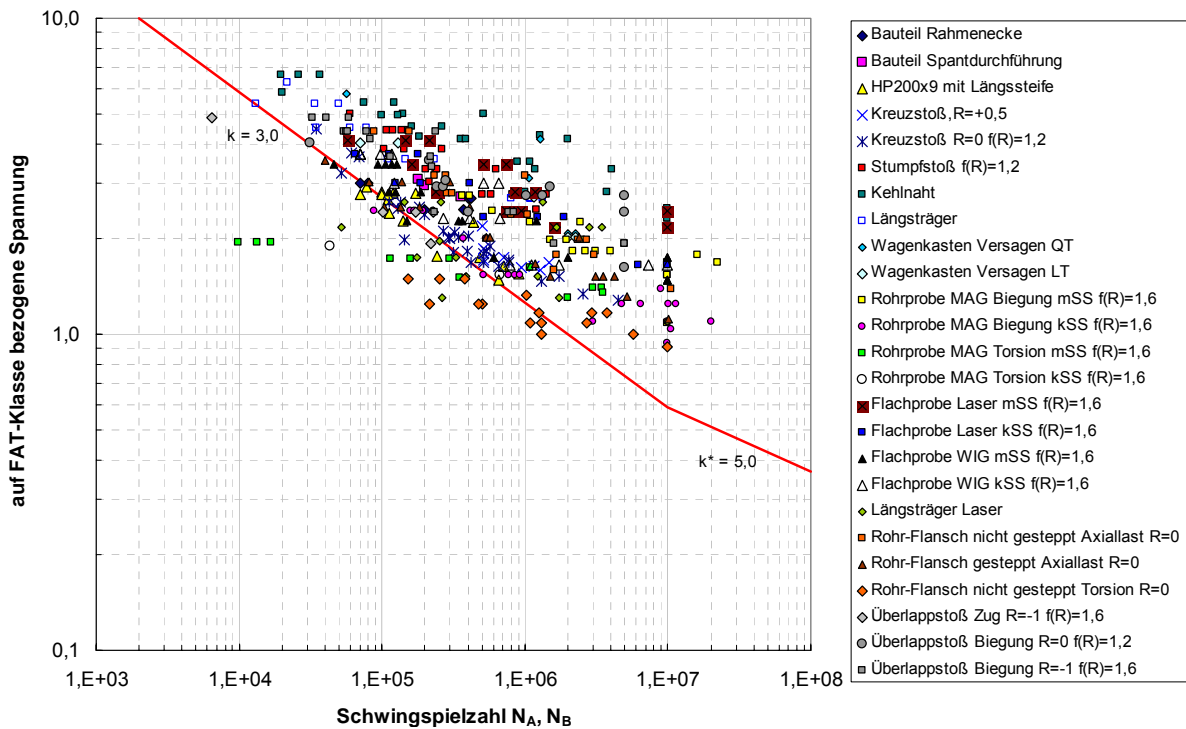


Abb. 6.3: Ergebnisse im Clusterprojekt auf Basis des Strukturspannungskonzeptes (Anriss)

### 6.3 Ergebnisse für das Kerbspannungskonzept

Auch die Lebensdauern für das Kerbspannungskonzept mit  $r_{ref} = 1 \text{ mm}$  liegen für alle Musterbauteile und Detailproben des hier beschriebenen Projektes auf der sicheren Seite (Abb. 6.4). Damit wird auch dieses Konzept bestätigt, wobei auch hier wesentliche schweißbedingte Vorverformungen, wie sie beim Kreuzstoß auftreten, berücksichtigt wurden.

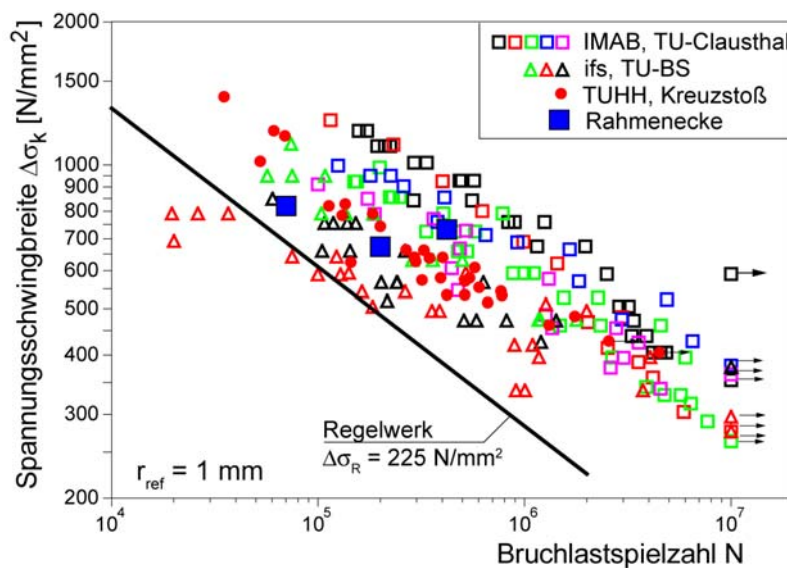


Abb. 6.4: Ergebnisse im Clusterprojekt auf Basis des Kerbspannungskonzeptes mit  $r_{ref} = 1 \text{ mm}$



## 7 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Zur Validierung und ggf. Verbesserung der Festigkeitskonzepte für schwingbeanspruchte, geschweißte Konstruktionen wurden in dem hier vorgestellten Projekt eines Clustervorhabens Plattenstrukturen aus dem Stahlschiffbau experimentell und rechnerisch untersucht. Hierfür wurden zwei Typen von Musterbauteilen sowie zugehörige Detailproben ausgewählt.

Das erste Musterbauteil betraf Rahmenecken von Ro/Ro-Schiffen, von denen insgesamt drei Modelle untersucht wurden. Als zugehörige Detailprobe wurde ein voll durchgeschweißter Kreuzstoß betrachtet, welcher die Gurtkreuzung repräsentiert. In die Untersuchungen wurden die fertigungsbedingten Randbedingungen wie schweißbedingte Vorverformungen und Eigenspannungen weitestgehend einbezogen, um sämtliche Einflüsse auf die Schwingfestigkeit zu erfassen. Die Berechnungen wurden mit der Finite-Elemente-Methode durchgeführt, wobei für die Kerbspannungsberechnung die Submodelltechnik zum Einsatz kam.

Aus den Untersuchungen lassen sich folgende Schlussfolgerungen ziehen:

- Vorverformungen wie Kantenversatz und Winkelverzug beeinflussen die Schwingfestigkeit der Detailproben erheblich. Dieser bereits bekannte Einfluss und dessen Berücksichtigung im Struktur- und Kerbspannungskonzept wurden bestätigt.
- Die Rahmenecken weisen infolge des Abschweißloches mehrere potentielle Anrissstellen auf, von denen die K-Naht am abstoßenden Gurtende nach den Dehnungsmessungen und Spannungsberechnungen die kritischste zu sein schien. Im Schwingfestigkeitsversuch zeigten sich dagegen die ersten Risse am oberen Ende des Abschweißloches.
- Zwei Einflüsse sind offenbar für das unerwartete Rissverhalten verantwortlich: (1) Am oberen Ende des Abschweißloches wurden deutlich höhere Zugeigenspannungen gemessen als an der K-Naht; (2) an der K-Naht lag ein vergleichsweise großer Nahtübergangsradius vor, der zu geringeren Kerbspannungen führt.
- Nach dem Anriss folgt eine lange Rissfortschrittsphase, bis der Rahmengurt weitgehend durchgerissen ist. Als ein sinnvolles Fehlerkriterium wurde eine Risslänge von 20 mm angesehen, was der Gurtstärke entspricht.
- Mit dem Strukturspannungs- und Kerbspannungskonzept kann die Schwingfestigkeit der Rahmenecken und der Kreuzstöße gut abgeschätzt werden. Das Kerbspannungskonzept ist sogar in der Lage, Besonderheiten der Nahtform zu berücksichtigen.
- Das Nennspannungskonzept führt bei den Rahmenecken zu unkonservativen Lebensdauerabschätzungen, weil die mittragende Gurtbreite an der Kreuzungsstelle offenbar stark reduziert ist. Dieser Einfluss kann nur mit einer Finite-Elemente-Berechnung der Spannungsverteilung erfasst werden.

Das zweite Musterbauteil betraf Spantdurchführungen mit Längsspannten aus Hollandprofilen, deren Festigkeitsverhalten angesichts von Schäden an Seitenspannten aus Winkelprofilen in großen Containerschiffen von großem Interesse ist. Kritisch sind hier die Enden der auf der Wulstoberkante angeschweißten Beulsteife des Querrahmens. Insgesamt wurden fünf Musterbauteile untersucht, davon drei mit konstanter und zwei mit variabler Lastamplitude. Als Detailprobe wurde eine Längssteife auf dem Profilwulst unter 4-Punkt-Biegung betrachtet. Die numerischen Berechnungen wurden wiederum mit der Finite-Elemente-Methode unter Verwendung der Submodelltechnik durchgeführt.

Aus den Untersuchungen ergaben sich folgende Schlussfolgerungen:

- Das Versagen erfolgte wie vorhergesagt an den beiden Nahtübergängen auf dem Wulstprofil. Starkes Fließen bei Erstbelastung deutet auf hohe Zugeigenspannungen hin.

- Nach dem Anriss folgte auch hier eine lange Rissfortschrittsphase bis zum kompletten Durchriss des Profilwulstes. Als Fehlerkriterium wurde wiederum eine Risslänge von 20 mm angesetzt, die etwa der Nahtbreite auf dem Profil entspricht.
- Struktur- und Kerbspannungen können für das untersuchte Detail nach bestehenden Berechnungsvorschriften ermittelt werden. Es zeigte sich eine relativ hohe Strukturformzahl, was auf den Einfluss der Wulststärke zurückgeführt wird.
- Das Versagen der untersuchten Details stimmt gut mit den Wöhlerlinien der Festigkeitskonzepte und Regelwerke überein. Lediglich die Detailproben mit den Längssteifen sind unerwartet in einen niedrigeren Kerbfall nach dem Nennspannungskonzept einzustufen, was offenbar mit dem zuvor erwähnten Dickeneinfluss zusammenhängt.
- Das Versagen unter variabler Beanspruchung wird mit Hilfe der Palmgren-Miner-Regel und der Bauteil-Wöhlerlinie konservativ erfasst.

Insgesamt gesehen bestätigen die Untersuchungsergebnisse die vorhandenen Festigkeitskonzepte, wobei die erwähnten Schwachstellen des Nennspannungskonzeptes identifiziert wurden. Außerdem können Einflüsse aus der lokalen Nahtgeometrie und günstigen Eigenspannungen zu überraschenden Ergebnissen führen, was sich mit Anrissen an unerwarteten Stellen zeigte. Neben diesen Erkenntnissen liefert das Projekt generell Ergebnisse für relativ dickwandige Stahlbauteile zur Bestätigung bzw. Verbesserung der Festigkeitskonzepte im Clusterprojekt.

Abschließend sei der Flensburger Schiffbau-Gesellschaft und den Nordseewerken Emden (heute TKMS Blohm+Voss Nordseewerke) für die Bereitstellung der Musterbauteile und Detailproben gedankt.

## 8 Literatur

- Almar-Naess, A. (1985): Fatigue Handbook – Offshore Structures. Tapir, Trondheim.
- Anthes, R.J.; Köttgen, B. and Seeger, T. (1993): erbformzahlen von Stumpfstößen und Doppel-T-Stößen. *Schweißen und Schneiden* 45, S. 685 - 688.
- Broelmann, J.; Flörcke, V.; Reupke, J. und Lehmann, E. (1975): Untersuchung an der Detailkonstruktion Längsspantdurchführung am Tankerrahmen. *Hansa* 112, S. 1801 - 1808.
- Dijkstra, O.D.; Janssen, G.T.M. und Ludolphy, J.W.L. (2001): Fatigue Tests on Large Scale Knuckle Specimens. In: *Practical Design of Ships and Other Floating Structures*, Y.-S. Wu, W.-C. Cui, G.-J. Zhou (Editors), Elsevier Science.
- Doerk, O.; Fricke, W. und Weissenborn, C. (2003): Comparison of Different Calculation Methods for Structural Stresses at Welded Joints. *Int. J. of Fatigue* 25, pp. 359 – 369.
- Doerk, O. und Fricke, W. (2005): Bruchmechanisches Konzept zur Bewertung der Schwingfestigkeit - Untersuchung von Kehlnähten an umschweißten Steifenenden. *Materialprüfung* 47, Nr. 10, S. 575-581.
- Doerk, O. und Paetzold, H. (2001): Betriebsfestigkeitsverhalten von verschiedenen Knieblechverbindungen. *Jahrbuch der STG*, 94. Bd., Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, New York.
- Dong, P. (2001): A Structural Stress Definition and Numerical Implementation for Fatigue Analyses. *Int. J. of Fatigue* 23, pp. 713 – 721.
- Eurocode 3 (1994): Design of Steel Structures, Part 1-1 General Rules and Rules for Buildings (prEN 1993-1-1). European Committee for Standardisation, Brüssel.
- Fricke, W. (1985): Bestimmung der örtlichen Dehnung für schiffbauliche Konstruktionsdetails. *Jahrbuch der STG*, Bd. 79. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York.
- Fricke, W. (2000): Rechnerische Ermittlung und Bewertung örtlicher Beanspruchungen in Schweißnähten komplexer Konstruktionen. 27. Tagung des DVM-Arbeitskreises Betriebsfestigkeit, Koblenz.
- Fricke, W. (2002): Recommended Hot Spot Analysis Procedure for Structural Details of Ships and FPSO's Based on Round Robin FE Analyses. *Int. J. of Offshore and Polar Engng.* 12, pp. 40 – 47.
- Fricke, W. und Petershagen, H. (1991): Anwendung örtlicher Konzepte auf die Betriebsfestigkeit schiffbaulicher Schweißkonstruktionen. In: *Berechnung, Gestaltung und Fertigung von Schweißkonstruktionen im Zeitalter der Expertensysteme*, DVS-Bericht, Bd. 133, DVS-Verlag, Düsseldorf.
- Fricke, W. und von Selle, H. (1999): Verifikation der Integrierten Betriebsfestigkeitsanalyse an ausgewählten Schadensfällen. In: *Entwicklungen in der Schiffstechnik, Statusseminar 1999*, BMBF-Projektträger Schiffstechnik, Germanischer Lloyd, TÜV-Verlag, Köln.
- Fricke, W.; Eylmann, S. und Probst, J.-O. (2005): Schweißkonstruktionen im Schiffbau. *Tagungsband der 6. Sondertagung Schweißen im Schiffbau und Ingenieurbau*, Hamburg, und *HANSA* 142, Nr. 9, S. 64-68.
- Fricke, W.; Lilienfeld-Toal, A.; Paetzold, H. und Rörup, J. (2009): Betriebsfestigkeitsverhalten von Spantdurchführungen an HP- und Winkelprofilen. *Jahrb. der Schiffbautechn. Ges.* 103, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York.
- Germanischer Lloyd (2008): *Klassifikations- und Bauvorschriften, I – Schiffstechnik, Teil 1 – Seeschiffe*, Kap. 1 – Schiffskörper. Selbstverlag, Hamburg.

- Gurney, T.R. and Maddox, S.J. (1972): Determination of Fatigue Design Stresses for Welded Structures from an Analysis of Data. *Metal Construction and British Welding J.*, Nov., S. 418 - 422.
- Haibach, E. (1968): Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung. Bericht FB-77, Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit, Darmstadt.
- Hobbacher, A. (1996): Fatigue design of welded joints and components, Recommendations of IIW, Joint Working Group XIII - XV, XIII - 1539 - 96 / XV - 845 - 96. Abington Publishing, Cambridge.
- Hobbacher, A. (2007): Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components, Final Draft, IIW-Doc. XIII-2151r1-07 / XV-1254r1-07, International Institute of Welding.
- Iida, K. und Matoba, M. (1980): Evaluation of fatigue strength of hull frame ends in ship hulls. IIW-Doc. XIII-950-80, International Institute of Welding.
- Jaeschke (2007): Strukturanalyse einer Spantdurchführung. Studienarbeit am Institut für Konstruktion und Festigkeit von Schiffen, TU Hamburg-Harburg (unveröffentlicht).
- Kahl, A.; Fricke, W. und Paetzold, H. (2006): Kerbspannungsuntersuchungen an schiffbaulichen Schweißkonstruktionen unter Berücksichtigung der laser-optisch erfassten realen Nahtgeometrie. *Jahrb. der Schiffbautechn. Ges.* 100, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York.
- Köttgen, V. B., Olivier, R. und Seeger, T. (1991): Schwingfestigkeitsanalyse für Schweißverbindungen auf der Grundlage örtlicher Beanspruchungen, DVS - Sondertagung Berechnung, Gestaltung und Fertigung von Schweißkonstruktionen im Zeitalter der Expertensysteme. DVS - Verlag, Düsseldorf.
- Lotsberg, I.; Askheim, D.O.; Haavi, T. und Maddox, S.J. (2001): Full Scale Fatigue Testing of Side Longitudinals in FPSOs. Proc. of 11<sup>th</sup> ISOPE Conference, Stavanger.
- Lotsberg, I. and Landet, E. (2004): Fatigue Capacity of Side Longitudinals in Floating Structures. Proc. OMAE Specialty Conf. on FPSO Systems, OMAE-FPSO'04-0015, Houston Texas, ASME Int. Petroleum Techn. Inst.
- Lotsberg, I., Nygård, M. and Thomsen, T. (1998): Fatigue of ship shaped production and storage units. OTC-Paper 8775, Proc. Offshore Technology Conf., Houston.
- Maddox, S.J. (1991): Fatigue strength of welded structures. Abington Publishing, Cambridge (UK).
- Müller, L. (2003): Erklärung für Risse in großen Containerschiffen (Explanation for cracks in large container ships). *Schiff & Hafen* 12/2003, pp. 30-31.
- Niemi, E.; Fricke, W. und Maddox, S. (2006): Fatigue Analysis of Welded Components - Designer's Guide to the Hot-Spot Stress Approach. Woodhead Publ., Cambridge.
- Olivier, R. und Ritter, D. (1979): Wöhlerlinien für Schweißverbindungen aus Baustählen. Bericht Nr. 56, Deutscher Verband für Schweißtechnik (DVS), Düsseldorf.
- Paetzold, H. (1985): Beurteilung der Betriebsfestigkeit auf der Grundlage des örtlichen Konzepts. *Jahrbuch der STG*, Bd. 79. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York.
- Park, J.; Kim, K.B.; Kim, W.S. und Kim, D.H. (2001): An Experimental Investigation on Fatigue Behaviour of Inverted Angle and T-Type Side Longitudinals in Tankers. In: *Practical Design of Ships and Other Floating Structures* (Ed. Y.-S. Wu, W.-C. Cui and G.-J. Zhou), Elsevier.
- Petershagen, H. (1989): Erfahrungen mit dem Kerbspannungskonzept nach Radaj. In: *Kerben und Betriebsfestigkeit*, 15. Vortragsveranstaltung des DVM-Arbeitskreises Betriebsfestigkeit, Ingolstadt.

- Petershagen, H.; Fricke, W. und Paetzold, H. (1994): Betriebsfestigkeit schiffbaulicher Konstruktionen. In: Handbuch der Werften, Band XXII, Schiffahrts-Verlag „Hansa“ C. Schroedter & Co., Hamburg.
- Radaj, D. (1985): Gestaltung und Berechnung von Schweißkonstruktionen – Ermüdungsfestigkeit. Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Düsseldorf.
- Radaj, D.; Sonsino, C.M. und Fricke, W. (2006): Fatigue assessment of welded joints by local approaches. Woodhead Publ., Cambridge (2<sup>nd</sup> ed.).
- Rörup, J. und Fricke, W. (2004): Mean compressive stresses - Experimental and theoretical investigations of the influence on the fatigue strength of welded structures. Doc. XIII-2007-04, International Institute of Welding.
- Schütz, W.; Pook, L.P. and Dover, W.D. (1987): Progress in the development of a Wave Action Standard History (WASH) for fatigue testing of tubular structures in the North Sea. ASTM Sym. on Development of Fatigue Loading Spectra, Cincinnati.
- Uhde, J.P. (2008): Vergleichende Schwingfestigkeitsuntersuchungen einer schiffbaulichen Konstruktion nach dem Strukturspannungs- und Kerbspannungskonzept. Diplomarbeit am Inst. für Konstruktion und Festigkeit von Schiffen der TU Hamburg-Harburg.
- Wernicke, R. (2001): Bewertung schwingbeanspruchter Kreuzstöße mit geometrischen Imperfektionen. Schriftenreihe Schiffbau der TU Hamburg-Harburg, Bericht 614, Hamburg.
- Yoneya, T.; Kumano, A. et al. (1993): Hull cracking of very large ship structures. In: Integrity of Offshore Structures (Ed. D. Faulkner, M.J. Dowling et al.), EMAS, London.

## Anhang A

### Bestimmung der Nennspannung am Hot-Spot 2 für die Rahmenecke

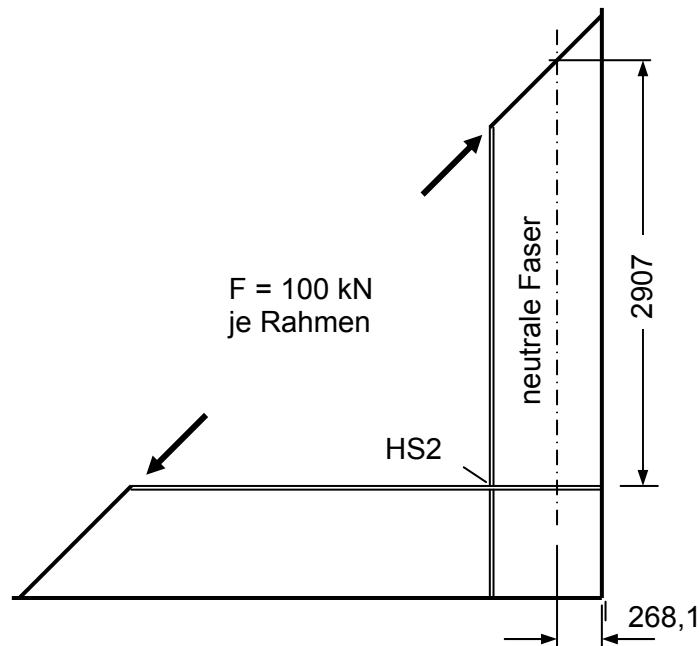


Abb. A.1: Geometrieparameter der Rahmenecke

Axialkraft im vertikalen Rahmen:  $N = F/\sqrt{2}$   
Biegemoment bei HS2 im vertikalen Rahmen:  $M = F \cdot 2907 \text{ mm} / \sqrt{2}$

Querschnittswerte des vertikalen Rahmens (einzelner Rahmen):

Gesamtfläche:  $A = 17.700 \text{ mm}^2$

Mittragende Plattenbreite nach Germanischer Lloyd (2008) für 3 oder weniger Einzellasten:

$$\frac{\ell}{e} = \frac{3430}{700} = 4,9 \quad \Rightarrow \quad \frac{e_{m2}}{e} = 0,74, \text{ d. h. } e_{m2} = 518 \text{ mm}$$

Für den Gurt wird volles Mittragen angenommen.

Querschnittswerte für Rahmen (Platte  $518 \times 11$ , Steg  $600 \times 10$ , Gurt  $200 \times 20$ ):

$$z_s = 268,1 \text{ mm}; I = 108.043 \text{ cm}^3; W = \frac{I}{z} = \frac{108.043 \cdot 10^4}{600 + 20 - 268,1} \text{ mm}^3 = 3070 \text{ cm}^3$$

Spannung infolge Axialkraft:  $\sigma_{ax} = \frac{N}{A} = 4,0 \text{ N/mm}^2$

Biegespannung:  $\sigma_b = \frac{M}{W} = 67,0 \text{ N/mm}^2$

=> Nennspannung bei HS2:  $\sigma = 71,0 \text{ N/mm}^2$

Mittlere Schubspannung im ungeschwächten Steg:  $\tau = \frac{F}{\sqrt{2} \cdot 600 \cdot 10 \text{ mm}^2} = 11,8 \text{ N/mm}^2$

## Anhang B

### Mechanische Eigenschaften des Materials für die Rahmenecke

Material	Festigkeit			Charpy V			
	$R_{eH}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$R_m$ [N/mm <sup>2</sup> ]	A5 [%]	Test- Temp.	Nr. 1 [J]	Nr. 2 [J]	Nr. 3 [J]
A36 TM	463	549	28,5	-20	165	195	171

### Chemische Zusammensetzung des Materials für die Rahmenecke

C %	Si %	Mn %	P %	S %	N %	Cr %	Ni %
0,10	0,31	1,32	0,015	0,010	0,016	0,02	0,01
Al %	Cu %	Mo %	Nb %	V %	Ti %	B %	As %
0,033	0,03	0,002	0,018	0,054	0,002	0,0007	0,002
Sn %	Pb %	Sb %	Ca %	Zn %	H %	PCM	CE
0,004	0,001	0,002	0,0035	0,000	0,0000	0,19	0,34

# Schweißprotokoll der Werft FSG



Schweißanweisung des Herstellers (WPS)  
(siehe EN 288-2)

Ort: FSG Prüfer oder Prüfstelle: \_\_\_\_\_  
 Schweißverfahren des Herstellers: 136 Art der Vorbereitung und Reinigung: bürsten  
 Beleg-Nr.: \_\_\_\_\_ Spezifikation des Grundwerkstoffs: \_\_\_\_\_  
 WPAR-Nr.: \_\_\_\_\_  
 Hersteller: \_\_\_\_\_  
 Name des Schweißers: Fröhling  
 Schweißprozess: MAG  
 Nahtart: \_\_\_\_\_ Werkstückdicke (mm): 20mm  
 Einzelheiten der Fugenvorbereitung Außendurchmesser (mm): \_\_\_\_\_  
 (Zeichnung): siehe Rückseite Schweißposition: Pb

Gestaltung der Verbindung	Schweißfolge
Heftstellen mit gelber Farbe am Werkstück markiert.	

Einzelheiten für das Schweißen

Schweißraupe	Prozeß	Durchmesser des Zusatzwerkstoffes	Stromstärke [A]	Spannung [V]	Stromart / Polung	Drahtvorschub [m / min]	Schweißgeschwindigkeit [cm / min]	Wärmeeinbringung [kJ / cm]
1	136	1,2	250A	26V	+	10,3m/min	26cm/min	
2	136	1,2	280A	28V	+	11,8m/min	31cm/min	
3	136	1,2	280A	28V	+	11,8m/min	35cm/min	
4	136	1,2	280A	28V	+	11,8m/min	36cm/min	
5	136	1,2	280A	28V	+	11,8m/min	36cm/min	
6	136	1,2	260A	26V	+	11,5m/min	43cm/min	
7	136	1,2	260A	26V	+	11,5m/min	43cm/min	

Zusatzwerkstoff: \_\_\_\_\_ Weitere Informationen: \_\_\_\_\_  
 - Einteilung und Markenname: 6113 Fillarc z.B.: Pendeln (maximale Fugenbreite): \_\_\_\_\_  
 Sondervorschriften für Trocknung: \_\_\_\_\_ Pendeln: Amplitude, Frequenz, Verweilzeit  
 Schutzgas / Schweißpulver  
 - Schutzgas: Corgon 18 Einzelheiten für das Pulsschweißen: \_\_\_\_\_  
 - Wurzelschutz: \_\_\_\_\_ Kontaktdüsenabstand: 20mm  
 Gasdurchflußmenge Einzelheiten für das Plasmaschweißen: \_\_\_\_\_  
 - Schutzgas: 15 ltr. Brenneranstellwinkel: schleppend  
 - Wurzelschutz: \_\_\_\_\_  
 Wolframelektrodenart / Durchmesser: \_\_\_\_\_  
 Einzelheiten über Ausfugen / Schweißbadsicherung: \_\_\_\_\_  
 Vorwärmtemperatur: \_\_\_\_\_  
 Zwischenlagentemperatur: \_\_\_\_\_  
 Wärmenachbehandlung und / oder Aushärten: \_\_\_\_\_  
 Zeit, Temperatur, Verfahren: \_\_\_\_\_  
 Erwärmungs- und Abkühlungsrate: \_\_\_\_\_

Hersteller

Prüfer oder Prüfstelle

Fröhling, 09.12.05  
Name, Datum, Unterschrift

\_\_\_\_\_  
Name, Datum, Unterschrift



## Anhang C

### Struktur bzw. Kerbformzahlen für Kreuzstoßproben aus Platte 2

Proben-Nr.	Strukturspannungskonzept	Kerbspannungskonzept	
		$r_{ref} = 1 \text{ mm}$	$r_{ref} = 0,3 \text{ mm}$
1	1,09	2,87	3,97
2	1,08	2,82	3,91
3	1,09	2,86	3,96
4	1,13	2,96	4,09
5	1,16	3,03	4,20
6	1,15	3,01	4,17
7	1,15	3,01	4,17
8	1,15	3,01	4,17
9	1,14	2,99	4,13
10	1,10	2,89	4,00
11	1,08	2,82	3,91
12	1,07	2,81	3,86
13	1,07	2,81	3,86
14	1,08	2,82	3,90
15	1,08	2,83	3,91
16	1,10	2,88	3,98
17	1,07	2,80	3,88
18	1,08	2,82	3,91
19	1,07	2,82	3,90
20	1,10	2,90	4,01
21	1,00	2,60	3,60

### Struktur bzw. Kerbformzahlen für Kreuzstoßproben aus Platte 3

Proben-Nr.	Strukturspannungskonzept	Kerbspannungskonzept	
		$r_{ref} = 1 \text{ mm}$	$r_{ref} = 0,3 \text{ mm}$
1	1,22	3,20	4,43
2	1,25	3,28	4,54
3	1,26	3,33	4,61
4	1,29	3,40	4,70
5	1,31	3,46	4,79
6	1,35	3,55	4,92
7	1,40	3,68	5,09
8	1,48	3,86	5,35
9	1,47	3,86	5,34
10	1,50	3,91	5,41
11	1,49	3,90	5,40
12	1,50	3,91	5,41
13	1,49	3,87	5,36
14	1,45	3,76	5,21
15	1,44	3,73	5,17
16	1,43	3,72	5,15
17	1,41	3,67	5,08
18	1,36	3,55	4,92
19	1,31	3,42	4,77
20	1,27	3,31	4,59
21	1,40	3,68	5,09

## Anhang D

### Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche für den Kreuzstoß Grenzspannungsverhältnis $R = 0$

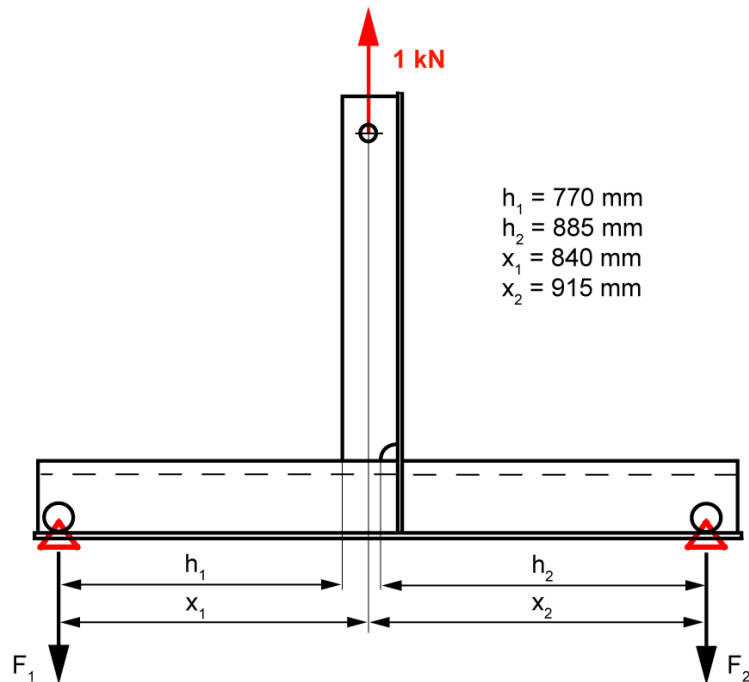
Pro- ben-Nr.	N (Bruch)	N (Anriss)	Spannungsschwingbreite [N/mm <sup>2</sup> ]				Bemer- kung
			Nenn- spannung	Struktur- spannung	Kerbspannung $r_{ref} = 1 \text{ mm}$	Kerbspannung $r_{ref} = 0,3 \text{ mm}$	
2,01	318100	198813	200,0	218,4	573,4	793,6	
2,02	2553200	2553200	150,0	161,5	427,7	592,1	Durchläufer
2,021	513400	320875	200,0	215,4	570,4	789,4	
2,03	662000	413750	180,0	196,4	514,9	712,7	
2,04	135200	84500	280,0	315,4	827,8	1145,8	
2,05	346000	216250	210,0	243,6	637,5	882,4	
2,08	1749300	1093313	160,0	183,6	481,8	666,8	
2,09	296380	185238	210,0	240,0	627,1	868,0	
2,10	1313830	821144	160,0	176,4	461,9	639,4	
2,12	512553	320346	190,0	202,6	534,2	732,7	
2,13	419785	262366	190,0	202,8	534,0	733,6	
2,15	52400	32750	360,0	389,0	1018,1	1409,2	
2,20	391680	244800	200,0	220,2	579,3	801,6	
3,01	68990	43119	360,0	438,2	1151,3	1593,6	
3,02	60970	38106	360,0	449,8	1180,1	1633,4	
3,03	775750	484844	160,0	201,8	532,5	737,1	
3,04	767300	479563	160,0	206,2	543,7	752,5	
3,05	601200	375750	160,0	210,2	553,3	765,8	
3,06	292360	182725	180,0	243,2	639,7	885,4	
3,07	4500000	4500000	110,0	153,8	404,7	560,0	Durchläufer
3,071	324900	203063	180,0	251,6	662,0	916,4	
3,08	35000	21875	360,0	533,2	1391,4	1925,8	
3,09	540340	336890	150,0	220,4	579,2	801,6	
3,10	199925	124953	190,0	285,8	743,1	1028,4	
3,11	112655	70409	210,0	313,6	820,3	1135,3	
3,13	266300	166438	170,0	253,8	663,2	917,8	
3,14	183700	114813	210,0	304,4	789,6	1092,9	
3,15	130685	81678	210,0	301,6	783,8	1084,9	
3,17	143880	89925	170,0	239,6	624,6	864,4	
3,18	400745	250466	180,0	245,6	639,5	885,1	
3,20	572965	358103	180,0	228,8	609,0	842,9	
<b>Statistische Auswertung:</b> Ergebnisse für $N = 2 \cdot 10^6$ Exponent $k = 3,0$ N (Bruch)							
$\sigma$ (Pü = 10 %)			119,4	142,4	373,5	516,7	
$\sigma$ (Pü = 50 %)			100,6	128,8	337,6	466,9	
$\sigma$ (Pü = 90 %)			84,8	116,6	305,1	421,9	
$\sigma$ (Pü = 97,7 %)			76,1	109,0	284,8	393,7	
$T_N$			1 : 2,725	1 : 1,832	1 : 1,835	1 : 1,837	
$T_\sigma$			1 : 1,408	1 : 1,221	1 : 1,224	1 : 1,225	
log s			0,18224	0,10902	0,11068	0,11103	

**Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche für den Kreuzstoß**  
 Grenzspannungsverhältnis  $R = + 0,5$

Proben-Nr.	N (Bruch)	N (Anriss)	Spannungsschwingbreite [N/mm <sup>2</sup> ]				Bemerkung
			Nennspannung	Strukturspannung	Kerbspannung $r_{ref} = 1 \text{ mm}$	Kerbspannung $r_{ref} = 0,3 \text{ mm}$	
2,07	519460	317910	160	186,2	482,1	674,0	
2,14	510250	312273	160	172,6	451,0	624,2	
2,16	1465100	896641	160	168,8	460,6	637,6	
2,17	1161950	711113	160	164,1	448,3	620,5	
2,18	938324	574254	160	162,2	452,0	625,6	
2,19	1272980	779064	160	160,2	451,1	624,3	
3,19	501000	306611	160	219,6	592,4	821,8	
1,02	717900	439355	160	174,4	548,3	764,6	
<b>Statistische Auswertung:</b>							
Ergebnisse für $N = 2 \cdot 10^6$ Exponent $k = 3,0$ N (Bruch)							
$\sigma (P_u = 10 \%)$			144,4	149,8	424,0	588,0	
$\sigma (P_u = 50 \%)$			118,6	129,8	358,2	497,0	
$\sigma (P_u = 90 \%)$			97,4	112,5	302,6	420,1	
$\sigma (P_u = 97,7 \%)$			88,4	105,5	277,8	386,1	
$T_N$			1 : 3,275	1 : 2,361	1 : 2,751	1 : 2,743	
$T_\sigma$			1 : 1,483	1 : 1,332	1 : 1,401	1 : 1,400	
log s			0,19167	0,13549	0,16562	0,16456	

## Anhang E

### Bestimmung der Nennspannung am Hot-Spot 1 und 2 der Spantdurchführung



$$F_1 = \frac{1 \text{ kN} \cdot x_2}{x_1 + x_2}$$

$$\sigma_1 = \frac{F_1 \cdot h_1}{W}$$

$$F_2 = \frac{1 \text{ kN} \cdot x_1}{x_1 + x_2}$$

$$\sigma_2 = \frac{F_2 \cdot h_2}{W}$$

mittragende Plattenbreite nach Germanischer Lloyd

$$\frac{\ell}{e} = \frac{x_1 + x_2}{b} = 3,375$$

$$\frac{e_{m2}}{e} = 0,5688$$

$$e = 296 \text{ mm}$$

$$W = 208 \text{ cm}^3 \text{ für Platte + Steife (HP 200 x 9)}$$

$$F_1 = 0,5214 \cdot 1 \text{ kN} \quad \sigma_1 = 1,930 \cdot 1 \text{ kN [N/mm}^2]$$

$$F_2 = 0,4786 \cdot 1 \text{ kN} \quad \sigma_1 = 2,036 \cdot 1 \text{ kN [N/mm}^2]$$

$$\text{Nennspannung unterhalb des Spantausschnitts: } \sigma_2 = 1,921 \cdot 1 \text{ kN [N/mm}^2]$$

## Anhang F

### Mechanische Eigenschaften des Wulstprofils HP 200 x 9

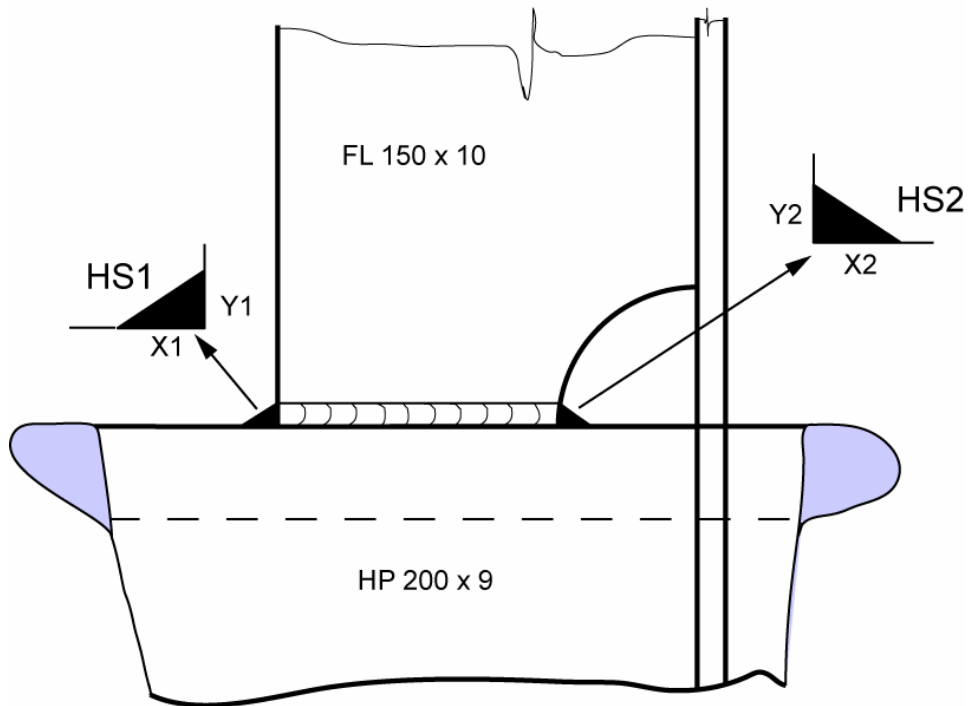
Material	Festigkeit			Charpy V			
	$R_{eH}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$R_m$ [N/mm <sup>2</sup> ]	A5 [%]	Test-Temp.	Nr. 1 [J]	Nr. 2 [J]	Nr. 3 [J]
D36	407	534	27	-20	176	185	169

### Chemische Zusammensetzung des Materials für das Wulstprofil HP 200 x 9

C %	Si %	Mn %	P %	S %	Cr %	Mo %
0,13	0,20	1,34	0,018	0,002	0,02	0,001
Al %	Cu %	Nb	V %			
0,034	0,014	0,001	0,065			
CE						
0,37						

## Anhang G

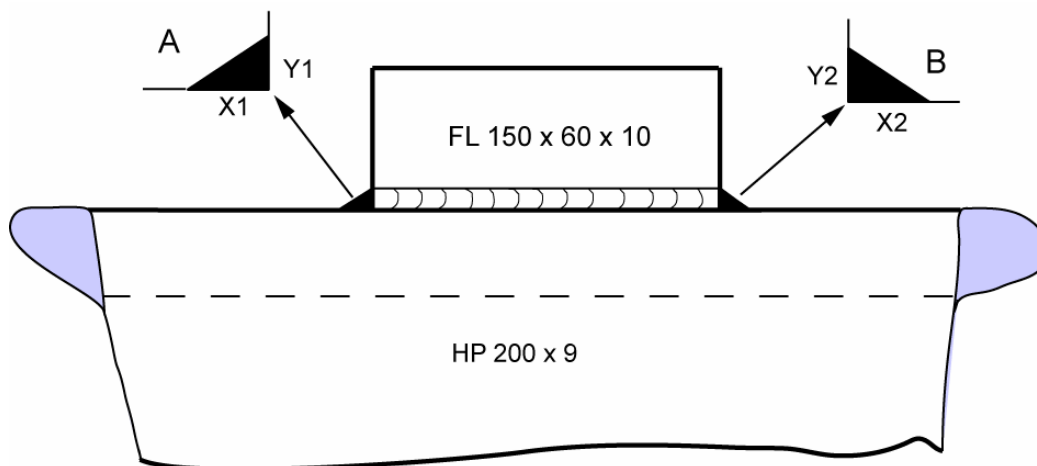
### Aufmaße der Umschweißung am Hot-Spot 1 (HS1) und 2 (HS2) der Spantdurchführung



Modell	HS1		HS2	
	X1 [mm]	Y1 [mm]	X2 [mm]	Y2 [mm]
1	8,5	8,5	9,8	4,5
2	10,3	6,0	8,0	6,0
3	8,0	9,0	10,2	6,8
4	8,8	6,0	8,2	8,0
5	8,3	6,5	12,4	6,0

## Anhang H

### Aufmaße der Umschweißung an der Längssteife vom HP200 x 9



Probe	A		B	
	X1 [mm]	Y1 [mm]	X2 [mm]	Y2 [mm]
1	5,9	5,3	4,7	5,4
2	5,4	5,9	5,9	5,9
3	7,0	5,9	5,9	5,9
4	6,7	5,2	7,5	5,0
5	6,1	5,7	4,9	4,8
6	5,7	6,9	7,0	5,8
7	6,9	6,1	5,4	5,2
8	6,2	6,2	6,2	6,2
9	7,3	6,4	7,6	5,1
10	6,7	6,7	6,0	6,0
11	6,4	7,4	7,4	6,7
12	7,0	7,1	6,5	5,8
13	7,3	6,7	7,5	6,5
14	7,4	5,7	6,5	5,9
15	7,1	6,1	7,0	6,0
16	8,2	5,9	7,8	5,4

## Anhang I

### Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche für die Längssteife auf dem HP 200 x 9

#### 1. Serie Grenzspannungsverhältnis $R = 0,5$

Proben-Nr.	N (Bruch)	Nennspannung $\Delta\sigma$ [N/mm <sup>2</sup> ]
6	546300	120
34	371810	120
2	383930	120
19	412070	120
5	569790	112
27	465360	112
30	502820	112
29	506310	120
15	1004900	92
14	1024500	92
11	527440	120
28	536790	120
16	1146880	120
10	753160	120
7	1213760	92
33	634900	92
31	636430	92
9	809490	92
12	2042300	92
4	1354070	92
8	2715010	92
$\sigma (P_u = 10 \%)$		85,5
$\sigma (P_u = 50 \%)$		74,9
$\sigma (P_u = 90 \%)$		65,6
$\sigma (P_u = 97,7 \%)$		59,3
$T_N$		1 : 3,304
$T_\sigma$		1 : 1,489
log s		0,19789



## 2. Serie Grenzspannungsverhältnis R = 0,1

Proben-Nr.	N (Bruch)	N (Anriss)	Spannungsschwingbreite [N/mm <sup>2</sup> ]				Bemerkung
			Nennspannung	Strukturspannung	Kerbspannung r <sub>ref</sub> = 1 mm	Kerbspannung r <sub>ref</sub> = 0,3 mm	
L1	1272200	650860	77,5	133,5	400,6	547,3	
L2	1152450	709260	86,1	148,2	444,6	607,4	
L3	1752980	913580	81,3	139,9	419,8	573,5	
L4	823140	488550	91,6	157,8	473,4	646,7	
L5	850000	245000	92,4	159,0	477,2	651,9	
L6	240000	141500	119,4	205,6	616,8	842,7	
L7	994000	434800	118,7	204,4	613,4	837,9	
L8	539800	113300	125,7	216,5	649,5	887,3	
L9	530000	109510	139,3	239,9	719,7	983,2	
L10	175760	120500	146,2	251,7	755,2	1031,7	
L11	229510	99000	146,9	252,9	758,7	1036,5	
L12	315950	173040	145,6	250,7	752,4	1027,8	
L13	161110	99700	145,4	250,3	750,9	1025,9	
L14	380060	69880	145,1	249,8	749,5	1023,9	
L15	101350	77900	152,4	262,3	787,1	1075,3	
L16	136390	111060	144,7	249,1	747,4	1021,0	
Statistische Auswertung: Ergebnisse für N = 2·10 <sup>6</sup> Exponent k = 3,0 N (Bruch)							
σ (P <sub>0</sub> = 10 %)			87,1	149,9	449,87	614,56	
σ (P <sub>0</sub> = 50 %)			71,3	122,8	368,61	503,56	
σ (P <sub>0</sub> = 90 %)			58,5	100,7	302,03	412,60	
σ (P <sub>0</sub> = 97,7 %)			52,7	90,7	272,03	371,62	
T <sub>N</sub>			1 : 3,304	1 : 3,305	1 : 3,305	1 : 3,305	
T <sub>σ</sub>			1 : 1,489	1 : 1,489	1 : 1,489	1 : 1,489	
log s			0,19789	0,19792	0,19792	0,19792	